

AVALIAÇÃO DA PROPAGAÇÃO DE FENDAS EM MODO MISTO DE UM AÇO PUDELADO DA PONTE EIFFEL

LUÍS FILIPE MATOS PEREIRA

Dissertação submetida para satisfação parcial dos requisitos do grau de
MESTRE EM ENGENHARIA CIVIL — ESPECIALIZAÇÃO EM ESTRUTURAS

Orientador: Professor Doutor Rui Artur Bártolo Calçada

Coorientadores: Doutor José António Fonseca de Oliveira Correia
Doutor Grzegorz Stanisław Lesiuk

JUNHO DE 2018

MESTRADO INTEGRADO EM ENGENHARIA CIVIL 2017/2018

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL

Tel. +351-22-508 1901

Fax +351-22-508 1446

✉ miec@fe.up.pt

Editado por

FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE DO PORTO

Rua Dr. Roberto Frias

4200-465 PORTO

Portugal

Tel. +351-22-508 1400

Fax +351-22-508 1440

✉ feup@fe.up.pt

🌐 <http://www.fe.up.pt>

Reproduções parciais deste documento serão autorizadas na condição que seja mencionado o Autor e feita referência a *Mestrado Integrado em Engenharia Civil - 2017/2018 - Departamento de Engenharia Civil, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, Portugal, 2018.*

As opiniões e informações incluídas neste documento representam unicamente o ponto de vista do respectivo Autor, não podendo o Editor aceitar qualquer responsabilidade legal ou outra em relação a erros ou omissões que possam existir.

Este documento foi produzido a partir de versão electrónica fornecida pelo respectivo Autor.

Às dificuldades que se apresentam na nossa vida e às pessoas que fizeram ser possível estar
no caminho de hoje

*O artista de agora, se quiser persistir, tem de ser um homem de acção. – Mas que acção?
Ajudar a construir um mundo que o nega? Ajudar a destruir um mundo onde ele próprio já não
vive? A acção dum artista é fazer a sua obra.*

Miguel Torga

AGRADECIMENTOS

Penso que, o esforço para a concretização deste trabalho, apesar de ter um autor, só foi possível com o empenho e ajuda de outros intervenientes que merecem uma palavra de gratidão e respeito.

Assim, desejo manifestar os meus mais sinceros agradecimentos:

- Ao orientador Professor Doutor Rui Artur Bártolo Calçada, que sempre mostrou o seu contentamento pelo trabalho e ideias propostas, bem como, a disponibilização de todos os meios necessários para a elaboração desta dissertação.

- Ao coorientador Doutor José António Fonseca de Oliveira Correia pela ótima iniciativa do tema proposto e acima de tudo pelo trabalho e paciência incansável, que sempre me cedeu de forma a conseguir transmitir o seu conhecimento. Ilustrando sempre com a sua presença um exemplo de simplicidade e humildade a seguir. Obrigado!

- Ao coorientador Doutor Grzegorz Stanisław Lesiuk, docente na *Wrocław University of Science and Technology* (Polónia), pelo apoio que prestou na realização do programa experimental propostos neste trabalho de investigação, bem como, pelas suas recomendações e orientações.

- Ao Sr. José Manuel Duarte, técnico na Empresa Oficina de Tornearia Mecânica e Fresagem, pela sua disponibilidade e prontidão na concretização dos provetes.

- Às instituições, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP), *Wrocław University of Science and Technology* (Polónia), por terem criado todas as condições necessárias para a realização deste trabalho.

- Aos projetos de investigação, SciTech – Science and Technology for Competitive and Sustainable Industries – Research Line 1: Advanced Materials & Structures (NORTE-01-0145-FEDER-000022), e, FADEST - Competence Development in R&D in the Fatigue Design of Structures and Structural Details (NORTE-01-0247-FEDER-015670), cofinanciados pelo Programa Operacional Regional do Norte (NORTE2020), através do Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional (FEDER).

- Ao projeto de investigação, FiberBridge - Fatigue strengthening and assessment of railway metallic bridges using fiber-reinforced polymers (POCI-01-0145-FEDER-030103), cofinanciado pelo COMPETE2020 - Programa Operacional Competitividade e Internacionalização (POCI), através do Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional (FEDER), e por fundos nacionais (PIDDAC) através da Fundação para a Ciência e Tecnologia (FCT/MCTES).

Finalmente, também gostaria de expressar, os meus mais sinceros agradecimentos a todos aqueles que tornaram possível a apresentação do tema desta dissertação na *Delft University of Technology* (Holanda), bem como, a participação em algumas aulas da disciplina de Fadiga de Estruturas na mesma universidade.

Luís Matos
Universidade do Porto
25 de Junho de 2018



Wrocław University
of Science and Technology



UNIÃO EUROPEIA

Fundo Europeu
de Desenvolvimento Regional

RESUMO

As pontes metálicas erguidas no final do século XIX e inícios do século XX tiveram como material principal ferro pudelado. Desta forma, todos os detalhes destas pontes já têm um histórico relevante de carregamentos, sendo assim, é importante conhecer as propriedades deste tipo de aços, bem como, o seu comportamento de resistência. É normal verificar-se fendas neste tipo de elementos estruturais construídos com materiais metálicos antigos o que torna aliciante o estudo da propagação de cada fenda.

Normalmente, as abordagens mais correntes em códigos de projeto de fadiga são as abordagens baseadas em curvas S-N ou curvas de Wöhler de detalhes estruturais. Contudo, os códigos de projeto não estão feitos para cobrir ligações rebitadas, e muito menos usando materiais metálicos antigos. Desta forma, uma discussão é apresentada com o objetivo de clarificar a necessidade de fazer ensaios experimentais de fadiga de ligações rebitadas extraídas de elementos estruturais de pontes a serem objeto de intervenções de manutenção, obtendo desta forma as curvas S-N que servirão de suporte à verificação à fadiga. A sua comparação com outros resultados experimentais existentes na bibliografia deverá ser feita.

Até então, para estudar o crescimento de fendas de fadiga, o material era estudado com condições uniaxiais, ou seja, em modo puro I. Mais tarde verificou-se que esta condição de carregamento proposta até então pela literatura não correspondia à realidade das condições de carregamento a que os detalhes estruturais estão sujeitos, pois os materiais de uma ponte e todos os seus detalhes estão expostos a condições de carregamentos multidirecionais.

Deste modo, de forma a contribuir para o conhecimento do comportamento das taxas de propagação de fendas de fadiga para outras condições de carregamento, para além do modo puro I, neste trabalho é proposto a avaliação das taxas de propagação de fendas de fadiga em modo misto (I+II).

Este estudo pretende analisar o comportamento da propagação de fendas em modo puro I e modo misto II, recorrendo a provetes CT e CTS, respetivamente. O estudo é efetuado para diferentes razões de tensão, principalmente para $R=0.05$ e $R=0.5$. Nos ensaios de propagação de fendas em modo misto (I+II), recorrendo a provetes CTS, os diferentes níveis de mixicidade são alcançados com a introdução de dois ângulos de carregamento de 30° e 60° .

O estudo deverá ser suportado por um modelo numérico do provete CTS utilizando para o efeito *software* de análise numérica, tipo Abaqus®, com o objetivo de obtermos a gama do fator de intensidade de tensões equivalente, ΔK_{eq} .

O estudo proposto é de elevada relevância, pois os ferros pudelados, para além de serem materiais com elevado nível de heterogeneidade, são sujeitos a condições de carregamento multidirecionais. Assim, a avaliação das taxas de propagação de fendas de fadiga em modo misto (I+II) cobrirão diferentes cenários de mixicidade e é de elevada importância para estudos de avaliação da vida residual de estruturas de engenharia civil, principalmente, neste caso, em Pontes Metálicas Antigas.

PALAVRAS-CHAVE: Fadiga, Mecânica da Fratura, Propagação de Fendas de Fadiga em Modo Misto, Microestrutura, Ferro Pudelado.

ABSTRACT

The metallic bridges built in the late XIX and early XX centuries had as their main material puddle iron. In this way, all the details of these bridges already have a relevant history of loads, being therefore important to know the properties of this type of steel, as well as its strength of materials and structural details. It is normal to observe cracks in this type of structural elements constructed with old metallic materials which makes it attractive to study the fatigue crack propagation.

Typically, the most common approaches in fatigue design codes are approaches based on S-N or Wöhler curves of structural details. However, design codes are not meant to cover riveted connections, let alone using old metal materials. Thus, a discussion is presented with the objective of clarifying the need to perform experimental fatigue tests of riveted connections extracted from structural elements of bridges to be object of maintenance interventions, obtaining in this way the S-N curves that support the fatigue verification. Their comparison with other experimental results in the bibliography should be made.

Until then, to study the growth of fatigue cracks, the material was studied with uniaxial conditions, that is, in pure mode I. Later it was verified that this loading condition proposed until then in the literature did not correspond with the reality of the loading conditions to which the structural details are subjected, since the materials of a bridge and all its details are exposed to multidirectional loading conditions. In this way, in order to contribute to the knowledge of the behavior of fatigue crack propagation rates for other loading conditions, in addition to the pure mode I, in this work it is proposed the evaluation of the rates of propagation of fatigue slits in mixed-mode (I + II).

This study intends to analyze the fatigue crack propagation rates in pure mode I and mixed-mode (I+II), using CT and CTS specimens, respectively. The study is performed for different stress R -ratios, mainly, 0 and 0.5. In the experimental program to characterize the mixed-mode (I+II) fatigue crack propagation rates, using CTS specimens, different levels of mixicity are achieved for two loading angles, 30° and 60°.

The study need to be supported by a numerical model of the CTS specimen using the numerical software like Abaqus®, in order to obtain the equivalent stress intensity factor ranges, ΔK_{eq} .

The proposed study is of great relevance because the puddled irons, besides being materials with a high level of heterogeneity, are subject to multidirectional loading conditions. Thus, the evaluation of mixed-mode (I+II) fatigue crack propagation rates will cover different mixicity scenarios. It is of great importance for evaluation studies of the residual fatigue life of civil engineering structures, especially in this case in Old Metallic Bridges.

KEYWORDS: Fatigue, Fracture Mechanics, Mixed-Mode (I+II) Fatigue Crack Propagation, Microstructures, Puddled Iron.

ÍNDICE GERAL

AGRADECIMENTOS	i
RESUMO	iii
ABSTRAC.....	v
LISTA DE FIGURAS.....	xi
LISTA DE QUADROS.....	xv
SÍMBOLOS E ACRÓNIMOS.....	xvii

1. INTRODUÇÃO E OBJETIVOS.....1

1.1. ENQUADRAMENTO	1
1.2 OBJECTIVOS.....	2
1.3 ORGANIZAÇÃO	3

2. ASPETOS GERAIS SOBRE FADIGA E MECÂNICA DA FRATURA.....5

2.1. BREVE HISTÓRIA RELATIVA À FADIGA E MECÂNICA DA FRATURA.....	5
2.2 CONSIDERAÇÕES GERAIS SOBRE A FADIGA	6
2.2.1 INTRODUÇÃO SOBRE FADIGA.....	6
2.2.2 COMPORTAMENTO DE FADIGA DE COMPONENTES SEM FENDAS	7
2.2.3 ENSAIOS DE FADIGA	7
2.2.4. LEI DE BASQUIN	9
2.2.5. REGRA DE GOODMAN.....	10
2.2.6 COMPORTAMENTO DE FADIGA DE COMPONENTES COM FENDAS.....	11
2.3 CONSIDERAÇÕES GERAIS SOBRE MECÂNICA DA FRATURA	13
2.3.1 FRATURA FRÁGIL E DÚCTIL.....	13
2.3.2 MODOS DE FRACTURAS PRINCIPAIS	13
2.3.3 FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÃO.....	14
2.4 ABORDAGENS À FADIGA	16
2.4.1 ABORDAGEM GLOBAL – CURVA S-N.....	16
2.4.2 ABORDAGENS LOCAL.....	17
2.4.2.1 Método Baseado nas Tensões	17
2.4.2.2 Método baseado em deformações.....	18
2.4.2.3 Método baseado na Energia	20

3. NORMAS PARA AVALIAÇÃO DA FADIGA APLICADAS A PONTES	23
3.1 INTRODUÇÃO	23
3.2 CAUSAS DOS DANOS À FADIGA	23
3.2.1 SOLDAS COM DEFEITO	23
3.2.2 ADOÇÃO DE DETALHES COM COMPORTAMENTO DE FADIGA FRACO	25
3.2.3 DEFORMAÇÕES SECUNDÁRIAS E TENSÕES	25
3.3 CÓDIGOS DE PROJETO	25
3.3.1 AVALIAÇÃO DA FADIGA DE ACORDO COM O EUROCÓDIGO	25
3.3.1.1 Resistência à fadiga	26
3.3.1.2 Verificação da resistência à fadiga	28
3.3.2 MODELOS DE CARGA E MÉTODOS DE VERIFICAÇÃO À FADIGA NO EUROCÓDIGO	28
3.3.2.1 Modelos de carga e métodos de verificação à fadiga para pontes rodoviárias	28
3.3.2.2 Modelos de carga e métodos de verificação à fadiga para pontes ferroviárias	29
3.3.3 AVALIAÇÃO DA FADIGA DE ACORDO COM O CÓDIGO BRITISH STANDARD 5400	30
3.3.3.1 Cálculo das tensões	30
3.3.3.2 Resistência à fadiga	30
3.3.4 AVALIAÇÃO DA RESISTÊNCIA À FADIGA DE ACORDO COM O CÓDIGO AMERICAN ASSOCIATION OF STATE HIGHWAY AND TRANSPORTATION OFFICIALS (AASHTO)	32
3.4 CURVAS S-N DE PROJETO PARA LIGAÇÕES REBITADAS DE PONTES METÁLICAS ANTIGAS PROPOSTAS POR TARAS & GREINER E POR CORREIA	34
3.5 DISCUSSÃO	39
4. CARACTERIZAÇÃO DAS TAXAS DE PROPAGAÇÃO DE FENDAS DE FADIGA MODO PURO I E MODO MISTO (I+II)	41
4.1 INTRODUÇÃO	41
4.2 COMPOSIÇÃO QUÍMICA E PROPRIEDADES MECÂNICAS DO MATERIAL	42
4.3 PROGRAMA DE ENSAIOS DE PROPAGAÇÃO DE FENDAS DE FADIGA	44
4.4 PROVETES	45
4.4.1 PROVETE DE COMPACT TENSION (CT)	45
4.4.2 PROVETE DE COMPACT TENSION SHEAR (CTS)	46
4.4.3 FABRICO DOS PROVETES	47
4.5 ENSAIO À FADIGA PARA CARREGAMENTO NO MODO PURO I (UNIAXIAL) E PARA CARREGAMENTO EM MODO MISTO (MODO I + MODO II)	48
4.6 TRABALHOS DESENVOLVIDOS POR OUTROS AUTORES EM MATERIAIS ANTIGOS - PROPAGAÇÃO DE FENDAS DE FADIGA EM FERROS PUDELADOS: ESTUDOS ANTERIORMENTE DESENVOLVIDOS	51

4.6.1 PROPAGAÇÃO DE FENDAS À FADIGA DE PONTES METÁLICAS ANTIGAS REBITADAS	51
4.6.1.1 Conclusões	54
4.6.2 ESTUDO DE UM AÇO DO VIADUTO DE BROCHOCIN (BAIXA SILÉSIA, POLÓNIA)	54
4.6.2.1 Conclusões	56
4.7 CARACTERIZAÇÃO DAS TAXAS DE PROPAGAÇÃO DE FENDAS DE FADIGA EM MODO PURO I E MODO MISTO DO MATERIAL EXTRAÍDO DA PONTE EIFFEL	56
4.7.1 COMPOSIÇÃO QUÍMICA E INVESTIGAÇÃO METALOGRÁFICA	57
4.7. 2. TAXA DE CRESCIMENTO DE FENDAS POR FADIGA - MODO I.....	60
4.7. 2.1 Estudo de fractografia em Modo Puro I	69
4.7.2.2 Comparação de resultados com outros autores.....	71
4.7.3 CRESCIMENTO DE FENDAS POR FADIGA NO MODO MISTO	72
4.7.3.1 Fractografia em Modo Misto	76
 5. CONCLUSÕES E FUTURAS INVESTIGAÇÕES	 83
 REFERÊNCIAS.....	 85

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1 - Superfície de fratura por fadiga de um veio de aço 1040. A fenda de fadiga iniciou-se no canto inferior esquerdo do rasgo e propagou-se praticamente através de toda a seção reta antes de ocorrer a rotura final	7
Figura 2.2 - Ciclo de carga de amplitude constante em função do tempo	8
Figura 2.3 - Fadiga de alto ciclo com início controlado – Lei de Basquin.....	9
Figura 2.4 - Regra de Goodman – o efeito de uma tensão de tração sobre ensaio de fadiga controlado	10
Figura 2.5 - Danos devido à fadiga com início controlado, para diferentes tensões médias	11
Figura 2.6 – Taxas de propagação de fendas por fadiga Vs. gama do fator de intensidade de tensões	12
Figura 2.7 - Provete CTS	12
Figura 2.8 - Temperatura de transição dúctil-frágil	13
Figura 2.9 - Modos de fratura.....	14
Figura 2.10 – Campo de tensões aplicadas na vizinhança de uma fenda	14
Figura 2.11 - Gama de tensões vs. número de ciclos de vida.....	16
Figura 2.12 - Gráfico esquemático das amplitudes de deformação elástica, plástica e total versus reversões para falha.....	19
Figura 3.1 - Defeitos encontrados nos cordões de soldadura	24
Figura 3.2 - Concentração de tensões na solda	24
Figura 3.3 – Curvas de resistência à fadiga para intervalos de tensões normais [19]	27
Figura 3.4 – Curvas de resistência à fadiga para gamas de tensões de corte.....	27
Figura 3.5 – Modelos de carga à fadiga para estradas rodoviárias de acordo com a EN 1991-2:2003	29
Figura 3.6 – Procedimentos para o projeto de fadiga de pontes rodoviárias	29
Figura 3.7 – relação $\sigma_R - N$	31
Figura 3.8 - classificação de detalhes não soldados (BSI, 1980).....	32
Figura 3.9 – Curvas S-N de acordo com AASHTO.....	33
Figura 3.10 - Exemplos para as categorias de detalhes mais relevantes escolhidas para avaliação estatística de resultados de ensaios de fadiga	35
Figura 3.11 - Curvas S-N para ligações rebitadas de corte simples vindas de pontes metálicas portuguesas antigas	38
Figura 3.12 - Curvas S-N para ligações rebitadas de corte duplo vindas de pontes metálicas portuguesas antigas	38
Figura 4.1 – Ponte metálica rebitada de Viana do Castelo, chamada de Ponte Eiffel.	41
Figura 4.2 – Provetes de ensaios de tração: a) sem marcação local; b) com marcação local.....	42
Figura 4.3 – Microestrutura de material rebitado da ponte Eiffel	43

Figura 4.4 – Dimensões (mm) do provete CT usado nos ensaios de propagação de fenda de fadiga para a condição de carregamento em modo puro I de acordo com a norma ASTM E647-99	45
Figura 4.5 – Dimensões (mm) do provete CTS usado nos ensaios de propagação de fendas de fadiga para as condições de carregamento em modo misto (modo I + Modo II) de acordo com as recomendações segundo Lesiuk.....	46
Figura 4.6 – Orientação usada em função da geometria dos provetes CT e CTS.....	47
Figura 4.7 – a) Panorama dos Provetes CT; b) Panorama dos provetes CTS.	48
Figura 4.8 – Configuração do ensaio de modo misto: (a) visão geral do porta-provetes CTS; (b) equipamento real - dispositivo de fixação da amostra CTS para máquina de ensaio uniaxial em configuração de carregamento de modo misto.....	48
Figura 4.9 – Sistema de coordenadas locais para o posicionamento da ponta da fenda durante os ensaios e simulações.	49
Figura 4.10 – Dimensões do provete CTS e condições de contorno apresentadas (a) – o provete é fixado com pinos, (b) – restrições artificiais na borda da amostra.....	50
Figura 4.11 - Dados de propagação de Fenda correlacionados com a lei de Paris: a) Eiffel; b) Luiz I; c) Fão; d) Pinhão; e) Trezói.....	53
Figura 4.12 - Fatores de intensidade de tensão obtidos a partir da simulação numérica para todos os caminhos experimentais obtidos	55
Figura 4.13 - Diagramas de fratura por fadiga cinética para ferro pudelado: a) carregamento em modo misto (ângulo de carga 30°) e modo puro I; b) carregamento em modo misto (ângulo de carga 45°) e modo puro I	55
Figura 4.14 - Ensaio de dureza Vickers usado na investigação de material	58
Figura 4.15 - Imagem representativa da estrutura do material no estado não gravado. Grandes inclusões e escórias não metálicas perceptíveis, o tamanho das escórias excede frequentemente os mm.....	59
Figura 4.16 - Cadeias de inclusões não metálicas típicas deformadas na direção de laminação do material testado.....	58
Fig. 4.17 - Grãos de ferrite (áreas claras) com grandes inclusões não metálicas.....	59
Fig. 4.18 - Estrutura de grãos de ferrita aumentada com inclusões não metálicas (A). Precipitações frágeis notáveis dentro de grãos de ferrite e nos limites de grão.....	59
Fig. 4.19 - Grãos de ferrita aumentados com cadeias de inclusão não metálicas (A). Perceptível tamanho de grão diferente com precipitações de fase frágil dentro de grãos de ferrite (B).....	59
Fig. 4.20 - Grãos de ferrita aumentados com grandes inclusões não metálicas (A).	59
Fig. 4.21 - Grão de ferrita aumentado com inclusões não metálicas (A) e precipitações quebradiças (B) em forma de agulha (nitretos, carbonetos, etc.)	60
Figura 4.22 - Decomposição esquemática da curva F-COD registrada	62
Figura 4.23 - Procedimento de identificação da carga de fecho: a) ponto de fecho no sinal F-COD gravado, b) Valor ótimo de F_{cl} correspondente a um valor mínimo de RSS - ξ [35, 36].....	62
Figura 4.24 – Janela do computador durante o ensaio – consola da máquina MTS	64
Figura 4.25 - Máquina de ensaio MTS810 com sistema de aperto adicional	64

Figura 4.26 – Provete CT durante o ensaio de taxas de propagação de fendas de fadiga ($R = 0.05$)	65
Figura 4.27 - Diagrama de Fratura por Fadiga Cinética para ferro pudelado testado sob condições de $R = 0.05$ e 0.5 com ΔK , ΔK_{eff} em $N.mm^{-1/2}$	66
Figura 4.28 - Diagrama de Fratura por Fadiga Cinética para ferro pudelado testado sob condições de $R = 0.05$ e 0.5 com ΔK , ΔK_{eff} em $MPa.m^{1/2}$	66
Figura 4.29 – Provete CT para $R = 0.5$ e $R = 0.05$ depois do ensaio.	67
Figura 4.30 - Visão macroscópica da superfície da fratura do provete CT colapsado ($R = 0.5$).	68
Figura 4.31 - Visão macroscópica da superfície da fratura do provete CT colapsado ($R = 0.5$) - fadiga e superfície de fratura estática.	68
Figura 4.32 - Visão macroscópica da superfície da fratura do provete CT quebrado ($R = 0.05$).	68
Figura 4.33 - Visão macroscópica da superfície da fratura do provete CT colapsado ($R = 0.05$) - fadiga e superfície de fratura estática. Perceptível a um grande defeito “semelhante à delaminação” ao longo do plano de inclusão do padrão não-metálico.	67
Figura 4.34 - Superfície de fratura típica do provete ensaiado na condição do modo I ($R = 0.5$) - estágio inicial do crescimento de fendas por fadiga.	68
Figura 4.35 - Superfície de fratura típica do provete ensaiado na condição do modo I ($R = 0.05$) - estágio inicial do crescimento de fendas por fadiga.	70
Figura 4.36 - Superfície de fratura típica do provete ensaiado na condição do modo I ($R = 0.5$) - estágio estável de crescimento de fenda por fadiga - aprox. 6mm do entalhe.	70
Figura 4.37 - Superfície de fratura típica do ensaio testado na condição do modo I ($R = 0.05$) - estágio estável de crescimento de fenda por fadiga - aprox. 6mm do entalhe.	71
Figura 4.38 - Suporte de medição de crescimento de fendas por fadiga em modo misto.	73
Figura 4.39 - Dispositivo de carregamento configurado no modo I - procedimento de pré-fenda.	74
Figura 4.40 - Dispositivo de carga configurado para condição em modo misto - ângulo de carga de 60° .	75
Figura 4.41 - Provete CTS colapsado após teste de crescimento de fenda por fadiga em modo misto - ângulo de carregamento de 30° .	76
Figura 4.42 - Superfície de fratura típica do provete na fase inicial do crescimento de fendas por fadiga em modo misto - $F_{max} 10kN$, $R = 0.5$.	77
Figura 4.43 - Superfície de fratura típica do provete na fase inicial do crescimento de fendas por fadiga no modo misto - $F_{max} 6.5 kN$, $R = 0.05$.	77
Figura 4.44 - Superfície de fratura típica do provete na fase inicial do crescimento de fendas por fadiga em modo misto - $F_{max} 10kN$, $R = 0.5$ - comprimento da fenda – 5mm.	78
Figura 4.45 - Superfície de fratura típica do provete na fase inicial do crescimento de fenda por fadiga em modo misto - $F_{max} 6.5 kN$, $R = 0.05$ - comprimento da fenda 5 mm.	78
Figura 4.46 - Traçado da fenda de fadiga do provete CTS para $R=0.5$ e $\alpha = 30^\circ$.	79
Figura 4.47 – Traçado da fenda de fadiga do provete CTS para $R=0.05$ e $\alpha = 30^\circ$.	80
Figura 4.48 - Última etapa do caminho da fenda por fadiga para $\alpha = 30^\circ$ e $R = 0.05$ (imagem microscópica).	80

Figura 4.49 - Última etapa do caminho da fenda por fadiga para $\alpha = 30^\circ$ e $R = 0.5$ (imagem microscópica).	80
Figura 4.50 - Comprimento de fenda vs. número de ciclos de rotura para $\alpha = 30^\circ$ e razões de tensão, 0.05 e 0.5.....	81
Figura 4.51 – Falha prematura na furação de suporte do provete para um ângulo de carregamento de 60°	82

ÍNDICE DE QUADROS

Quadro 3.1 – Parâmetros para as curvas de resistência.....	32
Quadro 3.2 – Parâmetros d em função da probabilidade de colapso.....	32
Quadro 3.3 - Parâmetro A e $(\Delta F)_{TH}$ de acordo com a categoria de detalhe	33
Quadro 3.4 - Classificação dos detalhes estruturais e correspondentes curvas $\Delta\sigma$ -N de acordo Taras e Greiner	37
Quadro 3.5 - Classificação de categorias de detalhes e correspondentes curvas $\Delta\sigma$ -N de acordo com o caso português	39
Quadro 4.1 – Composição química da ponte Eiffel e valores de referência para um aço pudelado e para um aço macio de baixo carbono	42
Quadro 4.2 – Propriedades mecânicas da ponte Eiffel e valores de referência para um aço pudelado e para um aço macio de baixo carbono	43
Quadro 4.3 – Programa experimental para a avaliação da propagação de fendas para o aço antigo da ponte Eiffel.....	44
Quadro 4.4 - Constantes C e m para o modelo de Paris pontes Portuguesas obtidas por Correia [31]	51
Quadro 4.5 – Propriedades mecânicas dos materiais da ponte Eiffel, Luís I, Fão, Pinhão e Trezói ...	52
Quadro 4.6 – Composição química do aço do viaduto de Brochocin	54
Quadro 4.7 – Propriedades mecânicas do Viaduto de Brochocin	54
Quadro 4.8 - Constantes e expoentes da Lei de Paris obtidos do KFFD	56
Quadro 4.9 - Composição química do aço ensaiado (em%)	57
Quadro 4.10 - Medições de dureza Vickers HV10.....	58
Quadro 4.11 – Valores das constantes C e m dos ensaios dos provetes CT em modo puro I.....	65
Quadro 4.12 – Valores das constantes C e m para o Modelo de Paris de provetes CT ensaiados em modo puro I por Correia [31] e os valores dos nossos resultados.....	71
Quadro 4.13 – Resumo dos dados obtidos para os ensaios de propagação em modo misto, $\alpha = 30^\circ$	81

SÍMBOLOS E ACRÓNIMOS

SÍMBOLOS

a - Comprimento de fenda

A - Constante dependente da categoria do detalhe estrutural

A e B - Parâmetros de regressão linear

b - Expoente de resistência à fadiga

c - Expoente de ductilidade à fadiga

C e m - Constantes do material para a Lei de Paris

d - Número de desvios padrão em relação à média

$\frac{da}{dN}$ - Evolução da fenda por ciclo

E - Módulo de elasticidade

$f(R_\sigma)$ - Função de normalização para explicar os efeitos da razão de tensão de acordo com o material aplicado

k_1 - Factor de majoração

K' - Coeficiente de resistência cíclica

K_I, K_{II}, K_{III} - Fatores de intensidade de cada modo de fractura

K_t - Constante > 0

K_0 - Constante relativa à curva S-N média

k_f - Fator de concentração de tensões que traduz uma amplificação das tensões, relacionada com a geometria dos pormenores, não incluída na curva $\Delta\sigma R$ -N de referência

n' - Expoente de endurecimento cíclico devido às deformações

N - Número de ciclos

N_f - Ciclos até à falha

N_{fi} - Número de ciclos até à fractura sob o ciclo de tensão na região i

η - Vulnerabilidade do material

$R\sigma$ - Razão de tensões

r, θ - Coordenadas polares

t - Espessura do provete

τ - Tensões nominais de corte

W - Largura do provete

X - Independente definida como $\log(\Delta\sigma)$

Y - Variável dependente definida como $\log(N_f)$

σ - Tensões nominais principais

σ^f - Coeficiente de resistência à fadiga

σ_a - Amplitude de tensão

σ_{med} - Tensão média

σ_{max} - Tensão máxima

σ_{min} - Tensão mínima

$\Delta\sigma$ - Gama de Tensões

ΔK - Intensidade de tensão cíclica

$\Delta\sigma_0$ - Faixa de tensão cíclica para falha em N_f ciclos sob tensão média zero

$\Delta\sigma_m$ - Faixa de tensão cíclica para falha em N_f ciclos sob tensão média de σ_m

$\Delta\epsilon^p$ - Deformação plástica

$\Delta\epsilon$ - Gama de deformações

ΔW^t - Fadiga limite

ΔW_0^t - Gama de energia total de deformação

$\Delta\sigma(\gamma_{Ff} Q_K)$, $\Delta\tau(\gamma_{Ff} Q_K)$ - Intervalos de tensões resultantes de carregamento

$\Delta\sigma_R$ - Valor de referência tensões normais

$\Delta\tau_R$ - Valor de referência tensões tangenciais

Δ - Inverso do desvio padrão de $\log(N)$

$(\Delta F)_n$ - Resistência à fadiga

$(\Delta F)_{TH}$ - Limiar de resistência à fadiga para gamas de tensão de constante amplitude

$\Delta\sigma_{norm}$ - Intervalo de tensão normalizado

Δk_{eq} - Factor de intensidade de tensões equivalente

$\frac{\Delta\epsilon^E}{2}$ - Componente elástica da amplitude de deformações

$\frac{\Delta\epsilon^P}{2}$ - Componente plástica da amplitude de deformações

ν - Coeficiente de poisson

ϵ'_f - Coeficiente de ductilidade à fadiga

α - Ângulo descrito pela carga

$\alpha.t$ - Constante < 0

γ_{Mf} - Coeficiente parcial para a resistência à fadiga

λ_i - Factores de dano equivalente em função dos espectros

$\gamma_{Ff}\Delta\sigma_{E,2}$ - Amplitude de tensão nominal modificada

$\gamma_{Ff}\Delta\sigma_{E,2}^*$ - Valor de cálculo do intervalo de tensões calculado com um modelo simplificado de treliça com ligações articuladas

ACRÓNIMOS

AASHTO - American Association of State Highway and Transportation Officials

ASTM - American Society for Testing and Materials

BS - British Standard

BS PD - British Standard Published Document

CT - Provete de Compact Tension

CTS - Provete de Compact Tension Shear

EC – Eurocódigo

F-COD – Crack Opening Displacement

FCGR – Fatigue Crack Growth Rates

FLM1 - Modelo de Carga de fadiga 1

FLM2 - Modelo de Carga de fadiga 2

FLM3 - Modelo de Carga de fadiga 3

FLM4 - Modelo de Carga de fadiga 4

FLM5 - Modelo de Carga de fadiga 5

FLM 71 - Modelo de Carga de fadiga 71

1

INTRODUÇÃO E OBJETIVOS

1.1. ENQUADRAMENTO

Como é possível reparar por todo o mundo, a circulação de pessoas e veículos têm vindo a aumentar de forma exponencial ao longo do tempo. Assim, através do desenvolvimento tecnológico foi possível criar novas infraestruturas e novos meios de transporte facilitando assim a aproximação entre pessoas, cidades e negócios.

Desta forma, os nossos engenheiros, ao longo de décadas tentaram construir meios que facilitassem esta aproximação populacional.

No entanto, esta facilidade de trocas e deslocações a nível mundial sentida nos dias de hoje não foi tida em conta no dimensionamento dos meios de comunicação da altura, principalmente, vias ferroviárias e rodoviárias. Um bom exemplo disso, são as pontes metálicas, que estão ainda em serviço, apresentando algumas anomalias causadas pelo aumento de tráfego.

Desta forma, é necessário conseguir uma rede de meios de comunicação que consiga albergar todo o tráfego humano e de transporte de mercadorias, sendo este transporte, o mais importante no estudo de pontes metálicas. É necessário saber qual é o efeito deste tipo de transporte, ao nível das cargas e das velocidades, para compreender como as estruturas se comportam e assim, fazer as devidas reabilitações com a devida viabilidade económica.

O aumento da circulação de mercadorias pelos meios de comunicação ferroviários é uma realidade. Em 2017 houve uma subida de 116% face a 2016, entre a China e a Europa [1], alcançando também a redução de custos em menos de 40% [1]. Ainda sendo um pequeno passo neste setor, o objetivo é criar uma malha ferroviária acoplando portos e aeroportos.

O grande objetivo em cima da mesa por parte de grandes potências mundiais, como é o caso da China, é a criação de uma ferrovia de alta velocidade que demoraria 48 horas a percorrer entre Pequim e Londres sendo que a ligação mais longa em serviço liga Yiwu, costa leste da China, até Madrid atravessando a Rússia e entrando pela Europa através da Alemanha. Um importante passo para Portugal, seria conectar-se também a esta rota ligando assim, as rotas provenientes do oceano atlântico atraindo com isto rotas do canal do Panamá.

Atualmente, já estão a ser criados alguns incentivos por parte dos países, como é o caso da Alemanha, em reduzir as taxas de uso da infraestrutura ferroviária, de forma a aliciar as empresas a optarem por este meio, sendo este mais ecológico, tornando o setor mais competitivo face ao transporte rodoviário.

Deste modo, a criação de novas linhas neste sector fica bastante dispendioso na construção da infraestrutura, como também, em toda a manutenção ao longo da sua vida útil. Na Europa a principal

despesa verifica-se na manutenção e melhoria das linhas ferroviárias [2]. É portanto, importante fazer uma avaliação das estruturas existentes, quais são as suas patologias e limitações de forma a minimizar todo o investimento aplicado.

Retratando uma das necessidades atuais, o fenómeno de fadiga é um dos principais problemas encontrados nas estruturas de engenharia [3], mais concretamente em obras de arte, como é o caso particular, das pontes metálicas ferroviárias e rodoviárias antigas, ainda em operação [4].

As estruturas de engenharia civil, tal como, as pontes metálicas antigas, ainda em operação, estão sujeitas a necessidades de aumento de velocidade bem como de cargas por eixo. Desta forma, estas estruturas estarão sujeitas a um aumento da quantidade de níveis de tensão, consequentemente, um maior número de ciclos, logo a um aumento de dano por fadiga.

A verificação à fadiga destas estruturas é baseada em normas que usam as abordagens de curvas S-N globais para condições de carregamento uniaxiais. Neste contexto, e sabendo que grande parte destas estruturas estão sujeitas a condições de carregamento multiaxiais, bem como, aos avanços recentes em modelação de curvas S-N de fadiga combinando as fases de iniciação e propagação, é proposto nesta dissertação a caracterização do comportamento das taxas de propagação de fendas de fadiga em modo puro I e modo misto. Desta forma, é possível obter a vida residual destas estruturas, considerando diferentes níveis de mixicidade no caminho de propagação de fendas nas ligações estruturais.

1.2. OBJECTIVOS

O objetivo do tema proposto nesta dissertação é a avaliação das taxas de propagação de fendas de fadiga em modo puro I e modo misto (I+II) do material metálico (ferro pudelado) extraído de um elemento estrutural da Ponte Eiffel, situada em Viana do Castelo (Portugal).

Para além da avaliação das taxas de propagação de fendas de fadiga, é também apresentada uma caracterização e análise das microestruturas do material metálico em consideração, onde se releva uma composição de grau ferrítico, bem como, inclusões não-metálicas, impurezas, descontinuidades e delaminações que demonstram o material extraído da Ponte Eiffel ser um ferro pudelado. Há uma comparação com outros materiais metálicos de pontes metálicas antigas. Uma revisão e discussão sobre curvas S-N globais de ligações rebitadas de corte simples e duplo para o projeto de fadiga são apresentadas. Uma comparação entre curvas S-N globais propostas pelos códigos de projeto EC3 e AASHTO, recomendações de Taras & Greiner para ligações rebitadas de pontes metálicas antigas, bem como, as novas propostas sugeridas por Pedrosa & Correia para ligações rebitadas de corte simples e duplo, é feita.

É realizada uma avaliação das taxas de propagação de fendas de fadiga em modo misto (I+II) para diferentes níveis de mixicidade. Este estudo é de extrema relevância pelo facto de estes materiais metálicos não homogéneos estarem sujeitos a condições de carregamentos multidirecionais em detalhes e/ou ligações estruturais. Este estudo é proposto, no sentido de cobrir todas as configurações de carregamento deste tipo de materiais estruturais. Desta forma, estudos relacionados com a avaliação da vida residual de ligações estruturais de pontes metálicas antigas usando uma ampla base de dados experimentais de propagação de fendas de fadiga podem ser feitos.

O interesse desta investigação passa, naturalmente, por enriquecer ainda mais as conclusões sugeridas no âmbito do projeto europeu denominado “BRIFaG – Bridge fatigue guidance – meeting sustainable design and assesement” [5].

As conclusões do projeto, denominado BRIFaG, apontam para o estudo à fadiga de geometrias de detalhes estruturais de pontes metálicas que são mais ou menos sujeitos a estados de tensão/deformação multiaxiais, em vez do estudo corrente de componentes estruturais carregados uniaxialmente. Portanto, as pontes são geralmente expostas a mais do que um tipo de carregamento, logo os detalhes estruturais podem estar sujeitos a tensões proporcionais ou não proporcionais, isto é, no plano ou fora do plano.

Neste sentido, a caracterização e análise de falha de materiais metálicos antigos, a avaliação das taxas de propagação de fendas de fadiga em modo puro I e modo misto (I+II), bem como, uma discussão sobre curvas S-N globais de ligações metálicas rebitadas de pontes metálicas antigas para o projeto de fadiga, são apresentadas neste documento.

1.3. ORGANIZAÇÃO

Esta dissertação é constituída por cinco capítulos – introdução, aspetos gerais sobre fadiga e mecânica da fratura, normas para avaliação da fadiga em pontes metálicas, caracterização das taxas de propagação de fendas de fadiga para diferentes mixicidades, e finalmente, as conclusões e propostas de trabalhos futuros.

No primeiro capítulo, destinado à introdução, é apresentado o enquadramento e objetivos do trabalho proposto, bem como a organização do mesmo. No enquadramento é apresentado uma breve informação da relevância das infraestruturas ferroviárias existentes e da importância do estudo mais detalhado sobre as pontes metálicas ferroviárias existentes ainda em operação. Naturalmente, os objetivos a serem alcançados nesta dissertação sobre a avaliação das taxas de propagação de fendas de fadiga em modo puro I e modo misto (I+II), bem como, a caracterização e análise das microestruturas do material metálico recolhido da ponte Eiffel, são também apresentados.

No capítulo II é apresentado uma breve descrição dos aspetos gerais sobre a fadiga e mecânica da fratura, onde está incluído uma breve história da fadiga e mecânica da fratura, considerações gerais sobre fadiga, mecânica da fratura linear elástica e seus modos de fratura, lei de propagação de fendas de fadiga, abordagens globais e locais.

No capítulo III, designado de normas para avaliação da fadiga em pontes metálicas, são descritos os aspetos gerais sobre as causas que conduzem ao dano por fadiga quando sujeito a carregamentos cíclicos/dinâmicos, os códigos de projeto de fadiga usados para a avaliação de estruturas, designadamente, pontes metálicas. Adicionalmente, curvas S-N globais para ligações rebitadas de corte simples e duplo são apresentadas, sob proposta de diferentes autores, tais como, Taras & Greiner, e Correia. Uma discussão é apresentada sobre estas últimas duas propostas.

No capítulo IV, caracterização das taxas de propagação de fendas de fadiga para diferentes mixicidades, é apresentado uma comparação das propriedades mecânicas e composição química para o material em consideração, com as propriedades usualmente definidas para os ferros pudelados e aços macios de baixo teor de carbono. Adicionalmente, uma caracterização e análise microestrutural do material metálico recolhido da ponte Eiffel, e respetiva comparação com outros materiais metálicos usados em pontes metálicas do mesmo período histórico, são feitas. É também apresentado a proposta de programa experimental para avaliação das taxas de propagação de fendas de fadiga em modo puro I e modo misto, bem como, o procedimento experimental usado para obtenção das curvas da/dN vs. ΔK_I e da/dN vs. ΔK_{eq} . Antes da análise de resultados, uma breve revisão sobre trabalhos efetuados em materiais estruturais metálicos antigos é apresentada. Desta forma, os resultados obtidos para as

taxas de propagação de fenda de fadiga, da/dN , em função da gama de intensidade de tensões, ΔK , no âmbito deste trabalho, são comparados com os resultados das curvas da/dN vs. ΔK_I e ΔK_{eq} obtidas por outros autores.

No último capítulo, são apresentadas as conclusões do trabalho efetuado, bem como, sugestões de algumas propostas para trabalhos futuros.

2

ASPETOS GERAIS SOBRE FADIGA E MECÂNICA DA FRATURA

2.1. BREVE HISTÓRIA RELATIVA À FADIGA E MECÂNICA DA FRATURA

Antes do início da revolução industrial, o conceito “fadiga” era pouco popular no mundo dos engenheiros, pois nessa época, a maior parte das máquinas tinham um funcionamento rudimental e manual, não estando sujeitas a carregamentos cíclicos/dinâmicos significativos que provocassem a falha por fadiga.

Porém, este fenómeno já se verificava no ramo da ferrovia, acontecendo com grande impacto pela primeira vez por volta de 1800 nos eixos de um vagão ferroviário. Nessa época, a investigação sobre determinados fenómenos em engenharia ainda tinha muito para crescer, assim sendo, as estruturas eram calculadas apenas contabilizando as cargas estáticas. Vir-se-ia a descobrir, com a introdução das máquinas a vapor, que em muitos componentes dos sistemas estavam a ser carregados com cargas dinâmicas, que por sua vez, a tensão de flexão em qualquer ponto da superfície do eixo alternava ciclicamente entre valores positivos e negativos.

O engenheiro Albert, funcionário numa mina, foi o primeiro a realizar estudos sobre o fenómeno de fadiga em metais em 1829. Foi este um dos principais impulsionadores no desenvolvimento do estudo à fadiga tendo estado durante 12 anos a ensaiar em laboratório vários eixos até à rotura sob carregamentos alternados, tendo publicado o seu estudo em 1870. Foi também, o responsável pelo projeto e construção das primeiras máquinas de ensaio. Este estudo, por parte deste engenheiro, caracterizou as curvas de fadiga de componentes estruturais, designadas por diagrama S-N ou curva de Wöhler (em homenagem ao engenheiro Albert Wöhler).

Apesar de este conceito, na época ser investigado no mundo académico, foi pela primeira vez aplicado em 1839 por Poncelet [6].

Este fenómeno viria a ser um problema bastante sério em aplicações de estruturas de engenharia, máquinas, equipamentos, pontes, navios, aeronáutica, etc.

Baschinger propôs um limite elástico natural cíclico abaixo do qual não ocorreria fadiga, e mais tarde, Bairstow verificou esta teoria determinando o limite de fadiga de Wöhler.

Em 1903, Ewing e Humfrey observaram planos de falha na superfície de provetes de flexão rotativa, dando resultado à primeira discussão e análise metalúrgica do processo de fadiga.

Entre 1945 e 1960, através de estudos de Coffin e Manson [7], foi estabelecido fundamentos de fadiga em regime de baixo ciclo de fadiga (low-cycle fatigue – LCF).

Ao longo da história, diversos autores e engenheiros, interessaram-se no estudo da fadiga desde Wöhler até Paris, que estudou a propagação de fendas de fadiga em função da intensidade de tensões usado em abordagens da Mecânica da Fratura Linear-Elástica. Foi o primeiro autor, a reconhecer a relação entre fadiga e Mecânica da Fratura.

No passado recente, podemos tomar como exemplo a tragédia do avião Comet, que começou a voar em 1952. A queda deste aparelho teve como origem o desgaste na fuselagem que fendilhou a ponta de uma das janelas, gerando assim elevadas concentrações de tensão que desencadeou degeneração da estrutura.

Com a vontade de diminuir as falhas por fadiga, cada vez mais, houve o desenvolvimento de máquinas de ensaio servo-hidráulicas de eixo único e multiaxial.

Este problema, que ocorre nas estruturas de engenharia, ainda está em estudo nos dias de hoje pois ainda é bastante delicado a sua interpretação, ou seja, ainda é necessário um melhor entendimento na previsão da vida à fadiga, como por exemplo, a necessidade de investigação da fadiga por corrosão.

2.2. CONSIDERAÇÕES GERAIS SOBRE A FADIGA

2.2.1. INTRODUÇÃO SOBRE FADIGA

Por norma, as estruturas são dimensionadas para suportar quando são submetidas a carregamentos estáticos simples, contudo quando são submetidas a carregamento cíclicos, podem vir a sofrer falhas por fadiga.

Uma falha típica pode ser observada num veio de aço com um entalhe escatel. Por norma, o seu início tem origem num ponto de concentração de tensões, como por exemplo, num entalhe, propagando-se devido a carregamento cíclico.

Assim sendo, ao longo deste processo de desenvolvimento pode-se reconhecer duas regiões diferentes. Uma delas, lisa devido à fricção entre as superfícies abertas e uma região áspera associada à fratura devido ao veio já não ter secção suficiente para resistir.

Como se pode observar na Figura 2.1, a fenda propagou-se através da maior parte da secção reta, antes de se verificar a rotura final.



Figura 2.1 - Superfície de fratura por fadiga de um veio de aço 1040. A fenda de fadiga iniciou-se no canto inferior esquerdo do escatel e propagou-se praticamente através de toda a seção reta antes de ocorrer a rotura final [8].

2.2.2. COMPORTAMENTO DE FADIGA DE COMPONENTES SEM FENDAS

Para analisar o comportamento à fadiga recorre-se a ensaios cíclicos do material sob tração uniaxial ou sob flexão rotativa pura. Esta tensão, por norma, remete para uma curva sinusoidal ao longo do tempo. Hoje em dia já se encontram máquinas no mercado, onde é possível controlar as condições de carregamento a serem impostas durante o ensaio.

A fadiga divide-se em dois grupos, a fadiga de componentes sem fendas, ou seja, como o próprio nome exige, é um componente que não tem fenda preexistente. Neste grupo podemos encontrar fadiga de alto ciclo, que são geralmente superiores a 10^4 sendo aplicadas tensões abaixo do escoamento. Exemplo disso, são todos os sistemas rotativos ou vibratórios. Em contraste, temos a Fadiga de baixo ciclo em que os ciclos até à rotura, são inferiores a 10^4 , sofrendo portanto, tensões acima do escoamento. Como exemplos, as estruturas de aeronaves e qualquer componente sujeito a sobrecargas ocasionais e/ou acidentais.

O outro grupo consiste na fadiga de estruturas com fendas, ou seja, já há fendas preexistentes, como exemplo, qualquer grande estrutura de engenharia, em particular as pontes metálicas ferroviárias e/ou rodoviárias.

2.2.3. ENSAIOS DE FADIGA

Na Figura 2.2 podemos observar um carregamento cíclico no tempo, variando entre uma tensão máxima, $\sigma_{\max}$ e uma tensão mínima, $\sigma_{\min}$. A relação entre a tensão mínima e máxima é geralmente designada por razão de tensões, R.

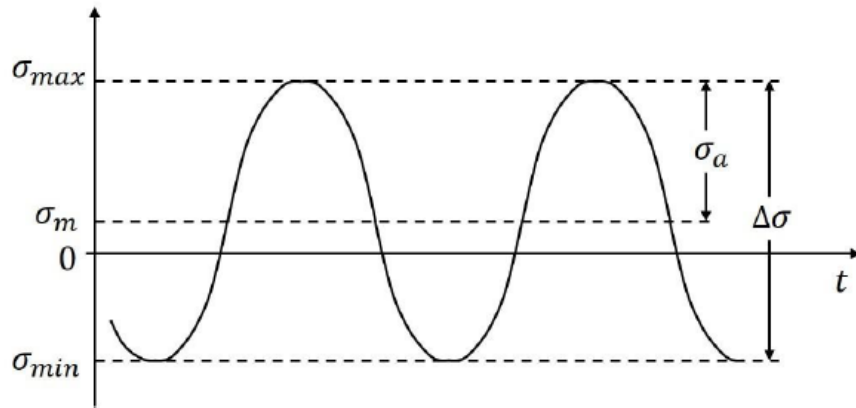


Figura 2.2 - Ciclo de carga de amplitude constante em função do tempo [8].

Relativamente à Figura 2.2, é possível extrair alguns conceitos essenciais para os ensaios de fadiga, tais como, gama de tensões, amplitude de tensão, tensão média, e tensões máxima e mínima:

- 1) Gama de tensões, $\Delta\sigma$:

$$\Delta\sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min} \quad (2.1)$$

- 2) A amplitude de tensão, σ_a :

$$\sigma_a = \frac{\Delta\sigma}{2} = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{2} \quad (2.2)$$

- 3) A tensão média, σ_{med} :

$$\sigma_{\text{med}} = \frac{\sigma_{\max} + \sigma_{\min}}{2} \quad (2.3)$$

- 4) Tensão máxima, $\sigma_{\max}$, e tensão mínima, $\sigma_{\min}$:

$$\sigma_{\max} = \sigma_{\text{med}} + \sigma_a \quad (2.4)$$

$$\sigma_{\min} = \sigma_{\text{med}} - \sigma_a \quad (2.5)$$

Em alternativa à tensão média, como parâmetro num ensaio de fadiga, é comum o uso da razão de tensões, R_σ :

$$R_\sigma = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} \quad (2.6)$$

Os valores mais comuns para a razão de tensões são, $R_\sigma = 0$ ($\sigma_{\text{med}} = \frac{\sigma_{\max}}{2}$) e $R_\sigma = -1$ ($\sigma_{\text{med}} = 0$). Enquanto o carregamento com razão de tensões nula é denominado de pulsante, o carregamento com razão de tensões igual a -1 é designado de alternado ou totalmente reversível.

2.2.4. LEI DE BASQUIN

Em fadiga de alto ciclo de componentes, partindo do princípio que $\sigma_{\max}$ e $|\sigma_{\min}|$ menores que a tensão de escoamento, constatou-se empiricamente que os dados retirados experimentalmente podem ser ajustados de forma adequada à equação $\Delta\sigma^m \cdot N_f = C$ (Figura 2.3).

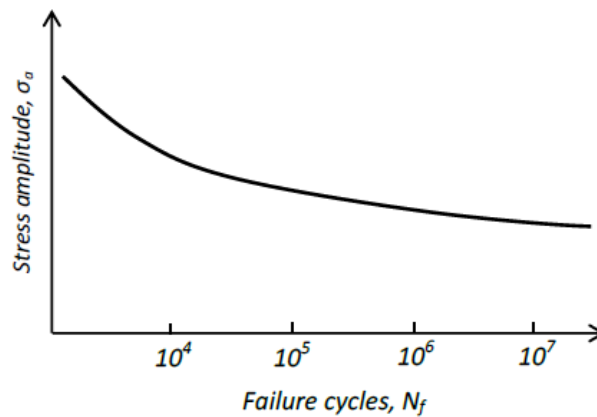


Figura 2.3 - Fadiga de alto ciclo com início controlado – Lei de Basquin [9].

2.2.5. REGRA DE GOODMAN

Se o material for sujeito a uma tração média ($\sigma_{med} > 0$), a gama de tensão deve diminuir para manter o mesmo N_f , respeitando assim a regra de Goodman (Figura 2.6).

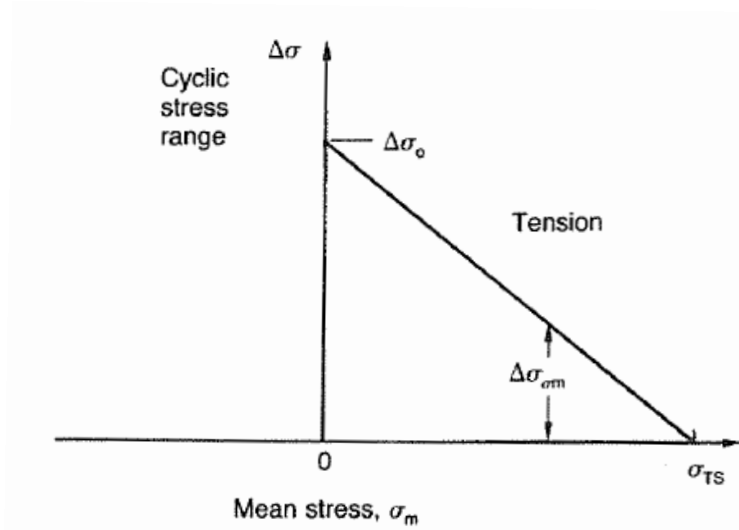


Figura 2.4 - Regra de Goodman – efeito de uma tensão de tração sobre ensaio de fadiga controlado [8].

Este gráfico respeita a expressão a seguinte expressão:

$$\Delta\sigma_{\sigma m} = \Delta\sigma_0 \cdot \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_{TS}}\right) \quad (2.7)$$

Onde:

$\Delta\sigma_0$ – Faixa de tensão cíclica para falha em N_f ciclos sob tensão média zero;

$\Delta\sigma_m$ – Faixa de tensão cíclica para falha em N_f ciclos sob tensão média de σ_m .

Esta regra não deixa de ser empírica, e por vezes, não se pode dar como certa, ou seja, é indispensável fazer ensaios de simulação das condições de serviço que vão ser úteis para o projeto final.

É importante reforçar que, $\Delta\sigma$ oscila ao longo do tempo o que obriga de certa forma a retratar a realidade, somando o dano que acordo com recurso à regra de Miner de dano cumulativo (Figura 2.5).

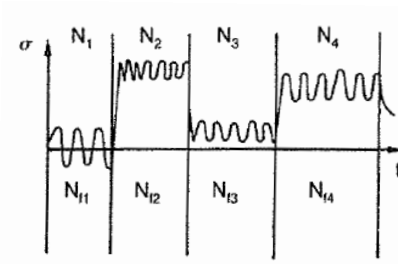


Figura 2.5 - Danos devido à fadiga, para diferentes tensões médias [8].

A soma do dano por fadiga, é feito através da seguinte expressão:

$$\sum_i \frac{N_i}{N_{fi}} = 1 \quad (2.8)$$

Onde, N_{fi} , é o número de ciclos até à falha sob o ciclo de tensão na região i , e $\frac{N_i}{N_{fi}}$ é a fração da vida útil esgotada após N_i naquela região. Não deixa de ser mais uma regra empírica utilizado na conceção de um projeto, tendo em relevo que a falha se dá quando a soma das frações tem um resultado de 1.

2.2.6. COMPORTAMENTO DE FADIGA DE COMPONENTES COM FENDAS

O fenómeno de fadiga pode ser observado em estruturas com dimensão considerável. O mais comum são as estruturas soldadas, como é o caso de pontes ou estruturas offshore. Neste tipo de condições, muitas das vezes teremos que trabalhar a estrutura com a fenda, em que o método de segurança consiste em saber quantos ciclos a fenda realiza antes de começar a aumentar até chegar à altura em que a fenda já apresenta preocupações na estabilidade da estrutura.

Este estudo é possível ser feito através de ensaios em provetes, em que o estado inicial do provete já contém uma pré-fenda com um determinado comprimento, sendo aplicado uma determinada carga, e observa-se a evolução do comprimento de fenda. Geralmente recorre-se à Mecânica da Fratura para estudar a propagação de fendas por fadiga. Desta forma, um dos parâmetros a ser estudado é a gama de intensidade de tensões, ΔK , em redor da ponta da fenda, que é dado pela seguinte expressão:

$$\Delta K = K_{\max} - K_{\min} = Y \Delta \sigma \sqrt{\pi a} \quad (2.9)$$

Sendo a carga constante, a gama de intensidade de tensão cíclica, ΔK , aumenta com a evolução da propagação de fenda. Através da Figura 2.6 pode-se verificar que a velocidade de propagação de fendas por fadiga, da/dN aumenta com o ΔK . Em regime estacionário a taxa de crescimento da fenda, dada pela Lei de Paris [10] é a seguinte:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^m \quad (2.10)$$

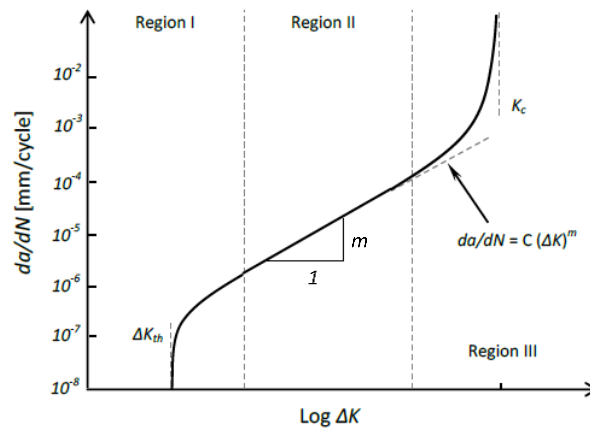


Figura 2.6 – Taxas de propagação de fendas por fadiga vs. gama do fator de intensidade de tensões [9].

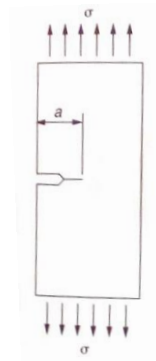


Figura 2.7 - Provete com pré-fenda sob carregamento de tração [8].

O fator de intensidade de tensões, máximo e mínimo, em função do nível de carregamento máximo e mínimo é dado por:

$$K = Y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.11)$$

$$K_{\max} = Y\sigma_{\max}\sqrt{\pi a} \quad (2.12)$$

$$K_{\min} = Y\sigma_{\min}\sqrt{\pi a}, \sigma_{\min} > 0 \quad (2.13)$$

$$K_{\min} = 0, \sigma_{\min} \leq 0 \quad (2.14)$$

Assim, com base na integração da lei de propagação de fendas, considerando o comprimento de fenda inicial, a_0 , e o comprimento de fenda final, a_f , é possível obter o número de ciclos até à rotura, que é dado pela seguinte expressão:

$$N_f = \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{C \Delta k^m} \quad (2.15)$$

Onde, C e m são constantes do material e ΔK é a gama do fator de intensidade de tensões dado pela Equação (2.9).

2.3. CONSIDERAÇÕES GERAIS SOBRE MECÂNICA DA FRATURA

2.3.1. FRATURA FRÁGIL E DÚCTIL

Em fratura frágil, a estrutura entra em colapso sem aviso prévio, ou seja, não é visível qualquer deformação plástica da peça. Este tipo de fratura acontece, pois, a tensão de fratura frágil é atingida em primeiro lugar.

A fratura dúctil é outro modo de fratura, sendo uma fratura que nos dá indicações através de deformações que vai colapsar. Esta acontece, quando uma estrutura está a ser carregada e a tensão de cedência ocorrer em primeiro lugar.

Esta competitividade entre fratura frágil e dúctil pode ser representada num gráfico de tensão de cedência e fratura em função da temperatura (Figura 2.8). Assim, vai existir um intervalo de temperatura que é a zona onde ocorre a transição entre frágil e dúctil.

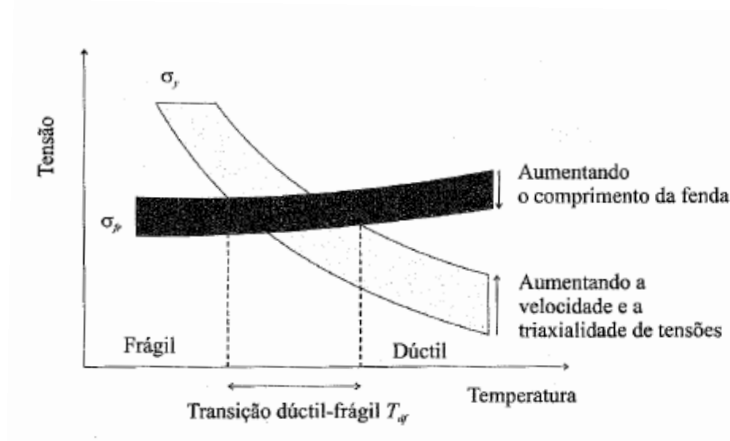


Figura 2.8 - Temperatura de transição dúctil-frágil [11].

2.3.2. MODOS DE FRATURAS PRINCIPAIS

A propagação da fenda dá-se através de três modos de fratura principais (solicitação/deformação). O primeiro modo, que é o que geralmente acontece às estruturas, consiste na abertura à tração que condiz a uma carga de tração na direção normal ao plano da fenda. O segundo modo consiste num corte no plano, no qual este carregamento é aplicado perpendicularmente à frente de fenda. Por último, o terceiro modo, dá-se um corte transversal, que está associado a uma carga de corte paralela à frente de fenda. Estes três modos podem ser observados na Figura 2.9.

Ainda se deve acrescentar que na engenharia aparece muitos casos em que estes modos se combinam e assim sendo devem ter o seu respetivo cuidado na sua análise.

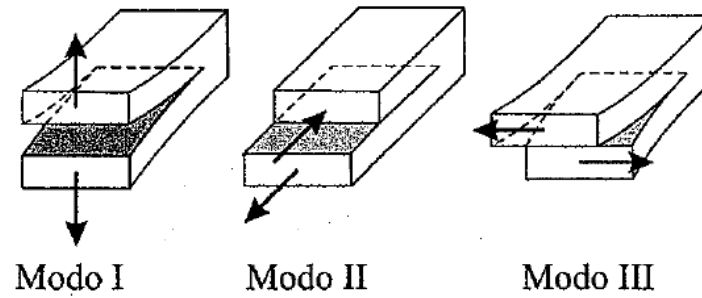


Figura 2.9 - Modos de fratura [11].

2.3.3. FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÃO

O fator de intensidade de tensões está inteiramente associado aos modos de fratura I, II e III. Em qualquer um dos modos as facetas do material vão estar aplicadas tensões principais e de corte de acordo com as forças aplicadas como podemos observar na Figura 2.10.

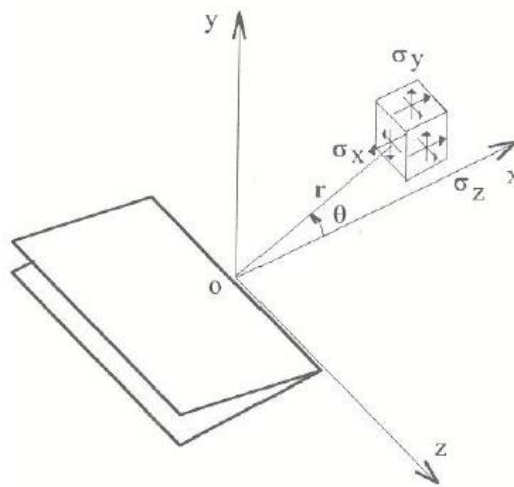


Figura 2.10 – Campo de tensões aplicadas na vizinhança de uma fenda [12].

No modo I, as tensões existentes perto de uma ponta de fenda podem ser determinadas pelas seguintes expressões.

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ \sigma_y &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ \tau_{xy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2}\end{aligned}\tag{2.16}$$

No modo II, as tensões são definidas pelas seguintes expressões:

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \frac{-K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \left(2 + \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right) \\ \sigma_y &= \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \\ \tau_{xy} &= \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right)\end{aligned}\tag{2.17}$$

Finalmente, no modo III, não existindo tensão normal na direção x, podemos definir as restantes tensões através de:

$$\begin{aligned}\tau_{xy} &= \frac{-K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \\ \tau_{yz} &= \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2}\end{aligned}\tag{2.18}$$

Nestes três modos, as incógnitas são ν que é o coeficiente de Poisson, r e θ as coordenadas polares e por fim o K_I , K_{II} , K_{III} sendo estes os respetivos fatores de intensidade de cada modo que podem ser combinados entre si obtendo um fator de intensidade de tensões equivalente proposto por Richard [13]:

$$K_I = \frac{F\sqrt{\pi a} \cos \alpha}{Wt(1-a/W)} \sqrt{\frac{0.26 + 2.65 (a/W - a)}{1 + 0.55(a/W - a) - 0.08 (a/W - a)^2}}\tag{2.19}$$

$$K_{II} = \frac{F\sqrt{\pi a} \sin \alpha}{Wt(1-a/W)} \sqrt{\frac{-0.23 + 1.4 (a/W - a)}{1 - 0.67(a/W - a) + 2.08 (a/W - a)^2}} \quad (2.20)$$

Assim, neste caso podemos obter o fator de intensidade de tensões equivalente no modo carregamento misto (axial com corte). Podemos calcular este fator de intensidade de tensões através das expressões em 2.21.

$$\Delta K_{eq} = \frac{\Delta K_I}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{\Delta K_I^2 + 6\Delta K_{II}^2} \quad (2.21)$$

$$\Delta K_{eq} = \sqrt[4]{\Delta K_I^4 + 8\Delta K_{II}^4}$$

2.4. ABORDAGENS À FADIGA

2.4.1. ABORDAGEM GLOBAL – CURVA S-N

Cada estrutura é uma estrutura, ou seja, a forma como as cargas estão aplicadas nos seus componentes nunca é a mesma, logo, no campo da fadiga, ainda não é possível encontrar na literatura o comportamento à fadiga para todo o tipo de detalhe. Assim, por vezes, é necessário fazer um modelo a escala reduzida para perceber o seu comportamento.

Ao longo do tempo alguns autores tentaram resolver o problema, ilustrando equações que ajudassem os engenheiros a solucionar este problema, mas não são suficientes.

Através de provetes avaliando o seu comportamento à fadiga com a aplicação de forças dependentemente do que se pretende estudar é possível construir um gráfico com escala logarítmica tendo em ordenadas a gama de tensão e em abcissas a vida de fadiga (Figura 2.11).

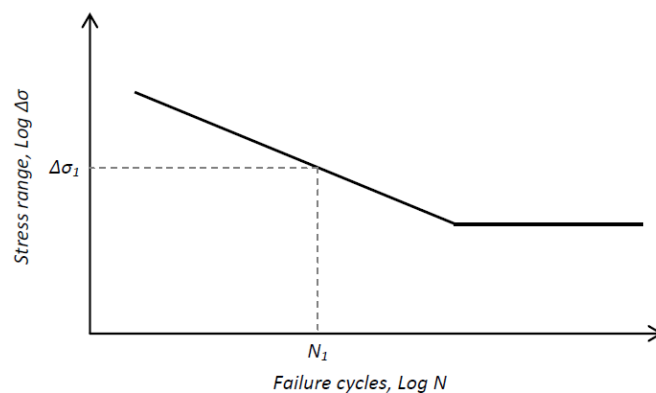


Figura 2.11 - Gama de tensões Vs. número de ciclos de vida [9].

A grande parte dos códigos de projeto rege-se pela lei de Basquin:

$$\Delta\sigma^m N_f = C \quad (2.22)$$

Onde, m e C são constantes do material.

Podemos ainda identificar os parâmetros recorrendo a uma regressão linear:

$$Y = A + B \cdot X \quad (2.23)$$

Onde:

Y é a variável dependente definida como $\log(N_f)$;

X é a variável independente definida como $\log(\Delta\sigma)$;

A e B são parâmetros de regressão linear;

Assim sendo, a curva S-N é possível ser feita através das expressões seguintes:

$$\log N_f = A + B \cdot \log \Delta\sigma \quad (2.24)$$

$$\log \Delta\sigma = \frac{A}{B} + \frac{1}{B} \log N_f$$

Onde A e B são parâmetros da regressão linear que também têm relação com as constantes C e m :

$$C = 10^A \quad (2.25)$$

$$m = -B \quad (2.26)$$

2.4.2. ABORDAGENS LOCAIS

Neste tipo de abordagens, existem vários parâmetros diferentes para fazer a análise à fadiga de materiais e componentes estruturais, ou seja, com os resultados obtidos nos ensaios à fadiga são utilizados parâmetros de danos para fazer a respetiva correlação. Esta correlação é importante na fase de iniciação de fendas de fadiga.

Esta abordagem pode ser dividida em três categorias, ou seja, baseadas em tensão, deformação e energia, havendo mais do que uma expressão proposta para cada parâmetro, dependendo do autor em questão.

2.4.2.1. Método baseado em tensões

Este método está inteiramente relacionado com as curvas S-N, sendo um bom método para ser aplicado em casos de altos ciclos de fadiga pois só nestes casos é que se pode garantir uma relação linear entre a tensão e a deformação [13]. Estas relações gráficas concebidas entre a amplitude de tensões e o número final de ciclos de falha expressos numa escala logarítmica traduzem-se numa linha reta representada pela seguinte expressão:

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma_f' \cdot N_f^b \quad (2.27)$$

Onde:

$\Delta\sigma$ - Gama de tensões;

σ_f' - Coeficiente de resistência à fadiga;

b - Expoente de resistência à fadiga.

Esta expressão sofreu uma alteração feita por Morrow [14] devido ao facto de em detalhes não soldados o efeito do nível de tensão deve ter uma abordagem mais sensível face aos detalhes soldados. Assim, com a nova expressão podemos introduzir o efeito da tensão média que reduz o coeficiente de resistência à fadiga:

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = (\sigma_f' - \sigma_m) \cdot N_f^b \quad (2.28)$$

2.4.2.2. Método baseado em deformações

O método baseado em deformações usa uma curva de deformação *versus* vida, juntamente com a curva tensão *versus* deformação dos ciclos histeréticos estabilizados dos materiais em vez da curva S-N usada no método baseado nas tensões. Os coeficientes e expoentes que definem essas curvas são tratados como propriedades de fadiga do material.

A curva tensão *versus* deformação dos ciclos estabilizados é frequentemente definida usando a equação de Ramberg-Osgood (Equação 2.32).

Com a Equação 2.29 observamos o comportamento da componente elástica da amplitude de deformações:

$$\frac{\Delta\varepsilon^E}{2} = \frac{\sigma_f'}{E} \cdot (2N_f)^b \quad (2.29)$$

Onde:

$\frac{\Delta\varepsilon^E}{2}$ - Componente elástica da amplitude de deformações;

E - Módulo de elasticidade.

A componente plástica da amplitude de deformações, $\Delta\varepsilon^P/2$, em função do número de reversões, $2N_f$, pode ser obtida através da Equação 2.30.

$$\frac{\Delta\varepsilon^P}{2} = \varepsilon'_f \cdot (2N_f)^c \quad (2.30)$$

Onde:

$\frac{\Delta\varepsilon^P}{2}$ – Componente plástica da amplitude de deformações;

ε'_f – Coeficiente de ductilidade à fadiga;

c – Expoente de ductilidade à fadiga.

Assim, perante o método baseado em deformações, somando a componente elástica e plástica da amplitude de deformações, obtemos a amplitude de deformação total como podemos ver na Equação em 2.31:

$$\frac{\Delta\varepsilon^E}{2} + \frac{\Delta\varepsilon^P}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} \cdot (2N_f)^b + \varepsilon'_f \cdot (2N_f)^c \quad (2.31)$$

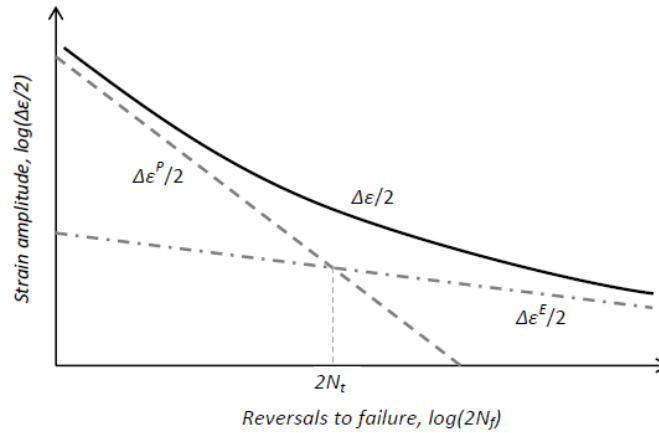


Figura 2.12 - Gráfico esquemático das amplitudes de deformação elástica, plástica e total versus reversões para falha [9].

O ciclo da tensão estável pode ser definido através da equação de Ramberg-Osgood [15]:

$$\Delta\varepsilon/2 = \frac{\Delta\sigma/2}{E} + \left(\frac{\Delta\sigma/2}{K'} \right)^{1/n'} \quad (2.32)$$

Onde:

K' - Coeficiente de resistência cíclica.

n' - Expoente de endurecimento cíclico devido às deformações.

Esta abordagem pode sofrer alterações tendo como objetivo de inserir a contribuição da tensão média. É uma teoria que foi conduzida por Smith, Watson e Topper [16] que se traduz em bons resultados para vários tipos de materiais [17]:

$$\sigma_{\max} \cdot \frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\sigma_f'^2}{E} \cdot (2N_f)^{2b} + \sigma_f' \cdot \varepsilon_f' \cdot (2N_f)^{b+c} \quad (2.33)$$

2.4.2.3. Método baseado na energia

Este método relaciona a tensão, a deformação e o processo de dano por fadiga. É um método que demonstra ter uma boa capacidade de relacionar resultados de diferentes ensaios [18]. Neste campo, ainda existe muito trabalho de investigação em curso, e vários modelos têm sido propostos [13]. Para amplas deformações plásticas é natural falar-se na densidade da energia de deformação plástica por ciclo (ΔW^P), já não se pode dizer o mesmo para magnitudes de deformações pequenas, pois verifica-se que em altos ciclos a energia de deformação plástica é demasiada estreita para se obter uma boa leitura.

Um dos modelos sugeridos e amplamente usado, é o proposto por Ellyin e Kujawski [19], que use a gama de energia de deformação total por ciclo, ΔW :

$$\Delta W = \frac{1}{2} \Delta W^P + \frac{1}{2} \Delta \sigma \Delta \varepsilon \quad (2.34)$$

Onde:

$\Delta \sigma$ – Gama de tensões;

$\Delta \varepsilon$ – Gama de deformações.

Para posições conferidas pela deformação [20], os autores Ellyin e Kujawski sugeriram como opção a soma da densidade das energias de deformação à tração e plástica por ciclo, ΔW^t , na apreciação do efeito da tensão média:

$$\Delta W^t = \Delta W^P + \frac{\sigma_{\max}^2}{2E} \quad (2.35)$$

Onde:

$\sigma_{\max}$ – Tensão Máxima.

Para a antevisão da tensão média o critério ΔW^t é o mais adequado:

$$\Delta W^t = K_t (2N_f)^{\alpha.t} + \Delta W_0^t \quad (2.36)$$

Onde:

ΔW^t – Fadiga limite;

K_t – Constante > 0;

$\alpha.t$ – Constante < 0;

ΔW_0^t – Gama de energia total de deformação.

Ellyin [9] desenvolveu uma expressão geral abarcando a tensão média na sua enunciação:

$$D = \Delta W^P + f\left(\frac{\sigma_m}{\Delta\sigma/2}\right) \frac{(\Delta\sigma/2)^2}{2E} = K_t(2N_f)^{\alpha.t} + \Delta W_0^t \quad (2.37)$$

$$f\left(\frac{\sigma_m}{\Delta\sigma/2}\right) = 1 + \eta\left(\frac{\sigma_m}{\Delta\sigma/2}\right)$$

Onde o coeficiente η está compreendido entre o intervalo 0 e 1, manifestando assim a vulnerabilidade do material em correspondência à tensão média. Pode ser avaliado a partir de testes de fadiga conduzidos em diferentes níveis médios de tensão na região de alto ciclo.

3

NORMAS PARA AVALIAÇÃO DA FADIGA APLICADAS A PONTES

3.1. INTRODUÇÃO

Uma estrutura pode colapsar por vários tipos de anomalia, por vezes as cargas consideradas no dimensionamento não correspondem com as que se verificam na realidade, ou poderá não estar dimensionada para determinadas ações, tais como, cíclicas, sísmicas, vento, acidentais. As estruturas de pontes metálicas têm de ser dimensionadas usando critérios de verificação à fadiga. Portanto, esta operação é bastante preocupante em fase de projeto, como também, na fase de inspeção e manutenção, principalmente na verificação da existência de fendas nos detalhes considerados críticos que podem conduzir à propagação de fendas. Existe vários acontecimentos que imprimem fadiga nas estruturas como é o caso da fadiga por corrosão, em que a estrutura está sujeita a condições hostis com é o caso das estruturas offshore [21] e o caso da fadiga por variações térmicas, em que a estrutura está sujeita a episódios de tração e compressão devido à mudança de temperatura. O tipo de fadiga comum em estruturas metálicas é a fadiga mecânica que leva ao aparecimento de fendas que podem conduzir à propagação de fendas por fadiga sujeita a condições multidirecionais de carregamento.

3.2. CAUSAS DOS DANOS À FADIGA

Estes danos são transversais a qualquer tipo de estrutura e têm que ser previstos fazendo a triagem correta da sua causa.

Estes problemas podem surgir devido a vibração impostas pelos veículos ou pelo vento, que de forma cíclica ao longo de bastante tempo pode conduzir à rotura de algum componente importante para a estabilidade da estrutura. O problema da corrosão, já referido anteriormente, agiliza o desenvolvimento de fendas. Em pontes com ligações soldadas podem existir soldas mal aplicadas e/ou executadas, que muitas das vezes por falta de conhecimento, conduzem a tensões e deformações que não são avaliadas, acabando mais tarde por se refletirem. Este problema já não acontece com muita frequência.

3.2.1. SOLDAS COM DEFEITO

A soldadura de perfis de forma a criar uma ligação entre duas partes é um processo bastante especializado, pois existe vários tipos de ligação entre perfis e estas ligações requerem espessuras e características de solda diferentes de caso para caso.

Por isso, entre outros fatores, é necessário que as propriedades dos cordões sejam iguais ou superiores ao material base. É importante também reduzir os estados de tensão devidos à soldadura e não criar variações bruscas de secção.

Este tipo de defeitos nas ligações soldadas pode estar presente no material de suporte, no cordão de soldadura ou na zona aquecida pelo cordão que perdeu qualidade (Figura 3.1).

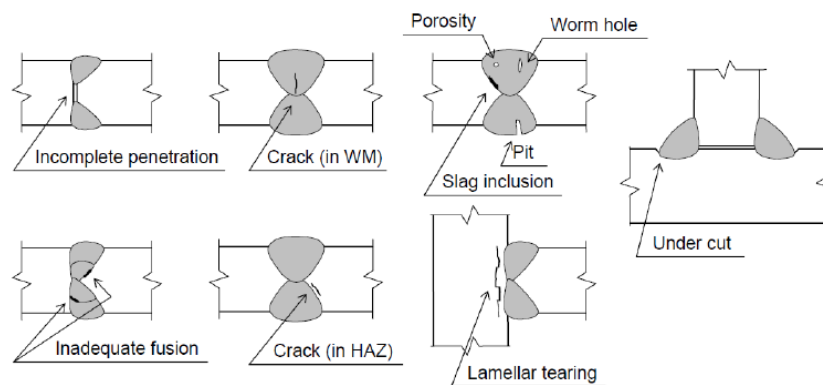


Figura 3.1 - Defeitos encontrados nos cordões de soldadura [22].

É necessário controlar a geometria da solda, pois pode haver uma concentração de tensões na solda e com isso dar origem ao aparecimento de uma fenda (Figura 3.2).

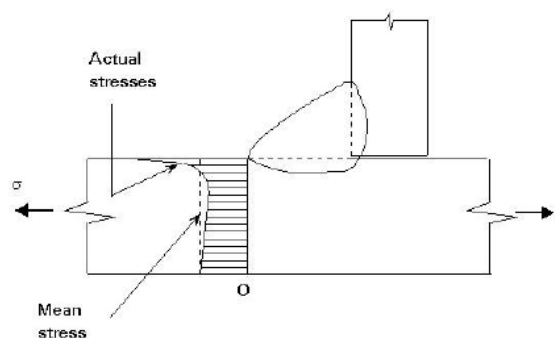


Figura 3.2 - Concentração de tensões na solda [22].

3.2.2. ADOÇÃO DE DETALHES COM COMPORTAMENTO DE FADIGA FRACO

O comportamento de fadiga fraco pode ocorrer em estruturas novas ou em estruturas que sofram intervenções [23].

Este problema deriva de estruturas pouco flexíveis, em que não tenham capacidade de redistribuição de esforços. Os usos de materiais com características pouco aliciantes como o caso de materiais com dureza excessiva podem ser responsáveis por este tipo de fadiga.

Ainda a acrescentar, o dimensionamento de pontes antigas que foram construídas a médio e a longo prazo, basearam-se em códigos de projeto, onde o fenómeno de fadiga não era tido em consideração [24].

3.2.3. DEFORMAÇÕES SECUNDÁRIAS E TENSÕES

Na elaboração de qualquer projeto, independentemente da sua dimensão e com todo o vasto conhecimento adquirido, não é possível economicamente nem razoavelmente fazer a caracterização total do solo. Devido a esta situação, ao fazer a modelação estrutural num programa de cálculo as condições de apoio introduzidas no programa nunca serão totalmente iguais às da realidade, o mesmo se pode dizer ao fazer a modelação de juntas de perfis ou mudança de material, por vezes a introdução desses detalhes nunca é a mais perfeita. Deste modo, tanto ao nível das condições de apoio como ao detalhe das ligações vão existir esforços adicionais devido por exemplo a distorções e flexões que não estavam presentes no projeto. Assim sendo, durante a vida útil da estrutura, estes esforços vão estar presentes na estrutura que, devido à corrosão, por exemplo, amplificam os ciclos de tensão que podem causar fadiga.

3.3. CÓDIGOS DE PROJETO

Antigamente cada país adotava o seu próprio código de projeto, para o dimensionamento e verificação de estruturas. Com o desenvolvimento mundial, as exportações de projetos de engenharia, criou a necessidade de as normas convergirem em documentos comuns a diferentes países, como exemplo, os Eurocódigos. Desta forma, é proposto neste capítulo a comparação entre três códigos de projeto para a verificação da resistência à fadiga. Geralmente, os códigos de verificação da resistência à fadiga são sustentados pelas curvas S-N e pela regra Palmgren-Miner.

Os códigos a serem analisados são o Eurocódigo (utilizado na Europa) [25], o código da American Association of State Highway and Transportation Officials (AASHTO) [26], e o British Standard BS 5400 [27]. Uma comparação das curvas de resistência à fadiga de detalhes estruturais é feita, entre os códigos de projeto e as propostas sugeridas por Taras & Greiner [28] e Correia [29].

3.3.1. AVALIAÇÃO DA FADIGA DE ACORDO COM O EUROCÓDIGO

Os eurocódigos são normas europeias que têm como objetivo o dimensionamento de qualquer tipo de estrutura. Deste modo, para a elaboração destes documentos foi necessário recorrer às normas antigas que cada país utilizava no dimensionamento, e deste modo, criar um documento genérico para toda a comunidade europeia poder consultar. De referir, que para além dos eurocódigos, cada país tem um anexo nacional onde altera alguns parâmetros do eurocódigo por entender que assim haverá uma melhor construção da estrutura.

Os eurocódigos estão divididos por partes de acordo com os materiais pretendidos para o dimensionamento:

- Eurocódigo 0 (EN 1990) - Bases do projeto de estruturas;
- Eurocódigo 1 (EN 1991) - Ações em estruturas;
- Eurocódigo 2 (EN 1992) - Projeto de estruturas de betão;
- Eurocódigo 3 (EN 1993) - Projeto de estruturas de aço;
- Eurocódigo 4 (EN 1994) - Projeto de estruturas mistas aço-betão;
- Eurocódigo 5 (EN 1995) - Projeto de estruturas de madeira;
- Eurocódigo 6 (EN 1996) - Projeto de estruturas de alvenaria;
- Eurocódigo 7 (EN 1997) - Projeto geotécnico;
- Eurocódigo 8 (EN 1998) - Projeto de estruturas em regiões sísmicas;
- Eurocódigo 9 (EN 1999) - Projeto de estruturas de alumínio;

De referir que, para tratar da verificação utilizando o critério de resistência à fadiga em elementos estruturais metálicos, é necessário consultar o Eurocódigo 3 Parte 1-9 [25].

Para a verificação da segurança à fadiga em pontes metálicas, o eurocódigo recorre aos seguintes métodos de análise:

- Método do dano controlado;
- Método do tempo de vida garantido.

O método de dano controlado deve assegurar um bom comportamento estrutural durante o ano horizonte para o qual a estrutura foi dimensionada, sendo obrigatório a aplicação de um programa de inspeção e manutenção com o objetivo de corrigir algum dano ocorrido ao longo do seu funcionamento.

O método do tempo de vida garantido deve assegurar um bom comportamento estrutural durante o seu tempo de vida sem que não seja necessário qualquer tipo de inspeção regular. Este método deverá ser utilizado no caso em que a formação de uma fenda num componente pode conduzir rapidamente à rotura desse elemento ou estrutura.

3.3.1.1. Resistência à fadiga

Para o cálculo à fadiga para amplitudes de tensão nominal podemos recorrer a uma série de curvas $\log(\Delta\sigma_R)$ Vs. $\log(N)$ e $\log(\Delta\tau_R)$ Vs. $\log(N)$ correspondentes a categorias de detalhes típicos. Cada categoria de detalhe é designada por um número que representa, em N/mm^2 o valor de referência $\Delta\sigma_R$ (tensões normais) e $\Delta\tau_R$ (tensões de corte) da resistência à fadiga para 2 milhões de ciclos.

Na Figura 3.3 estão ilustradas as 14 curvas de resistência à fadiga para tensões normais.

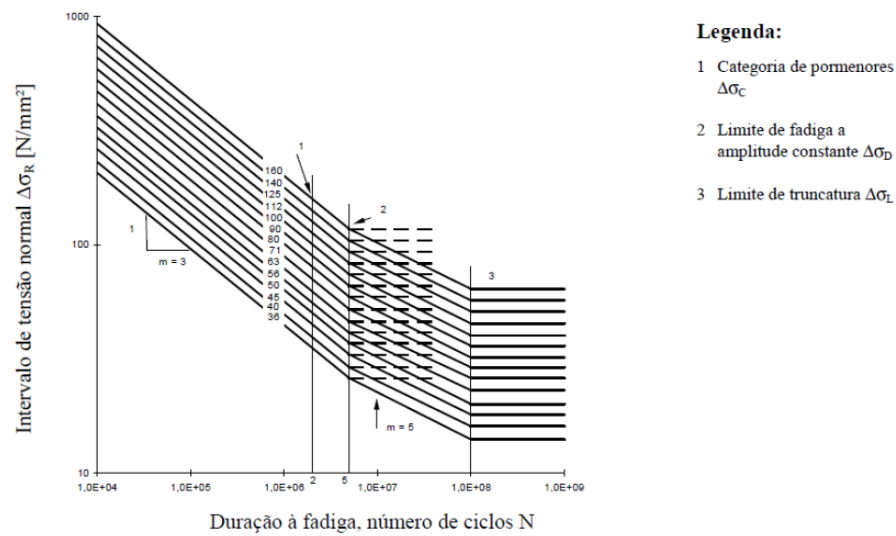
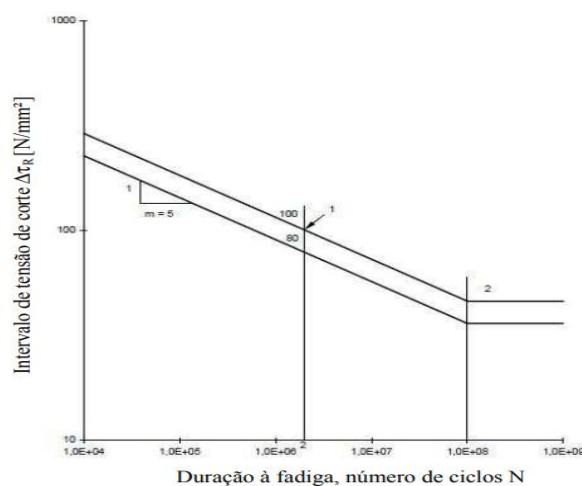


Figura 3.3 – Curvas de resistência à fadiga para intervalos de tensões normais [24].

Na Figura 3.3 são apresentadas as curvas S-N de projeto para categorias de detalhe que se encontram divididas em três diferentes ramos de tensões:

- No primeiro nível, ($\Delta\sigma_C$), é o valor de referência da resistência à fadiga a $N_C=2$ milhões de ciclos;
- No segundo nível, ($\Delta\sigma_D$), é o limite de fadiga para gamas de tensões de amplitude constante para um número de ciclos $N_D = 5 \times 10^6$;
- No terceiro nível, ($\Delta\sigma_L$), é o limite de truncatura para a gama de tensões ao número de ciclos, $N_L=10^8$.

Na Figura 3.4 são ilustradas duas curvas de resistência à fadiga para gamas de tensões de corte, em função da respetiva categoria de detalhe.



- Legenda:**
- 1 Categoria de pormenores $\Delta\tau_C$
 - 2 Limite de truncatura $\Delta\tau_L$

Figura 3.4 – Curvas de resistência à fadiga para gamas de tensões de corte [24].

As curvas τ -N, apresentadas na Figura 3.4 são divididas em dois diferentes níveis de gama de tensões de corte:

- No primeiro nível, $(\Delta\tau_c)$, é o valor de referência da resistência à fadiga a $N_c=2$ milhões de ciclos.
- No segundo nível, $(\Delta\tau_L)$, é o limite de truncatura para intervalos de tensões ao número de ciclos N_L .

3.3.1.2. Verificação da resistência à fadiga

As gamas de tensões nominal, nominal modificada ou geométrica devido às cargas frequentes, $\Psi_1 Q_k$ (ver a norma EN 1990), não deverão exceder os seguintes limites:

- $\Delta\sigma \leq 1.5f_y$ para os intervalos de tensões normais;
- $\Delta\tau \leq 1.5f_y/\sqrt{3}$ para os intervalos de tensões de corte.

A verificação da resistência à fadiga, para gamas de tensões normais e de corte, é feita de acordo com as Equações (3.1) e (3.2):

$$\frac{\gamma_{Ff} \Delta\sigma_{E,2}}{\Delta\sigma_c/\gamma_{Mf}} \leq 1,0 \quad (3.1)$$

$$\frac{\gamma_{Ff} \Delta\tau_{E,2}}{\Delta\tau_c/\gamma_{Mf}} \leq 1,0 \quad (3.2)$$

Para as categorias de detalhes referidas nos Quadros 8.8 e 8.9 da norma EN 1993-1-9, a verificação da resistência à fadiga, no caso de gamas de tensões combinadas, $\Delta\sigma_{E,2}$ e $\Delta\tau_{E,2}$, deve ser feita com recurso à Equação (3.3):

$$\left(\frac{\gamma_{Ff} \Delta\sigma_{E,2}}{\Delta\sigma_c/\gamma_{Mf}} \right)^3 + \left(\frac{\gamma_{Ff} \Delta\tau_{E,2}}{\Delta\tau_c/\gamma_{Mf}} \right)^5 \leq 1,0 \quad (3.3)$$

3.3.2. MODELOS DE CARGA E MÉTODOS DE VERIFICAÇÃO À FADIGA SEGUNDO O EUROCÓDIGO

Os modelos de carga são bastante complexos devido ao facto do entendimento dos seus efeitos não ser tarefa fácil. Este facto, resume-se em conseguir perceber os níveis de tensão aplicados vindos da aplicação do modelo de carga na estrutura global, bem como, o efeito produzido no detalhe estrutural crítico de uma ponte.

Estes modelos podem ser consultados na norma EN 1990 e EN1991-2, que tentam retratar as cargas reais de projeto [30]. Os níveis da amplitude de tensão variáveis geradas por cargas de tráfego reais, devem ser representados como um ou mais níveis de amplitude de tensão constante equivalentes, sendo assim mais fácil de cuidar em situação de projeto.

3.3.2.1. Modelos de carga e métodos de verificação à fadiga para pontes rodoviárias

Os modelos de carga para pontes rodoviárias a serem usados para a verificação à fadiga dividem-se em dois grupos, vida infinita (*infinite life*) e vida em segurança (*safe life*). No total, existem 5 modelos de carga de fadiga, FLM1 a FLM5. No primeiro grupo, o método de calculo usado é o conceito de dano

equivalente para o limite de amplitude de tensão constante, enquanto que no segundo grupo, os métodos propostos são o de acumulação de dano baseado na regra de Palmgren-Miner, e o conceito de dano equivalente/método de coeficiente λ .

O modelo FLM3 está mais direcionado para o conceito de dano equivalente, enquanto os modelos FLM4 e FLM5 utilizam o conceito de dano cumulativo.

Em suma, podemos observar na Figura 3.5 seguinte a respetiva divisão dos modelos pelos respetivos métodos.

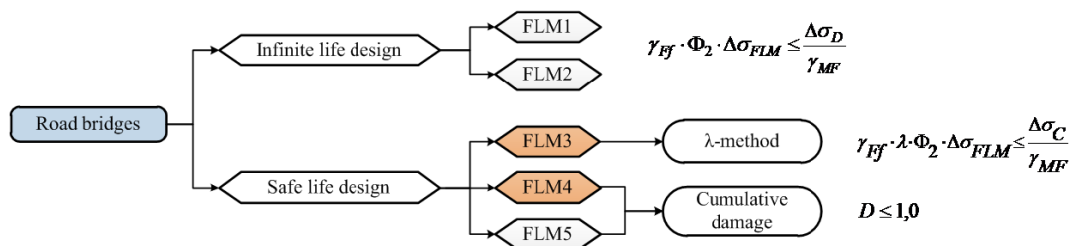


Figura 3.5 – Modelos de carga à fadiga para pontes rodoviárias de acordo com a EN 1991-2:2003 [31].

3.3.2.2. Modelos de carga e métodos de verificação à fadiga para pontes ferroviárias

Os modelos observados neste tópico têm como objetivo representar o tráfego ferroviário europeu e está em sintonia com a união internacional das ferrovias. Deste modo, estes modelos só funcionam nas redes de linhas principais *standard* e bitola larga, conforme descrito na norma EN 1991-2: 2003.

De acrescentar que os fatores de amplificação dinâmicos apresentados nesta norma só são válidos para velocidades máximas até 200 Km/h. No caso de termos velocidades superiores será necessário uma análise dinâmica para contabilizar as cargas adicionais geradas, por exemplo, pela vibração e ressonância.

Os modelos de carga de fadiga FLM 71, SW/0 e SW/2, bem como, o “traffic mix”, podem ser consultados em detalhe na norma EN 1991-2: 2003.

Desta forma, a verificação à fadiga pode dividir-se em dois grupos (Figura 3.6). O primeiro grupo regido pelo método do dano equivalente/método de coeficiente λ em que abrange os modelos de carga de fadiga FLM 71, SW/0 e SW/2. O segundo grupo, apoiado pelo método do Dano Acumulado baseado na regra Palmgren-Miner, usando os “traffic mix” definidos na norma EN 1991-2 que pode sofrer algumas alterações consoante os anexos nacionais.



Figura 3.6 – Modelos de carga à fadiga para pontes rodoviárias [31].

3.3.3. AVALIAÇÃO DA FADIGA DE ACORDO COM O CÓDIGO BRITISH STANDARD 5400

O código BS 5400 [27] é um guia de projeto, dimensionamento e verificação para todas as entidades intervenientes no projeto de estruturas de engenharia usado no Reino Unido, tendo sido substituído pelos Eurocódigos. Este código segue o conceito de que a verificação é realizada de forma que não seja necessário nenhum reforço estrutural, uma vez que é considerado 120 anos para a vida útil das estruturas de engenharia em situação de projeto (ex. pontes).

Este código tem ainda alguma importância pois complementa os Eurocódigos, no âmbito dos detalhes estruturais pois inclui inspeção e também na modelação da probabilidade de falha.

3.3.3.1. Cálculo das tensões

As tensões nominais e as tensões nominais modificadas são calculadas da mesma forma que o Eurocódigo 3.

A tensão principal adjacente ao posicionamento potencial de fendas no detalhe estrutural metálico deve ser tomada como tensão de referência. Os detalhes estruturais são divididos em três grupos:

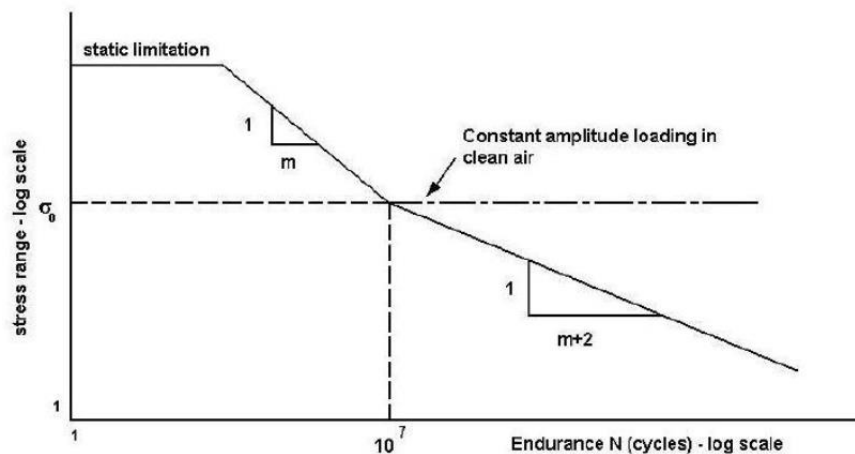
- No primeiro grupo são considerados os detalhes que não são soldados, como por exemplo ligações com rebites ou com parafusos;
- No segundo grupo são considerados os detalhes soldados na superfície dos elementos;
- No terceiro grupo são considerados os detalhes soldados nas ligações entre elementos.

Estes três grupos descritos podem ser consultados na tabela 17 do código BS 5400.

3.3.3.2. Resistência à fadiga

A resistência à fadiga é calculada da mesma forma como o indicado pelo Eurocódigo 3, relacionando numa curva as tensões normais *versus* número de ciclos de rotura.

No Figura 3.7 é possível observar a típica relação entre as gamas de tensão e o número de ciclos. O alcance de não-propagação da amplitude constante está definido para $N=10^7$.

Figura 3.7 – relação σ_R - N [27].

Em comparação com o Eurocódigo 3, o limite da gama de tensões de fadiga para carregamentos de amplitude constante é definido por $\Delta\sigma_D$, enquanto que, no código British Standard 5400 é definido por σ_0 . Isso reflete o entendimento de que, sob uma tensão flutuante de amplitude constante, existe uma certa faixa de tensão abaixo da qual um número indefinidamente grande de ciclos pode ser sustentado. No entanto, o intervalo de não propagação de amplitude constante, σ_0 , é definido para $N = 10^7$, que difere do $N = 5 \times 10^7$ adotado no Eurocódigo.

Importa referir também que, no Eurocódigo 3 existem vários pontos de mudança de declive da curva S-N de fadiga, descritos por gamas de tensão, como por exemplo, $\Delta\sigma_D$ e $\Delta\sigma_L$, enquanto, na norma britânica existe apenas a gama de tensão, σ_0 .

Outra diferença encontrada entre o eurocódigo e o código britânico é que, no primeiro existem 14 curvas S-N para as tensões normais, já no segundo apenas 9 curvas.

De acordo com o código britânico, as curvas de resistência à fadiga para as categorias de detalhe são dadas pela seguinte relação:

$$N \cdot \sigma_R^m = K_0 \cdot \Delta^d \quad (3.4)$$

Onde:

N – Número de ciclos;

K_0 – Constante relativa à curva SN média;

Δ – Inverso do desvio padrão de $\log(N)$;

d – Número de desvios-padrão em relação à media.

Por consulta do código BS 5400 é possível ter acesso aos parâmetros das curvas de resistência à fadiga, tais como, K_0 , Δ e m , para cada categoria de detalhe. Também é possível consultar o parâmetro d que está associado à probabilidade de rotura. De salientar, que, todas as curvas de fadiga são concebidas para uma probabilidade de rotura de 2.3%.

Os parâmetros referidos anteriormente podem ser consultados nos Quadros 3.1 e 3.2.

Quadro 3.1 – Parâmetros para as curvas de resistência.

Classe	K_0	Δ	m
W	0.37×10^{12}	0.654	3.0
G	0.57×10^{12}	0.662	3.0
F2	1.23×10^{12}	0.592	3.0
F	1.73×10^{12}	0.605	3.0
E	3.29×10^{12}	0.561	3.0
D	3.99×10^{12}	0.662	3.0
C	1.08×10^{14}	0.625	3.5
B	2.34×10^{15}	0.657	4.0
S	2.13×10^{25}	0.313	8.0

Quadro 3.2 – Parâmetros d em função da probabilidade de colapso.

Probabilidade de rotura (%)	d
50.0	0.0
31.0	0.5
16.0	1.0
2.3	2.0
0.14	3.0

O BS5400 classifica alguns detalhes não classificados nos Eurocódigos. Um exemplo é a classificação de conexões rebitadas.

Os detalhes que esta norma não classifique devem ser tratados como classe G, ou classe W para carga transportando metal de solda, a menos que uma resistência superior à fadiga seja comprovada por testes especiais. Tais testes devem ser suficientemente extensos para permitir que o desenho da curva σ_r -N seja determinado. Na Figura 3.8 é ilustrado o tipo de detalhes bem como a respetiva classe.

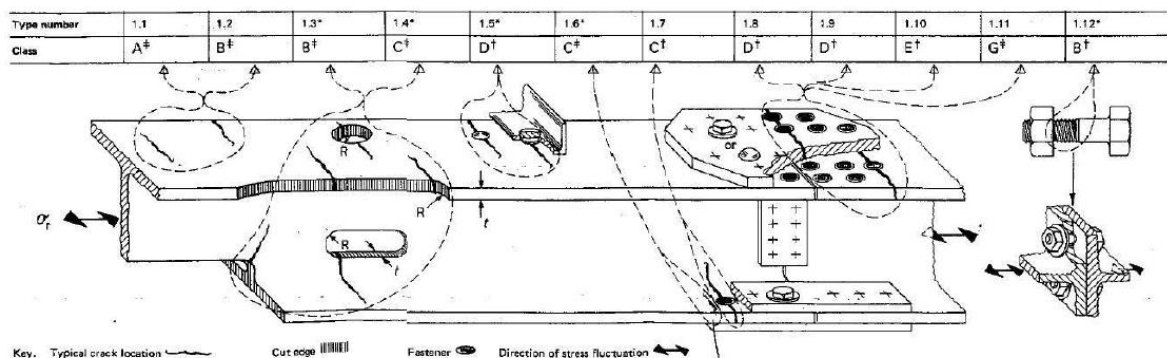


Figura 3.8 - classificação de detalhes não soldados (BSI, 1980) [27].

3.3.4. AVALIAÇÃO DA RESISTÊNCIA À FADIGA DE ACORDO COM O CÓDIGO AMERICAN ASSOCIATION OF STATE HIGHWAY AND TRANSPORTATION OFFICIALS (AASHTO)

O código AASHTO [26] é utilizado nos Estados Unidos da América, onde existe uma secção dedicada à verificação da resistência à fadiga de detalhes estruturais de estruturas de engenharia, mais precisamente, pontes, usando para isso a abordagem das curvas S-N globais à semelhança do preconizado nas normas Eurocódigo e BS 5400. Este código, que contém características dos materiais revelando assim a sua resistência, aborda aspetos relacionadas com a fratura, mais precisamente à tenacidade do material e distingue a fadiga por carga e por distorção.

Na Figura 3.9 são apresentadas as curvas S-N dedicadas a detalhes estruturais, existindo requisitos de resistência superiores em elementos estruturais não redundantes face aos elementos estruturais redundantes.

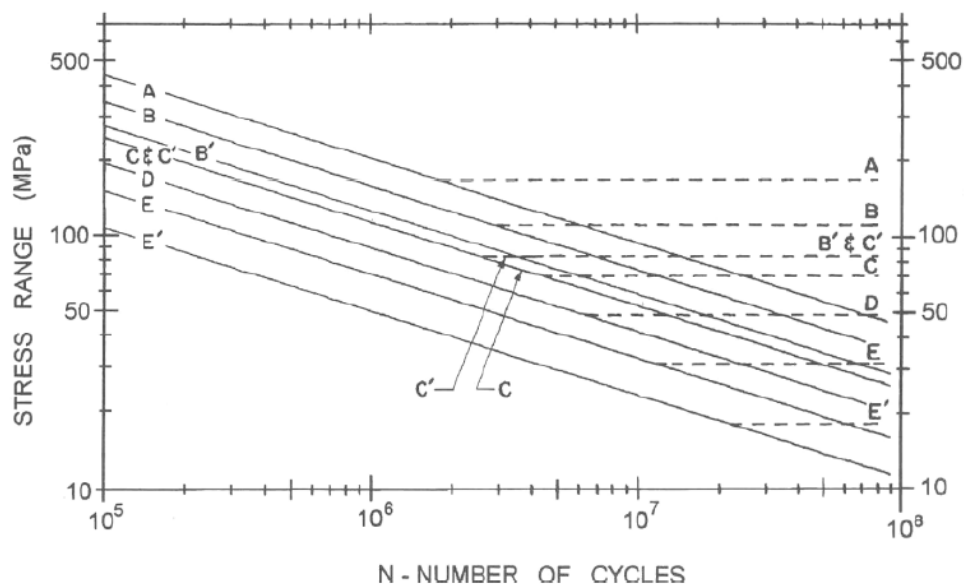


Figura 3.9 – Curvas S-N de acordo com AASHTO [26].

A resistência à fadiga com base nas tensões nominais é dada por:

$$(\Delta F)_n = \left(\frac{A}{N} \right)^{1/3} \leq \frac{1}{2} (\Delta F)_{TH} \quad (3.5)$$

Onde:

A – Constante dependente da categoria do detalhe estrutural;

$(\Delta F)_n$ – Resistência à fadiga (em MPa);

N – Número de ciclos de tensão até à rotura, para ciclos com um limite de $(\Delta F)_n$;

$(\Delta F)_{TH}$ – É o limiar de resistência à fadiga para gamas de tensão de amplitude constante amplitude (em MPa), variando com a categoria do detalhe construtivo.

Os parâmetros referidos são dados no Quadro 3.3 em função da categoria de detalhe.

Quadro 3.3 - Parâmetro A e $(\Delta F)_{TH}$ de acordo com a categoria de detalhe.

Categoria de Detalhe	A x 10^{11} (Mpa ³)	$(\Delta F)_{TH}$ (MPa)
A	82.00	165.0
B	39.30	110.0
B'	20.00	82.7
C	14.40	69.0
C'	14.40	82.7
D	7.21	48.3
E	3.61	31.0
E'	1.28	17.9

3.4. CURVAS S-N DE PROJETO PARA LIGAÇÕES REBITADAS DE PONTES METÁLICAS ANTIGAS PROPOSTAS POR TARAS & GREINER E POR CORREIA

A avaliação da vida útil de pontes erguidas no final do século XIX e no início do século XX está a ser colocado no centro das atenções nos dias de hoje por parte das entidades responsáveis pela inspeção e manutenção de infraestruturas. Assim, desta forma surge a necessidade da consulta de códigos de projeto para uma reabilitação eficaz e economicamente aceitável.

Desta forma, reparou-se que os códigos de projeto estavam muito bem preparados para a verificação de estruturas recentes/atuais, ou seja, estruturas com aços de resistência média com detalhes estruturais aparafusados ou soldados, mas que no caso de aços antigos com detalhes estruturais rebitados havia alguma informação apenas no código BS 5400, ou seja, nas normas apenas se pode consultar ligações estruturais aparafusadas ou soldadas usando aços estruturais atuais.

Assim, havendo esta falta de informação nas normas, um grupo de trabalho da Universidade Tecnologia de Graz, Áustria, [28] insatisfeitos com o conhecimento medíocre que havia nesta matéria, desenvolveu um estudo, com o objetivo de obter curvas resistência à fadiga para ligações estruturais rebitadas. O material em estudo são longarinas de uma ponte antiga fora de serviço em Salzburg, Áustria.

Este estudo teve dois pontos principais – um deles foi o estudo de longarinas rebitadas de uma ponte antiga já desativada, através de ensaios de fadiga de alto ciclo, e o segundo ponto, estava concentrado na determinação de certos parâmetros realistas para a verificação à fadiga de elementos estruturais rebitados em pontes metálicas. O material utilizado no estudo foi um ferro forjado antigo e aço leve fabricado antes de 1900, pois é bastante suscetível a apresentar fendas.

No estudo efetuado as ligações rebitadas foram divididas em 5 categorias conforme apresentado na Figura 3.10:

- Categoria 1: tensão acumulada, membros de compressão e flexão; ligações contínuas entre ângulos de abertura e chapas da alma, ou placas de cobertura e flange;
- Categoria 2: Ligações treliçadas com placas de cantoneiras (de um só lado);
- Categoria 3: Emendas de tensão com montagem de placa de emenda simétrica;
- Categoria 4a: Elementos estruturais flexionados com flanges (vigas mestras, longarinas, vigas de chão, etc.);
- Categoria 4b: Elementos estruturais sujeitos à tração e flexão.

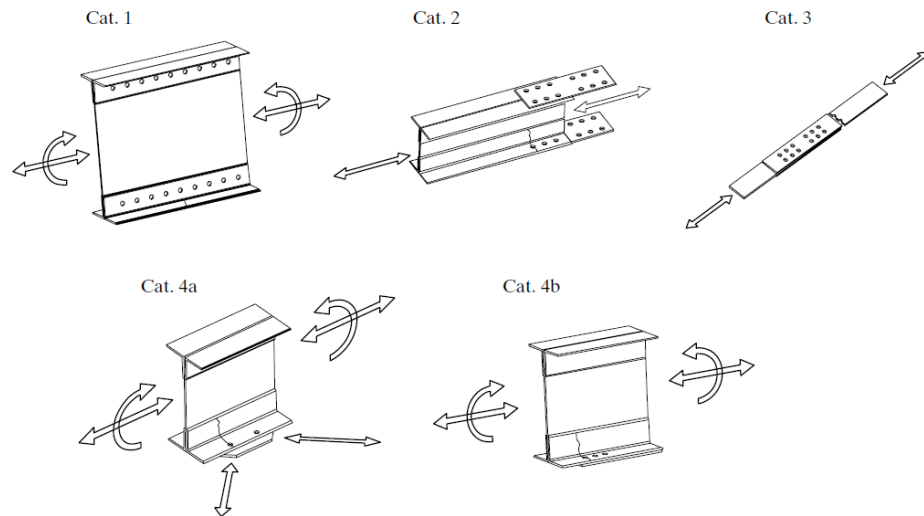


Figura 3.10 - Exemplos para as categorias de detalhes mais relevantes escolhidas para avaliação estatística de resultados de ensaios de fadiga [28].

Assim, de forma a este estudo ser coerente com a literatura apresentada no Eurocódigo 3, são estipuladas as categorias de pormenores $\Delta\sigma_c$ para as tensões nominais. Para uma melhor análise da descrição, bem como, dos requisitos pode ser consultado na referência [28] toda a informação da investigação desenvolvida por Taras & Greiner.

Taras & Greiner [28] aconselharam um declive, $m=5$ para curva S-N globais de fadiga para ligações rebitadas de pontes metálicas antigas, em vez do $m=3$ proposto por códigos de projeto atuais, tais como, Eurocódigo 3, BS 5400, etc. Além disso, sugeriram o uso de uma gama de tensão normalizada para ser possível a comparação de dados experimentais de fadiga para distintas tensões médias.

A gama de tensão corrigida pode ser obtida através da seguinte expressão:

$$\Delta\sigma_{\text{norm}} = \frac{\Delta\sigma}{f(R_\sigma)} \quad (3.6)$$

Onde:

$\Delta\sigma_{\text{norm}}$ – Gama de tensão normalizado;

$\Delta\sigma$ – Gama de tensão de ensaio;

$f(R_\sigma)$ – Função de correção para explicar os efeitos da razão de tensão, de acordo com o material metálico.

Na obtenção do Quadro 3.4, foram utilizados elementos estruturais de ferro forjado e aço macio fabricados antes de 1900, e desta forma $f(R_\sigma)$ é caracterizada como [28]:

$$f(R_\sigma) = \frac{1-R_\sigma}{1-0.70 \cdot R_\sigma} \Leftarrow -1 \leq R_\sigma \leq 0$$

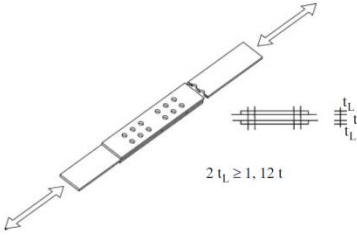
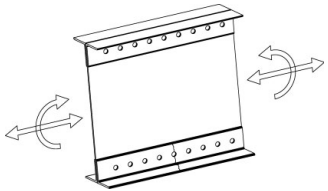
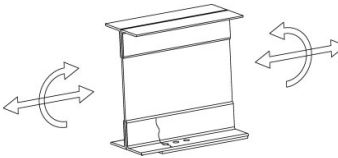
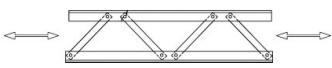
$$f(R_\sigma) = \frac{1-R_\sigma}{1-0.75 \cdot R_\sigma} \Leftarrow R_\sigma > 0$$
(3.7)

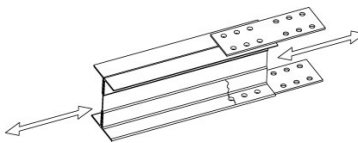
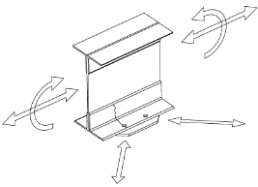
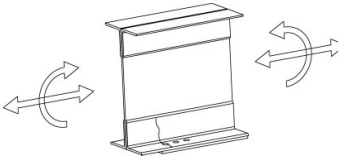
Para aço macio após 1900 pode ser obtida a função de normalização através da seguinte expressão:

$$f(R_\sigma) = \frac{1-R_\sigma}{1-0.40 \cdot R_\sigma} \Leftarrow -1 \leq R_\sigma \leq 0$$

$$f(R_\sigma) = \frac{1-R_\sigma}{1-0.60 \cdot R_\sigma} \Leftarrow R_\sigma > 0$$
(3.8)

Quadro 3.4 - Classificação dos detalhes estruturais e correspondentes curvas $\Delta\sigma$ -N de acordo Taras e Greiner.

Resistência à Fadiga (MPa)	Detalhe de Construção	Descrição e Exemplos	Observações
$\Delta\sigma_c = 90$ (80) $m = 5$		Junta simétrica com placas de emenda.	A relação $\sigma_{bearing}$ para σ_{net} deve ser menor que 2.
		Placas do meio em conexões de dois cortes devem ser verificadas com $\Delta\sigma_c = 90$.	Quando rebites de aço grau St44 ou superior foram empregados, nenhum revestimento de proteção contra corrosão deve ter sido aplicado.
		$\Delta\sigma_c = 80$ aplica-se para as próprias placas de emenda, então nenhuma verificação é necessária quando $2t_L > 1,12 t$.	Se uma dessas condições não for mantida aplica-se, $\Delta\sigma_c = 80$ (70 para as placas de reforço).
$\Delta\sigma_c = 85$, $m = 5$		Conexão contínua de ângulos de placas de flange e alma em vigas construídas $\Delta\sigma$ no centro do rebite.	A força de cisalhamento calculada por rebite e área de corte não deve exceder o valor mínimo de resistência ao deslizamento, conforme indicado na Tabela 3.
		Conexão contínua entre placas de cobertura e ângulos de flange em vigas construídas.	A força de cisalhamento calculada por rebite e área de corte não deve exceder o valor mínimo de resistência ao deslizamento, conforme indicado na Tabela 3.
$\Delta\sigma_c = 85$, $m = 5$		Membros treliçados sob cargas de tensão ou compressão.	A força de cisalhamento calculada por rebite e área de corte não deve exceder o valor mínimo de resistência ao deslizamento, conforme indicado na Tabela 3.

$\Delta\sigma_c = 71$, $m = 5$		Junta de um cisalhamento com placas de reforço.	Se a força de cisalhamento calculada nos rebites é menor que o valor mínimo de resistência ao deslizamento, $\Delta\sigma_c = 85$ pode ser usado.
$\Delta\sigma_c = 71$, $m = 5$	—	Todos os casos para os quais normalmente $\Delta\sigma_c = 85$ aplica-se se o valor mínimo de resistência ao deslizamento no rebite excedido.	A força de cisalhamento calculada por rebite e área de corte não deve exceder o valor mínimo de resistência ao deslizamento, conforme indicado na Tabela 3.
$\Delta\sigma_c = 71$, $m = 5$		Área da conexão de um elemento de contraventamento lateral à flange de tensão de uma viga.	Se o efeito de restrição do elemento de contraventamento lateral considerado durante o cálculo da faixa de tensão aplicada $\Delta\sigma_c = 85$ pode ser usado.
$\Delta\sigma_c = 71$, $m = 5$		Início de uma placa de cobertura.	Se a força de cisalhamento calculada nos rebites é menor que o valor mínimo de resistência ao deslizamento $\Delta\sigma_c = 85$ pode ser usado.

Recentes desenvolvimentos sobre novas propostas de curvas S-N de projeto de ligações rebitadas de pontes metálicas antigas foram sugeridos por Abílio de Jesus, Correia, Pedrosa entre outros autores [29].

Neste caso, refere-se a ligações rebitadas extraídas de pontes metálicas portuguesas, mais concretamente a ligações rebitadas vindas das pontes do Pinhão, Luiz I, Fão e Trezói. Este estudo teve como objetivo encontrar uma proposta de curvas S-N de projeto para ligações rebitadas de corte simples e corte duplo, confrontando desta forma as curvas apresentadas pelo Eurocódigo 3 e as curvas sugeridas por Taras & Greiner. Neste estudo foi utilizado a norma ASTM E739 para fiabilizarmos limites linearizados das abordagens estatísticas.

Desta forma as ligações de corte simples e corte duplo estudadas são apresentadas nas Figuras 3.11 e 3.12, respetivamente.

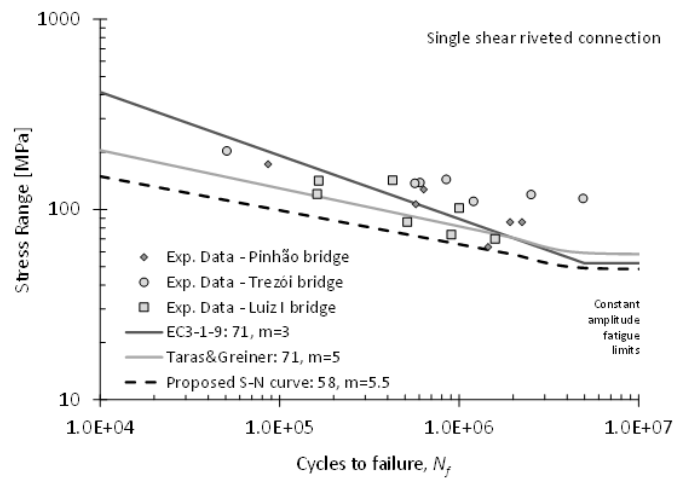


Figura 3.11 - Curvas S-N para ligações rebitas de corte simples vindas de pontes metálicas portuguesas antigas [9].

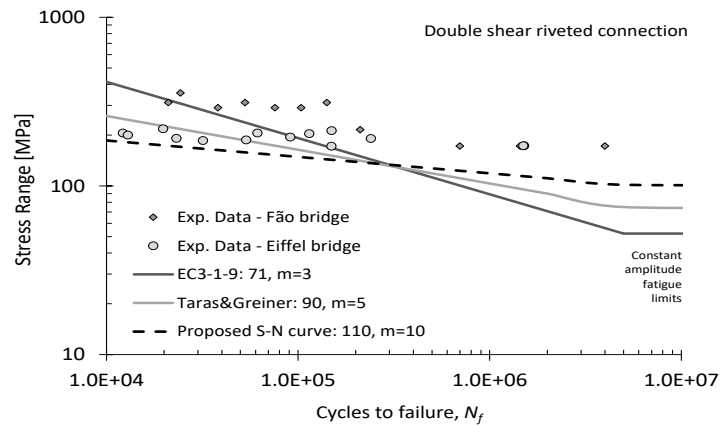
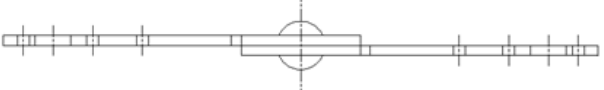


Figura 3.12 - Curvas S-N para ligações rebitas de corte duplo vindas de pontes metálicas portuguesas antigas [9].

É interessante reparar que na Figura 3.12 perante todas as análises confrontadas observar que o EC3 não é conservativo.

Desta forma, para o caso português foi possível construir o Quadro 3.5, onde é representado o tipo de categoria de detalhe, bem como, a resistência à fadiga e o declive.

Quadro 3.5 - Classificação de categorias de detalhes e correspondentes curvas $\Delta\sigma$ -N de acordo com o caso português.

Resistência à fadiga (MPa)	Detalhe Construtivo
$\Delta\sigma_c = 58$ $m = 5.5$	Corte Simples 
$\Delta\sigma_c = 110$ $m = 10$	Corte Duplo 

3.5. DISCUSSÃO

Taras & Greiner propuseram para ligações rebitadas de corte simples a categoria de detalhe, $\Delta\sigma_c=71\text{MPa}$ e $m=5$. Contudo, os autores Jesus & Correia têm proposto para ligações rebitadas de corte simples extraídas de pontes portuguesas antigas, uma outra curva S-N de projeto com $\Delta\sigma_c=58\text{MPa}$ e $m=5.5$. Para as ligações rebitadas de corte duplo, as curvas S-N de projeto com $\Delta\sigma_c=90\text{MPa}$ e $m=5$ foram propostas por Taras & Greiner. Contudo, outras propriedades das curvas S-N de projeto para ligações rebitadas de corte duplo foram sugeridas por Jesus & Correia, onde $\Delta\sigma_c=110\text{MPa}$ e $m=10$. De salientar que, perante as propostas sugeridas obtidos em ambos os detalhes – ligações rebitadas de corte simples e corte duplo – conclui-se que é importante ter em consideração o período histórico de construção, material usado, técnicas empregues, mas também, a elaboração de um programa de ensaios experimental de fadiga com elementos recolhidos para cada caso de estudo (infraestruturas, pontes, etc.) sujeito a obras de intervenção.

Contudo, as curvas S-N de projeto para ligações rebitadas de corte simples propostas por Taras & Greiner e Jesus & Correia são bastante semelhantes. A maior diferença verifica-se para a ligação rebitada de corte duplo, principalmente para o declive m das curvas S-N.

O Eurocódigo 3 não apresenta propostas de curvas S-N de ligações rebitadas, mas é sugerido por diversos autores a utilização da categoria de detalhe 71 e declive $m=3$. No entanto, tem-se verificado que não são as mais adequadas para as ligações rebitadas de pontes metálicas antigas, a onde claramente se verifica uma tendência para o declive de $m=5$. Jesus & Correia tem sugerido um declive maior para ligações rebitadas de corte duplo, contudo, mais ensaios de fadiga deveriam ser feitos para clarificar esta proposta.

Em suma, nesta revisão bibliográfica, sobre curvas S-N apresentadas nos diferentes códigos, sugere-se que um suplemento deveria ser proposto pela comunidade científica ao CEN que gere a execução do código de projeto Eurocódigo, com o objetivo de propor procedimentos de análise ou

até mesmo sugerir curvas alternativas para estudos de verificação e avaliação da vida residual de estruturas de engenharia existentes, como é claramente o caso das pontes metálicas antigas. Os estudos propostos por Taras & Greiner e Jesus & Correia revelam claramente a necessidade de concertar estratégias para serem propostas curvas S-N para o projeto de fadiga.

4

CARACTERIZAÇÃO DAS TAXAS DE PROPAGAÇÃO DE FENDAS DE FADIGA MODO PURO I E MODO MISTO (I+II)

4.1. INTRODUÇÃO

Como já descrito em capítulos anteriores, é importante estudar a integridade estrutural de pontes metálicas antigas, de forma a compreender as suas limitações tanto ao nível do material como também da estrutura. Um dos aspetos a ter em consideração é o comportamento à fadiga de materiais e detalhes estruturais rebitados. As pontes metálicas do final do século XIX e inícios do século XX foram construídas com materiais metálicos, atualmente designados de aços ou ferros pudelados. O estudo aqui proposto visa essencialmente a caracterização da propagação de fendas de fadiga em modo puro I e em modo misto (I+II). Estas propriedades são importantes em análises de vida residual de pontes metálicas com o propósito de estender a vida útil destas estruturas.

O procedimento experimental a usar para obtenção das taxas de propagação de fendas de fadiga em função da gama de intensidade de tensões são os descritos pela norma americana ASTM E647 [32] e o proposto por Richard [13], respetivamente, para as condições de carregamento de modo puro I e modo misto (I+II).

O material da ponte objeto de estudo foi obtido de elementos de viga extraídos da ponte Eiffel. A ponte (ver Figura 4.1) foi projetada pelo Eng.º Gustavo Eiffel e inaugurada a 30 de Junho de 1878. Esta ponte situa-se em Viana do Castelo, Portugal, fazendo a travessia do rio Lima, tendo um comprimento total de 645 m. A ponte é constituída por dois tabuleiros, sendo o tabuleiro superior para tráfego rodoviário e o tabuleiro inferior para tráfego ferroviário.



Figura 4.1 – Ponte metálica rebitada de Viana do Castelo, chamada de Ponte Eiffel [33].

4.2. COMPOSIÇÃO QUÍMICA E PROPRIEDADES MECÂNICAS DO MATERIAL

A evolução das ligas metálicas foi sofrendo melhorias ao longo do tempo para que cada vez se tornasse mais seguro a sua aplicação na engenharia. Sendo necessário estudar as características químicas do material, a sua tenacidade à fratura, a sua resistência à deformação e a sua resistência final [34]. Com isto, podemos estipular vários grupos de aços que estiveram presentes no desenvolvimento dos aços. A primeira liga metálica a ser fabricada foi o ferro fundido que acompanhou bastantes gerações, sendo um ferro que tem na sua constituição lamelas, mostrando ser um material muito frágil, ou seja, quase não tem nenhuma plasticidade, assumindo uma tensão de cedência compreendida entre $f_y \approx 90\text{-}135$ MPa. A evolução destas ligas deu lugar ao aparecimento do ferro pudelado forjado que contém ferrite nas suas propriedades, a sua distribuição granulometria é heterogênea tendo também inclusões de óxidos e linhas de escória. No século XIX, surgem os aços macios, contendo ferrite-perlítico, inclusões de óxidos e sulfetos, aumentando de grão do canto para o núcleo. Por fim, estes aços foram desenvolvidos, podendo a engenharia contar com os aços macios do século XX, que contém um grão pequeno homogêneo mais próximo dos aços aplicados na engenharia moderna.

Depois de um ensaio de tração, não se observa uma marcação local (sem estricção) nos provetes dos dois primeiros ferros descritos, mas nos ensaios realizados com provetes de aços macios verifica-se esta marcação (com estricção).

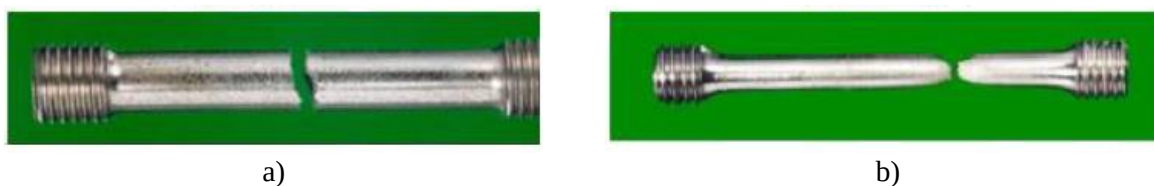


Figura 4.2 – Provetes de ensaios de tração: a) sem estricção; b) com estricção [34].

A composição química e as propriedades mecânicas do material extraído da Ponte Eiffel, bem como, as propriedades típicas do ferro pudelado e aço macio de baixo teor de carbono, são apresentadas no Quadro 4.1 e no Quadro 4.2, respetivamente. Estes dados foram obtidos por consulta da ref. [29].

Quadro 4.1 – Composição química da ponte Eiffel e valores de referência para um ferro pudelado e para um aço macio de baixo carbono.

Material	C [%]	Mn [%]	Si [%]	P [%]	S [%]	N [ppm]
Viaduto de Darque	0.23	1.78	0.39	>0.15	>0.15	n/a
Ponte Eiffel	0.81	2.71	0.24	>0.15	>0.15	n/a
Ferro Pudelado	Max. 0.08	0.4	n/a	0.6	0.04	n/a
Aço Macio de baixo carbono	0.02-0.15	0.2-0.5	variável	0.03-0.06	0.02-0.15	variável

Quadro 4.2 – Propriedades mecânicas da ponte Eiffel e valores de referência para um ferro pudelado e para um aço macio de baixo carbono.

Material	f_y [MPa]	f_u [MPa]	E [GPa]	A [%]	Z [%]
Ponte Eiffel	292.38	341.75	193.1	8.14	11.6
Ferro Pudelado	220-280	330-400	170-200	<25	n/a
Aço macio de baixo carbono	250-300	340-450	200-220	25-35	n/a

Com base nos Quadros 4.1 e 4.2, é possível verificar que, na sua generalidade, tanto na composição química como também nas propriedades mecânicas, o material extraído da ponte Eiffel é um ferro pudelado, tendo por base a alta percentagem de fósforo, a tensão de cedência, f_y , o módulo de elasticidade, E , o alongamento à fratura, A e a redução na seção transversal na falha, Z .

Através da extração do material de uma viga do lado sul do viaduto Darque da ponte Eiffel, foi possível afirmar, com base na observação microscópica, que os materiais em estudo pertencem ao grupo dos ferros pudelados, como se pode observar na Figura 4.3. Com base nesta figura é possível concluir de forma clara a presença de impurezas e escórias.

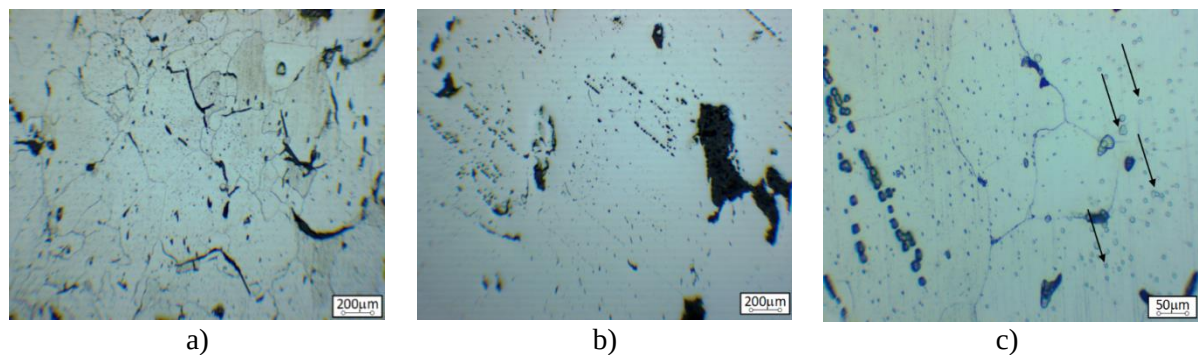


Figura 4.3 – Microestrutura de material rebitado da ponte Eiffel [29].

Na análise da microestrutura é possível observar o seguinte:

- a) Grandes inclusões não metálicas;
- b) Estrutura dos grãos de ferrite com inclusões não metálicas, típicas para diferentes tamanhos de grãos de ferro gravado com 5% de ácido nítrico;
- c) Cadeias de inclusões não metálica, grãos de ferrite com sintomas de degradação microestrutural condicionados com 5% de ácido nítrico.

4.3. PROGRAMA DE ENSAIOS DE PROPAGAÇÃO DE FENDAS DE FADIGA

O programa de ensaios proposto neste trabalho visa obter o comportamento à propagação de fendas de fadiga do material extraído da ponte Eiffel. Neste sentido, ensaios de propagação de fendas de fadiga sob diferentes condições de carregamento são propostos:

- Carregamento em modo puro I (uniaxial);
- Carregamento em modo misto (I+II).

Para os ensaios de propagação de fendas de fadiga em modo puro I, foram fabricados provetes CT de acordo com as recomendações da norma americana ASTM E647-99 [32]. As razões de tensão, R , a serem usadas são, 0.05 e 0.5.

Para os ensaios nas condições de carregamento de modo misto (I+II), os provetes fabricados são designados de CTS, e as razões de tensão a serem usadas são, 0.05 e 0.5. Estes provetes, foram carregados para dois ângulos de carregamento, α , 30° e 60°, com o objetivo de obter o comportamento do material para diferentes condições de mixidade no plano.

O programa de ensaios relacionado com o estudo de propagação de fendas de fadiga do material extraído da ponte Eiffel, para as condições de carregamento de modo puro I e modo misto (I+II), está resumido no Quadro 4.3. Os ensaios foram realizados no laboratório de ensaios mecânicos da Wroclaw University of Science and Technology, em Wroclaw na Polónia, laboratório dirigido pelo Professor Doctor Grzegorz Lesiuk.

Quadro 4.3 – Programa experimental para a avaliação da propagação de fendas para o material antigo da ponte Eiffel.

Tipo de provete	Tipo de Ensaio	Razão de tensão	Ângulo de carregamento (graus)	Número de Provetes
CT	Puro modo I	0.05	0	2
		0.5	0	2
CTS	Modo Misto (I+II)	0.05	30	2
		0.5	30	2
	Modo Misto (I+II)	0.05	60	2
		0.5	60	2

4.4. PROVETES

4.4.1. PROVETE *COMPACT TENSION* (CT)

As dimensões dos provetes CT foram obtidas com base nas recomendações da norma ASTM E647-99 [32]. Os provetes CT têm como dimensões globais 60mm×57.6mm², e a espessura de 4.35mm. A largura de corte no provete para introduzir a pré-fenda foi de 1.5mm e o acabamento em vértice com o ângulo de 60° entre arestas. Por razões de imposição da máquina de ensaio os diâmetros dos orifícios dos provetes têm 12mm. Todas as medidas adicionais podem ser observadas na Figura 4.4, onde é apresentado a geometria do provete, bem como o corte na secção A-A.

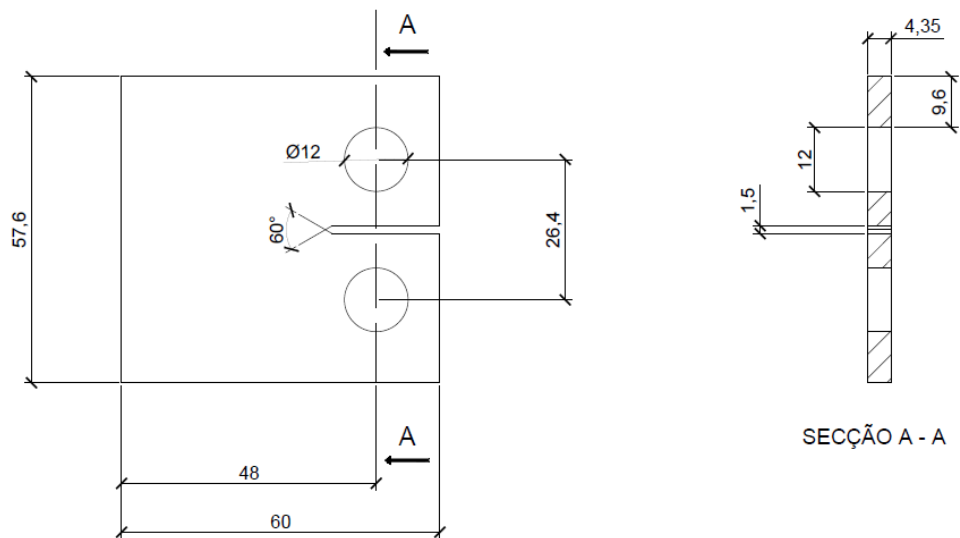


Figura 4.4 – Dimensões (mm) do provete CT usado nos ensaios de propagação de fenda de fadiga para a condição de carregamento em modo puro I de acordo com a norma ASTM E647-99.

4.4.2. PROVETE COMPACT TENSION SHEAR (CTS)

Richard em 1985 [35] propôs a geometria dos provetes CTS para obter as taxas de propagação de fendas de fadiga em modo misto (I+II). As dimensões usadas para este tipo de provetes foram definidas de acordo com as recomendações propostas por Lesiuk [36]. As dimensões globais do provete são 71.4mm×42mm² e espessura de 4.35mm. A largura de corte no provete para definir a pré-fenda foi no valor de 3mm com acabamento em vértice de ângulo igual a 60° entre arestas. Os diâmetros dos orifícios dos provetes para o sistema de fixação à máquina de ensaios é de 6.4mm. Na Figura 4.5 são apresentadas as dimensões (em mm) do provete CTS usado nos ensaios de propagação de fendas de fadiga para condições de carregamento de modo misto (I+II).

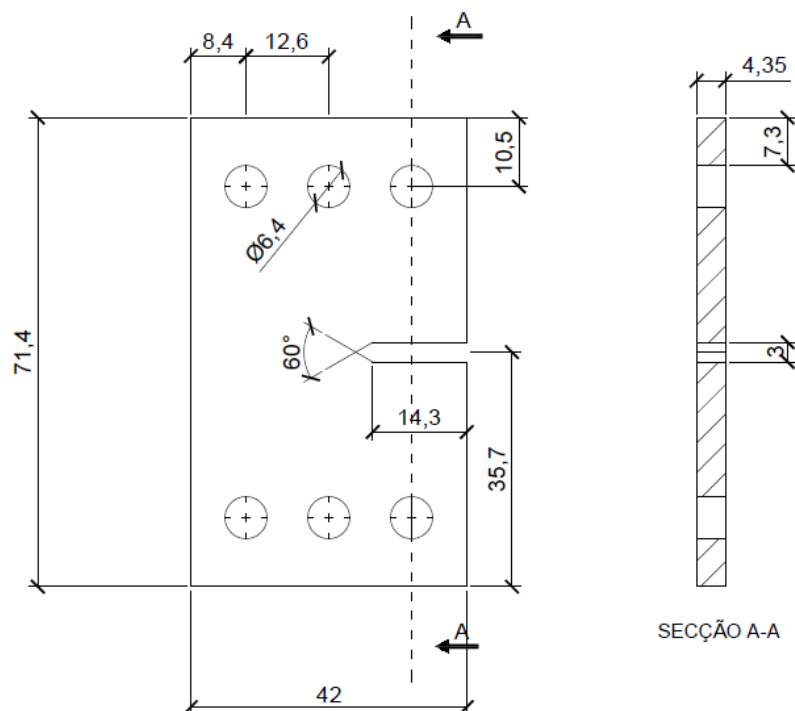


Figura 4.5 – Dimensões (mm) do provete CTS usado nos ensaios de propagação de fendas de fadiga para as condições de carregamento em modo misto (modo I + Modo II) de acordo com as recomendações de Lesiuk [28].

4.4.3. FABRICO DOS PROVETES

Todos os provetes para este estudo foram extraídos de uma viga retirada da ponte Eiffel. A abertura da fenda nos provetes CT e CTS é paralela à direção transversal da viga (ver Figura 4.6). Para tal foram fabricados 4 provetes CT e 8 provetes CTS. Para cortar os provetes com as dimensões pretendidas foi utilizado uma serra de fita assegurando desta forma boa qualidade no corte dos provetes. Com os provetes com as dimensões pretendidas, estes sofreram um processo de fresagem de acordo com as normas em vigor. Quando as superfícies laterais estavam de acordo com o pretendido, com o auxílio de uma máquina, foram abertos os orifícios nos provetes. O passo final do processo para obter todos os provetes em perfeitas condições, sem oxidação alguma, foi a aplicação de um óleo protetor.



Figura 4.6 – Orientação usada em função da geometria dos provetes CT e CTS.

O panorama dos provetes CT e CTS usados nos ensaios de propagação de fendas de fadiga podem ser observados na Figura 4.7.

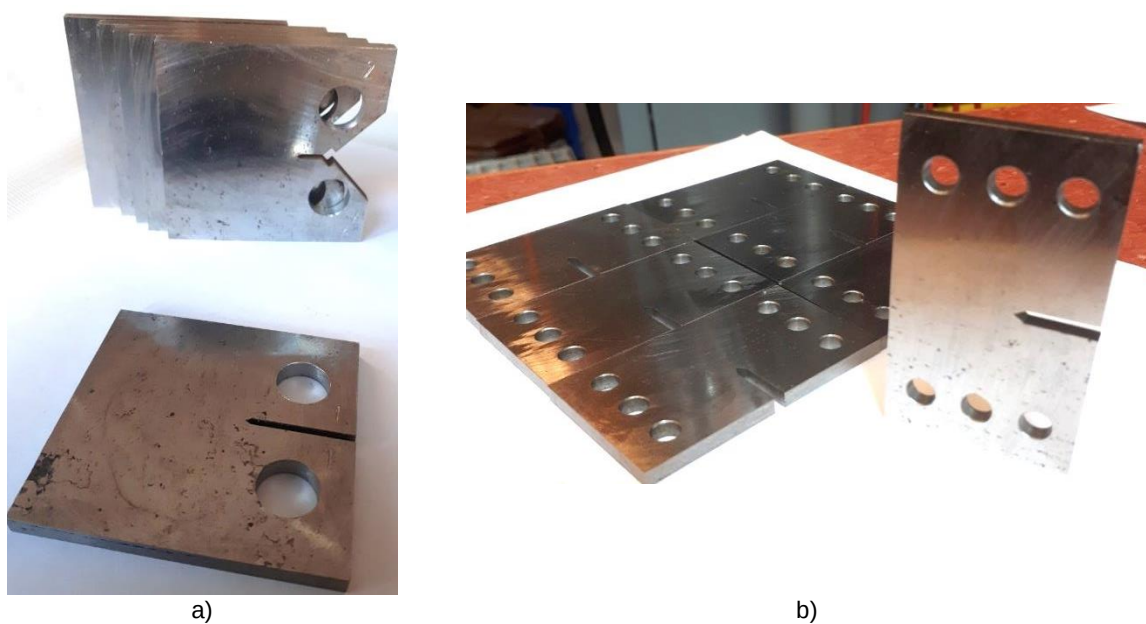


Figura 4.7 – a) Provete CT; b) Provete CTS.

4.5. ENSAIO À FADIGA PARA CARREGAMENTO NO MODO PURO I (UNIAXIAL) E PARA CARREGAMENTO EM MODO MISTO (MODO I + MODO II)

Para a elaboração destes ensaios é necessário alguns conhecimentos teóricos e experimentais [37]. Desta forma através de uma máquina de ensaios uniaxiais e adicionando um dispositivo próprio de carregamento com o nome ARCAN (Figura 4.8), é possível aplicar aos provetes o modo de carregamento pretendido. Para o modo puro I o valor do ângulo é de $\alpha=0^\circ$ e para o modo puro II o valor do ângulo é de $\alpha=90^\circ$. Assim, para valores de α compreendidos entre 0° e 90° entramos no campo de carregamento misto, tendo assim uma vasta gama de condições de mixicidade.

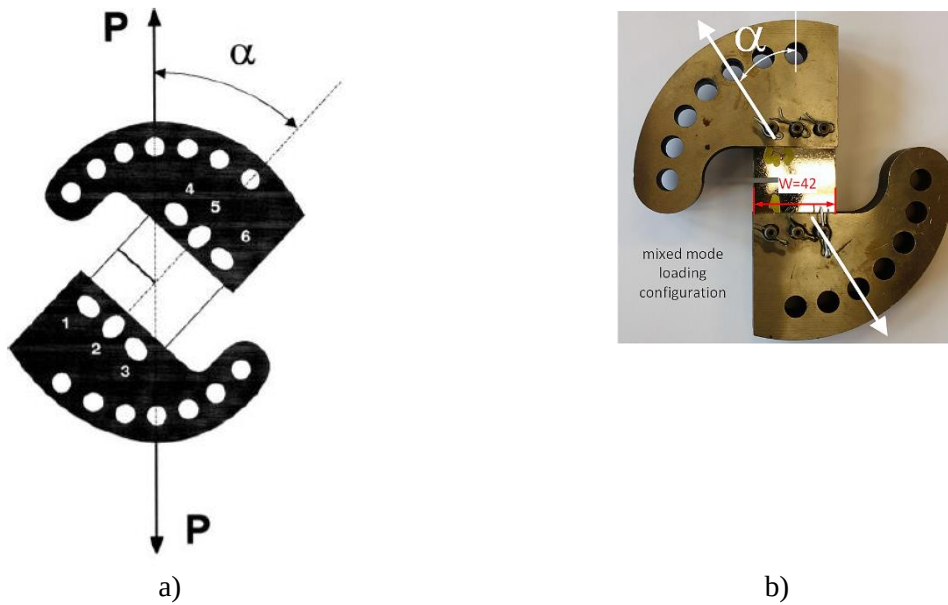


Figura 4.8 – Configuração do ensaio de modo misto: (a) visão geral do porta-provetes CTS; (b) equipamento real - dispositivo de fixação da amostra CTS para máquina de ensaio uniaxial em configuração de carregamento de modo misto [37].

Nos ensaios dos provetes CT, este é fixo ao dispositivo através de dois pinos nos orifícios 2 e 5, já no caso dos provetes CTS, estes são conectados ao dispositivo de carregamento através de seis pinos. De referir que os orifícios 2 e 5 são alongados perpendicularmente à fenda e os orifícios 1,3,4 e 6 são alongados paralelamente à fenda. Desta forma, apenas os orifícios 2 e 5 transmitem o modo I para o provete, enquanto os orifícios 1,3,4 e 6 garantem apenas a transmissão do carregamento do modo II.

No desenvolvimento da fase experimental é necessário recorrer às Equações (2.19) e (2.20) apresentadas no Capítulo 2, de forma a obter os respetivos fatores de intensidade de tensões de cada modo. Estas expressões são apresentadas na seguinte forma:

$$K_I = \frac{F \sqrt{\pi a \cos \alpha} \sqrt{\cos \frac{\alpha}{3}}}{Wt} f_I \left(\frac{a}{W} \right)$$

$$K_{II} = \frac{F \sqrt{\pi a \sin \alpha}}{Wt} f_{II} \left(\frac{a}{W} \right)$$
(4.1)

onde, F define a carga aplicada, a define o comprimento da fenda, W define a largura do provete, t é a espessura do provete, e o α define o ângulo descrito pela carga. As Equações (2.19) e (2.20) apresentadas no Capítulo 2, são válidas apenas para fendas inclinadas, deste modo, são aceitáveis para a gama de valores $0.5 \leq \frac{a}{w} \leq 0.7$. Para as expressões apresentadas em Equação (4.1) são aceitáveis para a gama de valores $0.3 \leq \frac{a}{w} \leq 0.5$ [30].

Nos ensaios, o comprimento da fenda é observado através de uma câmara de alta resolução gravando as imagens de forma cíclica (resolução 65px/mm). É construído assim um gráfico como na Figura 4.9 onde o comprimento da fenda é medido nas duas direções. No término do comprimento da fenda pré-fissurada localiza-se a origem virtual do sistema de coordenadas.

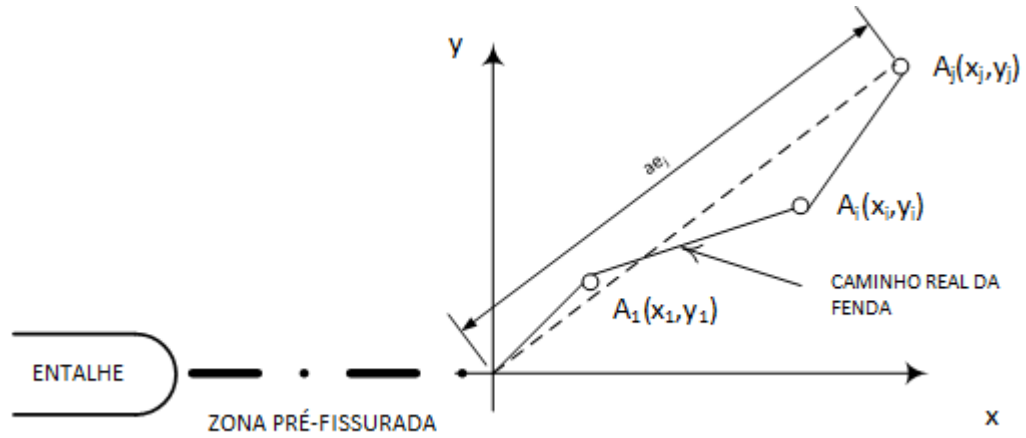


Figura 4.9 – Sistema de coordenadas locais para o posicionamento da ponta da fenda durante os ensaios e simulações [37].

Como se pode reparar na Figura 4.9, o eixo x fica orientado ao longo do entalhe. No final do processo, para calcular o comprimento da fenda é realizada uma correlação através das coordenadas retiradas da ponta da fenda ao longo do ensaio. Em técnicas experimentais, e como é o caso, em carregamento em modo misto, é difícil conseguir registar os intervalos de fendas de forma rigorosa. Através da Figura 4.9, o intervalo prolongado de duração da fenda entre o tempo i e j é o somatório do comprimento de pré-fenda mais o comprimento medido no sistema de coordenadas que é obtido através da Equação (4.2):

$$\Delta a_{ej} = \sqrt{(x_j - x_i)^2 + (y_j - y_i)^2} \quad (4.2)$$

Normalizando o comprimento de fenda a^* , as funções a dimensionais $f_I(a/W)$ e $f_{II}(a/W)$ são obtidas através das expressões em Equação (4.3):

$$\begin{aligned} f_I\left(\frac{a}{W}\right) &= 2.32158 - 1436777 \alpha + 66.85752 \alpha^2 - 117.66921 \alpha^3 + 89.72502 \alpha^4 \\ f_{II}\left(\frac{a}{W}\right) &= -0.05741 + 4.36076 \alpha - 4.46168 \alpha^2 + 2.48807 \alpha^3 \end{aligned} \quad (4.3)$$

Recorre-se a um modelo numérico com o apoio no programa Abaqus 6.14 com a abordagem do método de quarto de nó [37]. A geometria do provete é estipulada segundo Richard [35] e estipula-se a mecânica da fratura elástica linear para estimar os fatores de intensidade de tensão.

Na definição do modelo é necessário a colocação teórica dos apoios para garantir que o provete fique estático e seguidamente introduzir as F_1 , F_2 e F_3 que podem ser calculados através das expressões contidas em Equação (4.4):

$$\begin{aligned} F_1 &= F(0.5 \cos \alpha + (c/b) \sin \alpha) \\ F_2 &= F \sin \alpha \\ F_3 &= F(0.5 \cos \alpha + (c/b) \sin \alpha) \end{aligned} \quad (4.4)$$

Os valores a , b , e α devem ser definidos com o objetivo de obter os valores das forças a serem colocados no modelo numérico apresentado na Figura 4.10.

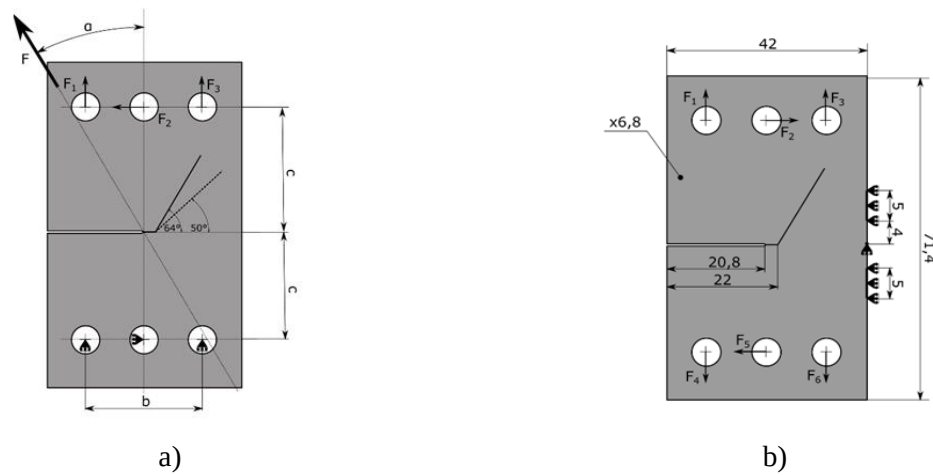


Figura 4.10 – Dimensões do provete CTS e condições de contorno apresentadas (a) – o provete é fixado com pinos, (b) – restrições artificiais na borda da amostra [37].

Para a definição do modelo numérico são necessários propriedades elásticas do material – módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson, bem como, propriedades geométricas – o ângulo α descrito pela carga e o ângulo gerado durante o ensaio que define a superfície de fratura do provete. Com este processo é possível retirar os valores de K_I e K_{II} para diferentes comprimentos de fenda. Com os valores dos fatores de intensidade do modo I e II calcula-se o ΔK_{eq} respetivo através da Equação (2.21) do Capítulo 2.

4.6. TRABALHOS DESENVOLVIDOS POR OUTROS AUTORES EM MATERIAIS ANTIGOS - PROPAGAÇÃO DE FENDAS DE FADIGA EM FERROS PUDELADOS: ESTUDOS ANTERIORMENTE DESENVOLVIDOS

4.6.1. PROPAGAÇÃO DE FENDAS À FADIGA DE PONTES METÁLICAS ANTIGAS REBITADAS

Como já descrito no Capítulo 2, o crescimento de fendas por fadiga passa por três regiões distintas. Sendo importante realçar para este estudo, que o limiar da gama do fator de intensidade de tensões, ΔK_{th} , presente na região I, para os aços modernos, pode ser estimado sob consideração de uma relação variável R usando a Equação 4.5 de acordo com a norma BS PD 6493 [38]:

$$\begin{aligned} -1 < R \leq 0.5: \Delta K_{th}(R) &= 170 - 214 \cdot R \text{ em } N/mm^{3/2} \\ 0.5 < R \leq 1: \Delta K_{th} &= 63 N/mm^{3/2} \cong 2MPa\sqrt{m} \end{aligned} \quad (4.5)$$

Já em estruturas rebitadas, este valor pode ser usado no cálculo da propagação de fendas através de $\Delta K_{th} = 63 N/mm^{3/2} \cong 2MPa\sqrt{m}$, para todos os rácios de R .

Sem a realização de ensaios à fadiga para propagação de fendas, as constantes C e m do material para aços recentes segundo a recomendação de um estudo [37] devem ser os seguintes a utilizar na lei de Paris:

$$\begin{aligned} C &= 4 \cdot 10^{-13} \text{ e } m = 3 \text{ (unidades em } N(mm)^{-3/2} \text{ e mm) ou} \\ C &= 1.3 \cdot 10^{-11} \text{ e } m = 3 \text{ (unidades em } MPa(m)^{1/2} \text{ e m)} \end{aligned}$$

A investigação realizada por José Correia [39], tendo como objetivo a análise de aços de algumas pontes metálicas antigas no caso português, determinou as constantes C e m retiradas nos ensaios realizados em provetes CT em modo puro I para o Modelo de Paris que podemos consultar no Quadro 4.4.

Quadro 4.4 - Constantes C e m para o modelo de Paris pontes Portuguesas obtidas por Correia [38].

Material	N.º				
R_σ	Provetes	C	m	R^2	
Eiffel	0.1	3	1.56E-19	5.0585	0.8644
	0.5	2	3.09E-20	5.5347	0.9604
	0.1;0.5	5	2.43E-18	4.6899	0.7197

Contrastando os resultados retirados nos ensaios em pontes antigas portuguesas com os apresentados pelo documento de recomendação para aços novos conclui-se que as constantes C e m diferem dos aços antigos para os aços recentes. Admite-se também que pontes do mesmo período histórico têm parâmetros distintos, desta forma, se for necessário uma intervenção numa estrutura é essencial a realização de ensaios em laboratório para garantir uma reabilitação respeitando em primeiro lugar a segurança.

Este estudo consistiu na análise à fadiga de cinco pontes metálicas rebitadas portuguesas [39] com ensaios em modo puro I. Esta necessidade advém da preocupação de perceber a previsão de vida de cada uma delas. As pontes neste estudo foram a ponte Eiffel, a ponte Luís I, a ponte de Fão, a ponte do Pinhão que foram construídas entre 1878 e 1906 e por fim a ponte de Trezói, sendo esta provavelmente a última ponte a ser construída em Portugal através de rebitagem em 1956. As propriedades do material de cada ponte podem ser observadas no Quadro 4.5.

Quadro 4.5 – Propriedades mecânicas dos materiais da ponte Eiffel, Luís I, Fão, Pinhão e Trezói.

Material	f_y [MPa]	f_u [MPa]	E [GPa]	A [%]	Z [%]
Ponte Eiffel	292.38	341.75	193.1	8.14	11.6
Ponte Luís I	303	397	192.7	21	27
Ponte Fão	220	359	198.7	23	13
Ponte Pinhão	306	361	210.68	33	71
Ponte Trezói	401	464	198.6	23	66

Para a realização dos ensaios para analisar a propagação de fendas no material destas pontes foram realizados provetes CT de acordo com a norma ASTM 647 [40] onde os gráficos da/dN vs. ΔK de cada ponte são os representados pela Figura 4.11 [41].

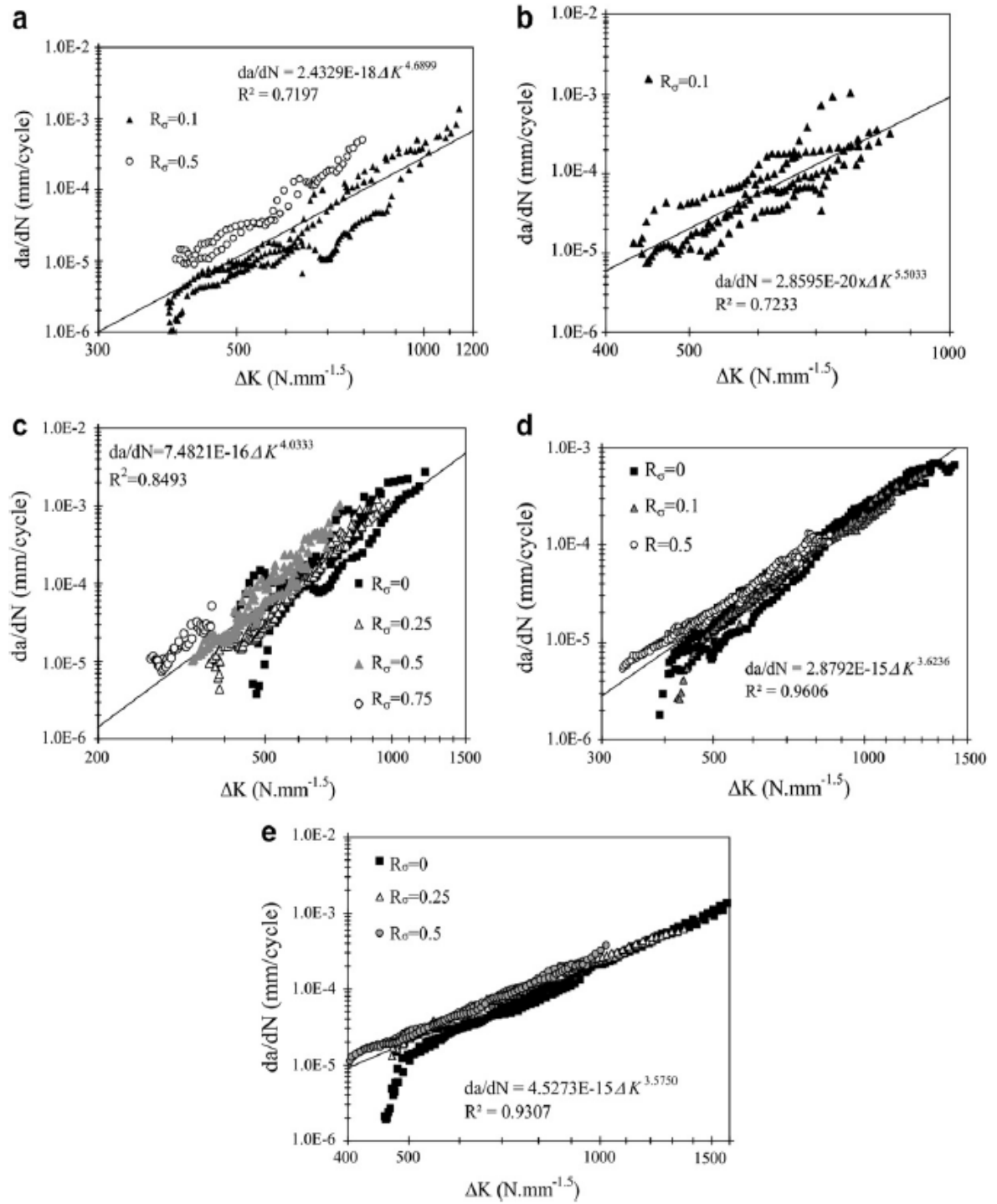


Figura 4.11 - Dados de propagação de Fenda correlacionados com a lei de Paris: a) Eiffel; b) Luiz I; c) Fão; d) Pinhão; e) Trezói [41].

4.6.1.1. Conclusões

Esta investigação retrata as propriedades mecânicas, da microestrutura e químicas de algumas pontes metálicas antigas, onde se pode concluir que os materiais das pontes Eiffel, Luís I e Fão são ferros pudelados, tendo em conta as propriedades mecânicas que estão relacionadas com o período histórico, mas também por serem materiais heterogêneos e de baixa ductilidade. Já os materiais da ponte Pinhão e Trezói, são materiais em que as suas propriedades correspondem a um aço estrutural de baixo teor de carbono, ou seja, é um aço mais homogêneo que se aproxima dos aços atuais.

4.6.2. ESTUDO DE UM FERRO DO VIADUTO DE BROCHOCIN (BAIXA SILÉSIA, POLÓNIA)

O estudo de propagação de fendas de fadiga, tanto em modo puro I bem como modo misto (I+II) em materiais antigos – Ferros pudelados ou aços com baixo teor de carbono têm sido recentemente estudados em virtude de se verificar que a propagação de fendas em elementos estruturais rebitados de pontes antigas ocorrem de forma realista em carregamentos de modo misto.

O estudo mais recente foi desenvolvido por Grzegorz Lesiuk [37] onde a propagação de fendas de fadiga em modo misto (I+II) em ferros pudelados foi estudado.

Este autor, para a sua investigação, analisou o material retirado de dois membros de aço (1863) do viaduto reabilitado em Brochocin (Baixa Silésia, Polónia). O objectivo principal foi colmatar os erros consideráveis na previsão da vida útil residual que era feita através da análise do crescimento das fendas por fadiga uniaxial. Assim, autor tenta introduzir novo conhecimento neste campo, ao acrescentar resultados de crescimento à fadiga no modo misto (I+II) para um aço antigo.

A composição química e as propriedades mecânicas do material em questão são apresentadas no Quadro 4.6 e no Quadro 4.7, respetivamente.

Quadro 4.6 – Composição química do material do Viaduto de Brochocin.

Material	C [%]	Mn [%]	Si [%]	P [%]	S [%]
Viaduto de Brochocin	0.08	0.025	0.15	0.245	0.015

Quadro 4.7 – Propriedades mecânicas do material Viaduto de Brochocin.

Material	f_y [MPa]	f_u [MPa]	E [GPa]	A [%]	Z [%]
Viaduto de Brochocin	286.5	359	191	15.3	33.9

No gráfico da Figura 4.12 podemos observar os factores de intensidade de tensão do modo I e II de acordo com o comprimento das fendas. Segundo o método de quarto de nó, os fatores de intensidade de tensão são determinados através do integral J para todos os percursos da fenda alcançados experimentalmente.

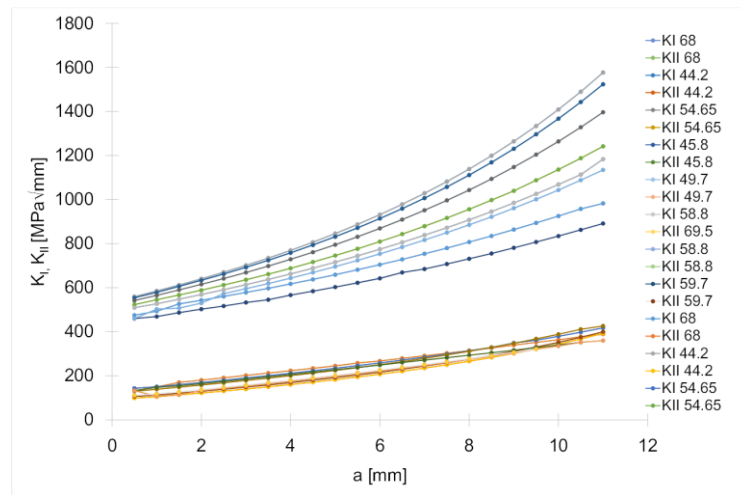


Figura 4.12 - Fatores de intensidade de tensão obtidos a partir da simulação numérica para todos os caminhos obtidos nos ensaios [37].

Na Figura 4.13 podemos observar o da/dN vs. $\Delta K_{\text{aplicado}}$ e $\Delta K_{\text{efetivo}}$ para modo puro I e para diferentes níveis de mixicidade definidos por ângulos de carregamento de 30° e 45° , conseguindo desde já visualizar o comportamento do material para diferentes ângulos de carregamento. No Quadro 4.8 são apresentadas as constantes e expoentes da Lei de Paris obtidos do KFFD neste trabalho.

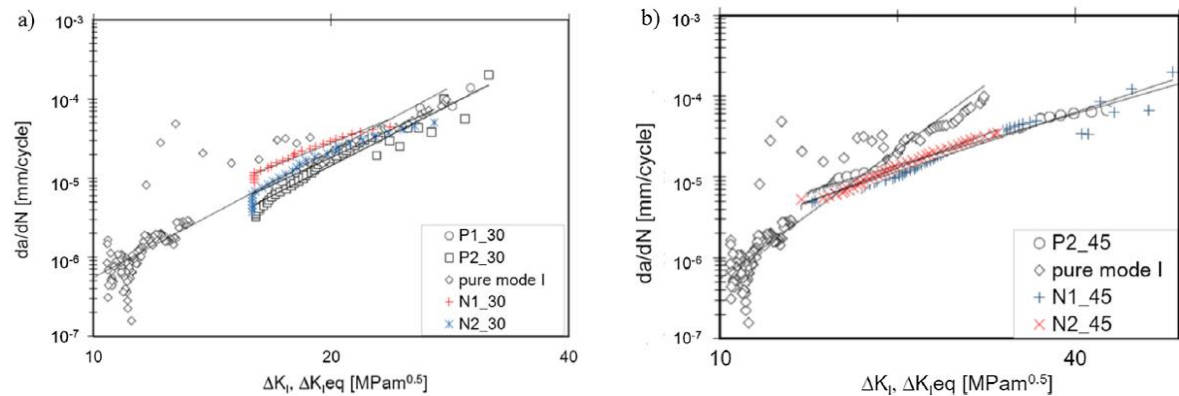


Figura 4.13 - Diagramas de fratura por fadiga cinética para ferro pudelado: a) carregamento em modo misto (ângulo de carga 30°) e modo puro I; b) carregamento em modo misto (ângulo de carga 45°) e modo puro I [37].

Quadro 4.8 - Constantes e expoentes da Lei de Paris obtidos do KFFD.

Provete	Parametro de Mixicidade Me	C _e	m _e	R ²
30 P1	0.818	1e-12	5.46	0.96
30 P2	0.816	3e-12	5.1	0.94
30N1	0.821	3e-11	4.62	0.96
30N2	0.818	2e-11	4.67	0.91
45P1	n/a	n/a	n/a	n/a
45P2	0.700	3e-8	2.11	0.97
45N1	0.699	8e-9	2.43	0.95
45N2	0.700	3e-9	2.71	0.98
Provete CT Modo I	1	3e-12	5.33	0.87

4.6.2.1. Conclusões

Com base na análise à Figura 4.13 a), pode admitir-se que o declive da curva do modo puro I é semelhante ao declive da curva do modo misto para $\alpha = 30^\circ$. Agora de forma contrária, pode-se observar na Figura 4.13 b) que o declive da curva do modo puro I é bastante diferente do modo misto para $\alpha = 45^\circ$. Conclui-se assim, que a influência do modo misto é revelante, pois para diferentes valores de α o declive vai ser diferente, logo, vamos ter curvas de projeto diferentes. Considerando os resultados deste estudo, afirmamos que o parâmetro de mixicidade para este tipo de material é bastante importante principalmente para ângulos de carregamento superiores a 30° .

Neste estudo verificou-se mais uma vez que ferros pudelados são anisotrópicos, ou seja, na direção transversal o provete apresentou algumas fragilidades devido à sua heterogeneidade podendo se verificar na consulta da microestrutura deste material. O grão do material não é regular, considerando assim que estamos presente a um ferro com muitas inclusões. Portanto, as características deste tipo de materiais devem ser tidas em conta no efeito do carregamento.

4.7. CARACTERIZAÇÃO DAS TAXAS DE PROPAGAÇÃO DE FENDAS DE FADIGA EM MODO PURO I E MODO MISTO DO MATERIAL EXTRAÍDO DA PONTE EIFFEL

Nesta secção, a avaliação das taxas de propagação das fendas de fadiga em modo puro I e em modo misto (I+II) do material extraído da ponte Eiffel. Os resultados a serem apresentados nesta seção serão comparados com resultados já existentes na bibliografia, principalmente os publicados por Lesiuk [37], relacionados com a avaliação das taxas de crescimento de fendas de fadiga em modo misto (I+II) de amostras extraídas de elementos estruturais do viaduto de Brochocin em Low Silesia, Polónia, e também com os resultados experimentais conduzidos por Jesus & Correia relacionados com a avaliação das taxas de propagação de fendas de fadiga para modo puro I. De salientar, que em ambos os casos, estamos perante materiais designados como ferros pudelados.

Nesta secção também será avaliado a microestrutura na superfície do caminho da fenda usando para tal a técnica de microscopia eletrónica de varrimento (SEM).

4.7.1. COMPOSIÇÃO QUÍMICA E INVESTIGAÇÃO METALOGRAFICA

Esta secção concentra-se nas análises seguintes:

- Análise química (C, Mn, Si, P, S) do material ensaiado usando o Método Spectra na estação de medição Leco GDS-750-QDP (apresentado no Quadro 4.9 os resultados do valor médio de três medições);
- Análise microestrutural no estado pós-operado. A inspeção metalográfica foi realizada na faixa de ampliação de 100x a 1000x em estado não-condicionada e condicionada (5% HNO₃) de acordo com a norma ASTM E407 - 07 (2015)e1. Para análise, utilizou-se o microscópio metalográfico OPMT Met Invert XJL17AT. As imagens foram registadas em conjunto com a câmara digital de microscópio CMOS 15MPx com o software para análise de imagens;
- As medições de dureza foram executadas usando o Método Vickers de acordo com o PN-EN ISO 6507-1: 2007. Para este propósito, foi utilizado o aparelho de teste de dureza Future-Tech FM-810, carga 10kG (98N, 10s) que se pode observar na Figura 4.14. Foram realizadas 10 medidas, todos os resultados são coletados no Quadro 4.10.

Quadro 4.9 - Composição química do aço ensaiado (em%).

Composição Química	Material dos provetes [%]
C	<0.01
Mn	0.01
Si	0.07
P	0.354
S	0.045

Com base apenas nas medições de dureza, é notável o alto teor de fósforo. Este facto indica para a possível classificação do material ensaiado como um ferro pudelado. Baseado na teoria da degradação de um elemento de ferro pudelado estudado por Lesiuk [35], o baixo teor de carbono (<0,01% C) e a falta do elemento de desoxidação (Si) predestinam este material para os processos de degradação microestrutural.



Figura 4.14 - Ensaio de dureza Vickers usado na investigação de material.

Quadro 4.10 - Medições de dureza Vickers HV10.

Ensaio	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	Média
HV10 (HV)	175	167	165	171	170	159	172	162	170	188	170
HV10 (MPa)	1716	1638	1618	1677	1667	1559	1687	1589	1667	1844	1667

A microestrutura do material dos presentes pode ser observada nas Figuras 4.15 - 4.19.

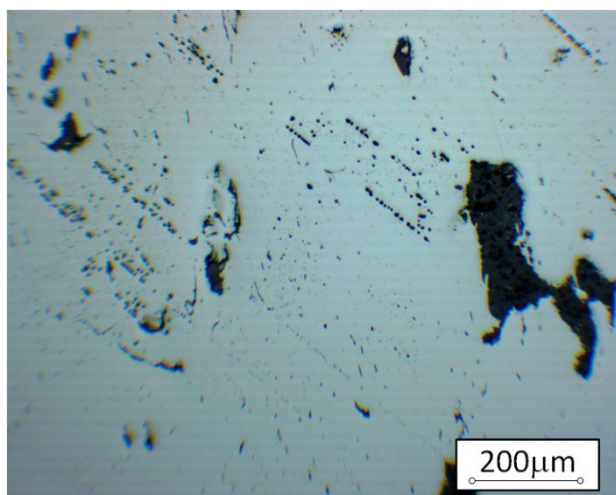


Fig. 4.15 - Imagem representativa da estrutura do material no estado não gravado. Grandes inclusões e escórias não metálicas perceptíveis, o tamanho das escórias excede frequentemente os mm.

Magn. 100x - estado não gravado

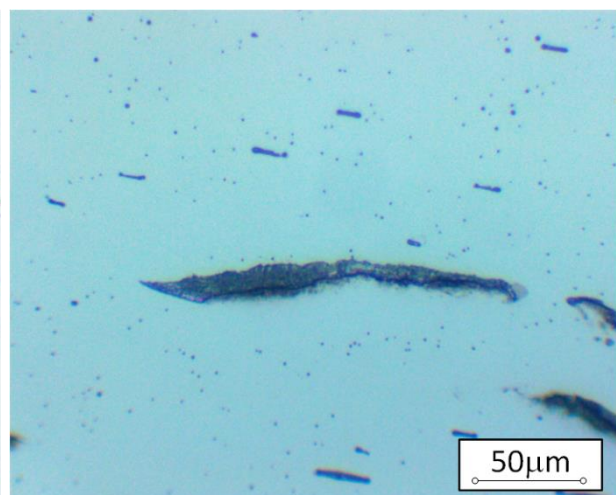


Fig. 4.16 - Cadeias de inclusões não metálicas típicas deformadas na direção de laminação do material testado.

Magn. 400x - estado não gravado

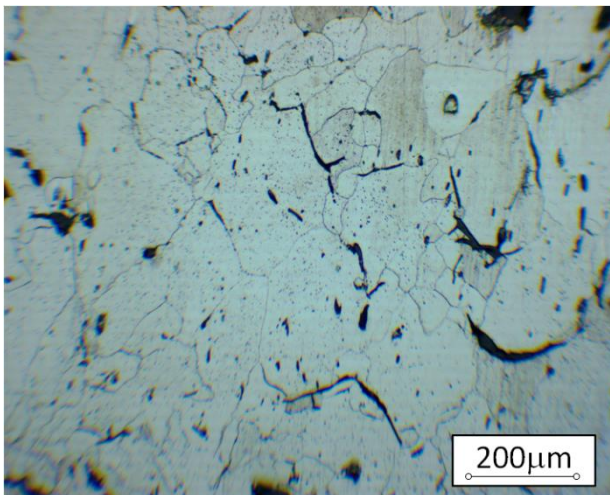


Fig. 4.17 - Grãos de ferrite (áreas claras) com grandes inclusões não metálicas.

Magn. 100x - gravado 5% HNO₃

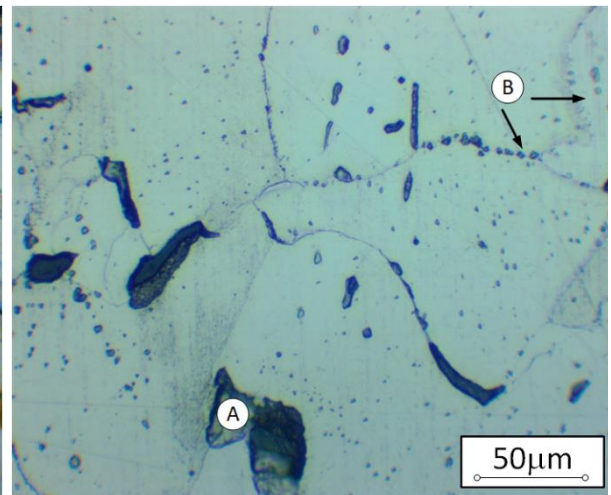


Fig. 4.18 - Estrutura de grãos de ferrita aumentada com inclusões não metálicas (A). Precipitações frágeis notáveis dentro de grãos de ferrite e nos limites de grão.

Magn. 400x - gravado 5% de HNO₃

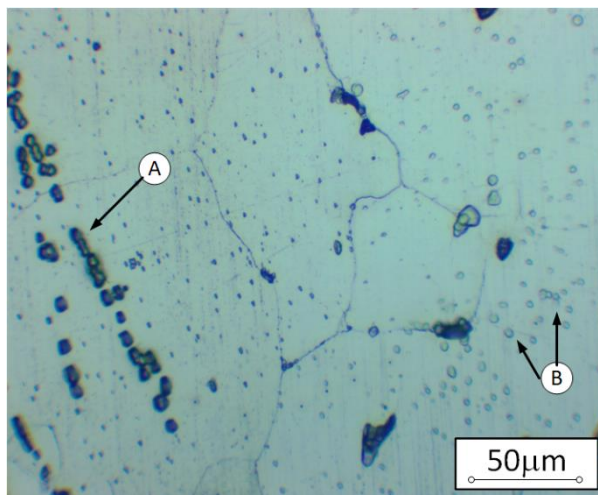


Fig. 4.19 - Grãos de ferrita aumentados com cadeias de inclusão não metálicas (A). Perceptível tamanho de grão diferente com precipitações de fase frágil dentro de grãos de ferrite (B).

Magn. 400x - gravado 5% de HNO₃

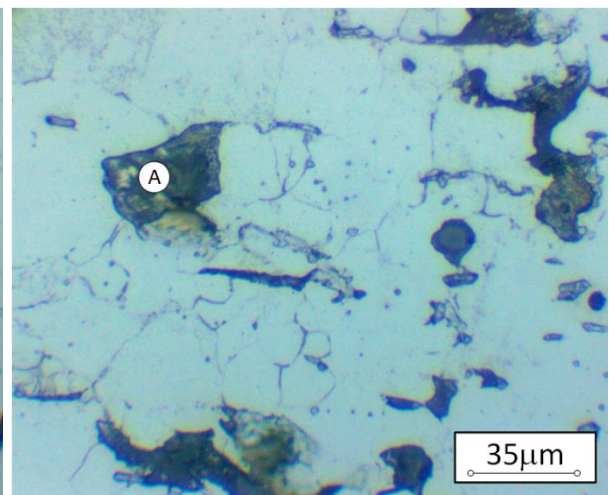


Fig. 4.20 - Grãos de ferrita aumentados com grandes inclusões não metálicas (A).

Magn. 600x - gravado 5% de HNO₃

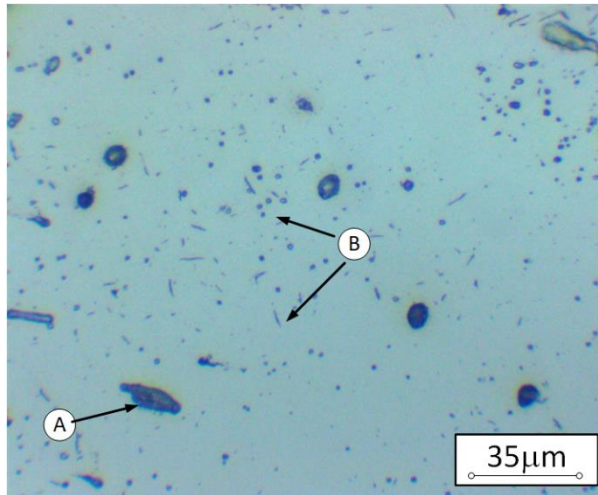


Fig. 4.21 - Grão de ferrita aumentado com inclusões não metálicas (A) e precipitações quebradiças (B) em forma de agulha (nitretos, carbonetos, etc.)

Magn. 600x - gravado 5% de HNO₃

A microestrutura do material investigado é formada por numerosas inclusões não metálicas (principalmente silicatos) que consistem em grãos de ferrita com diferentes níveis de tamanho. A presença dos processos de degradação microestrutural também é confirmada em precipitações de fase frágil dentro de grãos de ferrita, bem como nos limites de grão. A microestrutura do material ensaiado confirma o facto de que o material de investigação é um ferro pudelado do século XIX.

4.7.2. TAXA DE CRESCIMENTO DE FENDAS POR FADIGA - MODO I

A máquina de tração, os aparelhos usados (por exemplo, grampos, garras, etc.) e os provetes (Figura 4.7 a)) foram os mesmos conforme descrito na ASTM E647 (Figura 4.24 a 4.26).

Os gráficos presentes na Figura 4.27 e 4.28 da cinemática de crescimento de fenda por fadiga são desenhados em coordenadas Log (da/dN) – Log ΔK (K_{máx}), onde, em escala logarítmica, o valor de da/dN para o comprimento especificado da fenda é marcado no eixo das ordenadas e ΔK, K_{máx} no eixo das abcissas.

O fator de intensidade de tensão para a amostra CT é especificado usando a fórmula apresentada na norma ASTM E647:

$$K = \frac{\Delta F}{B\sqrt{W}} f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (4.6)$$

e

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = \frac{(2 + a) * (0.886 + 4.64 * a - 13.32 * a^2 + 14.72 * a^3 - 5.6 * a^4)}{\sqrt{(1 - a)^3}} \quad (4.7)$$

Onde:

a – Comprimento de fenda [mm];

B – Espessura do provete [mm];

W – Largura do provete [mm];

ΔF – Amplitude da força [N].

Durante os ensaios, os parâmetros registados foram: força, deslocamentos e o deslocamento de abertura de fenda (COD). Com o objetivo da aplicação de carregamento monotónico, o tamanho do comprimento da fenda foi determinado pelos procedimentos de conformidade. A função da complacência elástica da tensão no plano para amostras CT é descrita pela fórmula:

$$\frac{a}{W} = C_0 + C_1 u_x + C_2 u_x^2 + C_3 u_x^3 + C_4 u_x^4 + C_5 u_x^5, \quad (4.8)$$

Onde:

Os coeficientes C_0 , C_1 , C_2 , C_3 , C_4 , C_5 são totalmente descritos pela ASTM E647, dependendo da localização da medição do COD. A quantidade de u_x é definida como:

$$u_x = \frac{1}{\sqrt{\frac{BEv}{F}} + 1} \quad (4.9)$$

Onde:

E – Módulo Elástico [MPa];

v – COD [mm];

F – Força [N];

v/F – Deslocamento versus inclinação da curva de força medida durante o ensaio [mm/N].

Os ensaios foram realizados por duas das técnicas de medição disponíveis:

- Por aumento controlado da amplitude ΔK ;
- Por amplitude constante da faixa de força ΔF .

Antes da investigação principal, a pré-fenda de fadiga foi feita preservando todas as condições de carregamento descritas na norma ASTM E647. Durante o pré-desenrolar, o ΔK não excede 13-15 MPam^{0.5}. A janela do computador durante o ensaio é mostrada na Figura 4.24. O ensaio apropriado partiu do valor inicial de ΔK para evitar a influência da zona plástica do procedimento de pré-desengate. Os experimentos foram realizados para dois níveis de tensão médio diferentes, caracterizados pela razão de tensão $R = 0.05$ e $R = 0.5$ com forma de onda de carregamento senoidal (frequência $f = 5$ Hz). O tamanho do comprimento da fenda foi monitorado usando o fenómeno da complacência elástica da tensão no plano (Equação 4.8). O sistema de computador era controlado pelo console FlexTest e pelo software FCGR integrado com a máquina MTS. Periodicamente, o comprimento das fendas foi controlado e ajustado utilizando microscópio estereoscópico com câmara digital acoplada à máquina de tração MTS 810.

Durante o experimento para os ciclos escolhidos, pelo menos duas alças de histerese foram registradas para avaliar o comportamento da F-COD durante o ensaio. De acordo com o procedimento experimental descrito em [43, 44], o ponto de fecho da fenda e os níveis correspondentes de F_{cl} e K_{cl} foram estimados para avaliar a variação de intensidade efetiva de tensão (ΔK_{eff}) baseada no conceito de Elber [45]. A ideia principal da identificação de F_{cl} consiste na divisão da curva F-COD registrada em duas partes: linear e não-linear, simplesmente tratada como quadrática - como mostra a Figura 4.22.

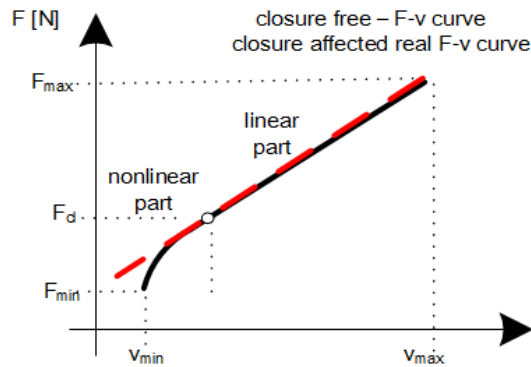


Figura 4.22 - Decomposição esquemática da curva F-COD registrada [43, 44].

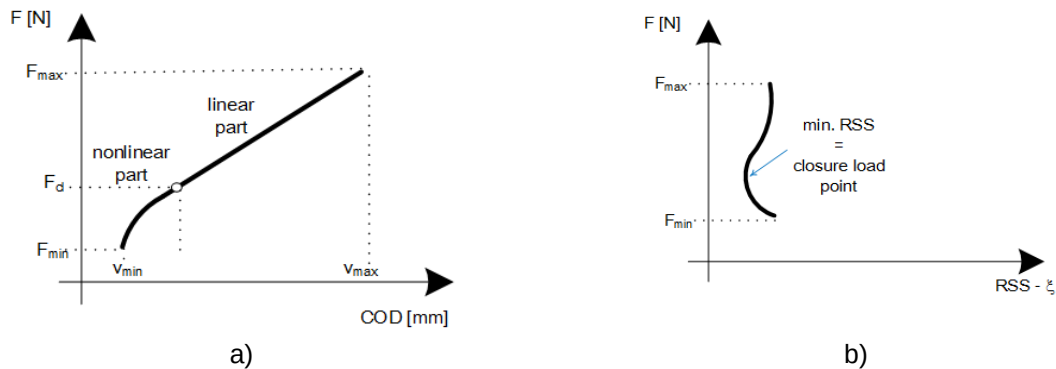


Figura 4.23 - Procedimento de identificação da carga de fecho: a) ponto de fecho no sinal F-COD gravado, b) Valor ótimo de F_{cl} correspondente a um valor mínimo de RSS - ξ [43, 44].

Um algoritmo geral de identificação de ponto de fechamento consiste em [43, 44]:

- Registro dos sinais F-COD nos ciclos de carga desejados;
- Decomposição da linha F-COD para peças lineares e não lineares por ajuste da dependência linear (duas constantes A_0 e A_1) e função polinomial de segunda ordem (três constantes B_0 , B_1 , B_2);
- Otimização dos valores de B_0 , B_1 , B_2 devido a minimizar o desvio de quadrados residuais (RSS) da coincidência linear.

Como foi mencionado, as partes linear $v_L(F)$ e quadrática $v_Q(F)$ do loop de histerese são representadas matematicamente como:

$$v_L(F) = A_0 + A_1 F \quad (4.10)$$

$$v_Q(F) = B_0 + B_1 F + B_2 F^2 \quad (4.11)$$

Devido a uma forte dependência linear na complacência elástica (parte superior da alça de histerese), as constantes A_0 e A_1 podem ser obtidas facilmente usando regressão linear. Os valores desconhecidos das constantes B_0 , B_1 , B_2 devem satisfazer as seguintes condições a partir da identificação presumida (geralmente F_K) do valor do joelho:

$$v_Q(F) = v_L(F) \quad (4.12)$$

$$\frac{d(v_Q(F))}{dF} = v_L(F), \text{ (para } F=F_K) \quad (4.13)$$

De acordo com as condições acima, obtemos:

$$B_1 + 2B_2 F_K = A_0 + A_1 F_K \quad (4.14)$$

$$B_0 + B_1 F_K + B_2 F_K^2 = A_0 + A_1 F_K$$

Neste caso, as constantes B_0 , B_1 , B_2 devem ser ótimas do ponto de vista matemático. Para validar seus valores ótimos, podemos encontrar as constantes mencionadas minimizando a soma residual dos quadrados ξ (RSS), definida como:

$$\xi = \frac{1}{(v_{\max} - v_{\min})^2} \sum_{i=1}^N \begin{cases} (v_Q(F_i) - v_i)^2 & \text{para } P_i < P_k \\ (v_L(F_i) - v_i)^2 & \text{para } P_i \geq P_k \end{cases} \quad (4.15)$$

O valor de F_K correspondente a um valor mínimo ξ (medida do desvio do ponto exato de coincidência entre partes lineares e não lineares) será tratado como carga de fecho F_{cl} . $v_{\max}$ e $v_{\min}$ são os valores máximo e mínimo de COD durante cada ciclo de carregamento. O método descrito é fácil de automatizar durante o experimento com uma garantia do valor ótimo F_{cl} correspondente ao mínimo ξ . No entanto, se os dados brutos forem fortemente influenciados pelo ruído (ou pelo ajuste errado dos sinais gravados), nesse caso, o algoritmo provavelmente escolherá um valor errado do ponto de carga de fechamento identificado, que será espalhado [43, 44].

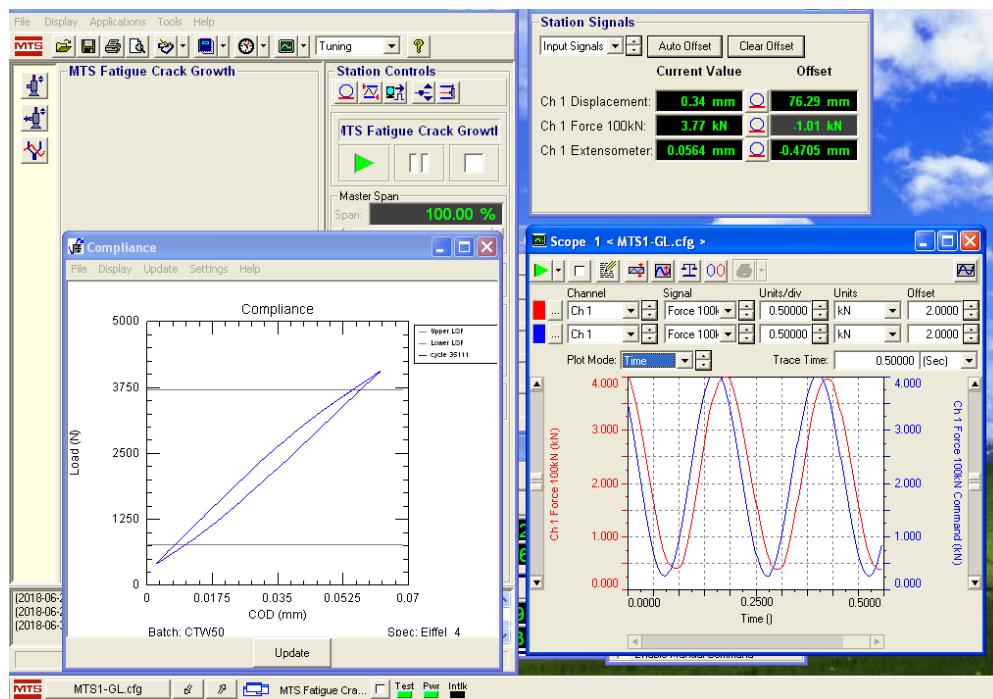


Figura 4.24 – Janela do computador durante o ensaio – consola da máquina MTS.



Figura 4.25 - Máquina de ensaio MTS810 com sistema de aperto adicional.



Figura 4.26 – Provete CT durante o ensaio de taxas de propagação de fendas de fadiga ($R = 0.05$).

No Quadro 4.11 podemos consultar os valores das constantes C e m dos ensaios dos provetes CT.

Quadro 4.11 – Valores das constantes C e m dos ensaios dos provetes CT em modo puro I.

Material	$R\sigma$	N.º Provetes	ΔK Aplicado $N.mm^{-1.5}$		ΔK Efetivo $N.mm^{-1.5}$	
			C	m	C	m
Eiffel	0.05	2	2E-37	11.105	1E-09	2.035
	0.5	2	1E-36	11.439	4E-12	2.894
			ΔK Aplicado $MPam^{0.5}$		ΔK Efetivo $MPam^{0.5}$	
	0.05	2	8E-21	11.105	1E-06	2.035
	0.5	2	1E-19	11.439	9E-08	2.894

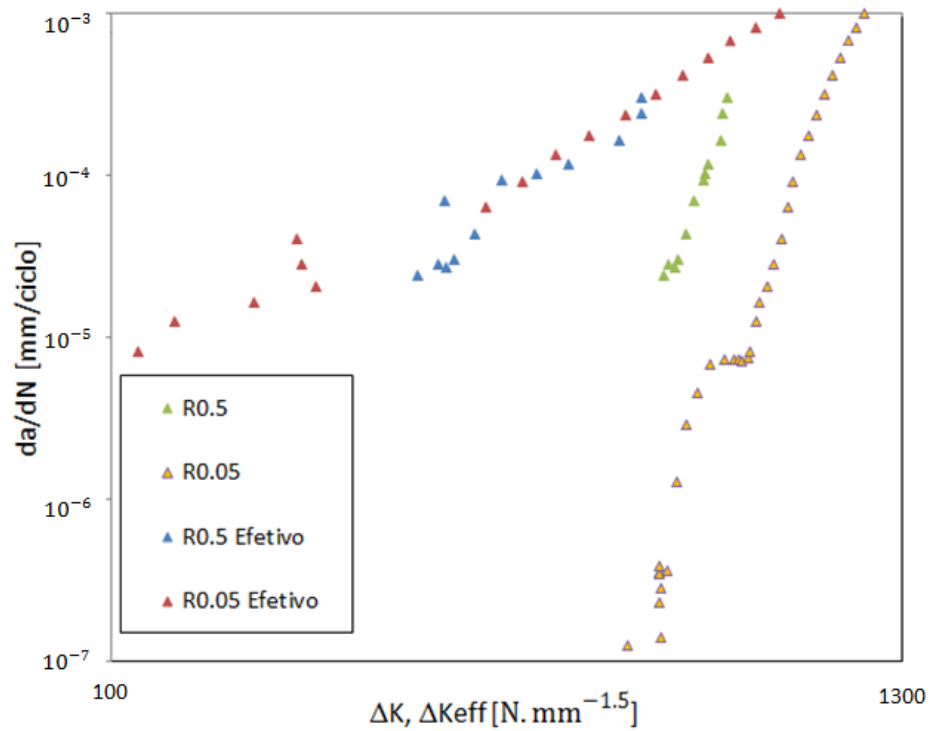


Figura 4.27 - Diagrama de Fratura por Fadiga Cinética para ferro pudelado testado sob condições de $R = 0.05$ e 0.5 com $\Delta K, \Delta K_{eff}$ em $N \cdot mm^{-1.5}$.

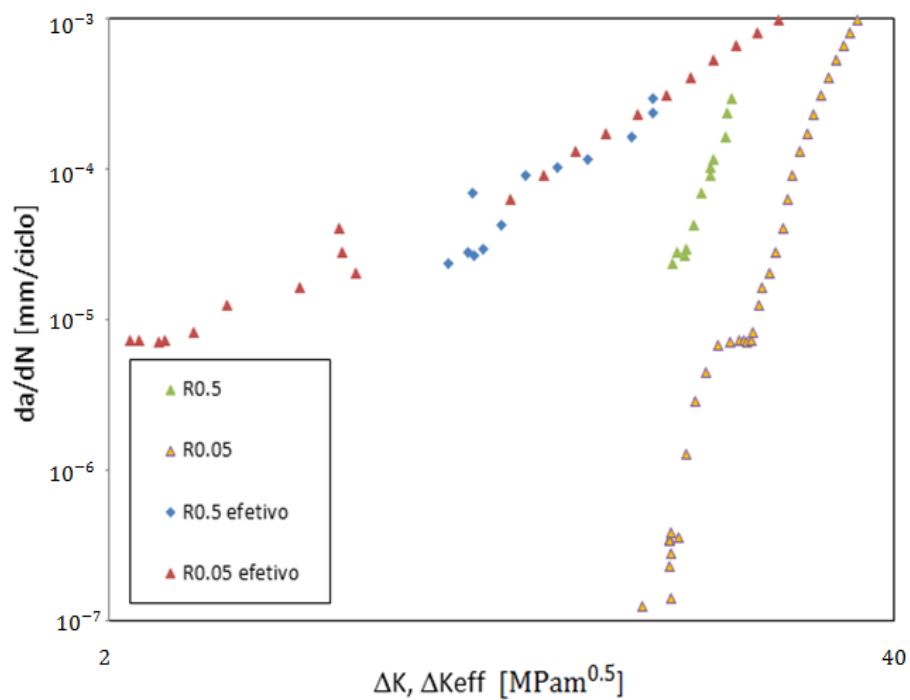


Figura 4.28 - Diagrama de Fratura por Fadiga Cinética para ferro pudelado testado sob condições de $R = 0.05$ e 0.5 com $\Delta K, \Delta K_{eff}$ em $MPam^{0.5}$.

Um efeito notável é a razão de tensão, R , no diagrama de propagação de fendas de fadiga, também conhecido por KFFD, representado por curvas da/dN deslocadas (Figura 4.27 e 4.28) para $R=0.5$ e $R=0.05$. No caso do $\Delta K_{efetivo}$, esse efeito pode ser negligenciado no regime de Paris.

O provete colapsado após o ensaio está exibido na Figura 4.29, com caminhos típicos de fenda em ‘zig-zag’ formados por inclusões não metálicas.

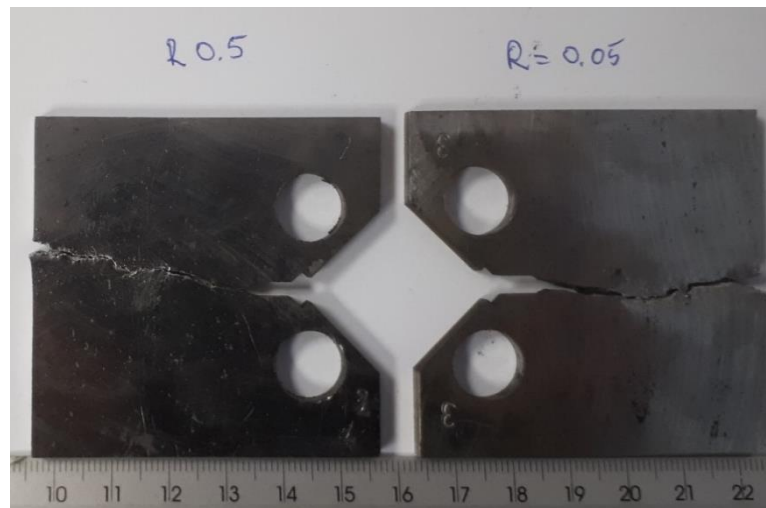


Figura 4.29 – Provete CT para $R=0.5$ e $R=0.05$ depois do ensaio.

Superfícies de fratura (visão macroscópica) são apresentadas nas Figuras 4.30 a 4.33. Percebe-se a típica superfície de fratura tipo lamelar, com múltiplas origens de fendas por fadiga - tipicamente inclusões não metálicas.

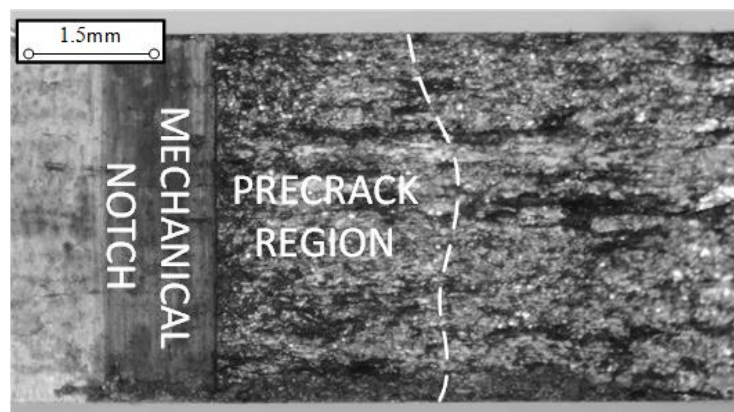


Figura 4.30 - Visão macroscópica da superfície da fratura do provete CT colapsado ($R=0.5$).

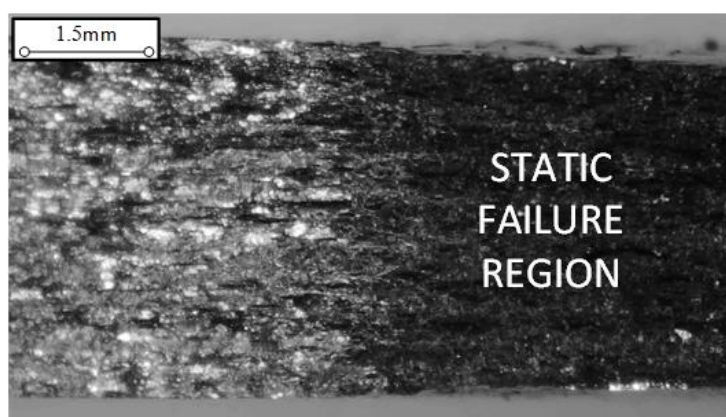


Figura 4.31 - Visão macroscópica da superfície da fratura do provete CT colapsado ($R = 0.5$) - fadiga e superfície de fratura estática.

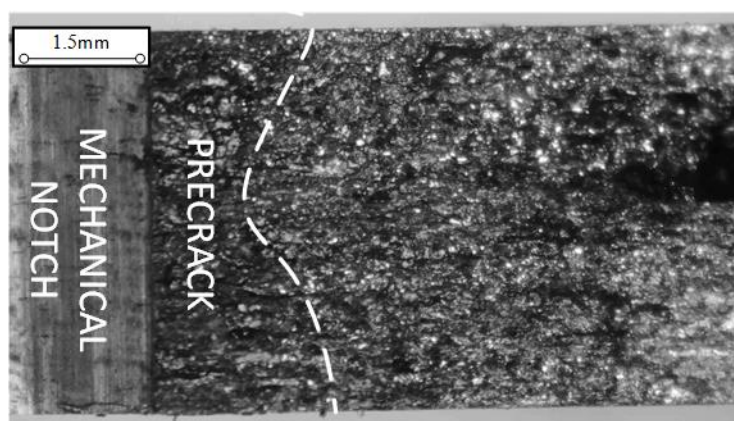


Figura 4.32 - Visão macroscópica da superfície da fratura do provete CT colapsado ($R = 0.05$).

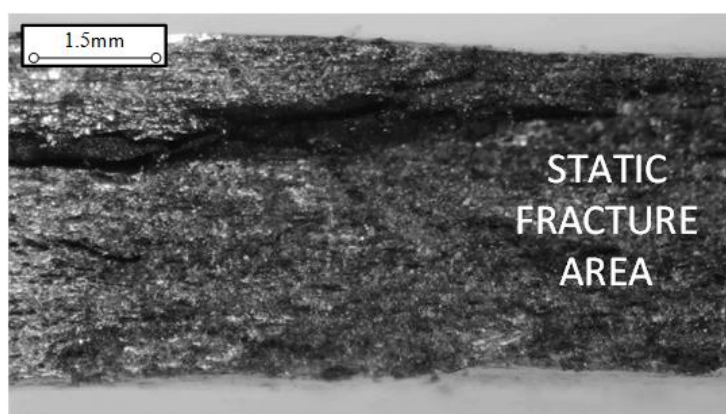


Figura 4.33 - Visão macroscópica da superfície da fratura do provete CT colapsado ($R = 0.05$) - fadiga e superfície de fratura estática. Perceptível a um grande defeito “semelhante à delaminação” ao longo do plano de inclusão do padrão não-metálico.

4.7.2.1. Estudo de fractografia em modo puro I

O estudo de fractografia foi realizado para os provetes de CT ensaiados com $R = 0.05$ e $R = 0.5$. A superfície de fratura é caracterizada por multi-origens de crescimento de fendas por fadiga, principalmente devido a inclusões não metálicas. Percebe-se o aumento do número de fendas secundárias típicas à medida que a tensão de tração aumenta com o crescimento da fenda. Isso é muito mais visível no caso de $R = 0.5$ - cada vez durante o ensaio, o valor máximo, $K_{m\acute{a}x}$, foi significativamente maior - ver Figuras 4.34 a 4.37. Notável é o facto, que as fendas crescem ao longo das inclusões não-metálicas devido a sua fragilidade.

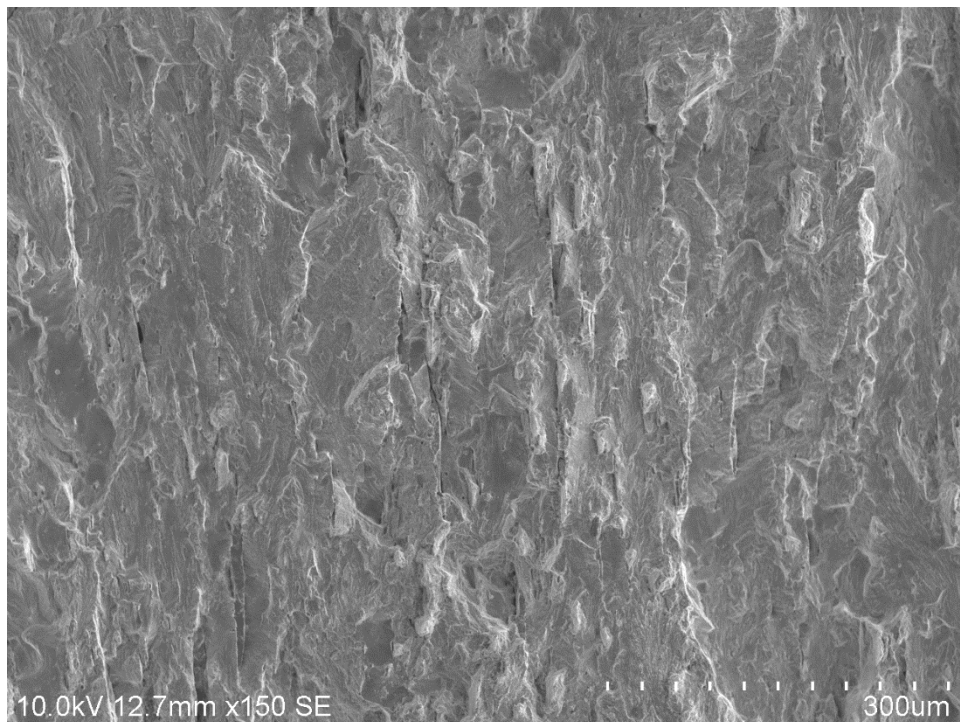


Figura 4.34 - Superfície de fratura típica do provete ensaiado na condição do modo I ($R = 0.5$) - estágio inicial do crescimento de fendas por fadiga.

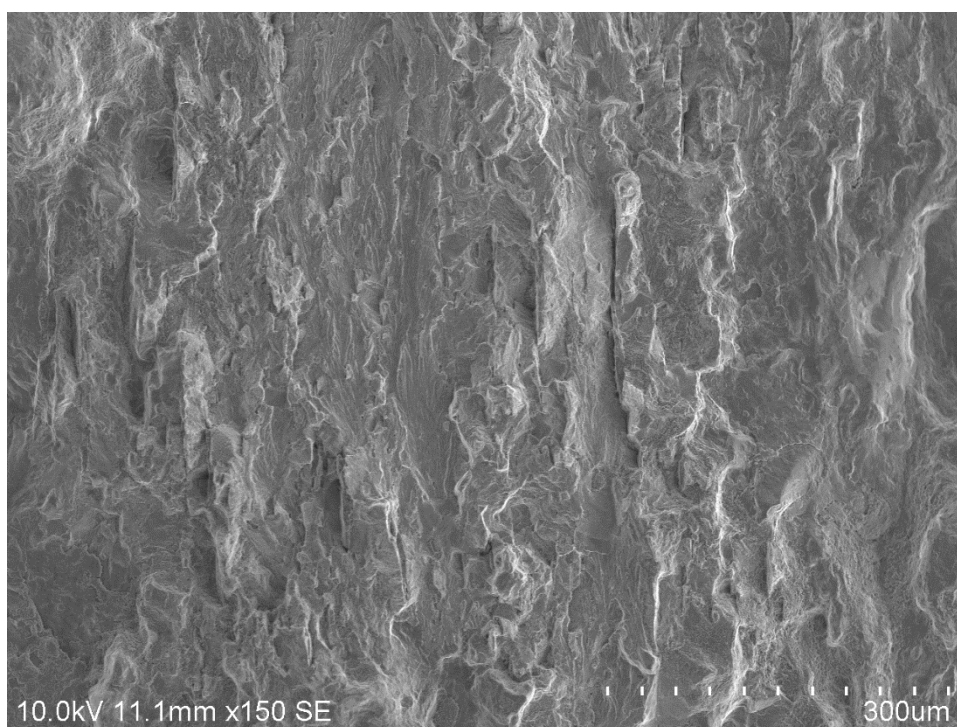


Figura 4.35 - Superfície de fratura típica do provete ensaiado na condição do modo I ($R = 0.05$) - estágio inicial do crescimento de fendas por fadiga.

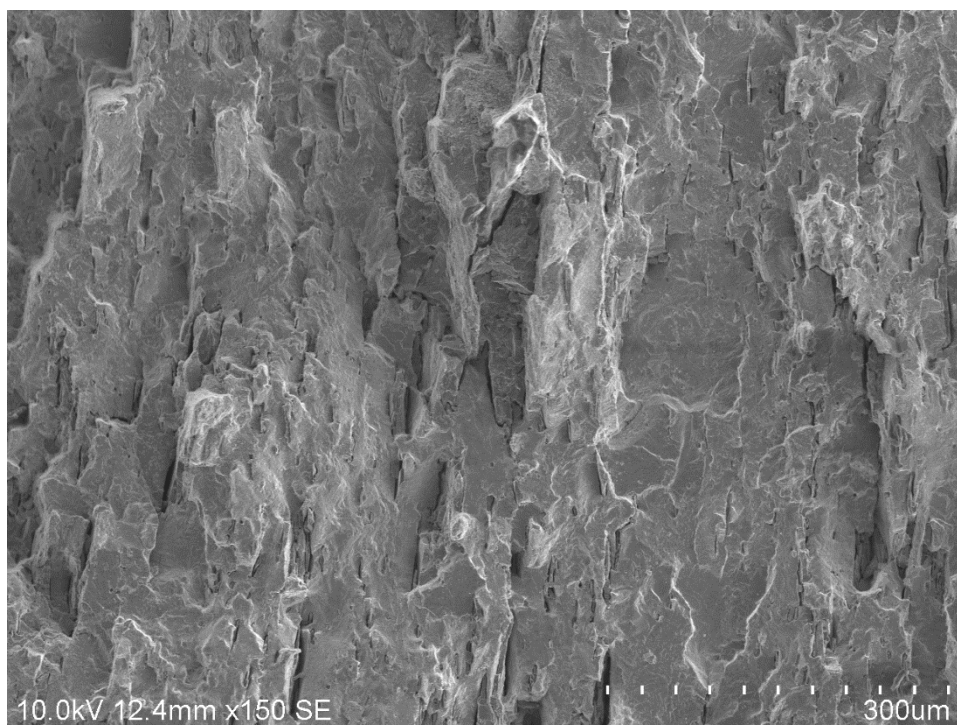


Figura 4.36 - Superfície de fratura típica do provete ensaiado na condição do modo I ($R = 0.5$) - estágio estável de crescimento de fenda por fadiga - aprox. 6mm do entalhe.

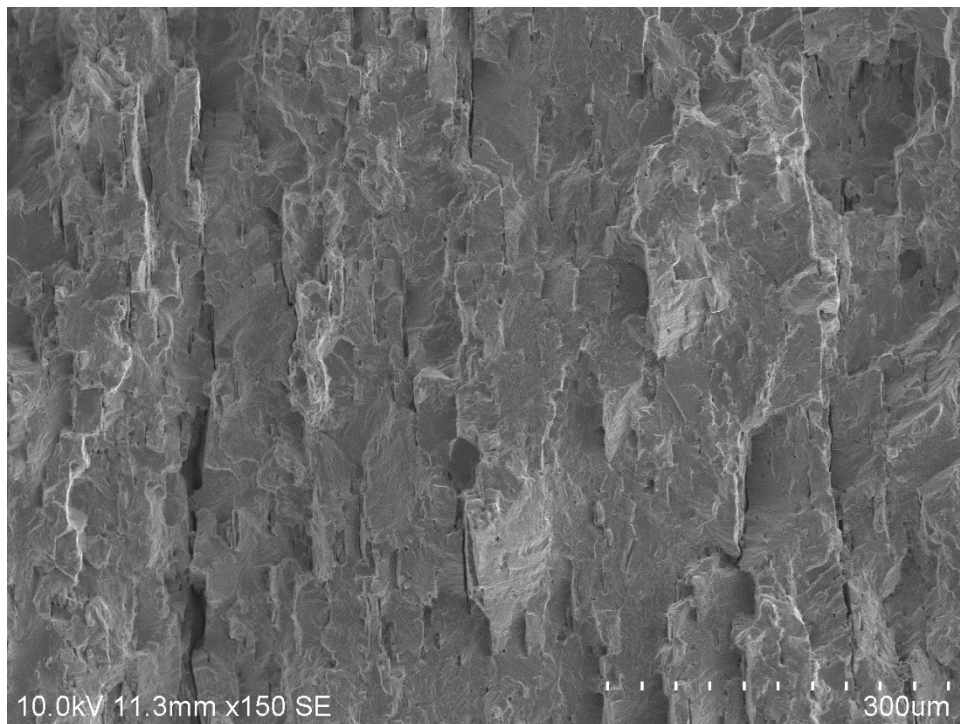


Figura 4.37 - Superfície de fratura típica do ensaio testado na condição do modo I ($R = 0.05$) - estágio estável de crescimento de fenda por fadiga - aprox. 6mm do entalhe.

4.7.2.2. Comparação de resultados com outros autores

No Quadro 4.12 Podemos observar as constantes C e m para o Modelo de Paris onde são apresentados os valores dos ensaios efetuados através dos provetes CT para um razão de tensões de 0.05 e 0.5 e também os resultados de ensaios idênticos efetuados por Correia [38].

Quadro 4.12 – Valores das constantes C e m para o Modelo de Paris de provetes CT ensaiados em modo puro I por Correia [38] e os valores dos nossos resultados em $N.mm^{-1.5}$.

Material	R_σ	N.º Provetes	C	m	R^2
Eiffel, por Correia [31]	0.1	3	1.56E-19	5.0585	0.8644
	0.5	2	3.09E-20	5.5347	0.9604
	0.1;0.5	5	2.43E-18	4.6899	0.7197
Eiffel, por Luís Matos	0.05	2	2.00E-37	11.105	0.9789
	0.5	2	1.00E-36	11.439	0.9727

Através da análise do Quadro 4.12 podemos observar que os valores das constantes do nosso material não têm semelhança alguma com as constantes do material retirado por Correia mesmo sendo o material de ambos os casos da mesma ponte. Este facto está relacionado devido à importância da direção de extração dos provetes no material em estudo, ou seja, no trabalho realizado por Correia, os provetes CT foram extraídos com a abertura da fenda na direção paralela à direção longitudinal da

viga, já neste estudo, os provetes foram extraídos com a abertura da fenda paralela à direção transversal da viga como podemos observar na Figura 4.6.

Como o aço pudelado, é um aço heterogêneo, podemos justificar estes resultados devido ao facto das propriedades mecânicas não serem as mesmas nas duas direções, como se pode comprovar pelo Quadro 4.12.

4.7.3. CRESCIMENTO DE FENDAS POR FADIGA NO MODO MISTO

A fim de obter os diagramas de fratura por fadiga cinética em termos de condições de carregamento em modo misto, as medidas experimentais foram organizadas de acordo com a conceção de Richard [35]. O projeto adicional de luminárias para amostras CTS e configuração de medição é mostrado na Figura 4.8.

Todos os provetes foram pré-fissurados sob condição de modo I, com o mesmo procedimento. A carga inicial foi de 6kN ($R = 0.1$) e após 225000 ciclos a carga foi reduzida para o nível 4.5kN ($R = 0.1$). Depois de atingir o número total de ciclos igual a 175.000, os provetes foram carregados com a condição de carregamento de modo misto desejado (30° e 60°).

Durante os ensaios, a amplitude da força constante foi aplicada para diferentes relações R ($R=0.05$, $R=0.5$). O valor máximo de carga foi mantido no nível 6.5kN ($R=0.05$) e 10kN ($R=0.5$) com a frequência de 10Hz. O comprimento da fenda foi monitorizado com o microscópio móvel Dino-Lite com sistema de captura digital e polarização. A câmara CMOS de alta resolução gravou ciclicamente as imagens (com a resolução 65px/mm). O comprimento da fenda foi medido nas direções x e y . A origem virtual do sistema de coordenadas foi localizada no final da pré-fenda (Figura 4.9). Após os ensaios, os comprimentos das fendas foram calculados pela correlação dos pares registados periodicamente das coordenadas (x , y) da ponta da fenda. Para obter o diagrama de fratura por fadiga cinética, os valores do fator de intensidade de tensão para cada par de coordenadas foram calculados [37] através da Equação 4.1.

Nas Figuras 4.38 a 4.41 podemos observar o desenvolvimento dos ensaios em laboratório até à rotura final dos provetes, onde é ilustrado o suporte para a medição do crescimento de fendas, o dispositivo de carregamento de fendas para o modo I e para os ângulos de carregamento de 60° .

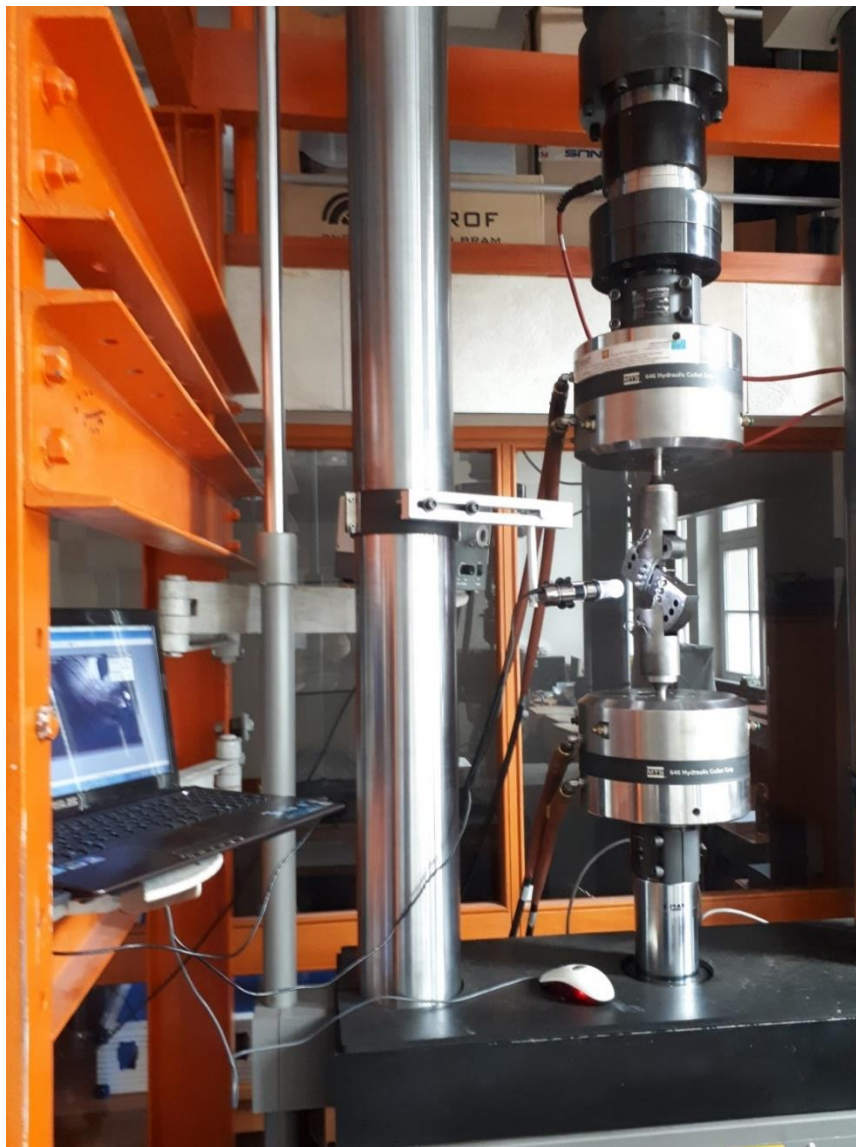


Figura 4.38 - Suporte de medição de crescimento de fendas por fadiga em modo misto.



Figura 4.39 - Dispositivo de carregamento configurado no modo I - procedimento de pré-fenda.



Figura 4.40 - Dispositivo de carga configurado para condição em modo misto - ângulo de carga de 60 °.



Figura 4.41 - Provete CTS colapsado após ensaio de crescimento de fenda por fadiga em modo misto - ângulo de carregamento de 30 °.

4.7.3.1. Fractografia em modo misto

Com base na Figura 4.42, uma superfície de fratura típica é caracterizada por um número de inclusões não metálicas com grandes áreas de fratura causadas pelo modo inicial de deslizamento do crescimento de fendas por fadiga (a influência do K_{II} é notável). Uma imagem semelhante da superfície da fratura é apresentada na Figura 4.43. A superfície da fratura é principalmente formada por inclusões não-metálicas com áreas estáveis de crescimento de fendas por fadiga. Conforme o crescimento das fendas, o modo deslizante é decaído - veja as Figuras 4.44 e 4.45 onde a área típica de fratura por fadiga é apresentada. A superfície da fratura é semelhante ao tipo de propagação de fenda de modo I devido ao aumento de K_I / K_{II} com o crescimento de fendas.

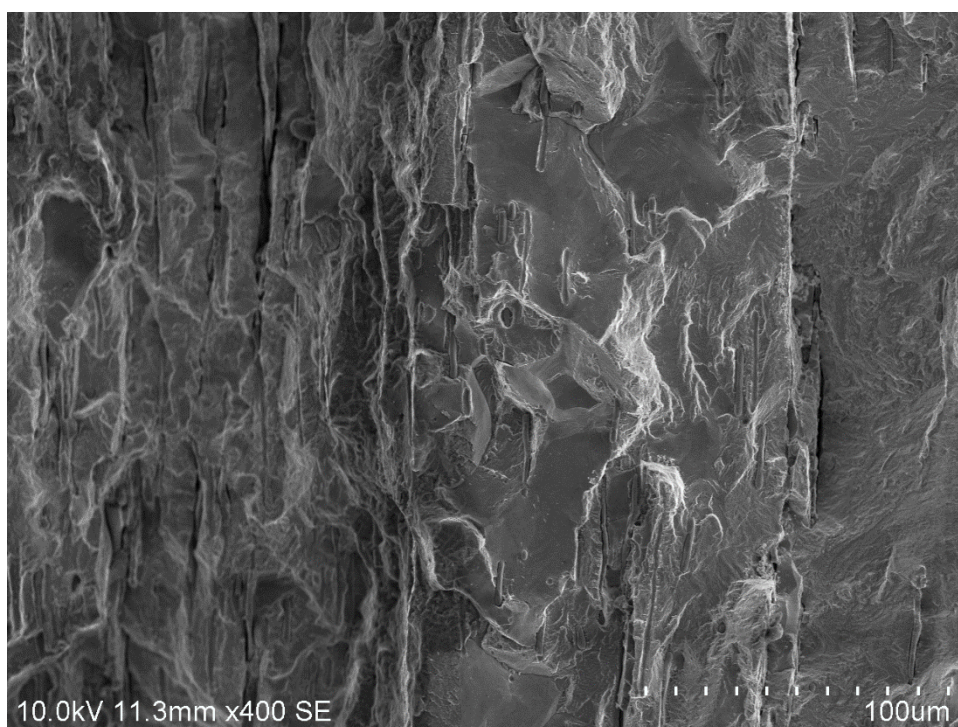


Figura 4.42 - Superfície de fratura típica do provete na fase inicial do crescimento de fendas por fadiga em modo misto - $F_{\max}$ 10kN, $R = 0.5$.

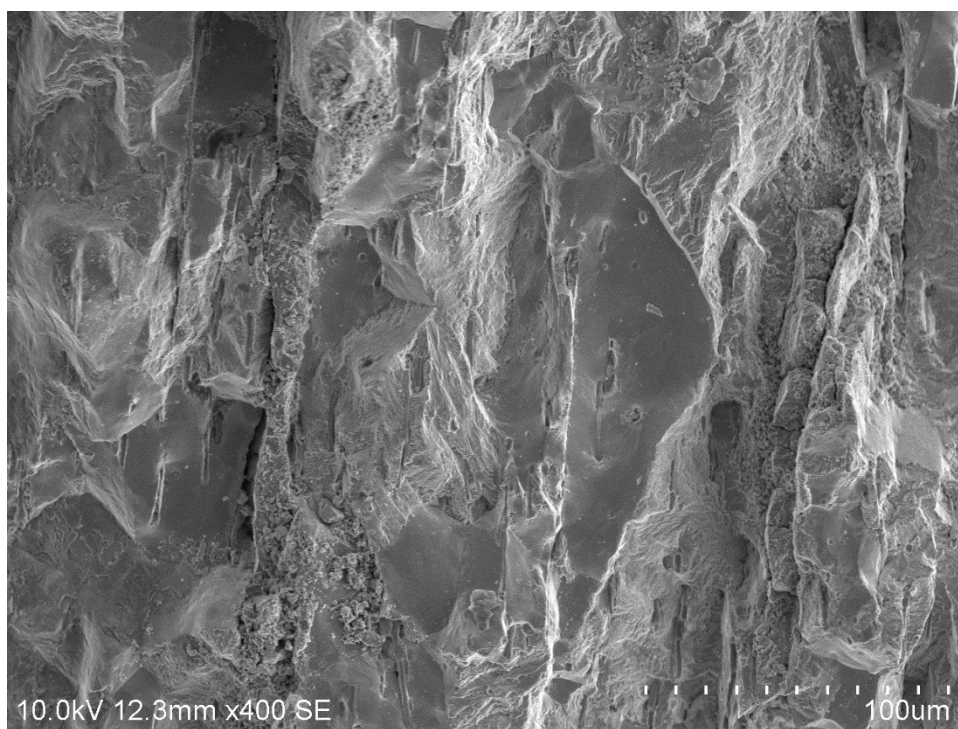


Figura 4.43 - Superfície de fratura típica do provete na fase inicial do crescimento de fendas por fadiga no modo misto - $F_{\max}$ 6.5 kN, $R = 0.05$.

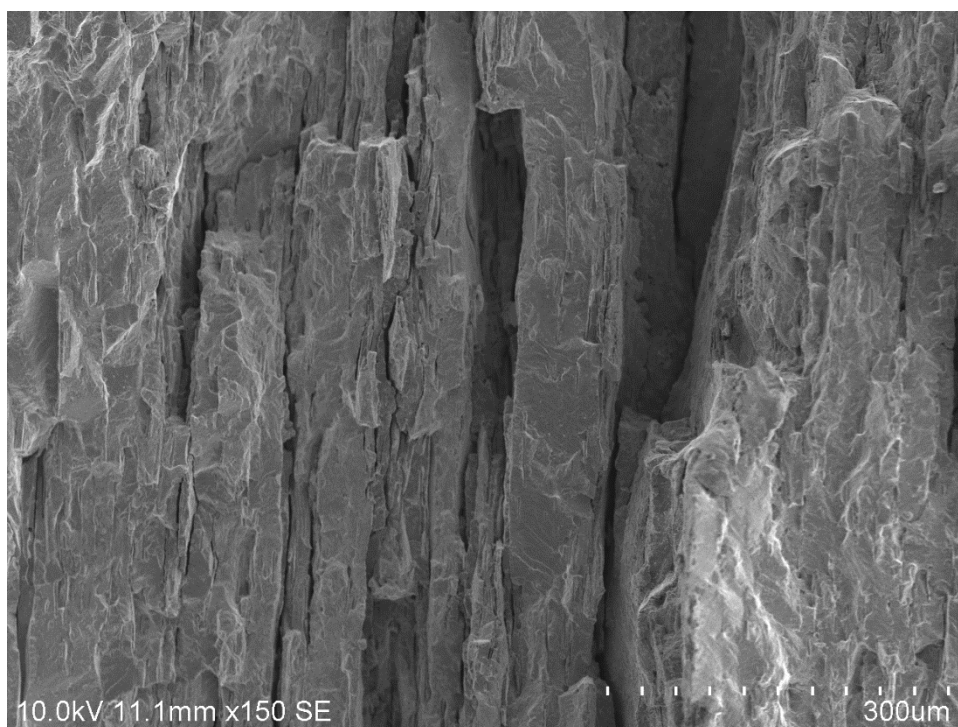


Figura 4.44 - Superfície de fratura típica do provete na fase inicial do crescimento de fendas por fadiga em modo misto - $F_{\max}$ 10kN, $R = 0.5$ - comprimento da fenda – 5mm.

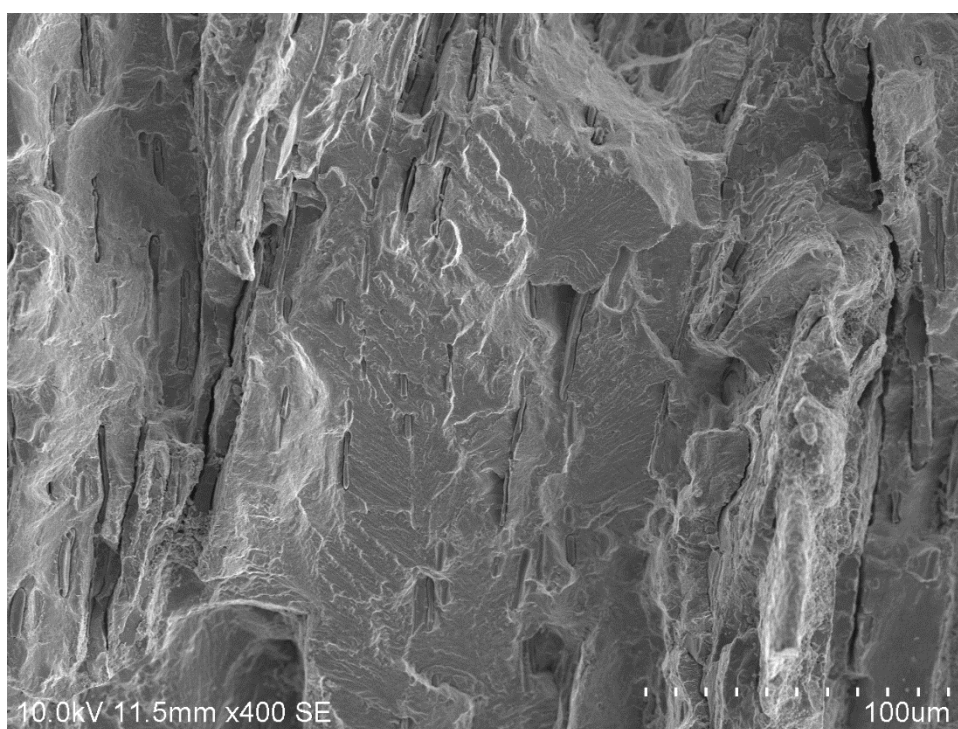


Figura 4.45 - Superfície de fratura típica do provete na fase inicial do crescimento de fenda por fadiga em modo misto - $F_{\max}$ 6.5 kN, $R = 0.05$ - comprimento da fenda 5 mm.

4.7.3.2. Resultados e discussão

Os resultados dos ensaios experimentais realizados no aço/ferro pudelado da ponte Eiffel mostraram os dados do caminho de propagação da fenda, o número de ciclos até falha (N_f) e comprimento da fenda versus número de ciclos (a vs. N). Os dados experimentais de a vs. N foram ajustados usando funções exponenciais.

$\alpha=30^\circ$

Os caminhos da fenda de fadiga determinados experimentalmente com medições iniciais (necessárias para simulações) para $\alpha = 30^\circ$ e $R=0.5$ e $R=0.05$ são mostrados na Figura 4.46, Figura 4.47.

Na Figura 4.46 para $R = 0.5$, e $\alpha = 30^\circ$, o ângulo inicial de fissura é de 28.9° . Após aproximadamente 1,5 mm de comprimento da fissura é observado um desvio, sendo o próximo ângulo (a partir do entalhe plano) de aproximadamente 14.1° . Este efeito é causado por inclusões não metálicas.

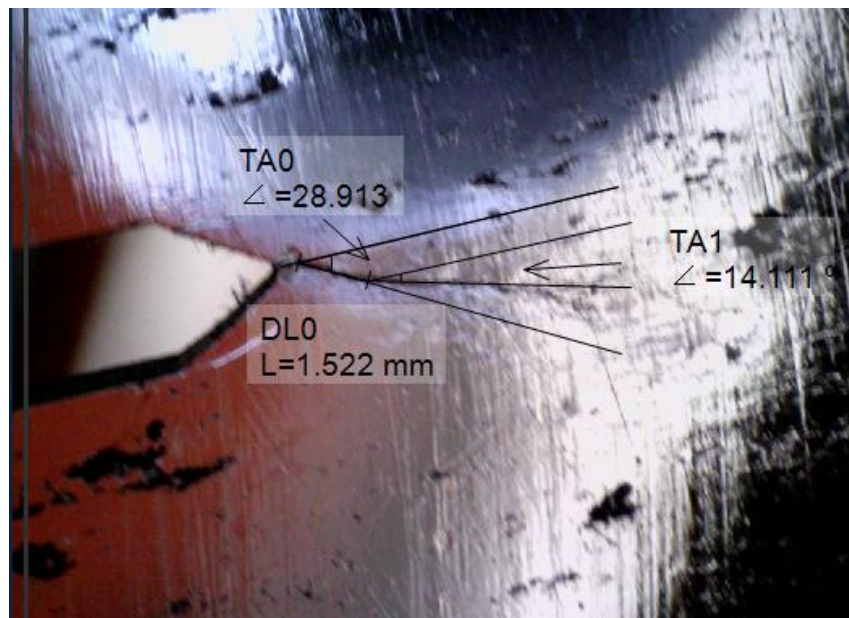


Figura 4.46 - Traçado da fenda de fadiga do provete CTS para $R=0.5$ e $\alpha=30^\circ$.

Na Figura 4.47, para $R = 0.05$ e $\alpha = 30^\circ$ o ângulo inicial é de 35.7° . Após aproximadamente 1 mm de comprimento de fissura é observado um desvio. O ângulo seguinte (a partir do plano de entalhe) é de aproximadamente 19.4° . Este efeito é causado por inclusões não metálicas.

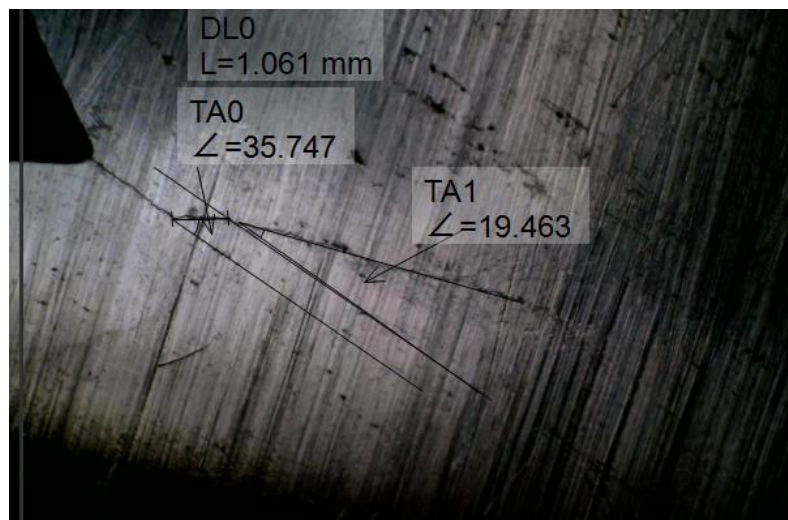


Figura 4.47 – Traçado da fenda de fadiga do provete CTS para $R=0.05$ e $\alpha=30^\circ$.

Nas Figura 4.48 e Figura 4.49 podemos observar a última etapa do caminho da fenda por fadiga para $\alpha=30^\circ$ com $R=0.05$ e $R=0.5$, respetivamente.

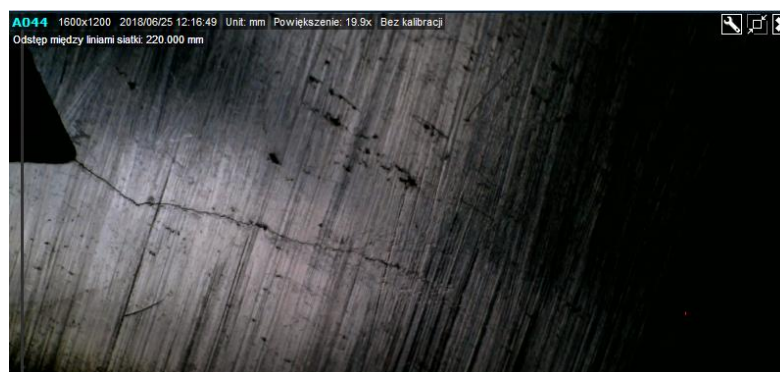


Figura 4.48 - Última etapa do caminho da fenda por fadiga para $\alpha=30^\circ$ e $R=0.05$ (imagem microscópica).

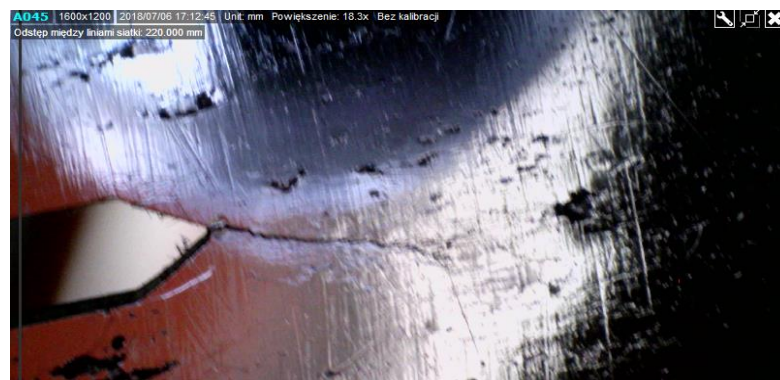


Figura 4.49 - Última etapa do caminho da fenda por fadiga para $\alpha=30^\circ$ e $R=0.5$ (imagem microscópica).

Os resultados dos ensaios experimentais de propagação de fendas e modo misto (I+II) para a mixicidade representada pelo $\alpha = 30^\circ$ estão apresentados no Quadro 4.13.

Quadro 4.13 – Resumo dos dados obtidos para os ensaios de propagação em modo misto, $\alpha = 30^\circ$.

Provete	$F_{\max}$ [N]	$F_{\min}$ [N]	N_f	Ângulo Inicial de Fenda [°]	Comprimento pré-fenda [mm]	Comprimento total da fenda [mm]
I_30_0.05_1	6500	325	134506	35.7	1.98	8.2
I_30_0.5_1	10000	5000	53411	28.9	1.49	5.58

A Figura 4.50 mostra a curva a vs. N para o nível de mixicidade representado por $\alpha = 30^\circ$ para as razões de tensão, 0.05 e 0.5.

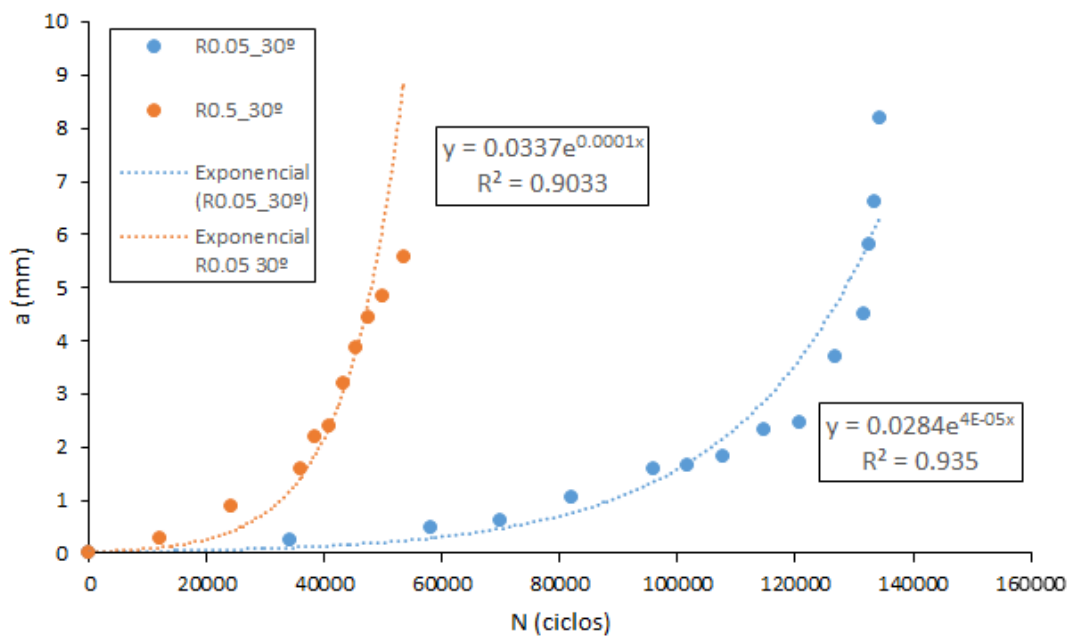


Figura 4.50 - Comprimento de fenda vs. número de ciclos de rotura para $\alpha=30^\circ$ e razões de tensão, 0.05 e 0.5.

$\alpha=60^\circ$

Para os provetes com o ângulo de carregamento de 60° romperam junto às amarras, pelo facto de a mixicidade introduzida com este ângulo de carregamento ser muito próximo da direção de material com menor resistência do material, ou seja, estava a ser analisado ao longo de inclusões não metálicas. É importante salientar que os provetes CTS foram feitos com orientação de entalhe ao longo da direção da cadeia de inclusões não metálicas. Durante o carregando a 60° existiu uma alta tensão no buraco externo (contacto com pino da máquina de ensaios). Desta forma, esta é a razão para falha prematura na furação que serve de suporte do provete. A rotura do provete junto à furação que serve de apoio poder ser vista na Figura 4.51.

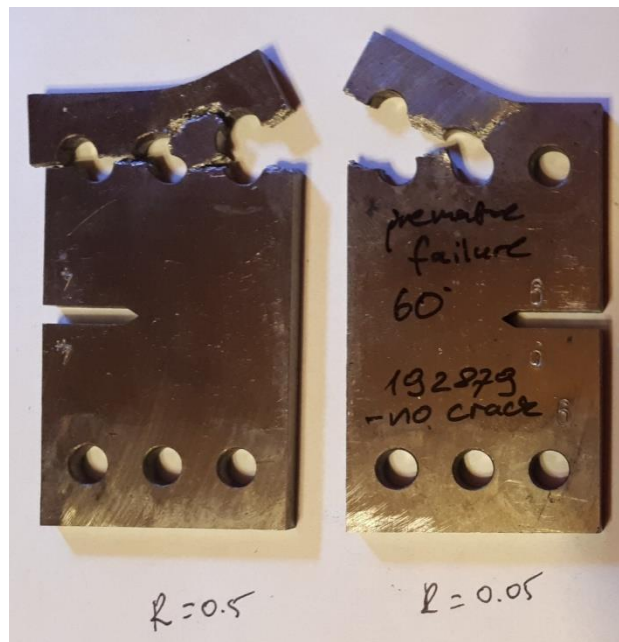


Figura 4.51 – Falha prematura na furação de suporte do provete para um ângulo de carregamento de 60° .

5

CONCLUSÕES E FUTURAS INVESTIGAÇÕES

5.1. CONCLUSÕES

As principais conclusões a ter em conta após a realização deste estudo são as seguintes:

- O fenómeno de fadiga a de extrema relevância nas pontes metálicas antigas, pois podem conduzir ao colapso de estruturas;
- As curvas S-N globais a serem usadas em projeto de engenharia de estruturas, principalmente na avaliação e verificação à fadiga de Pontes Metálicas Rebitadas Antigas têm de ser baseadas em um programa de ensaios experimentais que possibilite a obtenção da curva de projeto;
- Os estudos conduzidos por Taras & Greiner e Jesus e Correia, relacionados com a obtenção de curvas S-N de projeto de ligações rebitadas de corte simples e corte duplo, revelam claramente a necessidade de mais ensaios e que as ligações da época não têm um comportamento generalizado e comum, pois trata-se de materiais antigos, fabricados sem as regras standardizadas, tal como, é feito atualmente; As propriedades dos materiais têm uma influência grande nos estudos à fadiga, sejam eles, de caracterização do comportamento do material nos regimes de iniciação de fendas bem como nos de propagação de fendas de fadiga, mas também, na obtenção de curvas S-N de fadiga para os detalhes rebitados extraídos de pontes metálicas antigas;
- A avaliação das taxas de propagação de fendas de fadiga em modo puro I e em modo misto (I+II) revelaram características e parâmetros diferentes em função dos graus de mixicidade, principalmente para ângulos superiores a 30°, conforme revela o estudo desenvolvido por Lesiuk. Este facto, traduz-se principalmente, por declives diferentes em função dos graus de mixicidade, conduzindo desta forma a diferentes leis de propagação para este material. Contudo, sugere-se a obtenção de uma curva de projeto considerando os resultados experimentais de propagação de fendas de fadiga para condições de carregamento uniaxiais ou multiaxiais, usando para tal, uma análise estatística. Desta forma, uma lei de propagação de fendas (ou Lei de Paris) poderia ser usada em estudos de avaliação da vida residual à fadiga de detalhes estruturais, tendo em consideração diferentes condições de carregamento. A heterogeneidade do material introduz uma grande dispersão de resultados para diferentes níveis de mixicidade.

5.2. FUTURAS INVESTIGAÇÕES

De forma a compreender melhor o comportamento das taxas de propagação de fendas de fadiga em modo puro I e modo misto (I+II) para estes tipos de aços/ferros pudelados será necessário alargar o programa experimental para outros tipos de mixicidade, bem como, executar ensaios experimentais nas duas direções do material, uma vez que, este tipo de materiais apresenta um grau de heterogeneidades bastante elevado.

Um outro aspeto a ter em consideração, é a utilização de placas de FRP no caminho de propagação de fendas nos provetes CT e CTS, com o objetivo de ser obtida a os parâmetros da Lei de propagação de fendas. Assim, desta forma, estudos sobre a vida residual de ligações estruturais ou elementos críticos em pontes metálicas antigas podem ser feitos considerando os materiais que compõem os elementos estruturais com ou sem reforços estruturais (placas FRP).

Uma vez que, para ser possível traçar as curvas S-N de fadiga de projecto é necessário ter em consideração as fases de iniciação e propagação de fendas de fadiga, é sugerido a execução de um programa experimental com vista à avaliação do comportamento à fadiga multiaxial para o regime *high-cycle fatigue* (HCF) do ferro pudelado.

Desta forma, tendo a caracterização monotónica nas duas direções, as análises microestruturais e a respetiva composição química, bem como, a caracterização à fadiga de materiais antigos, principalmente, os ferros pudelados e aços macios com baixo teor de carbono, será possível, com maior rigor executar planos de manutenção de infraestruturas antigas construídas em usando elementos metálicos rebitados, tal como é o caso mais comum das Pontes Metálicas Antigas Portuguesas.

REFERÊNCIAS

- [1] Gonçalves, Fernandes: Transportes e Negócios. Disponível em <https://www.transportesenegocios.pt/mais-de-3600-comboios-entre-a-china-e-a-europa/> acedido em 10/03/2018.
- [2] Kuhn, B., Lukic, M., Nussbaumer, A., Gunther, H.-P., Helmerich, R., Herion, S., Kolstein, M. H., Walbridge, S., Androic, B., Dijkstra, O. & Bucak, O. (2008).
- [3] OEHME, P. (1989) Damage Analysis of Steel Structures. IABSE 89.
- [4] MIKI, C. (2010) Retrofitting Engineering for Fatigue Damaged Steel Structures. International Institute of Welding.
- [5] BRiFaG (2008-2011): Bridge fatigue guidance —meeting sustainable design and assessment, BRiFaG.
- [6] Poncelet, P. 2008, Data Mining Patterns: New Methods and Applications. [e-book] Chester: Castle Press. Available: <http://lib.mylibrary.com/Browse/Open.asp?ID=94866>, [Accessed 8 June 2010].
- [7] Stephens, Ralph I, Ali Fatemi, Robert R Stephens, and Henry O Fuchs. 2000. Metal fatigue in engineering: John Wiley & Sons.
- [8] ASHBY, Michael; JONES, David. Engenharia dos Materiais: Uma Introdução a Propriedades, Aplicações e Projeto. Editora Campus, janeiro de 2008.
- [9] Correia, José António Fonseca de Oliveira 2014. "An integral probabilistic approach for fatigue lifetime prediction of mechanical and structural components."
- [10] Paris PC, Gomez M, Anderson WE. A rational analytic theory of fatigue. Trend Engineering 1961; 13:9-14.
- [11] JR, William D. Callister. Ciência e Engenharia de Materiais: Uma Introdução. Editora LTC, 2008.
- [12] Ferreira, João Pedro Mota 2017. "Pre-strain effects on fatigue crack propagation behaviour of a pressure vessels steel."
- [13] Richard, H.A., "Bruchvorhersagen bei überlagerter normal- und schubbeanspruchung von Rissen", (in German), VDI Forschungsheft 631, VDI-Verlag, Düsseldorf, pp. 1-60, 1985.
- [14] Morrow, J. D., Socie, D. F. Evolution of fatigue crack initiation life prediction methods. Materials, experimentation and design in fatigue: Proceedings of Fatigue. Warwick University, England, E. Sherratt and J.B. Sturgeon JB (Editors), Westbury House, Guildford, 1981, pp. 3-21.
- [15] Ramberg, W., Osgood W. R. Description of stress-strain curves by three parameters. NACA tech, note 902, 1943.

- [16] Smith, K. N., Watson, P., Topper, T. H. A Stress-Strain Function for the Fatigue of Metals. *Journal of Materials*, 1970, 5(4), pp. 767-78.
- [17] Dowling, N. E. *Mechanical behaviour of materials: engineering methods for deformation, fracture and fatigue*. Second Edition. Prentice Hall, Inc. Upper Saddle River, 1999.
- [18] Chan, K. S., Miller, A. K. Prediction of fatigue failure in structural alloys: initiation and crack propagation. *International Symposium for Testing and Failure Analysis*. ASM International, Metals Park, OH, pp. 272-279.
- [19] Ellyin, F., Kujawski, D. An energy-based fatigue failure criterion. *Microstructure and Mechanical Behaviour of Materials*, Vol. II (eds. Gu H, He J), EMAS, West Midlands, UK; pp. 541-600.
- [20] Kujawski, D., Ellyin, F. A unified approach to mean stress effect on fatigue threshold conditions. *International Journal of Fatigue*, Vol. 17, No. 2, pp. 101-106.
- [21] *Guide for Fatigue Assessment of Offshore Structures*. Houston, USA, American Bureau of Shipping.
- [22] Albuquerque, Carlos Miguel Correia 2015. "Advanced methodologies for the assessment of the fatigue behaviour of railway bridges."
- [23] CHO, H.-N., LIM, J.-K. & CHOI, H.-H. (2001) Reliability-based fatigue failure analysis for causes assessment of a collapsed steel truss bridge. *Engineering Failure Analysis*, 8, 311-324.
- [24] PEDERSEN, M. M., MOURITSEN, O. Ø., HANSEN, M. R., ANDERSEN, J. G. & WENDERBY, J. (2010) Re-analysis of fatigue data for welded joints using the notch stress approach. *International Journal of Fatigue*, 32, 1620-1626.
- [25] CEN (2004) *Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1-9: Fatigue*, CEN.
- [26] AASHTO. *LRFD Bridge Design Specifications*. AASHTO, Washington D.C., 2012.
- [27] BSI. BS5400: Steel, concrete and composite bridges. Part 10: Code of practice for fatigue. BSI, 1980.
- [28] Taras A, Greiner R. Statistical Background to the Proposed Fatigue Class Catalogue for Riveted Components. Report: Contribution to WG6.1 – Assessment of Existing Steel Structures, ECCS TC6 – 2010, Spring Meeting – Lausanne – March 22-23, 2010.
- [29] Bruno Pedrosa, José A.F.O. Correia, Carlos Rebelo, Grzegorz Lesiuk, Abílio M.P. De Jesus, António A. Fernandes, Rui Calçada and Milan Veljkovic, " Fatigue resistance curves for single and double shear riveted joints from old portuguese metallic bridges", 2018.
- [30] CEN (2003) *Eurocode 1: Actions on structures. Part 2: Traffic loads on bridges*. Brussels, CEN.
- [31] Al-Emrani, Mohammad; Aygul, Mustafa. *Fatigue design of steel and composite bridge*. Göteborg, Sweden 2014.
- [32] ASTM, American Society for Testing and Materials -. 2000. ASTM E647: standard test method for measurement of fatigue crack growth rates. In *Annual book of ASTM Standards*. West Conshohocken, PA.
- [33] *Diário de Notícias*. Disponível em <http://www.dnoticias.pt/pais/descendentes-de-gustave-eiffel-nos-140-anos-da-ponte-metalica-de-viana-AY3313345> acedido em 21/06/2018.

- [34] B. Kühn, M. Lukic, A. Nussbaumer, H.-P. Günther, R. Helmerich, S. Herion, M. H. Kolstein, S. Walbridge, B. Androic, O. Dijkstra and Ö. Bucak, "Assessment of Existing Steel Structures: Recommendations for Estimation of Remaining Fatigue Life," European Commission Joint Research Centre, Luxembourg, 2008.
- [35] Richard, HA. 1985. "Bruchvorhersagen bei überlagerter Normal-und Schubbeanspruchung von Rissen (Fracture predictions of cracks under superimposed normal and shear loading)." VDI-Forschungsheft 631:85.
- [36] Lesiuk, Grzegorz, Paweł Kucharski, José AFO Correia, AMP De Jesus, C Rebelo, and L Simões da Silva. 2017. "Mixed mode (I+ II) fatigue crack growth in puddle iron." *Engineering Fracture Mechanics*.
- [37] G. Lesiuk, P. Kucharski, J. A. F. O. Correia, A. M. P. De Jesus, C. Rebelo, and L. Simões da Silva, "Mixed mode (I+II) fatigue crack growth in puddle iron," *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 185, pp. 175-192, 2017.
- [38] BS PD 6493: "Guidance on methods for assessing the acceptability of flaws in fusion welded structures", British Standard Institute, 1991.
- [39] A. M. P. d. Jesus, A. L. L. d. Silva, M. V. Figueiredo, J. A. F. O. Correia, A. S. Ribeiro, and A. A. Fernandes, "Strain-life and crack propagation fatigue data from several Portuguese old metallic riveted bridges," *Engineering Failure Analysis*, vol. 18, no. 1, pp. 148-163, 2011.
- [40] ASTM E647. ASTM E647: standard test method for measurement of fatigue crack growth rates. In: *Annual book of ASTM standards*, vol. 03.01. West Conshohocken, PA: ASTM – American Society for Testing and Materials; 1999. p. 591–630
- [41] P. Raposo, J. Correia, G. Lesiuk, I. Valente, A. De Jesus, and R. Calçada, "Mechanical Characterization of Ancient Portuguese Riveted Bridges Steels," *Engineering Structures and Technologies*, vol. 9, no. 4, pp. 214-225, 2017.
- [42] Lesiuk, G., Szata, M., & Bocian, M. (2015). The mechanical properties and the microstructural degradation effect in an old low carbon steels after 100-years operating time. *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, 15(4), 786-797.
- [43] Lesiuk, G., Szata, M., Correia, J. A., De Jesus, A. M. P., & Berto, F. (2017). Kinetics of fatigue crack growth and crack closure effect in long term operating steel manufactured at the turn of the 19th and 20th centuries. *Engineering Fracture Mechanics*, 185, 160-174.
- [44] Lesiuk, G., Correia, J. A., De Jesus, A. M. P., & Kucharski, P. (2016). Fatigue crack propagation behavior of old puddle iron including crack closure effects. *Procedia Structural Integrity*, 2, 3218-3225.
- [45] Elber, W., 1970, Fatigue crack closure under cyclic tension, *Engineering Fracture Mechanics*, 2, pp. 37-45, 1970