

COMPORTAMENTO À FADIGA DE LIGAÇÕES APARAFUSADAS PRÉ- ESFORÇADAS COM INJEÇÃO DE RESINA

JOÃO CARLOS MOREIRA PINTO

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

Orientador: Prof. Doutor Rui Artur Bártolo Calçada

Co-orientador: Doutor José António Fonseca de Oliveira Correia

SETEMBRO DE 2016

MESTRADO INTEGRADO EM ENGENHARIA CIVIL 2015/2016

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 - 2015/2016 - Departamento de Engenharia Civil, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, Portugal, 2016.*

As opiniões e informações incluídas neste documento representam unicamente o ponto de vista do respetivo 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 eletrónica fornecida pelo respetivo Autor.

À minha Família

“If you’re the smartest person in the room, you’re in the wrong room”

Unknown

AGRADECIMENTOS

Após a conclusão da dissertação de mestrado em Engenharia Civil na especialização de Estruturas, sinto a necessidade de agradecer a todos aqueles que estiveram envolvidos. Assim, agradeço:

- Ao Professor Doutor Rui Calçada do Departamento de Engenharia Civil da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, pela disponibilidade e compreensão que manifestou ao longo de todo o desenvolvimento do presente trabalho.

- Ao Doutor José António Correia, Investigador de Pós-Doutoramento do Instituto de Ciência e Inovação em Engenharia Mecânica e Engenharia Industrial da Universidade do Porto, essencial na orientação e revisão cuidada da dissertação, bem como no fornecimento de todos os meios e disponibilidade que tornaram este percurso possível.

- À instituição, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP), pela disponibilização das condições necessárias para a realização deste trabalho.

- A todos os meus amigos, desde o secundário até aos colegas de faculdade, passando pelos companheiros de viagens e os colegas do polo aquático, sem nunca esquecer os amigos de Erasmus de Itália de onde trouxe uma experiência enriquecedora como aluno. Todos quantos tornaram isto possível, sem eles e sem a sua amizade o caminho seria bem mais longo.

- À Joana e à Inês, minhas irmãs, que com os seus sorrisos e apoio foram grandes alicerces para que desse o melhor de mim independentemente das adversidades.

- E finalmente aos meus Pais, agradeço o seu apoio incondicional, sem eles e sem as suas palavras de ânimo e conforto jamais seriam possíveis estes anos de percurso académico.

RESUMO

Em Portugal, à semelhança da Europa e América do Norte, existe um grande número de pontes metálicas antigas que requerem operações de manutenção e reabilitação, pois foram projetadas para condições de utilização diferentes das atuais. Representando um património arquitetónico, e sendo que a sua substituição não é economicamente viável, estas estruturas devem ser preservadas. Os estudos para a sua manutenção e reabilitação devem basear-se nas propriedades dos materiais e pormenores de ligação próximos quanto possível dos originais.

A presente dissertação propõe como tema principal o estudo do comportamento à fadiga de ligações aparafusadas pré-esforçadas com injeção de resina, usualmente utilizadas na reabilitação de pontes metálicas antigas. Este estudo visa, essencialmente, a apresentação de resultados do modelo de previsão baseado em duas fases de crescimento de fendas, para efeitos de apresentação de previsões da vida total à fadiga de ligações aparafusadas.

Para a modelação da resistência à fadiga de ligações aparafusadas pré-esforçadas com injeção de resina através de modelos de elementos finitos, assume-se a existência de fendas a emanar dos furos da ligação, determinando-se, desta forma, fatores de intensidade de tensões. Com base nos valores numéricos dos fatores de intensidade de tensões, serão realizadas previsões de propagação das fendas de fadiga até à rotura final das ligações, sendo estas previsões comparadas com os resultados experimentais disponíveis.

Este comportamento à fadiga inclui as respostas elastoplásticas cíclicas, as relações deformação-vida e a resistência à propagação de fendas de fadiga.

PALAVRAS-CHAVE: Fadiga; Simulação por MEF; Ligações Aparafusadas; Estruturas Metálicas; Injeção de resina

ABSTRACT

In Portugal, similarly to other countries from Europe and North America, has an important number of ancient riveted bridges requiring maintenance and rehabilitation, since those bridges were designed for traffic conditions not representative of current ones. Since these bridges are architectural heritage and since their replacement in short term is economically impracticable they must be preserved. Whenever possible, studies concerning the maintenance and rehabilitation of those structures should be based on properties from original materials and structural components. Very often, current design codes of practice do not have relevant data for those ancient bridge materials and components.

The current master dissertation has as the main goal the study of the fatigue behavior of resin-injected bolted connections, normally used in ancient metallic bridges. This study aims to present the results of a modelling prevision based on two phases, to predict the fatigue life of the bolted connection.

In order to model the fatigue resistance of the bolted connections, pre-stressed and with resin-injected through a finite element model and assuming the existing of a crack grow surging from the hole of the connections, determining this way the stress intensity factor. From the numeric values of the stress intensity factors, was predicted both phases of initiation and propagation until its final rupture, being after compared to the existing papers and experimental results.

KEYWORDS: Fatigue; MEF systems; Bolted Connections; Metallic Structures; Injected Bolts

ÍNDICE GERAL

AGRADECIMENTOS	I
RESUMO	III
ABSTRACT	V
ÍNDICE DE FIGURAS	XI
ÍNDICE DE TABELAS	XVII
NOMENCLATURA.....	XIX
1 INTRODUÇÃO.....	1
1.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS	1
1.2 OBJETIVOS.....	2
1.3 ORGANIZAÇÃO DA TESE.....	3
2 FADIGA E FRATURA DE MATERIAIS E ESTRUTURAS	5
2.1 HISTÓRIA DAS LIGAÇÕES METÁLICAS	5
2.2 EVOLUÇÃO DAS LIGAÇÕES APARAFUSADAS.....	6
2.3 LIGAÇÕES APARAFUSADAS COM INJEÇÃO DE RESINA	8
2.4 FADIGA	11
2.4.1 INTRODUÇÃO	11
2.4.2 HISTÓRIA DA FADIGA.....	11
2.4.3 CONSIDERAÇÕES GERAIS.....	13
2.4.4 MODELOS DE PREVISÃO DE RESISTÊNCIA OU DA VIDA À FADIGA	14
2.4.4.1 MODELOS BASEADOS NAS TENSÕES ELÁSTICAS LOCAIS TOTAIS	15
2.4.4.2 MODELOS BASEADOS NAS DEFORMAÇÕES ELASTO-PLÁSTICAS LOCAIS	16
2.4.4.2.1 COMPORTAMENTO ELASTO-PLÁSTICO CÍCLICO	17
2.4.4.2.2 RELAÇÕES DEFORMAÇÃO-VIDA	20

2.4.4.2.3 ANÁLISE ELASTO-PLÁSTICA DAS TENSÕES/DEFORMAÇÕES NOS ENTALHES	21
2.4.4.3 MODELOS BASEADOS NA MECÂNICA DA FRATURA	24
2.4.4.3.1 CONSIDERAÇÕES SOBRE A MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA	25
2.4.4.3.1.1 MODOS DE SOLICITAÇÃO DE UMA FENDA	25
2.4.4.3.1.2 DEFINIÇÃO DO FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÕES.....	25
2.4.4.3.3 LIMITAÇÕES DA MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA	29
2.4.5 MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS.....	30
2.4.6 DETERMINAÇÃO DOS FATORES DE INTENSIDADE DE TENSÕES	31
2.4.6.1 TÉCNICA DO FECHO DE FENDA VIRTUAL EM DUAS ETAPAS	32
2.4.6.2 TÉCNICA MODIFICADA DO FECHO DE FENDA VIRTUAL	33
2.5 MODELAÇÃO DA RESISTÊNCIA À FADIGA DE LIGAÇÕES E DETALHES ESTRUTURAIS	37
3 CASO DE ESTUDO: PROPRIEDADES DO MATERIAL E LIGAÇÕES ESTRUTURAIS DA PONTE DE FÃO	39
3.1 AÇO ESTRUTURAL DA PONTE DE FÃO.....	39
3.1.1 PROPRIEDADES MECÂNICA, QUÍMICA E MICRO-ESTRUTURAL	40
3.1.2 COMPORTAMENTO ELASTO-PLÁSTICO CÍCLICO	43
3.1.3 RELAÇÃO DEFORMAÇÃO-VIDA	47
3.1.4 PROPAGAÇÃO DE FENDAS DE FADIGA	48
3.1.5 ESTUDO EXPERIMENTAL DE UMA LIGAÇÃO APARAFUSADA COM INJEÇÃO DE RESINA	51
3.2 RESINAS PARA APLICAÇÕES ESTRUTURAIS.....	54
3.2.1 HISTÓRIA.....	54
3.2.2 APLICAÇÕES.....	55
3.2.3 NORMAS PARA ENSAIOS EXPERIMENTAIS DE DETERMINAÇÃO DE PROPRIEDADES	58
3.2.4 PROPRIEDADES MECÂNICAS DA RESINA SIKADUR 30	59
4 MODELAÇÃO DA RESISTÊNCIA À FADIGA DE UMA LIGAÇÃO APARAFUSADA COM RESINA ESTRUTURAL DE CORTE SIMPLES.....	61

4.1 INTRODUÇÃO	61
4.1.1 MODELAÇÃO DA VIDA TOTAL À FADIGA	61
4.1.2 MODELAÇÃO DA INICIAÇÃO DE FENDAS	61
4.1.3 PREVISÃO DA FASE DE PROPAGAÇÃO DE FENDAS DE FADIGA	63
4.2 MODELAÇÃO À FADIGA DE UMA LIGAÇÃO REBITADA DE CORTE SIMPLES	63
4.2.1 INTRODUÇÃO	63
4.2.2 MODELAÇÃO SEM FENDAS PARA DETERMINAÇÃO DO K_t	64
4.2.3 FATOR ELÁSTICO DE CONCENTRAÇÃO DE TENSÕES, K_t	66
4.2.4 MODELO PARA DETERMINAÇÃO DOS FATORES DE INTENSIDADE DE TENSÕES	69
4.2.5 RESISTÊNCIA À FADIGA DA LIGAÇÃO REBITADA	70
4.3 MODELAÇÃO MONOTONIA DE LIGAÇÃO APARAFUSADA COM E SEM INJEÇÃO DE RESINA	72
4.3.1 INTRODUÇÃO	72
4.3.2. GEOMETRIA E MODELAÇÃO DA LIGAÇÃO APARAFUSADA DE CORTE DUPLO.....	73
4.3.3 PARÂMETROS QUE INFLUENCIAM AS SIMULAÇÕES MONOTÓNICAS	75
4.3.4 ALGORITMO DE CONTACTO	75
4.3.5 FOLGA ENTRE O PARAFUSO E OS FUROS REALIZADOS	76
4.3.6 MODELOS CONSTITUTIVOS DOS MATERIAIS	76
4.3.7 CALIBRAÇÃO DA TENSÃO DE PRÉ-ESFORÇO	78
4.3.8 ANÁLISE ELASTO-PLÁSTICA	78
4.4 PROPOSTA DE MODELAÇÃO À FADIGA PARA A LIGAÇÃO APARAFUSADA COM INJEÇÃO DE RESINA	80
4.4.1 INTRODUÇÃO	80
4.4.2 DESCRIÇÃO DO MODELO DE ELEMENTOS FINITOS DA LIGAÇÃO	81
4.4.3 DETERMINAÇÃO DO K_T : FASE DE INICIAÇÃO DE FENDAS	82
4.4.4 DETERMINAÇÃO DOS FATORES DE INTENSIDADE DE TENSÕES: FASE PROPAGAÇÃO DE FENDAS	85

4.4.5 RESISTÊNCIA À FADIGA DA LIGAÇÃO APARAFUSADA COM INJEÇÃO DE RESINA	86
5 CONCLUSÕES	89
5.1 INTRODUÇÃO	89
5.2 CONCLUSÕES FINAIS.....	89
5.3 PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS	89
6 REFERÊNCIAS	91

INDÍCE DE FIGURAS

FIGURA 2.1 - UTENSÍLIOS E ARMAS DA IDADE MÉDIA [1].....	5
FIGURA 2.2 – A) NAVIO DE CARGA DE ESTRUTURA METÁLICA [2] B)PONTE SUSPensa EM ESTRUTURA METÁLICA [4]	5
.....	6
FIGURA 2.3 - A) ANTENA DE TELECOMUNICAÇÕES B) ESTRUTURA METÁLICA DE SUPORTE AO LANÇAMENTO DE VAIVÉM ESPACIAL	6
FIGURA 2.4 – ILUSTRAÇÃO DO PROCESSO DA PROPAGAÇÃO DA FENDA DA FADIGA.....	11
FIGURA 2.5 – VARIAÇÕES DE TENSÃO MAIS COMUNS: A) AMPLITUDE CONSTANTE; B) BLOCOS DE AMPLITUDE CONSTANTE; C) ALEATÓRIA.	13
FIGURA 2.6 - REPRESENTAÇÃO ESQUEMÁTICA DAS CURVAS S-N, OBTIDAS COM BASE EM ENSAIOS DE PROVETES LISOS.	16
FIGURA 2.7 – COMPORTAMENTO CÍCLICOS TÍPICOS: A) ENDURECIMENTO CÍCLICO; B) AMACIAMENTO CÍCLICO; C) RELAXAÇÃO DA TENSÃO MÉDIA; D) FLUÊNCIA CÍCLICA.	18
FIGURA 2.8 – CURVA CÍCLICA DO MATERIAL.	19
FIGURA 2.9 – CICLOS DE HISTERESE TÍPICOS: A) COMPORTAMENTO TIPO MASING; B) COMPORTAMENTO TIPO NÃO-MASING.	20
FIGURA 2.10 – RELAÇÃO ENTRE A AMPLITUDE DE DEFORMAÇÃO TOTAL E A VIDA, OBTIDA ATRAVÉS DA SOBREPOSIÇÃO DAS RELAÇÕES AMPLITUDE DE DEFORMAÇÃO ELÁSTICA VERSUS VIDA E AMPLITUDE DE DEFORMAÇÃO PLÁSTICA VERSUS VIDA.....	21
FIGURA 2.11 – VARIAÇÃO DOS FATORES DE CONCENTRAÇÃO DE TENSÕES E DEFORMAÇÕES COM AS TENSÕES NOS ENTALHES.	22
FIGURA 2.12 - ILUSTRAÇÃO DA ANÁLISE DE TENSÕES/ DEFORMAÇÕES NOS ENTALHES, DE ACORDO COM A REGRA DE NEUBER [28]	24
FIGURA 2.13 – MODOS DO FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÕES.....	25
FIGURA 2.14 - PLACA INFINITA COM FENDA SOLICITADA EM MODO I	27
FIGURA 2.15 - EVOLUÇÃO DO COMPRIMENTO DAS FENDAS COM O NÚMERO DE CICLOS PARA VÁRIOS NÍVEIS DE TENSÃO	28
FIGURA 2.16 - TAXA DE PROPAGAÇÃO DE FENDAS VERSUS GAMA DO FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÕES	28

FIGURA 2.17 - TÉCNICA ‘ QUARTER NODE POINT’	31
FIGURA 2.18 - TÉCNICA ‘ COLLAPSED ELEMENTS’	31
FIGURA 2.19 - TÉCNICA DO FECHO DE FENDA VIRTUAL EM DUAS ETAPAS, COM ELEMENTOS 2D DE 4 NÓS.	32
FIGURA 2.20 - TÉCNICA MODIFICADA DO FECHO DE FENDA VIRTUAL	34
FIGURA 2.21 - TÉCNICA DO FECHO DE FENDA VIRTUAL PARA ELEMENTOS QUADRÁTICOS 2D COM 8 NÓS.	34
FIGURA 2.22 - TÉCNICA MODIFICADA DO FECHO DE FENDA VIRTUAL PARA ELEMENTOS SÓLIDOS LINEARES 3D COM 8 NÓS.	36
FIGURA 2.23 - TÉCNICA MODIFICADA DO FECHO DE FENDA VIRTUAL PARA NÓS DE CANTO COM ELEMENTOS SÓLIDOS QUADRÁTICOS 3D COM 20 NÓS.	36
FIGURA 2.24 - TÉCNICA MODIFICADA DO FECHO DE FENDA VIRTUAL PARA NOS A MEIO DO LADO COM ELEMENTOS SÓLIDOS QUADRÁTICOS 3D COM 20 NÓS.	36
FIGURA 3.1 - PONTE DE FÃO EM ESPOSENDE.	39
FIGURA 3.2 – REABILITAÇÃO DA PONTE DE FÃO.	40
FIGURA 3.3 – A) ESTADO DE DEGRADAÇÃO DO MATERIAL B) TRABALHOS DE REABILITAÇÃO DA PONTE DE FÃO [68].....	40
FIGURA 3.4 – MICROESTRUTURA DA MATERIAL OBSERVADA EM MICROSCOPIA ÓTICA: A) E D) AMPLIAÇÃO DE 100X, B) E E) AMPLIAÇÃO DE 500X E C) E F) AMPLIAÇÃO DE 1000X [68].....	41
FIGURA 3.5 – PROVETES LISOS USADOS NOS ENSAIOS: A) GEOMETRIA E DIMENSÕES (DIMENSÕES EM MM); B) FOTO DE PROVETES.....	43
FIGURA 3.6 – CICLOS DE HISTERESE ESTABILIZADOS $R_E = 0$. COMPORTAMENTO NÃO-MASING	45
FIGURA 3.7 - EVOLUÇÃO DA AMPLITUDE DE TENSÃO COM O NÚMERO DE CICLOS, RELATIVA AO MATERIAL DA PONTE DE FÃO, SOLICITADO EM CONTROLO DE DEFORMAÇÃO, $R_E = 0$	45
FIGURA 3.8 - REPRESENTAÇÃO DA CURVA CÍCLICA DO MATERIAL DA PONTE DE FÃO: AMPLITUDE DE TENSÃO VERSUS AMPLITUDE DE DEFORMAÇÃO PLÁSTICA, OBTIDA COM ENSAIOS REALIZADOS EM CONTROLO DE DEFORMAÇÃO, $R_E = 0$	46
FIGURA 3.9 – CURVA MONOTÓNICA VERSUS CÍCLICA DA MATERIAL DA PONTE DE FÃO	46
FIGURA 3.10 – REPRESENTAÇÃO DAS RELAÇÕES DEFORMAÇÃO-VIDA PARA O MATERIAL DO CONTRAVENTAMENTO EXTRAÍDO DA PONTE DE FÃO, SOLICITADO EM CONTROLO DE DEFORMAÇÃO COM $R_E = 0$	47

FIGURA 3.11 – GEOMETRIA E DIMENSÕES DOS PROVETES CT UTILIZADOS NOS ENSAIOS (DIMENSÕES EM MM)	48
FIGURA 3.12 – COMPARAÇÃO ENTRE AS TAXAS DE PROPAGAÇÃO DE FENDAS OBTIDAS PARA AS RAZÕES DE TENSÃO $R_{\Sigma} = 0.0$, $R_{\Sigma} = 0.25$, $R_{\Sigma} = 0.50$ E $R_{\Sigma} = 0.75$	49
FIGURA 3.13 – COMPARAÇÃO ENTRE AS TAXAS DE PROPAGAÇÃO DE FENDAS OBTIDAS PARA S RAZÕES DE TENSÃO: $R_{\Sigma} = 0.0$, $R_{\Sigma} = 0.25$, $R_{\Sigma} = 0.50$ E $R_{\Sigma} = 0.75$	50
FIGURA 3.14 – GEOMETRIA DE UM PARAFUSO M16 PREPARADO PARA A INJEÇÃO [12]	51
FIGURA 3.15 – DIFERENTES GEOMETRIA ESPECIAIS DE ANILHAS PARA A INJEÇÃO DE RESINA	52
FIGURA 3.16 – COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DE RESISTÊNCIA À FADIGA DE LIGAÇÕES APARAFUSADAS PRÉ-ESFORÇADAS COM E SEM INJEÇÃO DE RESINA [5].	54
FIGURA 4.1 – CURVA CÍCLICA TENSÃO-DEFORMAÇÃO DO MATERIAL DA PONTE FÃO.....	62
FIGURA 4.2 - GEOMETRIA DA LIGAÇÃO REBITADA DE CORTE SIMPLES [5].	64
FIGURA 4.3 – ILUSTRAÇÃO DA FENDA PASSANTE A INICIAR NO FURO DO REBITE [5].....	64
FIGURA 4.4 - MALHA DE ELEMENTOS FINITOS DA LIGAÇÃO REBITADA	65
FIGURA 4.5 – CAMPO DE TENSÕES ΣY , EM MPA, DA LIGAÇÃO REBITADA COM $FKN=0.1$; $FTOLN=0.01$; $m=0.0$; $\Delta T=0^{\circ}C$; $F=2 \times 5397.9$ KN [5]	66
FIGURA 4.6 – EVOLUÇÃO DO FATOR DE CONCENTRAÇÃO DE TENSÕES COM FKN , $FTOLN$ E COEFICIENTE DE ATRITO, SEM PRÉ-ESFORÇO ($\Delta T = 0^{\circ}C$) [5].....	67
FIGURA 4.7 – RELAÇÃO ENTRE A EVOLUÇÃO DO FATOR ELÁSTICO DE CONCENTRAÇÃO DE TENSÕES COM FKN , $FTOLN$ E COEFICIENTE DE ATRITO, EM FUNÇÃO DA VARIAÇÃO DE TEMPERATURA, ΔT . [5]	67
FIG. 4.8 - RELAÇÃO ENTRE AS EVOLUÇÕES DO PRÉ-ESFORÇO NO REBITE PARA VÁRIOS VALORES DE FKN $FTOLN$ E COEFICIENTE DE ATRITO, EM FUNÇÃO DA VARIAÇÃO DA TEMPERATURA. [5]	68
FIG.4.9 – RELAÇÃO DAS EVOLUÇÕES DE CONCENTRAÇÃO DE TENSÕES EM FUNÇÃO DO PRÉ-ESFORÇO NO REBITE [5]	68
FIG. 4.10 – CAMPO DE TENSÕES NA DIREÇÃO DO CARREGAMENTO PARA DIFERENTES COMPRIMENTOS DE FENDA.....	69
FIG. 4.11 – VALORES MÉDIOS DO FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÕES AO LONGO DO COMPRIMENTO DE FENDA PARA DIFERENTES TEMPERATURAS.	70
FIGURA 4.12 - RESULTADOS DAS PREVISÕES DAS FASES DE INICIAÇÃO E PROPAGAÇÃO DE FENDAS PARA $FKN=1.0$, $FTOLN=0.1$, $m=0.0$ E $\Delta T=0^{\circ}C$ (AUSÊNCIA DE PRÉ-ESFORÇO).....	71

FIGURA 4.13 - RESULTADOS DAS PREVISÕES DAS FASES DE INICIAÇÃO E PROPAGAÇÃO DE FENDAS PARA FKN=1.0, FTOLN=0.1, M=0.0 E $\Delta T=75^{\circ}\text{C}$ (COM PRÉ-ESFORÇO).....	71
FIGURA 4.14 - RESULTADOS DAS PREVISÕES DAS FASES DE INICIAÇÃO E PROPAGAÇÃO DE FENDAS PARA FKN=1.0, FTOLN=0.1, M=0.0 E $\Delta T=275^{\circ}\text{C}$ (COM PRÉ-ESFORÇO MAIS ELEVADO).....	72
FIGURA 4.15 – GEOMETRIA DA LIGAÇÃO APARAFUSADA COM CORTE DUPLO (DIMENSÕES EM MM) [13]	74
FIGURA 4.16 – GEOMETRIA DAS CHAPAS DE 10 MM E 20 MM USADAS NA LIGAÇÃO APARAFUSADA COM CORTE DUPLO (DIMENSÕES EM MM) [13].....	74
FIGURA 4.17 – ASPETO LOCAL DAS MALHAS DE ELEMENTOS FINITOS DO 1º E 2º MODELO NÚMEROS DA LIGAÇÃO APARAFUSADA COM CORTE DUPLO SEM INJEÇÃO DE RESINA[13]	75
FIGURA 4.18 – DISCRETIZAÇÃO DO CORPO 4 (RESINA), FORMADA POR ELEMENTOS FINITOS DE 20 NÓS USADA NA ANÁLISE DA LIGAÇÃO APARAFUSADA COM CORTE DUPLO E COM INJEÇÃO DE RESINA [13]	75
FIGURA 4.19 - COMPORTAMENTO TENSÃO-EXTENSÃO UNIAXIAL DO AÇO S355 [13]	76
FIGURA 4.20 - COMPORTAMENTO TENSÃO-EXTENSÃO UNIAXIAL ADOTADO PARA OS MATERIAIS USADOS NOS PARAFUSOS DA CLASSE DE RESISTÊNCIA 8.8.	77
FIGURA 4.21 - RESULTADOS DAS MÉDIAS DOS PROVETES ENSAIADOS E 1º E 2º HIPÓTESES DE ENDURECIMENTO À COMPRESSÃO DA RESINA.....	77
FIGURA 4.22 – RELAÇÃO ENTRE A TENSÃO DE PRÉ-ESFORÇO E A VARIAÇÃO DE TEMPERATURA APLICADA NO CORPO DO PARAFUSO.	78
FIGURA 4.23 – COMPARAÇÃO DAS RESPOSTAS F- Δ ENTRE A 1ª E 2ª HIPÓTESES DE ENDURECIMENTO DA RESINA USADAS NO 3º MODELO NUMÉRICO, COM OS RESTANTES MODELOS NUMÉRICOS ($\sigma_{PE}= 560 \text{ MPa}$, M=0.2)	79
FIGURA 4.24 - COMPORTAMENTO DA LIGAÇÃO COM CORTE DUPLO COM RESINA INJETADA EM REGIME ELASTO-PLÁSTICO PARA UM COEFICIENTE DE ATRITO IGUAL A 0.2 E VARIANDO A TENSÃO DE PRÉ-ESFORÇO [13].....	79
FIGURA 4.25 - COMPORTAMENTO DA LIGAÇÃO COM CORTE DUPLO COM RESINA INJETADA EM REGIME ELASTO-PLÁSTICO PARA UM COEFICIENTE DE ATRITO IGUAL A 0.2 E VARIANDO A TENSÃO DE PRÉ-ESFORÇO [13].....	80
FIGURA 4.26 – GEOMETRIA DA LIGAÇÃO APARAFUSADA DE CORTE DUPLO COM INJEÇÃO DE RESINA. ...	81
FIGURA 4.27 – MALHA DE ELEMENTOS FINITOS DA LIGAÇÃO (1/4 DA LIGAÇÃO).	81
FIGURA 4.28 - RELAÇÃO ENTRE O FATOR DE CONCENTRAÇÃO DE TENSÕES DE UMA LIGAÇÃO APARAFUSADA COM A VARIAÇÃO DA TENSÃO PRE-ESFORÇO	83
FIGURA 4.29 - RELAÇÃO ENTRE O FATOR DE CONCENTRAÇÃO DE TENSÕES DE UMA LIGAÇÃO APARAFUSADA COM A VARIAÇÃO DA FORÇA DO PRE-ESFORÇO	83

FIGURA 4.30 - RELAÇÃO ENTRE O FATOR DE CONCENTRAÇÃO DE TENSÕES DE UMA LIGAÇÃO APARAFUSADA INJETADA COM A VARIAÇÃO DA FORÇA DO PRE-ESFORÇO.....	84
FIGURA 4.31 - FATORES DE INTENSIDADE DE TENSÕES PARA DIFERENTES PROFUNDIDADES RELATIVAS À LIGAÇÃO APARAFUSADA COM PRÉ-ESFORÇO, $\Delta T = 110^{\circ}\text{C}$	85
FIGURA 4.32 – EVOLUÇÃO DO VALOR MEDIO DO FATOR INTENSIDADE DE TENSÕES AO LONGO DA FRENTE DA FENDA EM FUNÇÃO DA PROFUNDIDADE, PARA A LIGAÇÃO APARAFUSADA. [68]	86
FIGURA 4.33 – PREVISÃO DA VIDA TOTAL À FADIGA PARA LIGAÇÃO APARAFUSADA COM E SEM RESINA ESTRUTURAL.	87

ÍNDICE DE TABELAS

TABELA 3.1 - RESULTADOS DOS ENSAIOS DE TRAÇÃO [68]	41
TABELA 3.2 - COEFICIENTE E EXPOENTE DE ENDURECIMENTO MONOTÓNICOS RESULTANTES DOS ENSAIOS DE TRAÇÃO.....	42
TABELA 3.3 – COMPOSIÇÃO QUÍMICA DO MATERIAL DA PONTE METÁLICA DE FÃO	42
TABELA 3.4 – PLANIFICAÇÃO DOS ENSAIOS DE FADIGA REALIZADOS COM PROVETES LISOS, $R_e = 0$ [68]	44
TABELA 3.5 - CONSTANTES DA LEI DE BASQUIN [68]	48
TABELA 3.6 – CONSTANTES DA LEI DE COFFIN-MANSON [68]	48
TABELA 3.7 – CONSTANTES DA LEI DE PARIS RELATIVAS AOS PROVETES TESTADOS	50
TABELA 3.8 – CONSTANTES DA LEI DE PARIS RELATIVAS AOS PROVETES TESTADOS, AGRUPADOS POR RAZÕES DE TENSÕES.....	50
TABELA 3.7 – PROPRIEDADES DE RESISTÊNCIA MECÂNICA DO SIKADUR-30 EM FUNÇÃO DA TEMPERATURA E DO TEMPO DE CURA [5]	53
TABELA 3.8 – RESULTADOS GLOBAIS DO ENSAIO DE FADIGA DAS LIGAÇÕES APARAFUSADAS PRÉ-ESFORÇADAS REFORÇADAS COM ADESIVO ESTRUTURAL [5]	54
TABELA 3.9 – HISTORIA DOS ADESIVOS [31]	56
TABELA 3.10 - RESISTÊNCIA À COMPRESSÃO DA RESINA SIKADUR-30 [47]	59
TABELA 3.11 - RESISTÊNCIA AO CORTE DA RESINA SIKADUR-30 [47].....	59
TABELA 3.12 - RESISTÊNCIA À TRAÇÃO DA RESINA SIKADUR-30 [47].....	60
TABELAS 3.13 – VISCOSIDADE DA RESINA SIKADUR-52 INJECTION [48]	60
TABELA 4.1 – CLASSIFICAÇÃO DOS TRÊS MODELOS NUMÉRICOS USADOS PARA TIPO DE LIGAÇÃO APARAFUSADA INVESTIGADA. [13]	73
TABELA 4.2 – RESUMO DAS CONSTANTES NECESSÁRIAS PREVISÃO DA FASE DE INICIAÇÃO DE FENDAS DE FADIGA.	84

NOMENCLATURA

Abreviaturas

FEUP - Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

MIEC - Mestrado Integrado em Engenharia Civil

APDL - Ansys Parametric Design Language

ASCE - American Society of Civil Engineers

ASTM - American Society for Testing and Materials

COD - Crack Opening Displacement

EC3 - Euro código 3

MEF - Método dos Elementos Finitos

MF - Mecânica da Fratura

MFEP - Mecânica da Fratura Elasto-Plástica

MFLE - Mecânica da Fratura Linear Elástica

UTAD - Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro

Simbologia

a – Comprimento de uma fenda; profundidade da fenda passante; constante de dano; espessura das placas

a_c – Comprimento crítico de uma fenda de fadiga

a_f – Comprimento final de uma fenda de fadiga

a_i – Comprimento inicial de uma fenda de fadiga

b – Expoente de resistência à fadiga

c – Expoente de ductilidade à fadiga

C – Constante de lei de Paris

da/dN – Taxa de propagação de fenda de fadiga

$d\varepsilon/dt$ – Taxa de deformação média

d_{max} – Deslocamento máximo na direção do carregamento

E – Módulo de elasticidade ou de Young

f – Frequência

f_u – Tensão de rotura

f_y – Tensão de cedência

F – Força

F_{min} – Força mínima

F_{max} – Força máxima

G – Taxa de libertação de energia

G_c – Valor crítico da taxa de libertação de energia

G_I – Taxa de libertação de energia em modo I

G_{II} – Taxa de libertação de energia em modo II

G_{III} – Taxa de libertação de energia em modo III

K – Coeficiente de resistência monótono; fator de intensidade de tensões

K' – Coeficiente de endurecimento cíclico

K_c – Tenacidade à fratura

K_f – Fator de redução da resistência à fadiga

K_{max} – Fator de intensidade de tensões máximo

K_t – Fator elástico estático de concentração de tensões

K_ε – Fator elasto-plástico de concentração de deformações

K_σ – Fator elasto-plástico de concentração de tensões

m – Expoente da lei de Paris

n – Expoente de endurecimento monótono

n' – Expoente de endurecimento cíclico

N – Número de ciclos

N_f – Número de ciclos de rotura

N_i – Número de ciclos para iniciação de uma fenda

N_p – Número de ciclos para a propagação de uma fenda

r – Raio de curvatura; coordenada polar

R_ε – Razão de deformações

R_σ – Razão de tensões

R^2 – Coeficiente de determinação

t – Tempo, espessura

T_{final} – Temperatura final

T_{ref} – Temperatura de referência

u, v, w – Deslocamentos nas direções x, y, z, respetivamente

W – Largura nominal do provete CT

X_i – Força nodal no ponto i na direção x;

Y – Parâmetro geométrico adimensional de correção do fator de intensidade de tensões

Y_i – Força nodal no ponto i na direção y

Z – Coeficiente de estrição

Z_i – Força nodal no ponto i na direção z

α – Coeficiente da equação 3.4

$\varepsilon; \varepsilon^E; \varepsilon^P$ – Deformação; deformação elástica; deformação plástica

$\varepsilon_a; \varepsilon_a^E; \varepsilon_a^P$ – Amplitude de deformação; amplitude de deformação elástica; amplitude de deformação plástica

ε'_f – Coeficiente de ductilidade à fadiga

ε_{loc} – Deformação local

$\varepsilon_{loc,min}$; $\varepsilon_{loc,max}$ – Deformação local mini e máxima, respetivamente;

ε_{max} ; ε_{med} ; ε_{min} – Deformação máxima, média e mínima do ciclo de deformação

ε_{nom} – Deformação nominal

μ – Coeficiente de atrito

ν – Coeficiente de Poisson

θ – Coordenada polar

σ – Tensão uniaxial

σ_a – Amplitude de tensão

$\sigma_{a,lf}$ – Amplitude de tensões limite de fadiga para $\sigma_{med} \neq 0$

σ'_f – Coeficiente de resistência à fadiga

σ_{loc} – Tensão local

$\sigma_{loc,max}$; $\sigma_{loc,med}$; $\sigma_{loc,min}$ – Tensão local máxima; tensão local mínima tensão local média

σ_{max} σ_{med} σ_{min} – Tensão máxima, média e mínimos do ciclo de tensões

σ_{nom} – Tensão nominal

$\sigma_{nom,max}$ $\sigma_{nom,min}$ – Tensão nominal máxima, tensão nominal mínima

σ_x ; σ_y ; σ_z – Componentes normais do tensor de tensões

$\sigma_{y,max}$ – Tensão máxima na direção da carga

σ_∞ – Tensão remota

σ_1 ; σ_2 ; σ_3 – Tensões principais do tensor das tensões ($\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$)

τ_{xy} τ_{yz} τ_{zx} – Componentes de corte do tensor das tensões

Δ – Gama ou variação Máxima

Δa – Incremento da fenda

$\Delta u_1 \Delta v_1 \Delta w_1$ – Deslocamentos no nó I na direção x, y, z, respetivamente

ΔF – Gama de força

ΔA – Área da superfície criada pela propagação da fenda Δa

ΔE – Variação da energia necessária para fechar a fenda

$\Delta K_{inicial}$ – Valor inicial da gama do fator de intensidade de tensões

ΔK_{th} – Gama do fator de intensidade de tensões limiar de propagação

ΔN – Incrementos no número de ciclos de rotura

ΔT – Gama de temperatura

$\Delta \varepsilon$ – Gama de deformação

$\Delta \varepsilon^E$ – Gama de deformação elástica

$\Delta \varepsilon^P$ – Gamas de deformação plástica

$\Delta \varepsilon_{loc}$ – Gama de deformação local

$\Delta \varepsilon_{nom}$ – Gama de deformação nominal

$\Delta \sigma$ – Gamas de tensão

$\Delta \sigma_{loc}$ – Gama de tensão local

$\Delta \sigma_{nom}$ – Gama de tensão nominal

$2N, 2N_f$ – Número de reversões; número de reversões até à rotura

$2N_t$ – Número de reversões de transição entre comportamentos à fadiga de curta e longa duração

INTRODUÇÃO

1.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS

A contemplação da beleza da Ponte D. Luiz I acompanhada de um Café na Ribeira ou atravessar o Tejo de Almada para Lisboa na ponte 25 de Abril são atividades diárias de milhares de pessoas e isto só é possível se a integridade estrutural destes monumentos Históricos estiver garantida. No entanto, a maior parte dos utilizadores não está a par da complexidade da manutenção de estruturas centenárias e dos desafios que engenheiros e arquitetos são confrontados.

Atualmente, inúmeras barreiras têm de ser ultrapassadas na reparação e reforço de ligações metálicas existentes. As ligações rebitadas são as mais predominantes em pontes metálicas centenárias entre 1840 e 1940. Estas estruturas são as que mais necessitam de avaliação para a sua manutenção e possíveis intervenções com vista à reabilitação. Neste sentido, as técnicas associadas ao reforço dessas ligações estruturais têm de ser mais estudadas pela comunidade científica. Infelizmente, os construtores perderam progressivamente o ‘know-how’ da técnica de aplicação de rebites. A aplicação da técnica de ‘hot-riveting’ é dispendiosa e exige muito tempo devido à necessidade de técnicos especializados, que atualmente se revelam escassos. A falta de informação sobre o design e instalação de rebites promove a incerteza e torna difícil prever a capacidade de carga e resistências destas ligações.

Na preservação de monumentos em que as ligações são feitas através de rebites é preferível esteticamente a utilização do mesmo tipo de ligação com o objetivo de preservar o design original. Se por um lado, o ressurgimento desta tecnologia de aplicação tem sido praticada em muitos destes trabalhos de renovação, por outro, estes são frequentemente confrontados com inúmeros problemas – perceber os detalhes de construção originais, identificar dos diâmetros do rebite, remover de rebites sem causar danos, identificar do comprimento adequado para os novos rebites, a técnica de aplicação e falta de equipas especializadas para efetuar estes trabalhos. A substituição dos rebites é então normalmente realizada por outra ligação.

Entre os anos de 1840 e 1940, a filosofia para o design de ligações metálicas progrediu drasticamente. Iniciando-se com a formulação das primeiras regras derivadas da técnica e experiência, evoluindo progressivamente para teorias analíticas suportadas por modelos teóricos. A ocorrência de um ‘time lag’ na globalização entre o desenvolvimento de um modelo até ele influenciar a construção de novas estruturas não pode ser negligenciada, tornando-se por este motivo a renovação destas estruturas ainda mais sensível. Neste sentido, são necessárias avaliações para garantir o integral conhecimento da estrutura, bem como as regras que foram utilizadas, de forma a para poder esboçar o previsível funcionamento da estrutura com os novos elementos de ligação.

As falhas das estruturas, em especial, as causadas por fadiga verificam-se desde o período dos descobrimentos, nomeadamente nas roturas que ocorriam nos mastros e velas de embarcações

que percorriam longas distâncias. No entanto, é no começo do período da revolução industrial que se torna crucial o interesse pelo estudo dos fenómenos de fadiga, uma vez que até então os problemas da fadiga nunca tiveram grande relevância, já que predominavam solicitações essencialmente estáticas e de baixa intensidade. Muito se progrediu desde então, e atualmente, importantes avanços científicos e tecnológicos, observados quer ao nível dos métodos numéricos quer ao nível dos métodos experimentais, têm contribuído para um estudo mais aprofundado e consequente redução das roturas por fadiga tanto nos componentes mecânicos como nas estruturas em serviço. No entanto, e apesar de falhas por fadiga não serem em grande número, continuam a acontecer, constituindo uma preocupação para os engenheiros e comunidade científica.

É do senso comum que as pontes são construções essenciais para estabelecer a comunicação entre dois pontos separados por um curso de água ou por uma depressão do terreno. No universo da engenharia estrutural, as pontes constituem um grupo de particular interesse, pois estão naturalmente sujeitas a efeitos dinâmicos originados por diversos fatores, designadamente: pela movimentação de pessoas e /ou de veículos; ação do vento; variações de temperatura; entre outros.

Em Portugal, apesar de existir um considerável número de pontes metálicas rebitadas antigas em serviço, não tem havido estudos exaustivos que se reflitam na avaliação da fiabilidade de ligações rebitadas, muito menos, no tipo de ligação usada para possíveis intervenções de reabilitação. A ligação usada na reparação são as ligações aparafusadas com injeção de resina. Este tipo de ligação tendo em conta o fenómeno de fadiga tem sido pouco estudada. A abordagem deste tema apresenta relevância nacional e internacional.

Pelo exposto, esta dissertação visa a recolher informação sobre a caracterização do comportamento à fadiga de ligações aparafusada pré-esforçadas com injeção de resina, usualmente empregue na reabilitação e reforço de pontes metálicas antigas rebitadas.

1.2 OBJETIVOS

Um dos principais objetivos da presente dissertação consiste numa revisão bibliográfica sobre a caracterização do comportamento à fadiga de ligações aparafusadas com e sem injeção de resina.

Pretende-se recolher informação sobre os ensaios necessários para o estudo cíclico de resinas estruturais e o comportamento entre as resinas estruturais e elementos metálicos. Para o efeito, foram consultadas normas que segundo a bibliografia são consideradas as mais indicadas para obter essa informação.

Outro objetivo visou estabelecer a comparação entre resultados experimentais de ligações aparafusadas com e sem resina, e a curva S-N considerando que existe uma diminuição do facto de concentração de tensões linear-elástico devido à presença de resina injetada.

1.3 ORGANIZAÇÃO DA TESE

A presente dissertação encontra-se organizada em 5 capítulos, incluindo o presente que consiste na introdução do tema e na definição de objetivos.

No capítulo 2 é feita uma revisão ao desenvolvimento dos diversos usos dos metais ao longo da história e a sua aplicação, segue-se uma ligação ao estado das ligações aparafusadas e uma pequena introdução às ligações com injeção de resina. É realizada de seguida uma revisão das várias abordagens utilizadas na análise tradicional do comportamento à fadiga de detalhes estruturais metálicos. Concluindo-se com uma revisão de técnicas para a determinação de fatores de intensidade de tensões através do pós-processamento de resultados provenientes do MEF.

No capítulo 3 são apresentados os resultados obtidos da extração de provetes da estrutura da Ponte de Fão, com a apresentação de resultados da curva S-N com injeção de adesivo estrutural. A segunda parte do capítulo apresentam uma breve síntese da história dos adesivos estruturais, as normas necessárias para caracterização das suas propriedades mecânicas e cíclicas, a sua aplicação e uma comparação entre as características de duas resinas epóxis.

No capítulo 4 é apresentada a análise dos resultados das simulações do modelo de ANSYS da ligação aparafusada pré-esforçada de corte duplo do autor João Silva, referenciado adiante, tendo em consideração que a resina injetada provoca uma diminuição do fator de concentração de tensões linear elástico. Uma curva S-N da ligação aparafusada de corte duplo com injeção de resina é apresentada e as conclusões apresentadas.

No capítulo 5 serão discutidos os resultados obtidos, com a comparação entre os trabalhos previamente citados no Capítulo 4, bem como também a discussão dos resultados experimentais apresentados no Capítulo 3.

2

FADIGA E FRATURA DE MATERIAIS E ESTRUTURAS

2.1 HISTÓRIA DAS LIGAÇÕES METÁLICAS

A primeira utilização do ferro remonta as sociedades pré-histórias com os primeiros desenvolvimentos da metalurgia na chamada Idade do Ferro, embora um dos primeiros artefactos de ferro é datado de 2500 a.C. e foi encontrado numa tumba na Anatólia [1].



Figura 2.1 - Utensílios e armas da Idade Média [1]

Desde então, o nosso conhecimento e especialização sobre metais evolui consideravelmente com a sua utilização, desde a fabricação de armas e utensílios na Idade Média [1], à revolução Industrial com o nascimento do automóvel, até à atualidade com plataformas de petróleo, navios de aproximadamente 500 metros de comprimento [2] e pontes com vãos livres de quase dois quilómetros [3].



Figura 2.2 – a) Navio de Carga de estrutura metálica [2]



b) Ponte Suspensa em estrutura metálica [4]

A utilização de estruturas metálicas não abrange apenas o mundo da engenharia civil, outros sectores evidenciam a preferência pela construção de infraestruturas leves mas resistentes, são evidentes no sector da indústria do petróleo, gás e transporte marítimo como já referido

anteriormente, sector das telecomunicações, aeroespacial, estruturas desportivas, setor da energia eólica, etc. [13]



Figura 2.3 - a) Antena de telecomunicações b) Estrutura metálica de suporte ao lançamento de Vaivém espacial

Com a sua influência em todos os sectores referidos é fácil de compreender que está intrinsecamente ligada com a engenharia de estruturas, e este conhecimento não seria possível sem todas as descobertas e desenvolvimentos científicos realizados nestas áreas. Desde os fins do século XVIII, com uma evolução do ferro fundido, depois para ferro forjado e o atualmente mais usado aço, que a utilização destes materiais na construção civil tem notavelmente aumentado.

Com a Revolução Industrial no século XIX, surgem as redes ferroviárias como via de comunicação e ocorre um forte desenvolvimento do ferro e aço, o que impulsionou grandes avanços científicos e tecnológicos no domínio de pontes metálicas. Em Inglaterra, a Família Darby constrói a primeira ponte de ferro nos anos de 1777-1779 em Coolbrookdale [8], seguido por Thomas Telford nos anos de 1812-14 com a Craigellachie Bridge. Em poucos anos este impulso Britânico contagiou-se para vários Países da Europa e América [9].

2.2 EVOLUÇÃO DAS LIGAÇÕES APARAFUSADAS

Apesar de escalas de dimensões extremamente diferentes, a perspetiva Global e Local de uma estrutura demonstram-se de igual importância para o funcionamento como um todo. Embora, as ligações entre elementos estruturais serem constituídas pelos elementos mais pequenos da estrutura têm um impacto importantíssimo a nível estrutural e financeiro. Sendo responsáveis pela transmissão dos esforços entre os vários elementos estruturais e por assegurar as ligações entre estes, os parafusos são então elementos necessários de ser estudados para assegurar a segurança da estrutura. Para assegurar a união entre os elementos de ligação e as peças da estrutura são usados conectores ou a técnica de soldadura, sendo usualmente mais usados como conectores os parafusos normais, ajustados, de alta resistência (HSFG – High Strength Friction Grip), mais recentemente com injeção de resina e rebites.

As ligações aparafusadas são as globalmente usadas em estruturas metálicas devido às suas características de fácil fabrico e montagem em obra. Mas esta preferência não se manteve ao longo dos tempos, apesar de largamente usado os rebites ganharam também muita popularidade no século XIX e em muitos casos eram usados como complemento entre as técnicas pois assumiam dois funcionamentos estruturais diferentes.

No início do século XX, rebites ainda eram considerados uma solução satisfatória e economicamente eficiente mas com o aumento do custo de mão-de-obra especializada e equipamento, esta técnica começou a ser vista como economicamente prejudicial em relação à utilização de parafusos para a realização da obra. Rapidamente, os parafusos ganharam o estatuto de conector mais elegido e após a segunda Guerra Mundial, com a introdução de ligações soldadas desenvolvida no sector de transportes marítimos proporcionou a que os rebites entrassem em desuso, mas ainda foram observadas algumas aplicações na Bélgica até 1960 e, atualmente são apenas usados em recuperação e reforços de estruturas centenárias rebitadas, com o principal objetivo de manter a sua arquitetura original.

Segundo Kulak, a possibilidade da primeira ligação aparafusada é relatada por Batho e Batéman sendo testada em construção de estruturas em 1934 na Grã-Bretanha. Conclui-se que neste tipo de ligações era necessário um binário de aperto dos parafusos suficiente de forma a garantir a segurança da ligação e prevenir o deslizamento.

De acordo com ensaios pela Universidade de Illinois, Wilson e Thomas, relatam em 1938 que as ligações aparafusadas apertadas eram compatíveis com os rebites e podiam substituí-los, na proporção de um para um. O resultado desta investigação mostrou-se relevante na popularização das ligações aparafusadas em relação aos rebites, transformando-se no principal conector entre elementos metálicos tanto em fábrica como em obra. Salmon refere que estas ligações foram adotadas para construção de estruturas de edifícios e pontes, quer em ações estáticas quer em ações dinâmicas.

A explosão dos sistemas de transporte, o seu rápido desenvolvimento durante os séculos XIX e XX e um enorme número de pontes metálicas com ligação por rebites foram construídas nessa altura em vários países, significando, que estão a atingir o seu centésimo aniversário. Maioritariamente, estas pontes antigas sofreram um processo de reparações ou reforços, ou durante a segunda guerra mundial ou devido à mudança de necessidades de funcionamento. Mas sendo economicamente insustentável a completa substituição destas estruturas e uma perda de património histórico, será aconselhável e necessário um estudo profundo para decidir um plano de reparação e reforço sustentável para garantir a longevidade destas estruturas.

Com a necessidade de se fazer reparações nas estruturas metálicas com rebites, surge a ocasião de procurar a melhor solução para este problema. O uso de soldadura é uma solução pouco viável devido às propriedades fracas da soldagem em elementos com elevada corrosão. Os parafusos de

alta resistência foram referidos como uma solução não viável em situações de alta corrosão e de superfícies irregulares características de estruturas centenárias. Perante esta realidade, o uso injeção de resina estrutural passou a integrar-se na prática na reparação de ligações com rebites, que surgiu no início da década de 70.

2.3 LIGAÇÕES APARAFUSADAS COM INJEÇÃO DE RESINA

A primeira aplicação de parafusos injetados data 1970 na Holanda. Mas não é caso único pois o seu uso alastrou-se para novas pontes e estruturas carregadas dinamicamente, como equipamento de construção civil e torres de telecomunicações, caracterizada por ser uma solução económica para parafusos ajustados, segundo Nikolovski [31]. Ao longo do tempo o uso de parafusos injetados tornou-se padrão para a reparação de pontes com ligação de rebites antigas, especialmente ferroviárias onde a ação dinâmica é intensa.

Segundo pesquisas efetuadas, após a sua utilização na ponte de Rotterdam, situada na Holanda, as ligações aparafusadas injetadas foram utilizadas em 1971 para a construção de novas pontes ferroviárias. Após o sucesso dos resultados na Holanda, seguiu-se a Alemanha, com o Ministério de tráfego do município de Brandemburgo a decidir aplicar pela primeira vez esta tecnologia na reparação da ponte em Oranienburg. Esta decisão residiu no facto das restantes ligações metálicas apresentarem desvantagens económicas e de execução técnica, devido à presença de elevada corrosão na estrutura. Durante a sua reparação as autoridades alemãs quiseram assegurar a viabilidade do projeto estudando o seu comportamento estrutural.

Surgiu então uma nova prática, consistia em preencher com resina estrutural a cavidade produzida por uma folga entre o parafuso, as paredes do furo e o interior da anilha ou porca. Mas não surgiu sem algum ceticismo, Nikolovski [31] relata que até havia quem não acreditasse na fiabilidade desta solução que durou mais de uma década. Este tipo de desconforto refere o autor estar relacionado com a resistência da resina epóxi, porém os grandes avanços científicos através de investigações no ‘Stevin Laboratory of the Delft University of Technology’ refutaram essa ideia, vindo mais tarde os seus resultados serem introduzidos nas recomendações nr.79 do ECCS de 1994 e no Eurocódigo, nomeadamente EC 3, parte 1-8: Projeto de Ligações [24] [30].

Em Portugal pouco é conhecido em obras a utilização desta tecnologia, à exceção de um caso relatado por Mattes [15] que destacou a ponte da Figueira da Foz, sobre o rio Mondego que foi reparada com sucesso em 1980 através desta solução. Apesar de não prevista no caderno de encargo foi proposta pela empresa responsável, Sorafame, que procedeu a uma série de ensaios experimentais monotónicos com a obtenção de bons resultados. Segundo o autor, até ao ano de 2007, estes parafusos encontravam-se em serviço e cumpriam estruturalmente a função à qual foram dimensionados.

Comparando os parafusos injetados com resina com outros conectores, estes apresentam várias vantagens, nomeadamente na reparação e reforço de estruturas podendo substituir os sistemas de ligação de rebites como uma solução com baixo fator de deslizamento característico destas. Por outro lado, a desvantagem associada à falta de equipamento e de mão-de-obra qualificada, em relação as ligações com parafusos ajustados existia a possibilidade de os parafusos serem mais pequenos em diâmetro de 2 a 3 mm torna esta mais económica a solução de parafusos injetados comparativamente, nas quais se incluem pontes, guindaste, gruas e outras máquinas bem como antenas de radio e TV. O seu crescente interesse deveu-se, segundo Nikilovski, aos bons resultados estruturais e baixo custos que esta solução representa comparativamente aos outros conectores.

As ligações metálicas com parafusos ajustados é uma solução adotada nas ligações metálicas aparafusadas, que tal como acontece com as ligações aparafusadas com injeção de resina apresentam uma folga nula, ou praticamente inexistente, e podendo ser aplicado pré-esforço [13] [14]. Como exemplo, um parafuso M22, o diâmetro do furo para este parafuso será de 22 mm. Na publicação de Mattes [13] [15] é referido que, este tipo de conectores são utilizados na maior parte dos casos para a reabilitação de estruturas existentes do que em novas construções. As suas maiores dificuldades de utilização ocorrem na construção de novas estruturas, graças à necessidade de conseguir a sua execução em peças minimamente desalinhas, enquanto em estruturas existentes, o processo de substituição de rebites existentes é resolvido, na medida em que a peça já se encontra devidamente alinhada e na sua posição final.

De modo geral, as ligações aparafusadas apresentam diversas vantagens de utilização. As principais são [16] [17]: permitir montagens mais rápidas, inspeções mais fáceis, desmontagens para alteração e reparo, economizar energia, utilizar mão-de-obra qualificada. Deste modo, as ligações aparafusadas demonstram-se uma boa alternativa aos rebites e possuem boa capacidade de resposta à fadiga, em especial os parafusos de alta resistência pré-esforçados.

Para além destas vantagens, apresentam algumas desvantagens [16] [18] [19]: a necessidade de maior controle para verificação de secções líquidas, necessidade de perfuração de todas as peça a ligar, verificação da coincidência dos furos em fábrica envolvendo por vezes uma pré-montagem, necessidade de pré-reserva de parafusos por tipo e o risco de desaperto quando submetidos a vibrações ou choques.

Por sua vez as ligações aparafusadas com injeção de resina apresentam uma série de vantagens de aplicação em estruturas existentes e em novas estruturas. Na aplicação de reforço e reparação de estruturas existentes, as vantagens demonstram-se ao nível do baixo risco de qualquer deslizamento das estruturas, na sua aplicação a partir de parafusos *standard* com 2mm a 3mm de diâmetro nominal a menos do que o respetivo furo, é prevista uma boa capacidade a carregamentos dinâmica e promove a resistência à corrosão interna, visto que a resina preenche

completamente a cavidade entre o furo e o parafuso sendo um solução ótima em estruturas antigas para a sua reparação ou reforço.

De entre as desvantagens destas ligações quando usadas tanto em novas estruturas, como em estruturas existentes enumera-se a influência das condições climatéricas (necessidade de abrigo de chuva), proporciona desmontagens mais demoradas, caso não tenha sido aplicado um produto especial para a remoção da resina, a necessidade de preparação dos materiais (parafusos, anilhas e a resina) antes de os aplicar na eventualidade de não existirem no mercado já preparados levando a um aumento dos custos finais.

O custo final da ligação aparafusada é influenciado pelos custos de materiais, de equipamentos e de mão-de-obra. O custo dos materiais refere-se à compra dos parafusos, da resina estrutural, anilhas e porcas, e possibilidade de líquido especial, se necessário, para a desmontagem da ligação. O custo de equipamentos traduz-se apenas na compra do equipamento de injeção da resina. Por fim, o custo de mão-de-obra está associado ao custo de montagem, onde o fator tempo é importante durante a sua execução. Sendo o ECCS, regra geral, o tempo de injeção de resina varia entre 1 e 2 minutos por parafuso, sendo precisos em média duas pessoas. Uma ficará encarregue de colocar, posicionar e apertar o parafuso e a outra pessoa terá a responsabilidade de injetar a resina.

Sendo os outros custos cada vez mais um fator preponderante na conceção/realização de um projeto, o tipo de ligação metálica aparafusada a usar deve inicialmente ser bem estudado. Para além do comportamento estrutural da ligação a empregar, deve ser estudada e analisada a quantidade total de parafusos a injetar resina, a acessibilidade dos parafusos por ligação e a eventualidade de possíveis atrasos, nomeadamente devido às condições climatéricas.

2.4 FADIGA

2.4.1 INTRODUÇÃO

A fadiga é uma das principais causas de falha nas estruturas metálicas. As pontes representam um grupo importante de estruturas que são suscetíveis de apresentarem danos de fadiga elevados. Com muitas das pontes metálicas sendo centenárias, sendo projetadas sem ter em consideração critérios de fadiga e, conseqüentemente ao longo dos anos estas estruturas viram agravadas as suas sobrecargas. Por razões económicas tem-se procurado prolongar o tempo de operação destas estruturas, sendo necessário realizar estudos detalhados de vida à fadiga.

As falhas mecânicas decorrentes das condições de carregamento dinâmico são denominadas por fadiga, cuja definição segundo a American Society for Testing and Materials (ASTM) é a seguinte:

“Fadiga é um processo de alteração estrutural permanente, progressivo e localizado, que ocorre num material sujeito a condições que produzem tensões ou extensões dinâmicas num ponto ou em vários pontos e que pode culminar em fendas ou em fratura completa após um número suficiente de variações de carga.”

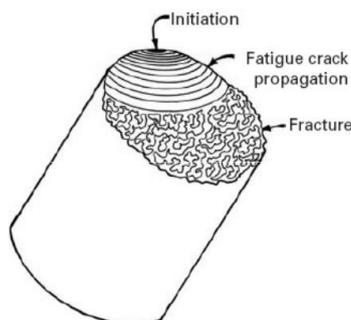


Figura 2.4 – Ilustração do processo da propagação da fenda da Fadiga

2.4.2 HISTÓRIA DA FADIGA

Inerente ao início do século XIX está o enorme desenvolvimento científico e tecnológico, que aconteceu ciclicamente e com algumas adversidades. As estruturas metálicas não foram exceção à ocorrência de colapsos de estruturas e, conseqüentemente a um atraso no conhecimento. Este atraso no conhecimento concorreu para a correção de teorias erradas, demonstrando-se novos avanços e teorias que se mantêm até à data.

Na documentação [8], é apresentada uma tabela comparativa entre fatores que causaram dano em diferentes tipos de estruturas, demonstrando através dos resultados que releva que o somatório de

todas as estruturas fadiga é responsável por mais de 30% dos danos causados e, exclusivamente, em pontes, este valor sobe para os 38%.

Esta insegurança e possibilidade de colapso devido à fadiga é hoje um fenómeno bem conhecido devido aos prejuízos causados. No entanto no século XIX, a fadiga era um fenómeno pouco conhecido e considerado nas estruturas pois o dano causado por carregamentos cíclicos só tinha alguma visibilidade sobre a forma de um colapso inesperado. Foi então nesta altura, que depois de observadas estas falhas nas estruturas, começaram as primeiras investigações sobre a fadiga. Um dos mais importantes trabalhos de investigação é atribuído a August Wohler [11], que através deste percebeu que um carregamento mais pequeno comparado a um carregamento estático podia causar o colapso se aplicado repetidamente. Na sua pesquisa, ele também percebeu que quanto maior a carga seria necessário menos carregamento, já que abaixo de um certo valor do carregamento as peças não entravam em rotura e que a amplitude entre tensões era mais importante do que a tensão máxima.

O trabalho efetuado por A. Wohler, entre 1852 e 1869, foi uma das primeiras investigações sistemáticas sobre falha por fadiga. Este trabalho consistiu na realização de ensaios de fadiga à escala real, recorrendo a eixos de comboios solicitando-os à torção, flexão e tração axial. Através da sua investigação deu início à caracterização do comportamento da fadiga em termos de curvas tensão versus vida (curvas S-N), bem como à introdução do conceito de tensão limite de fadiga.

Na segunda metade do século XIX, engenheiros tais como Gerber (1874) e Goodman (1899) iniciaram o desenvolvimento de métodos para o cálculo à fadiga com vista à introdução em projeto, propondo também uma formulação para modular o efeito da tensão média. Bauschinger (1886) foi o primeiro a observar a diferença no limite elástico em materiais sujeitos a carregamentos reversíveis. Mais tarde Bairstow (1910) investigou as gamas tensão-deformação de resposta a um carregamento cíclico, que permitiu identificar os comportamentos de amaciamento e endurecimento cíclicos do material.

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

A Mecânica da Fratura envolveu o estudo das condições de propagação de fendas e de fratura dos materiais. Uma das primeiras contribuições para o estudo da Mecânica da Fratura deve-se a Griffith (1921), que através de conceitos energéticos estabeleceu um modelo para tratar quantitativamente a fratura de sólidos frágeis. Contudo, esta formulação não pode ser diretamente aplicada a todos os materiais metálicos para a caracterização da sua rotura. Em 1957, Irwin

mostrou que o estado de tensão existente na ponte pode ser definido através do fator de intensidade de tensão, K . Em 1961, Gomez e Anderson propuseram uma lei que caracteriza a propagação de fendas em termos da gama do fator de intensidade de tensão, ΔK . Mais tarde, esta lei veio a ser conhecida por lei de Paris. Elber, em 1970, mostrou que pode ocorrer o fecho de fendas mesmo na presença de cargas cíclicas de tração e assim nasceram as primeiras teorias de fecho de fenda que procuravam explicar a propagação de fendas sob carregamentos de amplitude variável.

Recentemente, a investigação feita sobre a fadiga tem sido significativamente centrada à volta da propagação de pequenas fendas. Os problemas relacionados com a propagação de fendas curta foram inicialmente identificadas por Pearson, em 1975. Ele observou que a velocidade de crescimento de pequenas fendas é maior do que a de fendas grandes, quando se está na presença do mesmo fator de intensidade de tensões.

Muitos outros assuntos continuam a ser investigados, nomeadamente no que concerne à modelação de fadiga. Neste âmbito refere-se, a título exemplo, o trabalho levado a cabo por A. Jaubert e J. Matigo (2005), que apresentam os primeiros resultados de aplicação do cálculo variacional na modelação da fadiga. [5].

2.4.3 CONSIDERAÇÕES GERAIS

A fadiga dos materiais surge associada a campos de tensões variáveis no tempo. Estes campos de tensões podem ser uniaxiais ou multiaxiais, dividindo-se estes últimos em biaxiais ou triaxiais. Enquanto os campos de tensões biaxiais ocorrem à superfície dos componentes estruturais, os campos de tensões triaxiais ocorrem nos pontos do interior do material.

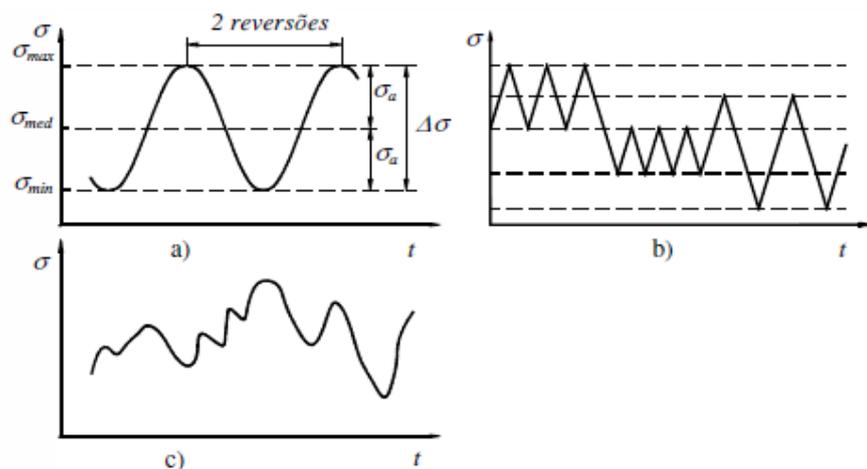


Figura 2.5 – Variações de tensão mais comuns: a) amplitude constante; b) blocos de amplitude constante; c) aleatória.

Considere-se um carregamento uniaxial, caracterizado por, $\sigma(t)$, variável no tempo. Esta tensão pode variar segundo os modos esquematizados na figura 2.4. Na figura 2.4 a) representa-se um carregamento de amplitude constante. Na Figura 2.4 b) ilustra-se um carregamento composto por blocos distintos, sendo a tensão, em cada bloco, de amplitude constante. Finalmente, a Figura 2.4 c) mostra um carregamento aleatório. Na prática, a análise de um carregamento aleatório passa pela transformação deste num carregamento mais simplificado mais simplificado, equivalente ao da Figura 2.4 b)

Relativamente ao carregamento da Figura 2.4 a) pode definir-se a gama de tensão, $\Delta\sigma$, como sendo a diferença entre a tensão máxima e a tensão mínima:

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

Define-se amplitude de tensão, σ_a , como sendo metade da gama de tensão:

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

A tensão média pode exprimir-se à custa de tensão mínima e máxima do ciclo de tensão:

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

Em alternativa à tensão média é comum usar-se a razão de tensões, R_σ :

$$R_\sigma = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \quad (2.4)$$

A razão de tensões pode tomar dois valores usuais, sendo eles, $R_\sigma = 0$ ($\sigma_{media} = \sigma_{max}/2$) e $R_\sigma = 1$ ($\sigma_{media} = \sigma_{min}$). Enquanto o carregamento com razão de tensões nulo é designado de pulsante, o carregamento com razão de tensões igual a -1, é designado de alternado ou totalmente reversível. Caso a grandeza controlada seja a deformação, definem-se expressões análogas para a gama de deformação, $\Delta\varepsilon = \varepsilon_{max} - \varepsilon_{min}$, para amplitude de deformação, $\varepsilon_a = \Delta\varepsilon/2$, para a deformação média, $\varepsilon_{med} = (\varepsilon_{max} + \varepsilon_{min})/2$, e para razão de deformações, $R_\varepsilon = \varepsilon_{min}/\varepsilon_{max}$. [6].

2.4.4 MODELOS DE PREVISÃO DE RESISTÊNCIA OU DA VIDA À FADIGA

Neste subcapítulo procede-se à descrição dos diversos modelos usados na previsão da resistência ou vida à fadiga de ligações rebitadas e aparafusadas. Os modelos de análise à fadiga assentam em dois tipos distintos de abordagens: abordagens globais e as abordagens locais. As abordagens locais serão objeto de exposição neste ponto, pelo facto da iniciação de fendas de fadiga ser feita com base nos valores das deformações e tensões locais totais.

As abordagens locais baseiam-se em parâmetros determinados diretamente a partir das tensões e deformações locais totais e descrevem fenômenos locais de danificação, tais como a iniciação e propagação de fendas de fadiga e ainda a rotura final. É usual utilizar-se um método baseado nas deformações elasto-plásticas locais totais, para modelar a iniciação de uma fenda de fadiga e a Mecânica de Fratura (MF) para modelar a propagação da fenda até à rotura final do componente [5].

2.4.4.1 MODELOS BASEADOS NAS TENSÕES ELÁSTICAS LOCAIS TOTAIS

Os modelos baseados nas tensões elásticas locais totais são normalmente utilizados na previsão da resistência à fadiga de detalhes estruturais, de modo a garantir uma vida infinita ou um número elevado de ciclos. A iniciação de fendas de fadiga ou, em último caso, a propagação destas fendas deverá ser evitada.

Estes modelos assentam no pressuposto de um comportamento linear elástico na raiz dos entalhes. Com efeito, para vidas infinitas (elevadas) não ocorrem deformações plásticas apreciáveis na raiz dos entalhes e a tensão limite de fadiga dos detalhes reduz-se proporcionalmente ao fator de redução da resistência à fadiga, o qual depende do fator de concentração de tensões elasto-estáticas e do fator de sensibilidade ao entalhe do material.

O fator de concentração de tensões elasto-estáticas depende da geometria do componente estrutural e do carregamento. Habitualmente, para o caso de entalhes severos, o fator de redução da resistência à fadiga é igual ao fator de concentração de tensões modificado (reduzido), tendo em conta uma hipótese de suporte micro-estrutural.

As tensões na raiz do entalhe, determinadas tendo em conta o fator de redução da resistência á fadiga, devem ser comparadas com a tensão limite de fadiga do material. A tensão limite do material é função da tensão média, sendo apresentada na forma de diagramas que ilustram esta dependência. A tensão limite de fadiga também é influenciada pelo acabamento superficial, dureza e tensões residuais nas camadas mais superficiais do material. Em situações de carregamento tridimensional e para materiais dúcteis poderá ser aplicado o critério de Von Mises na definição de uma tensão equivalente para a comparação com as tensões limites de fadiga do material. Em alternativa, para matérias frágeis poderá ser usado um critério baseado na tensão normal principal [6].

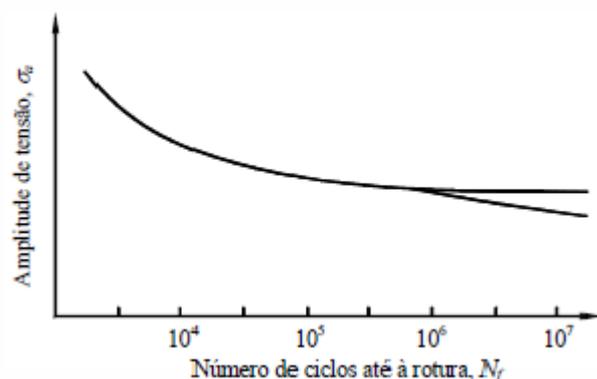


Figura 2.6 - Representação esquemática das curvas S-N, obtidas com base em ensaios de provetes lisos.

Os modelos de previsão da resistência à fadiga de detalhes estruturais, baseados nas tensões locais, assentam nos resultados de ensaios de fadiga de provetes lisos realizados em controlo de tensão, com tensão média nula. Estes resultados são expressos na forma de curvas que exprimem a relação entre a amplitude de tensão σ_a , aplicada ao provete e o número de ciclos até à rotura, N_f , tal como se ilustra na Figura 2.6.

Alguns materiais exibem um patamar de resistência horizontal, para vidas superiores a 10^6 ciclos. A aplicação de amplitudes de tensão inferiores a esse patamar de resistência não provoca a rotura do provete. A amplitude de tensão abaixo da qual se tem vida infinita é designada de amplitude de tensão limite, $\sigma_{a,lf}$. Alguns materiais, tais como as ligas de alumínio e alguns aços de alta resistência, não apresentam um patamar horizontal de resistência à fadiga, continuando esta a diminuir com o número de ciclos. Para estes materiais é habitual convencionar um valor da tensão limite de fadiga, como sendo o valor a tensão que resulta numa vida elevada.

Os resultados dos ensaios de fadiga de provetes lisos, realizados em controlo de tensão com tensão média nula, $R_\sigma = -1$, podem ser expressos através da relação proposta por Basquin:

$$\sigma_a = \frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma'_f (2 N_f)^b \quad (2.5)$$

De onde se traduz que σ'_f é o coeficiente de resistência à fadiga, b é o expoente de resistência à fadiga e $2 N_f$ é o número de reversões.

2.4.4.2 MODELOS BASEADOS NAS DEFORMAÇÕES ELASTO-PLÁSTICAS LOCAIS

Os modelos de previsão da resistência ou da vida à fadiga de detalhes estruturais baseados nas deformações elasto-plásticas, localizadas na raiz dos entalhes, procuram descrever o processo de iniciação de fendas de fadiga.

Estes modelos baseiam-se no pressuposto de que o comportamento do material na raiz do entalhe, em relação à deformação local, dano local e iniciação de uma fenda de fadiga, é similar ao comportamento global de um provete de pequenas dimensões, liso ou suavemente entalhado, solicitado axialmente. O provete deve apresentar a mesma microestrutura, o mesmo acabamento superficial (incluindo tensões residuais) e, se possível, o mesmo volume do material solicitado no entalhe. Se alguma destas condições não corresponder às condições observadas no entalhe analisado, os resultados dos ensaios de fadiga dos provetes testados devem ser corrigidos antes de se proceder à sua utilização.

A curva S-N pode ser determinada com base num critério de rotura total para os provetes de pequenas dimensões, ou com base num critério de iniciação de uma fenda macroscópica (ex: fendas com 0.25 mm de profundidade) para provetes de maiores dimensões.

As deformações e tensões na raiz dos entalhes dos componentes estruturais são calculadas com base na curva cíclica do material, em conjunto com fórmulas de suporte macroestrutural. Na presença de entalhes severos deverão ser realizadas correções das tensões máximas, tendo em conta hipóteses de suporte micro-estrutural.

2.4.4.2.1 COMPORTAMENTO ELASTO-PLÁSTICO CÍCLICO

Os metais, quando submetidos a deformações plásticas reversíveis, exibem um comportamento, designado de comportamento cíclico, que é distinto do comportamento monótono do material. Na figura 2.7, representam-se algumas respostas cíclicas típicas. Constata-se que a resposta do metal depende da grandeza controlada e do modo como é realizado esse controlo.

Para carregamentos cíclicos realizados em controlo de deformação, pode ocorrer endurecimento cíclico, Figura 2.7 a), ou amaciamento cíclico, Figura 2.7 b). O endurecimento cíclico caracteriza-se pelo aumento da amplitude de tensão com o número de ciclos. Por outro lado, no amaciamento cíclico verifica-se a redução da amplitude de tensão com o número de ciclos.

Estes fenómenos são, em geral, transitórios sendo a determinação das propriedades de resistência à fadiga baseadas no comportamento estabilizado do material. Se o carregamento cíclico for realizado sob controlo de deformação, com deformação média nula podem ocorrer fenómenos de relaxação cíclica da tensão média (Figura 2.7 c)).

Se o carregamento for realizado em controlo de tensão, com tensão média não nula, pode ocorrer deformação plástica progressiva, figura 2.7 d). Estes dois últimos fenómenos estão associados a deformações plásticas reversíveis importantes.

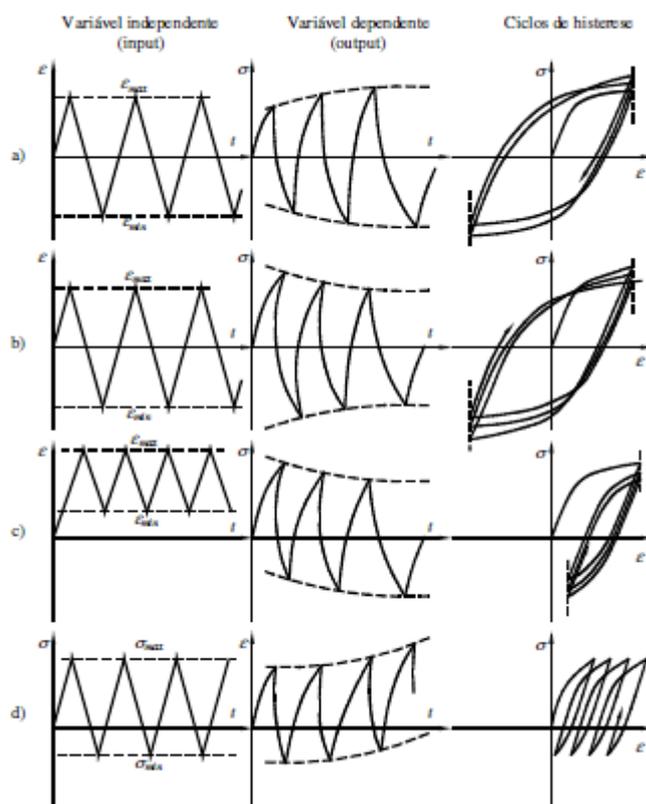


Figura 2.7 – Comportamento cíclicos típicos: a) endurecimento cíclico; b) amaciamento cíclico; c) relaxação da tensão média; d) fluência cíclica.

A grande maioria dos materiais metálicos apresenta uma resposta cíclica estabilizada, após um determinado número de ciclos de aplicação de carga, ou uma resposta que varia ligeiramente, ciclo após ciclo. Para os materiais cuja resposta cíclica não estabiliza, é normal atribuir a resposta cíclica para a curva obtida a metade da vida à fadiga.

O comportamento cíclico estabilizado do material é descrito na curva cíclica que relaciona, para o comportamento estabilizado, a tensão e a deformação. A curva cíclica pode ser determinada unindo as extremidades dos diversos ciclos de histerese estabilizados, obtidos com ensaios em controlo de deformação, para diferentes amplitudes deste parâmetro, como tal se ilustra na Figura 2.8. A curva cíclica pode ser descrita através da relação proposta por Morrow:

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = K' \left(\frac{\Delta\varepsilon^P}{2} \right)^{n'} \quad (2.6)$$

Onde K' e n' são, respetivamente, o coeficiente e expoente de endurecimento cíclico e $\Delta\varepsilon^P$ é a gama de deformação plástica.

Outra alternativa para exprimir a curva cíclica do material, é a relação de Ramberg-Osgood:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\varepsilon^E}{2} + \frac{\Delta\varepsilon^P}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta\sigma}{2K'}\right)^{1/n'} \quad (2.7)$$

Onde $\Delta\varepsilon$ e $\Delta\varepsilon^E$ são respetivamente, a gama de deformação total e gama de deformação elástica, e E é módulo de Young.

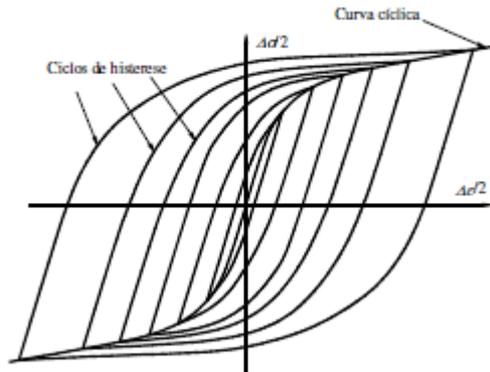


Figura 2.8 – Curva cíclica do material.

Se o material apresentar um comportamento tipo Masing a Equação (2.7) pode ser substituída pela seguinte equação:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\varepsilon^E}{2} + \frac{\Delta\varepsilon^P}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta\sigma}{2K'}\right)^{1/n'} \quad (2.8)$$

Uma forma simples de constatar se um material exhibe um comportamento tipo Masing consiste em sobrepor diferentes ciclos de histerese estabilizados. Deste modo, ficam com a extremidade inferior coincidente, por exemplo na origem. Se os ramos ascendentes dos ciclos de histerese formarem uma curva única, então o material apresenta um comportamento tipo Masing, tal como se representa na Figura 2.9 a). Caso contrário, o comportamento do material é do tipo não-Masing, tal como se ilustra na Figura 2.9 b).

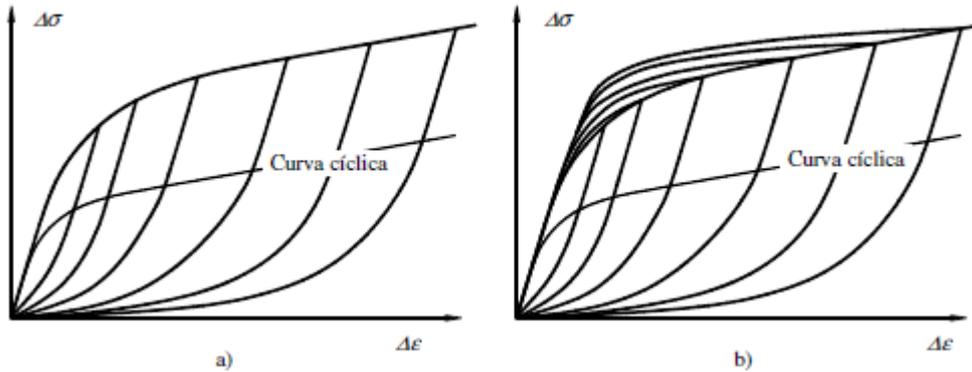


Figura 2.9 – ciclos de histerese típicos: a) comportamento tipo Masing; b) comportamento tipo não-Masing.

2.4.4.2.2 RELAÇÕES DEFORMAÇÃO-VIDA

A caracterização do comportamento à fadiga das ligas metálicas com base na amplitude de deformação plástica, $\Delta\varepsilon^p/2$, foi proposta pelos investigadores Coffin [20] e Manson [21], através da seguinte equação:

$$\frac{\Delta\varepsilon^p}{2} = \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.9)$$

Onde ε'_f e c são o coeficiente e expoente de ductibilidade à fadiga. A equação de Basquin, Equação (2.5), pode ser rescrita em termos de deformação elástica:

$$\frac{\Delta\varepsilon^E}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b \quad (2.10)$$

As Equações (2.9) e (2.10) podem ser combinadas resultando um equação geral, válida para domínios de fadiga de curta e longa duração:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\varepsilon^E}{2} + \frac{\Delta\varepsilon^p}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.11)$$

As Equações (2.9), (2.10) e (2.11) estão representadas na Figura 2.10. A análise da figura revela que enquanto o comportamento à fadiga de longa duração é controlado pela amplitude de deformação elástica, o comportamento à fadiga de curta duração é controlado pela amplitude de deformação plástica. A transição de um comportamento para o outro pode ser definida através do número de reversões de transição, $2N_t$. O número de reversões de transição pode ser determinado igualando as componentes elástica e plástica da deformação:

$$2N_t = \left(\frac{\varepsilon'_f E}{\sigma'_f} \right)^{1(b-c)} \quad (2.12)$$

A Equação (2.11) pode ser modificada de modo a contemplar o efeito da tensão média, usando a sugestão de Morrow [22]:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\sigma'_f - \sigma_{med}}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.13)$$

Smith, Watson e Topper [23] propuseram a seguinte relação, tendo em conta o efeito da tensão média

$$\sigma_{max} \varepsilon_a E = (\sigma'_f)^2 (2N_f)^{2b} + \sigma'_f \varepsilon'_f E (2N_f)^{b+c} \quad (2.14)$$

Onde σ_{max} e ε_a são, respetivamente, a tensão máxima e a amplitude de deformação. Esta equação assenta no pressuposto de que para diferentes valores da amplitude de deformação, ε_a , e da tensão média, σ_{med} , o produto $\sigma_{max} \varepsilon_a$ permanece constante para uma determinada vida. Se a tensão máxima for nula, a Equação (2.14), só existem roturas por fadiga se o carregamento incluir uma componente de tração. A equação proposta por Smith, Topper e Watson faculta melhores resultados do que a equação proposta por Morrow para uma maior gama de matérias.

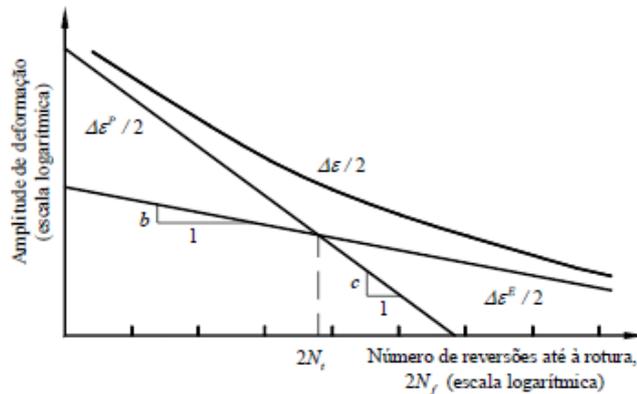


Figura 2.10 – Relação entre a amplitude de deformação total e a vida, obtida através da sobreposição das relações amplitude de deformação elástica versus vida e amplitude de deformação plástica versus vida.

2.4.4.2.3 ANÁLISE ELASTO-PLÁSTICA DAS TENSÕES/DEFORMAÇÕES NOS ENTALHES

Os modelos baseados nas deformações elastoplásticas totais requerem a determinação da história das tensões deformações nos pontos críticos (entalhes) do detalhe estrutural em análise. As tensões e deformações locais são relacionadas com as deformações e tensões remotas, usando formulários simplificados ou modelos constitutivos de plasticidade cíclica. Neste capítulo apenas se referem alguns dos formulários simplificados mais importantes.

O estado de tensão pode relacionar-se com o estado de deformação, através da relação de Ramberg-Osgood [25]:

$$\varepsilon = \varepsilon^E + \varepsilon^P = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K}\right)^{1/n} \quad (2.15)$$

Onde K é o coeficiente de resistência monótono, n é o expoente de endurecimento monótono e E é o módulo de Young. O comportamento cíclico estabilizado do material pode ser descrito com base nas Equações (2.7) ou (2.8). Essas equações podem ser aplicadas em qualquer ponto material do detalhe estrutural, incluindo os entalhes e a secção remota.

A presença de um entalhe num detalhe estrutural tem como efeito a intensificação local do campo de tensões e deformações. Se as tensões locais se mantiverem dentro do domínio elástico, o seu valor pode ser estimado com base no fator elasto-estático de concentração de tensões, K_t :

$$K_t = \frac{\sigma_{loc}}{\sigma_{nom}} \quad (2.16)$$

Na equação anterior σ_{loc} representa a tensão local e σ_{nom} representa a tensão nominal. Se o estado de tensão local ultrapassar o domínio elástico pode definir-se um fator elasto-plástico de concentração de tensões, K_σ , e um fator elasto-plástico de concentração de deformações, K_ε , os quais assumem valores distintos:

$$K_\sigma = \frac{\sigma_{loc}}{\sigma_{nom}}; K_\varepsilon = \frac{\varepsilon_{loc}}{\varepsilon_{nom}} \quad (2.17)$$

Nas equações anteriores σ_{loc} e ε_{loc} correspondem as tensões e deformações elasto-plásticas locais; σ_{nom} e ε_{nom} correspondem as tensões e deformações nominais. Os fatores K_σ e K_ε são iguais para situações de elasticidade total. A Figura 2.11 ilustra a variação dos fatores de concentração de tensões e deformações elasto-plásticos.

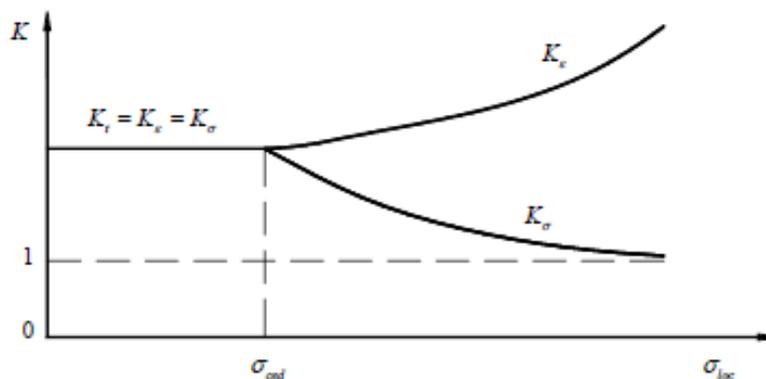


Figura 2.11 – Variação dos fatores de concentração de tensões e deformações com as tensões nos entalhes.

Neuber [24] estabeleceu que o fator teórico de concentração de tensões é igual à média geométrica dos fatores de concentração de tensões e deformações elasto-plásticos, resultando a relação seguinte:

$$K_t = (K_\sigma K_\varepsilon)^{1/2} \quad (2.18)$$

A relação anterior é válida para entalhes severos. Para entalhes suaves, Neuber propôs a seguinte relação alternativa:

$$K_t(K_t - 1) = K_\sigma(K_\varepsilon - 1) \quad (2.19)$$

Introduzindo as Equações 2.17 nas Equações 2.18 e 2.19 resultam as seguintes relações entre as deformações/tensões locais e as deformações/tensões nominais:

$$\sigma_{loc}\varepsilon_{loc} = \sigma_{nom}\varepsilon_{nom}K_t^2 \quad (\text{entalhes severos}) \quad (2.20)$$

$$\sigma_{loc}(\varepsilon_{loc} - \varepsilon_{nom}) = \sigma_{nom}\varepsilon_{nom}K_t(K_t - 1) \quad (\text{entalhes suaves}) \quad (2.21)$$

As Equações 2.20 e 2.21 são válidas para carregamento monótonos. A extensão destas relação para carregamentos cíclicos pode ser feita substituindo a tensão e a deformação pelas respectivas gamas. Adicionalmente, o fator teórico de concentração de tensões poderá ser substituído pelo fator de redução da resistência à fadiga, tal como sugerem alguns autores [27].

$$\Delta\sigma_{loc}\Delta\varepsilon_{loc} = \Delta\sigma_{nom}\Delta\varepsilon_{nom}K_f^2 \quad (\text{entalhes severos}) \quad (2.22)$$

$$\Delta\sigma_{loc}(\Delta\varepsilon_{loc} - \Delta\varepsilon_{nom}) = \Delta\sigma_{nom}\Delta\varepsilon_{nom}K_f(K_f - 1) \quad (\text{entalhes suaves}) \quad (2.23)$$

Admitindo que o estado de tensão nominal é elástico, as equações anteriores podem ser rescritas na forma seguinte:

$$\Delta\sigma_{loc}\Delta\varepsilon_{loc} = \frac{(\Delta\sigma_{nom}K_f)^2}{E} \quad (\text{entalhes severos}) \quad (2.24)$$

$$\Delta\sigma_{loc}\left(\Delta\varepsilon_{loc} - \frac{\Delta\sigma_{nom}}{E}\right) = \frac{\Delta\sigma_{nom}^2 K_f(K_f - 1)}{E} \quad (\text{entalhes suaves}) \quad (2.25)$$

As Equações (2.24) e (2.25), juntamente com as Equações (2.15) e (2.7), permitem determinar a historia das tensões e deformações nos entalhes desde que seja conhecida a evolução das tensões nominais. A figura 2.11 ilustra o processo de determinação das tensões e deformações locais.

Substituindo nas Equações (2.24) e (2.25) a gama de deformação pelo resultado da Equação (2.8) resultam as seguintes equações, que relacionam a gama de tensão local com a gama de tensão nominal:

$$\frac{\Delta\sigma_{loc}^2}{E} + 2\Delta\sigma_{loc} \left(\frac{\Delta\sigma_{loc}}{2K'} \right)^{1/n} = \frac{(\Delta\sigma_{nom}K_f)^2}{E} \text{ (entalhes severos)} \quad (2.26)$$

$$\frac{\Delta\sigma_{loc}^2}{E} + 2\Delta\sigma_{loc} \left(\frac{\Delta\sigma_{loc}}{2K'} \right)^{1/n} - \frac{\Delta\sigma_{loc}\Delta\sigma_{nom}}{E} = \frac{(\Delta\sigma_{nom}K_f)^2}{E} \text{ (entalhes suaves)} \quad (2.27)$$

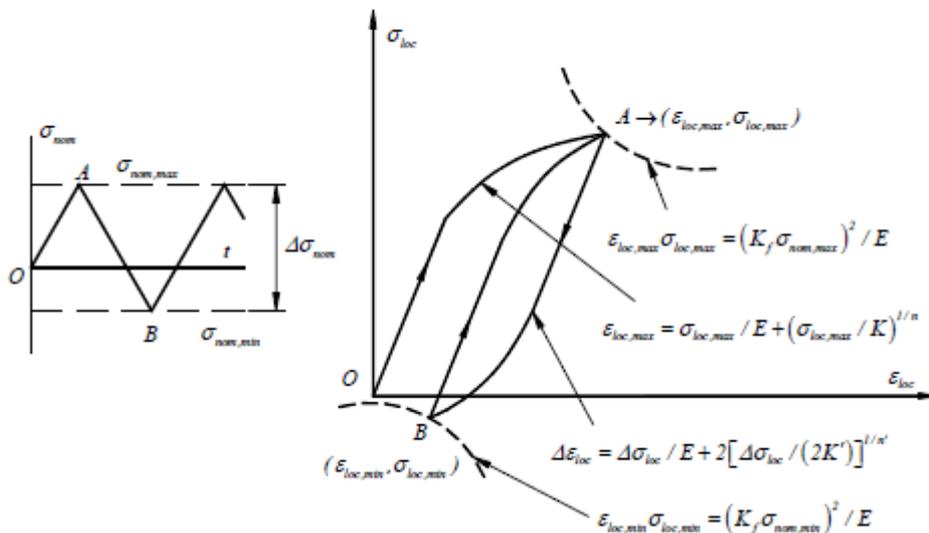


Figura 2.12 - Ilustração da análise de tensões/ deformações nos entalhes, de acordo com a regra de Neuber [28]

Seeger e Heuler [29] propuseram o alargamento das Equações (2.20) e (2.21) para situações de plasticidade generalizada. Estes autores usaram a relação de Ramberg-Osgood para modelar o comportamento local e o comportamento nominal do material.

2.4.4.3 MODELOS BASEADOS NA MECÂNICA DA FRATURA

A previsão da resistência e vida à fadiga de detalhes estruturais com fendas incipientes pode ser realizada recorrendo à Mecânica da Fratura (MF). A Mecânica da Fratura complementa a abordagem baseada nas deformações locais totais, uma vez que esta última é usada na modelação da fase de iniciação de fendas de fadiga. A taxa de propagação das fendas é, geralmente, relacionada com a gama do fator de intensidade de tensões, através de inúmeras leis de propagação, desde que o comprimento destas fendas não seja considerado curto.

A propagação das fendas ocorre sempre que a gama do fator de intensidade de tensões ultrapassa o valor limiar do fator de intensidade de tensões. Quando ultrapassa o valor crítico da tenacidade do material ou quando a secção resistente é incapaz de suportar os esforços a que está sujeita, a propagação termina. A propagação de fendas em meios elastoplásticos, com tensões elevadas, pode ser modelada com base no valor do Integral J . O efeito do fecho da fenda deverá ser

modelado, caso os ciclos de tensão incluam tensões de compressão. O comprimento da fenda pode ser determinado integrando a lei de propagação.

Um inconveniente importante do método tem a ver com o facto de ser necessário prever a propagação de fendas curtas. Para esta finalidade, não deve ser feito com base no valor da gama do fator de intensidade de tensões

2.4.4.3.1 CONSIDERAÇÕES SOBRE A MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA

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

2.4.4.3.1.1 MODOS DE SOLICITAÇÃO DE UMA FENDA

As fendas podem ser solicitadas de 3 modos distintos, tal como se ilustra na Figura 2.13. Os três modos de solicitação podem ser aplicados isoladamente ou em combinação, produzindo modos de solicitação mistos. Uma vez que o modo de solicitação mais comum na fadiga é o modo I, a revisão que se segue incidira essencialmente sobre este modo de solicitação.

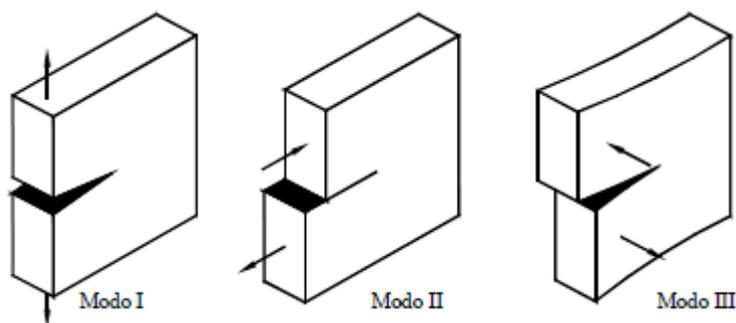


Figura 2.13 – Modos do fator de intensidade de tensões

2.4.4.3.1.2 DEFINIÇÃO DO FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÕES

Considere-se uma fenda passante, solicitada em modo I, no seio de uma placa de material isotrópico com comportamento linear elástico, Figura 2.13. O estado de tensão no material próximo da extremidade da fenda define-se através das equações seguintes:

$$\sigma_x = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right]$$

$$\sigma_y = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right]$$

$$\sigma_z = 0 \text{ (estado plano de tensão)} \quad (2.28)$$

$$\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y) \text{ (estado plano de deformação)}$$

$$\tau_{xy} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2}$$

$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = 0$$

A análise das equações anteriores revela que as tensões na vizinhança da extremidade de uma fenda dependem das coordenadas r e θ , assim como do parâmetro K o qual é designado de fator de intensidade de tensões. As Equações (2.28) prevêm tensões infinitas na extremidade da fenda. Na prática observa-se a formação de uma zona plástica na extremidade da fenda com uma determinada extensão. Os princípios da Mecânica da Fratura Linear Elástica são válidos enquanto a dimensão dessa zona plástica for reduzida, quando comparada com as dimensões globais da fenda e do sólido.

O fator de intensidade de tensões é função do carregamento, da forma da fenda, do modo de deformação da fenda e da geometria do sólido. A forma mais simples do fator de intensidade de tensões é obtida para uma placa infinita, com uma fenda solicitada em modo I, devido a uma tensão aplicada remotamente (Figura 2.14):

$$K = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.29)$$

Para geometrias e carregamentos mais complexos o fator de intensidade de tensões é dado por:

$$K = Y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.30)$$

Onde Y é um parâmetro geométrico adimensional que tem em consideração a geometria, incluindo a dimensão da fenda e o tipo de carregamento.

Os fatores de intensidade de tensões podem ser determinados usando métodos analíticos, métodos numéricos ou ainda métodos experimentais [32].

Diversas referências apresentam compilações, mais ou menos, exaustivas, de soluções conhecidas do fator de intensidade de tensões [33-39].

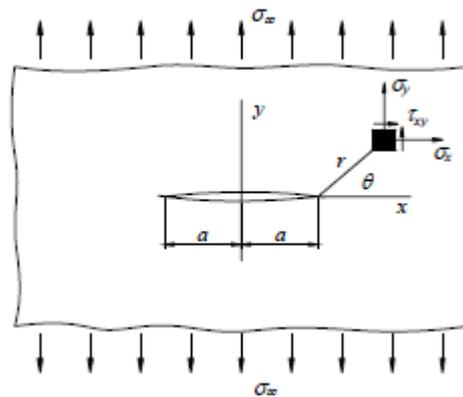


Figura 2.14 - Placa infinita com fenda solicitada em modo I

Os primeiros trabalhos conducentes à definição do fator de intensidade de tensões foram levados a cabo por Griffith [53] [54] e Irwin [55-57]. Griffith introduziu o conceito de taxa de libertação de energia na previsão da rotura de materiais frágeis, tais como o vidro. Segundo Griffith a rotura dá-se quando a taxa de libertação de energia, G , resultante da propagação de uma fenda, for superior a um valor crítico da taxa de libertação de energia, G_c . Mais tarde, Irwin propôs a extensão da abordagem de Griffith para os metais e usou o fator de intensidade de tensão, K , para caracterizar as condições da fratura. Irwin relacionou o fator de intensidade de tensões com a taxa de libertação de energia, resultando as equações seguintes:

$$G = \frac{K^2}{E} (\text{estado plano de tensão}) \quad (2.31)$$

$$G = \frac{K^2}{E} (1 - \nu^2) (\text{estado plano de deformação}) \quad (2.32)$$

2.4.4.3.2 Propagação de fendas de fadiga

A resistência de um componente ou estrutura pode ser significativamente reduzida pela presença de fendas. No entanto, na maioria das aplicações a presença de uma fenda incipiente não provoca imediatamente a rotura catastrófica da estrutura. Na prática, assiste-se a um crescimento controlado, subcrítico da fenda inicial até esta atingir uma dimensão crítica responsável pela rotura final.

O crescimento controlado da fenda é, geralmente, originado por mecanismos de fadiga. A Figura 2.15 ilustra o efeito do nível de tensão no crescimento de fendas de fadiga. Para o efeito, represente-se a evolução do comprimento de uma fenda de dimensão inicial, a_t , com número de ciclos, para três níveis de tensão distintos, $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$, com $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$. Da observação das curvas conclui-se que, para um determinado comprimento de fenda, a , a taxa de propagação das fendas (declive das curvas) é superior para as tensões mais elevadas. O número de ciclos, aquando da

fratura, N_f , é menor para as tensões mais elevadas; o comprimento de fenda final, aquando da fratura, a_c , é menor para as tensões mais elevadas.

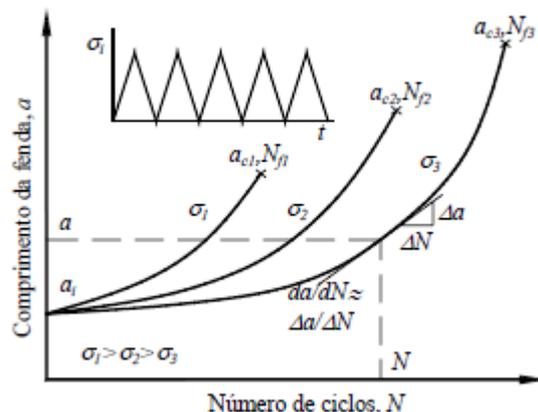


Figura 2.15 - Evolução do comprimento das fendas com o número de ciclos para vários níveis de tensão

Pelo exposto, conclui-se que a vida de um componente estrutural, contendo uma fenda inicial, depende do nível de tensão aplicado, assim como da resistência à fratura do material.

As curvas da Figura 2.15 não são adequadas para situações de projeto, a não ser que as condições de projeto sejam as mesmas dos ensaios usados na determinação das referidas curvas. A forma mais comum de apresentação dos resultados dos ensaios de propagação de fendas consiste na representação da taxa de propagação das fendas em função da gama do fator de intensidade de tensões, como se representa esquematicamente na Figura 2.16, em eixos bilogarithmicos.

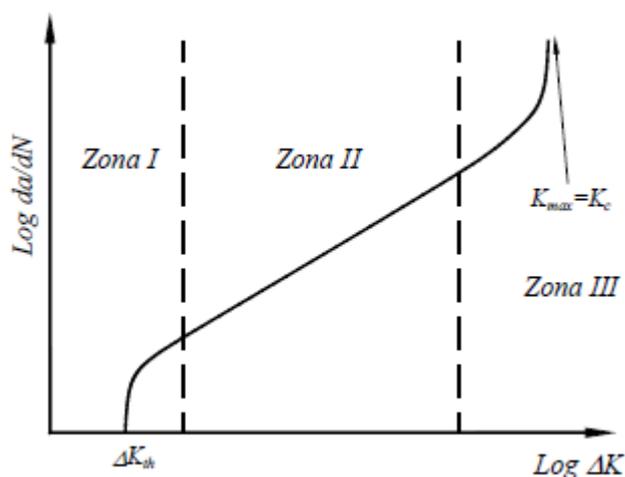


Figura 2.16 - Taxa de propagação de fendas versus gama do fator de intensidade de tensões

O gráfico da Figura 2.16 pode ser dividido em três zonas distintas. A zona I corresponde à zona junto ao limiar de propagação, ΔK_{th} , abaixo do qual não é observável qualquer propagação de fendas. As fendas podem existir, mas não são propagáveis. A propagação de fendas na zona I é

controlada pela microestrutura do material, tensão média, frequência e condições ambientais. A zona de propagação II corresponde à zona de propagação estável de fendas. Esta zona é caracterizada por uma relação aproximadamente linear entre $\text{Log}(da/dN)$ e $\text{Log}(\Delta K)$. A taxa de propagação de fendas na zona II é influenciada pelas condições ambientais sendo, no entanto, menos influenciada pela microestrutura e tensão média. A zona III apresenta taxas de propagação de fendas muito elevadas pois o valor do fator de intensidade de tensão máximo aproxima-se do valor da tenacidade crítica do material, K_c . O número de ciclos decorrido nesta zona é reduzido. Aqui, a taxa de propagação depende, essencialmente da tenacidade do material, que por sua vez depende da microestrutura, tensão média e condições ambientais. Normalmente estabelecem-se relações entre a taxa de propagação de fendas de fadiga e a gama do fator de intensidade de tensões, com a forma geral seguinte:

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K) \quad (2.33)$$

Com ΔK definido genericamente através da relação seguinte:

$$\Delta K = Y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.34)$$

Uma das relações mais simples foi proposta por Paris [39,40] e traduz a relação linear que se observa na zona II de propagação.

$$da/dN = C(\Delta K)^m \quad (2.35)$$

Onde C e m são constantes.

Inúmeras leis de propagação tem sido propostas com o intuito de alargar o domínio de aplicação da lei de Paris, à custa de um aumento da complexidade destas. Por exemplo, a lei proposta por Forman modela as zonas de propagação II e III [41].

O número de ciclos necessários para propagar uma fenda, desde o comprimento inicial, a_i , até ao comprimento final, a_f , pode ser obtido integrando a lei de propagação do material:

$$N = \frac{1}{C} \int_{a_i}^{a_f} [(\Delta K)]^{-1} da \quad (2.36)$$

2.4.4.3.3 LIMITAÇÕES DA MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA

A aplicação dos conceitos da MFLE na previsão da propagação de fendas de fadiga está limitada a problemas de propagação de fendas longas, com uma extensão reduzida da zona plástica. A previsão do comportamento de fendas curtas, com base na MFLE produz, em geral, resultados não conservadores. Com efeito, a taxa de propagação das fendas curtas é, em geral, superior à

taxa de propagação prevista pela MFLE. As fendas curtas podem propagar-se para valores da gama do fator de intensidade de tensões, ΔK , abaixo do limiar de propagação, ΔK_{ch} .

A norma ASTM E647 [42] apresenta as seguintes definições de fendas curtas:

- Fendas cujo comprimento é pequeno, quando comparado com dimensões microestruturais relevantes (ex.: ordem de grandeza dos grãos);
- Fendas cujo comprimento é pequeno, quando comparado com as dimensões da zona plástica na extremidade da fenda;
- Fendas cuja dimensão física é pequena (ex.: $a < 1\text{mm}$).

2.4.5 MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

Chan, Tuba e Wilson, em 1970, foram dos primeiros autores a utilizar o MEF para determinar fatores de intensidade de tensões. A principal dificuldade encontrada por foi a representação da singularidade na extremidade da fenda com elementos finitos convencionais.

Quando o campo de tensões é determinado usando o MEF, aparecem algumas dificuldades quando a região da extremidade da fenda é modelada. Os valores calculados das tensões são influenciados pelo refinamento das malhas, localizações dos nós, funções de forma, entre outros parâmetros. Porque as tensões são calculadas em pontos de Gauss, que nunca incluem a extremidade da fenda e sendo o valor teórico da tensão na extremidade da fenda infinita, este valor nunca é encontrado por causa da interpolação linear das tensões, a partir dos pontos de Gauss.

O uso do MEF é tratado em detalhe nas referências [43-45], com alguns exemplos práticos de determinação do fator de intensidade de tensões. No intuito de uma melhor modelação da extremidade da fenda, duas técnicas são comumente utilizadas: localização do nó intermédio (elementos quadráticos), a uma distância da extremidade da fenda igual a um quarto do lado do elemento (“quarter node point”), e elementos colapsados (“collapsed elements”). A técnica “quarter node point” pode ser utilizada para os elementos quadrático com oito nós. Na figura 2.16 ilustra-se uma malha de elementos finitos 2D com os elementos na extremidade de fenda com nós deslocados para a posição $\frac{1}{4}$ da aresta.

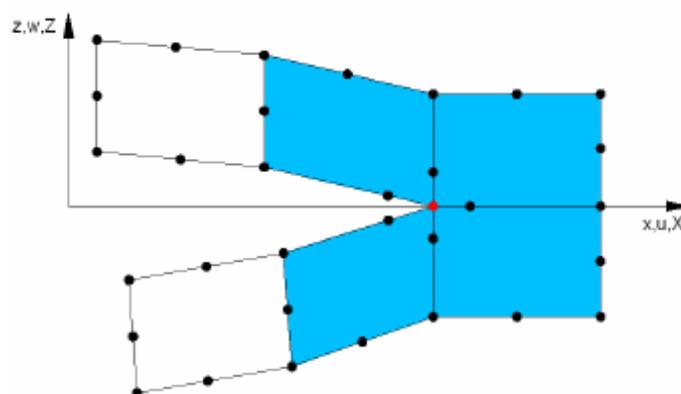


Figura 2.17 - Técnica 'quarter node point'.

A técnica dos elementos colapsados é aplicada tanto a elementos planos como sólidos, e baseia-se no colapso das faces dos elementos que definem a extremidade da fenda, tornando-os triangulares, como se pode observar na Figura 2.18.

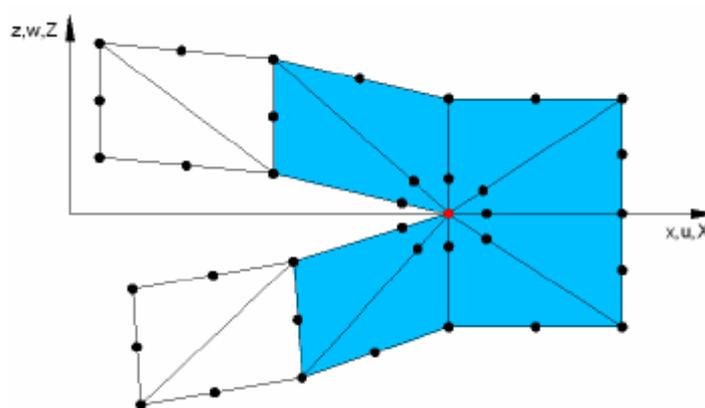


Figura 2.18 - Técnica 'collapsed elements'.

Estas duas técnicas conduzem a uma melhor caracterização do campo de tensões. O deslocamento dos nós para uma localização a um quarto do lado do elemento, permite captar a singularidade do campo de tensões na extremidade da fenda.

2.4.6 DETERMINAÇÃO DOS FATORES DE INTENSIDADE DE TENSÕES

Nesta secção apresenta-se a técnica de pós-processamento para a determinação dos fatores de intensidade de tensões, designada de técnica do fecho de fenda virtual. Para além desta técnica existem outras, tais como, o método da extrapolação do campo de deslocamento, método das forças e integral J , as quais não serão objeto de análise desta dissertação.

A técnica do fecho de fenda virtual baseia-se na taxa de libertação de energia que resulta do incremento infinitesimal de uma fenda. Esta técnica foi proposta por Rybicki e Kannine, em 1977,

não se encontrando atualmente implementada em pacotes comerciais de elementos finitos, talvez porque o método clássico desta técnica exhibe dois modelos de elementos finitos, para calcular a taxa de liberação de energia. Recentemente, foi proposta uma modificação, a qual só precisa de um modelo para calcular a taxa de liberação de energia, designada por técnica modificada do fecho de fenda virtual.

Deste modo, existem duas versões da técnica do fecho de fenda virtual para o cálculo da taxa de liberação de energia. Uma baseada nas forças nodais/deslocamentos calculados em duas etapas (técnica do fecho de fenda virtual em duas etapas) e a outra baseada apenas nas forças nodais/deslocamentos calculados numa única etapa (técnica modificada do fecho de fenda virtual).

2.4.6.1 TÉCNICA DO FECHO DE FENDA VIRTUAL EM DUAS ETAPAS

A técnica do fecho de fenda virtual em duas etapas consiste no cálculo da energia libertada, ΔE , quando uma fenda de comprimento, a , é propagada de um incremento, Δa . A energia necessária para propagar a fenda, Δa , é igual à energia necessária para fechar a fenda. Esta análise requer dois modelos de elementos finitos tal como se ilustra na Figura 2.24, para um problema 2D.

No modelo 2D, e usando uma malha composta por elementos de 4 nós, Figura 2.19, a energia ΔE necessária para fechar a fenda pode ser calculada como:

$$\Delta E = \frac{1}{2} (X_{1l} \cdot \Delta u_{2l} + Z_{1l} \cdot \Delta w_{2l}) \quad (2.37)$$

Onde X_{1l} e Z_{1l} são as forças nodais no nó 1 ao longo das direções x e z respetivamente ; Δu_{2l} e Δw_{2l} correspondem aos deslocamentos nodais após a abertura da fenda. Assim, a primeira análise é utilizada para obter as forças nodais, e a segunda é utilizada para obter os deslocamentos correspondentes à abertura da fenda.

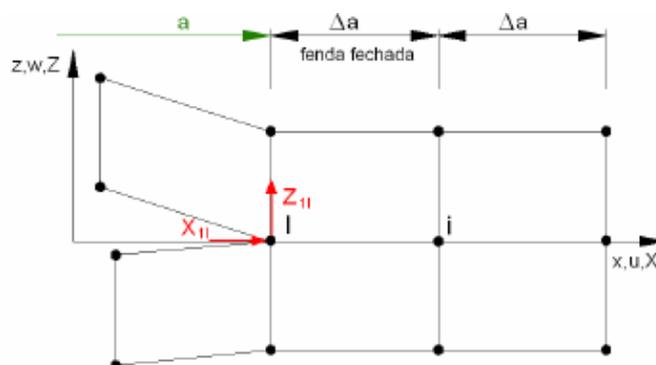


Figura 2.19 - técnica do fecho de fenda virtual em duas etapas, com elementos 2D de 4 nós.

2.4.6.2 TÉCNICA MODIFICADA DO FECHO DE FENDA VIRTUAL

Este método é baseado nos mesmos pressupostos da técnica do fecho de fenda virtual em duas etapas, mas assume que as condições na extremidade da fenda não são significativamente alteradas quando a fenda se propaga numa extensão Δa , desde um comprimento de fenda $a + \Delta a$ (nó i) até ao comprimento $a + 2\Delta a$ (nó k), Figura seguinte. Deste modo, quando a extremidade da fenda está localizada no nó k, os deslocamentos atrás da fenda (nó i) são aproximadamente os mesmo deslocamentos atrás da fenda (nó l) quando esta tem a extremidade no nó i.

A energia necessária para propagar a fenda entre $a + \Delta a$ e $a + 2\Delta a$ é igual à energia necessária para fechar a fenda entre os nós i e k (Figura 2.20).

Assim, a variação de energia ΔE para fechar a fenda ao longo de uma distância Δa é:

$$\Delta E = \frac{1}{2}(X_i \Delta u_l + Z_i \Delta w_l) \quad (2.38)$$

Onde X_i e Z_i são as forças nodais aplicadas no nó i e Δu_l e Δw_l são os deslocamentos no nó l segundo x e z, respectivamente. Portanto, a informação necessária para o cálculo da variação da energia são obtidas a parti de uma única análise de elementos finitos.

Após a obtenção da variação da energia, a taxa de libertação da energia é calculada da seguinte forma:

$$G = \frac{\Delta E}{\Delta A} = \frac{\Delta E}{\Delta a \cdot b} \quad (2.39)$$

Onde ΔA é a área da superfície criada pelo incremento de fenda Δa ; para uma largura de frente de fenda b, esta área é $\Delta a \cdot b$.

O cálculo das taxas de libertação de energia de deformação para cada modo (I, II, e III) é realizado utilizando os deslocamentos e forças nodais correspondentes à energia de deformação de cada um desses modos específicos.

Assim, para o caso da seguinte, a taxa de libertação de energia é:

$$G_I = \frac{1}{2\Delta a} Z_i \Delta w_l = -\frac{1}{2\Delta a} Z_i (w_l - w_{l*})$$

$$G_{II} = \frac{1}{2\Delta a} X_i \Delta u_l = -\frac{1}{2\Delta a} X_i (u_l - u_{l*}) \quad (2.40)$$

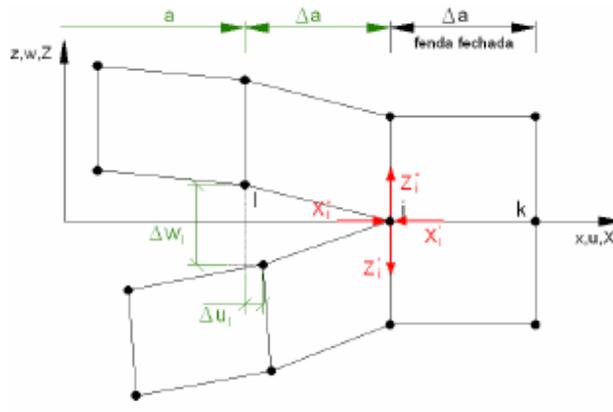


Figura 2.20 - Técnica modificada do fecho de fenda virtual

Se o modelo de elementos finitos contém elementos quadráticos de 8 nós, Figura 2.21, as componentes da taxa de libertação da energia de deformação são:

$$G_I = \frac{1}{2\Delta a} [Z_i(w_l - w_{l*}) + Z_j(w_m - w_{m*})]$$

$$G_{II} = \frac{1}{2\Delta a} [X_i(u_l - u_{l*}) + X_j(u_m - u_{m*})] \quad (2.41)$$

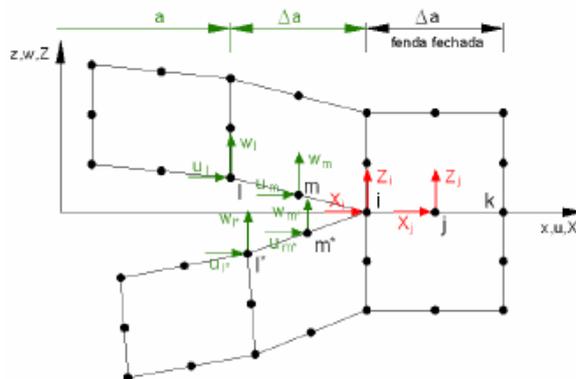


Figura 2.21 - técnica do fecho de fenda virtual para elementos quadráticos 2D com 8 nós.

A técnica modificada do fecho de fenda virtual pode ser facilmente generalizável para uma análise 3D. No caso de elementos sólidos quadráticos de 8 nós são utilizadas as seguintes expressões para o cálculo das taxas de libertação de energia de deformação (Figura 2.21).

$$G_I = -\frac{1}{2\Delta a} Z_{Li}(w_{Ll} - w_{Ll*})$$

$$G_{II} = -\frac{1}{2\Delta a} X_{Li}(u_{Ll} - u_{Ll*}) \quad (2.42)$$

$$G_{III} = -\frac{1}{2\Delta a} Y_{Li}(v_{Ll} - v_{Ll*})$$

No caso de elementos 3D, quadráticos com 20 nós, Figura 2.21, a determinação das taxas de libertação energia de deformação associadas ao nós de canto são dadas por:

$$\begin{aligned}
 G_I &= -\frac{1}{2\Delta A_L} \left[\frac{1}{2} Z_{Ki} (w_{Kl} - w_{Kl*}) + Z_{Li} (w_{Ll} - w_{Ll*}) + Z_{Lj} (w_{Lm} - w_{Lm*}) + \frac{1}{2} Z_{Mi} (w_{Ml} - w_{Ml*}) \right] \\
 G_{II} &= -\frac{1}{2\Delta A_L} \left[\frac{1}{2} X_{Ki} (u_{Kl} - u_{Kl*}) + X_{Li} (u_{Ll} - u_{Ll*}) + X_{Lj} (u_{Lm} - u_{Lm*}) + \frac{1}{2} X_{Mi} (u_{Ml} - u_{Ml*}) \right] \\
 G_{III} &= -\frac{1}{2\Delta A_L} \left[\frac{1}{2} Y_{Ki} (v_{Kl} - v_{Kl*}) + Y_{Li} (v_{Ll} - v_{Ll*}) + Y_{Lj} (v_{Lm} - v_{Lm*}) + \frac{1}{2} Y_{Mi} (v_{Ml} - v_{Ml*}) \right]
 \end{aligned}
 \tag{2.43}$$

Onde $\Delta A_L = a \cdot b$ e o factor (1/2) é devido ao facto da energia ser distribuída por dois nós.

Para os nós localizados no meio das arestas dos elementos, situados no load da face da fenda, Figura 2.23, as equações anteriores devem ser modificadas para a seguinte forma:

$$\begin{aligned}
 G_I &= -\frac{1}{2\Delta A_M} \left[\frac{1}{2} Z_{Li} (w_{Li} - w_{Li*}) + \frac{1}{2} Z_{Lj} (w_{Lm} - w_{Lm*}) + Z_{Mi} (w_{Ml} - w_{Ml*}) + \frac{1}{2} Z_{Ni} (w_{Nl} - w_{Nl*}) + \frac{1}{2} Z_{Nj} (w_{Nm} - w_{Nm*}) \right] \\
 G_{II} &= -\frac{1}{2\Delta A_M} \left[\frac{1}{2} X_{Li} (u_{Li} - u_{Li*}) + \frac{1}{2} X_{Lj} (u_{Lm} - u_{Lm*}) + X_{Mi} (u_{Ml} - u_{Ml*}) + \frac{1}{2} X_{Ni} (u_{Nl} - u_{Nl*}) + \frac{1}{2} X_{Nj} (u_{Nm} - u_{Nm*}) \right] \\
 G_{III} &= -\frac{1}{2\Delta A_M} \left[\frac{1}{2} Y_{Li} (v_{Li} - v_{Li*}) + \frac{1}{2} Y_{Lj} (v_{Lm} - v_{Lm*}) + Y_{Mi} (v_{Ml} - v_{Ml*}) + \frac{1}{2} Y_{Ni} (v_{Nl} - v_{Nl*}) + \frac{1}{2} Y_{Nj} (v_{Nm} - v_{Nm*}) \right]
 \end{aligned}
 \tag{2.44}$$

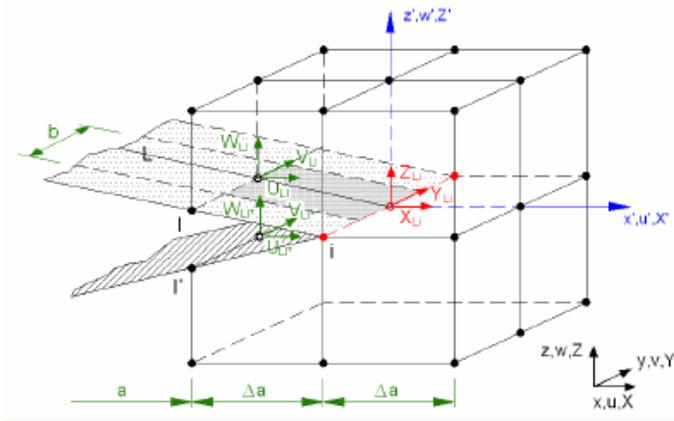


Figura 2.22 - Técnica modificada do fecho de fenda virtual para elementos sólidos lineares 3D com 8 nós.

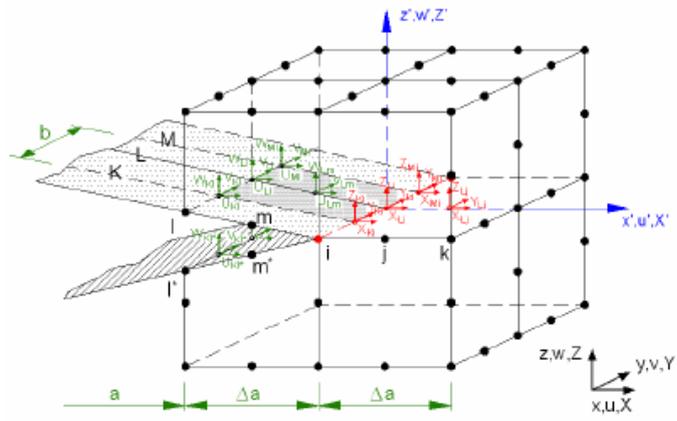


Figura 2.23 - Técnica modificada do fecho de fenda virtual para nós de canto com elementos sólidos quadráticos 3D com 20 nós.

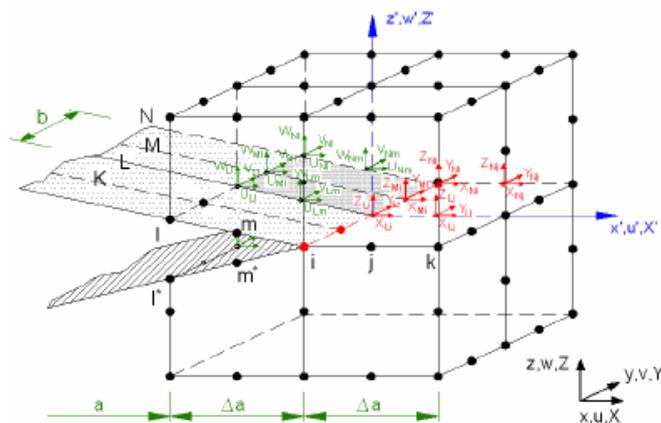


Figura 2.24 - Técnica modificada do fecho de fenda virtual para nós a meio do lado com elementos sólidos quadráticos 3D com 20 nós.

2.5 MODELAÇÃO DA RESISTÊNCIA À FADIGA DE LIGAÇÕES E DETALHES ESTRUTURAIIS

A modelação da resistência de ligações e detalhes estruturais é um tema que tem vindo a ter um crescente interesse no seu estudo, o comportamento das ligações continua a ser importante para o serviço de toda a estrutura de aço e pesquisadores, um pouco por todo o mundo, têm vindo a desenvolver trabalhos de carácter experimental quer numérico em diferentes tipos de ligações metálicas aparafusadas.

A caracterização de um modelo numérico é normalmente apresentada com a sua geometria, as malhas, as condições de fronteira, as propriedades mecânicas dos materiais utilizados, os pares de contacto, e parâmetros importantes dependente do estudo como: algoritmo de contacto, folga entre o parafuso e os elementos de ligação, modelo elasto-plástico dos materiais, modelo de atrito e pré-esforço no parafuso.

Nos trabalhos de carácter numérico, destaca-se a utilização do Método de Elementos Finitos sendo atualmente uma ferramenta indispensável em todos os ramos da engenharia. A primeira utilização da designação de ‘elemento finito’ é atribuída a Ray Clough em 1960 onde se utilizava elementos triangulares e tetraédricos e apenas mais tarde se começou a utilizar elementos quadriláteros e hexaédricos. No MEF um corpo ou estrutura é representada por um conjunto de subdivisões chamadas de elementos finitos mantendo as mesmas propriedades da estrutura original. Esta transforma um problema físico num modelo matemático e leva à formulação de uma série de equações diferenciais a serem consideradas para a análise do fenómeno a estudar.

Na análise por elementos finitos podem adotar-se distintos elementos finitos, conduzindo a malhas de elementos finitos com número de nos com a refinação desejada pelo projetista. Mas obter uma boa descrição geométrica pode levar a um aumento considerável da complexidade, causando um número de operações matemáticas mais elevados, que segundo alguns autores promove a propagação de erros, uma vez q se tratam de métodos aproximados. Este custo elevado de cálculo computacional pode ser bastante significativo que leva à necessidade de softwares e hardwares capazes para a resolução destes problemas.

O software comercial ANSYS foi uma das soluções criadas para acomodar estas necessidades. Os modelos de elementos finitos são criados através da linguagem APDL (ANSYS Parametric Design Language) que segundo vários autores apresentam imensas vantagens na modelação. A parametrização dos modelos permite facilmente modificar as dimensões, propriedades dos materiais, elementos finitos e outros parâmetros de interesse, segundo Meireles, o software ANSYS oferece vários tipos de soluções de elementos finitos para problemas físicos diversos, assim como vários métodos de extração de resultados.

Na avaliação do comportamento de ligações aparafusadas são normalmente analisados dois modelos de ligações aparafusadas: i) ligações aparafusadas com corte duplo e ii) ligações viga-pilar.

Antes de desenvolver qualquer análise de elementos finitos, o projetista deve determinar quais são as características da ligação a ser modelada e compreender a capacidade do programa de elementos finitos a usar. As características geométricas da ligação e as propriedades mecânicas dos materiais tem uma influência significativa no comportamento de uma ligação pelo que devem ser claramente definidos.

Para o material da ligação, o módulo de elasticidade (E) e o coeficiente de Poisson (ν') devem ser assumidos tal como estipulado na norma NP EN 1993-1-1 de 2010, sendo normalmente considerado que o conjunto de corpos que integram cada uma das duas ligações foram modelados como materiais isotrópicos.

3

CASO DE ESTUDO: PROPRIEDADES DO MATERIAL E LIGAÇÕES ESTRUTURAIS DA PONTE DE FÃO

3.1 AÇO ESTRUTURAL DA PONTE DE FÃO

As ligações aparafusadas com injeção de resina quando usadas para a reabilitação em pontes metálicas necessitam de grande atenção em manter as propriedades das ligações anteriores. O uso de uma ligação com mais resistência do que a original pode resultar a uma redistribuição de esforços diferente da original resultando na falha da estrutura. Com a evolução rápida da tecnologia de construção e de produção de aço as características estruturais de uma ponte podem variar significativamente.



Figura 3.1 - Ponte de Fão em Esposende.

Neste capítulo vamos apresentar a caracterização feita por João F.N. Silva [68] da resistência à fadiga do aço da Ponte de Fão que mais à frente iremos considerar no modelo para a obtenção da curva de iniciação. No documento [68] são apresentados os resultados experimentais de um total de 64 provetes que foram divididos em quatro séries, nomeadamente, a série de ligações rebitadas, ligações aparafusadas com e sem pré-esforço e ligações aparafusadas injetadas com adesivo estrutural. Os provetes foram realizados a partir de material original da ponte centenária do Fão, usando parafusos e rebites novos, iguais aos aplicados na última reabilitação da ponte, finalizada no Verão de 2007.

Localizada no concelho de Esposende, distrito de Braga, a ponte de Fão realizada a travessia sobre o rio cavado desde 7 de agosto de 1892, dia da sua inauguração. O nome oficial sendo Ponte Luís Filipe, homenageando o príncipe herdeiro. O desenho deve-se a Abel Maria Mota mas sendo os trabalhos decorridos orientados pelo engenheiro francês Reynau, é frequentemente atribuída a influência nesta obra ao engenheiro Gustave Eiffel, pois nesta época residia em Barcelos. A ponte

apresenta um comprimento de 267 metros, assentes sobre 7 pilares construídos em alvenaria, que descem até 15 metros de profundidade.



Figura 3.2 – Reabilitação da Ponte de Fão.

Esta ponte sofreu no séc. XXI obras de reabilitação tendo-se realizado a substituição de 7 diagonais. Foram também realizadas micro-estacas em reforço da fundação, colunas de ‘jet-grouting’ em melhoramento do solo, reforço da estrutura metálica com chapas e perfis em substituição dos elementos degradados, proteção anti-corrosão e substituição da laje do tabuleiro [69]. Na Figura 3.3. estão representados os trabalhos realizados e o estado anterior à reabilitação.



Figura 3.3 – a) Estado de degradação do material b) trabalhos de Reabilitação da Ponte de Fão [68]

Nas secções seguintes que se seguem apresentam-se os resultados experimentais necessários à modelação do comportamento à fadiga de ligação aparafusada com injeção de resina, em particular dados das propriedades do material, resistência à fadiga, deformação-vida e taxas de propagação de fendas.

3.1.1 PROPRIEDADES MECÂNICA, QUÍMICA E MICRO-ESTRUTURAL

Dos elementos estruturais retirados da ponte, foram preparados vários tipos de provetes para a caracterização das propriedades mecânicas básicas do material. Dos provetes analisados para

além das propriedades mecânicas básicas do material foi também possível fazer a análise da composição química e da microestrutura, e ainda ensaios de dureza, de tração e de tenacidade.

Na Figura 3.4 apresenta-se algumas fotomicrografias representativas do material usado nos ensaios, onde é patente uma quantidade significativa de heterogeneidades diversa, típicas dos ferros pudelados, precursores dos aços modernos. Estas tem uma influência significativa no comportamento do material à fadiga, sendo uma causa importante de dispersão nos resultados experimentais.

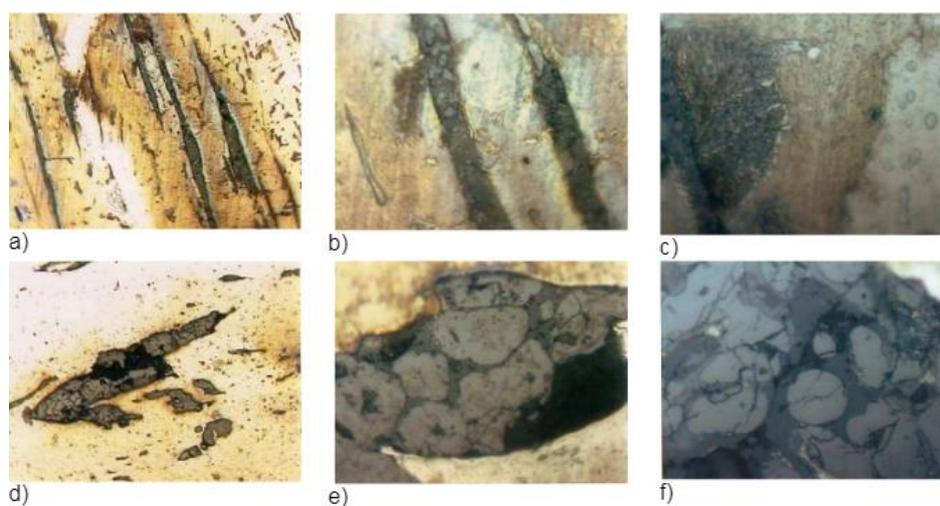


Figura 3.4 – Microestrutura da material observada em microscopia ótica: a) e d) ampliação de 100x, b) e e) ampliação de 500x e c) e f) ampliação de 1000x [68]

A determinação dos valores das propriedades de resistência mecânica foram obtidos através da realização de ensaios de tração monotônicos, com provetes preparados segundo a norma NP 10002-1 [51]. Foram preparados 22 provetes para os ensaios a partir do material da ponte e as médias dos valores obtidos das propriedades resultantes dos ensaios de tração. Os valores da tensão de rotura σ_{rot} , Tensão de cedência σ_{ced} , extensão após rotura A , e o coeficiente de estrição, Z .

Tabela 3.1 - Resultados dos ensaios de tração [68]

	σ_{ced} de 0.1%	σ_{ced} de 0.2%	σ_{rot}	A_{gt}	A	Z
	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[%]	[%]	[%]
Média	215.44	219.90	359.33	36.94	23.13	13.16
Desvio padrão	27.60	36.60	28.48	2.21	7.36	6.63
CV[%]	12.81	16.64	7.93	5.97	31.81	30.50

O coeficiente e expoente de endurecimento monotónico, K e n , obtidos através destes ensaios, estão apresentados na tabela 3.2.

Tabela 3.2 - Coeficiente e expoente de endurecimento monotónicos resultantes dos ensaios de tração.

K	n
[MPa]	
477.53	0.13

O programa de ensaios também propunha uma série de ensaios estáticos para a determinação do módulo de elasticidade ou módulo de Young e o coeficiente de Poisson. Os ensaios foram realizados com extensómetros eléctricos na direcção longitudinal e transversal que levaram aos resultados para o valor medio do módulo de elasticidade do material de 198.70 GPa e o coeficiente de Poisson é 0.26.

Na obtenção das propriedades químicas do material, foi realizada uma análise no material da ponte de Fão usando a técnica de análise em espectrómetro por emissão de fâisca. A Tabela 3.3. resume os resultados da análise química, e estes representam os valores médios de várias medições.

Tabela 3.3 – Composição química do material da ponte metálica de Fão

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al	Cu	As	Zn	Fe
[%]												
0.09	0.06	0.13	0.14	0.007	<0.01	0.013	0.03	0.008	0.13	0.04	0.005	99.3

De modo a complementar a análise do material, foram realizadas diversas medições de durezas, tendo registados uma dureza média de 61.1 HRC, com um desvio padrão de 5.8 HRC, correspondendo a um total de 25 medições.

A tenacidade do material foi avaliada através do ensaio de Charpy, descrito na norma NP10045-1. Foram testados 15 provetes, extraídos na direcção longitudinal do material, resultando em média o valor de 46.9J, que representa ser relativamente elevado mas alguns provetes apresentaram uma energia Charpy extremamente baixa. Apresentando um desvio Padrão de 41.9J, para a temperatura ambiente de 21°C, este valor elevado do desvio Padrão é justificado pela grande heterogeneidade do material.

3.1.2 COMPORTAMENTO ELASTO-PLÁSTICO CÍCLICO

Com intuito de caracterizar o comportamento elasto-plástico cíclico do material da ponte de Fão foram realizados uma série de ensaios de fadiga com provetes lisos, em que a preparação dos provetes e realização dos ensaios foram de acordo com as especificações da norma ASTM E606-92 [62]. O controlo de deformação foi realizado por uma máquina servo hidráulica, da marca INSTRON, modelo 8801, com capacidade de carga de 100kN. A deformação foi medida por um extensómetro de navalhas dinâmico, da marca INSTRON, modelo 2620-602, com o comprimento de referência de 25 mm e deslocamento +- 2.5mm. A figura 3.5 ilustra a geometria e dimensões dos provetes usados nos ensaios dinâmicos.

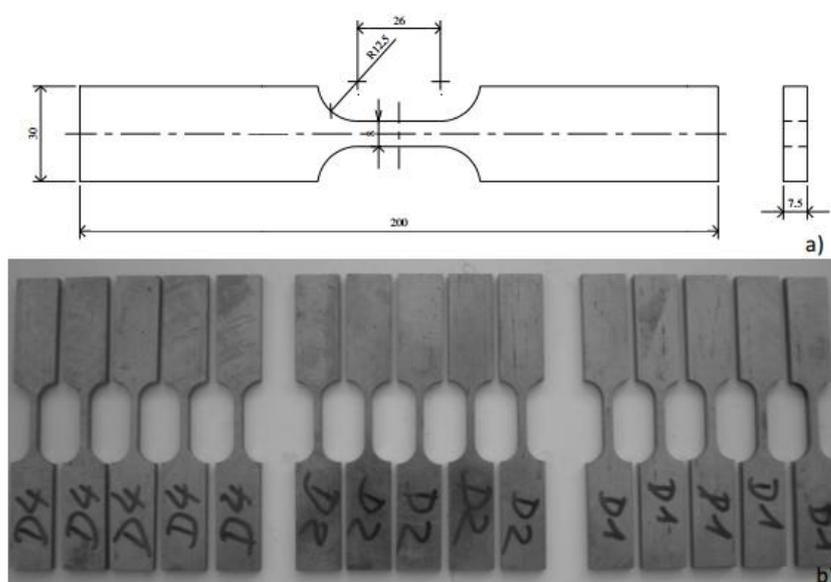


Figura 3.5 – Provetes lisos usados nos ensaios: a) geometria e dimensões (dimensões em mm); b) foto de provetes.

A razão de deformação, $R_\epsilon = 0$, foi testada em vinte e um provetes em controlo de deformação, para a caracterização do comportamento elasto-plástico cíclico do material, bem como a sua resistência à fadiga. Com vista a garantir uma taxa de deformação média, $d\epsilon/dt$ igual a 0.8 %/s, foi ajustada à frequência dos ensaios exceto em casos que resultassem num número de ciclos elevado (fadiga de longa duração).

Tabela 3.4 – Planificação dos ensaios de fadiga realizados com provetes lisos, $R_e = 0$ [68]

Provetes	Diagonal	St	$\Delta\varepsilon$	f	N_f	$\Delta\sigma$	$\Delta\varepsilon^P$	$\Delta\varepsilon^E$
		mm ²	%	Hz	Ciclos	MPa	%	%
LCF-150-01	D2	38.52	1.50	0.267	143	616.59	1.0794741	0.421
LCF-100-01	D2	39.14	1.00	0.400	92	824.48	0.5544809	0.446
LCF-100-02	D2	40.51	1.00	0.400	955	616.37	0.6121310	0.388
LCF-100-03	D1	41.87	1.00	0.400	528	654.92	0.6197106	0.380
LCF-075-01	D2	36.98	0.75	0.533	384	755.61	0.3188270	0.431
LCF-075-02	D2	37.80	0.75	0.533	250	779.19	0.3341380	0.416
LCF-075-03	D1	42.92	0.75	0.533	507	699.42	0.3725970	0.377
LCF-050-01	D2	42.68	0.50	0.800	1106	572.95	0.1693971	0.331
LCF-050-02	D2	38.32	0.50	0.800	3454	715.77	0.1207527	0.379
LCF-050-03	D2	36.73	0.50	0.800	1195	636.91	0.1577294	0.342
LCF-030-01	D2	37.20	0.30	1.333	25560	531.51	0.0738007	0.226
LCF-030-02	D2	41.03	0.30	1.333	22618	526.50	0.0264804	0.274
LCF-030-03	D2	40.33	0.30	1.333	15517	494.96	0.0253612	0.275
LCF-025-01	D2	40.33	0.25	1.600	23878	467.02	0.0687300	0.181
LCF-025-02	D2	40.07	0.25	1.600	76677	464.76	0.0605695	0.189
LCF-025-03	D2	41.38	0.25	1.600	39998	483.21	0.0069694	0.243
LCF-020-01	D2	38.60	0.20	5.000	692177	372.07	0.0495579	0.150
LCF-020-02	D2	40.97	0.20	5.000	357127	376.46	0.0163393	0.184
LCF-020-03	D2	33.68	0.20	5.000	54116	385.79	0.0190268	0.181
LCF-020-04	D2	44.19	0.20	5.000	306129	398.56	0.0252608	0.175

A Tabela 3.4 apresenta os resultados experimentais para a razões de deformações testada. A tabela inclui os resultados obtidos dos ensaios, nomeadamente o número de ciclos até à rotura, as gamas de tensões calculadas na secção transversal do provete, assim como as gamas de deformações plásticas e elásticas, determinadas com base nos ciclos de histerese estabilizados.

Dada a dispersão dos resultados experimentais, a determinação da curva cíclica resulta do ajuste de uma função predefinida aos resultados experimentais, usando uma técnica de ajuste adequada, pois teoricamente, a curva cíclica de um material é obtida pela junção das extremidades dos diversos ciclos histerese estabilizados. Apresenta-se na Figura 3.6 um comportamento não-Masing pois observa-se que os ramos ascendentes não coincidem com a curva cíclica afetada por uma fator de escala de 2, como também não coincidem entre si.

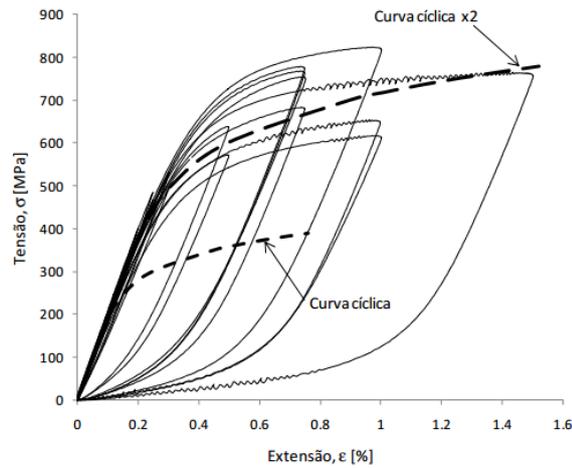


Figura 3.6 – Ciclos de histerese estabilizados $R_\epsilon = 0$. Comportamento não-Masing

A curva cíclica estabelece uma relação entre a amplitude de tensão e a amplitude de deformação dos ciclos de histerese estabilizados. Uma das relações matemáticas mais usadas para representar a curva cíclica é a equação empírica proposta por Ramberg e Osgood [63].

$$\frac{\Delta\epsilon}{2} = \frac{\Delta\epsilon^E}{2} + \frac{\Delta\epsilon^P}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta\sigma}{2K'}\right)^{1/n'} = \frac{\Delta\sigma}{2K'} + \left(\frac{\Delta\sigma}{2 \times 833.7}\right)^{1/0.15} \quad (3.1)$$

A evolução da amplitude de tensão com o número de ciclos, Figura 3.7, para uma razão de deformações nula. Observa-se um endurecimento progressivo para gamas de deformações elevadas, e um comportamento praticamente estabilizado para gamas de deformações mais baixas.

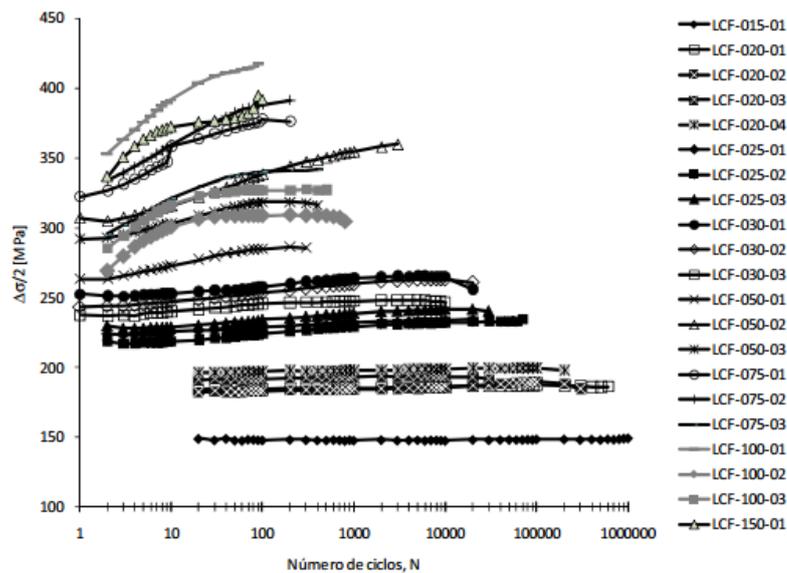


Figura 3.7 - Evolução da amplitude de tensão com o número de ciclos, relativa ao material da ponte de Fão, solicitado em controlo de deformação, $R_\epsilon = 0$.

As tensões na equação são expressas em MPa e a curva cíclica na Figura 3.6 é a representação gráfica da equação e constata-se que em termos globais a representação gráfica é satisfatória [65-66]. Esta equação pressupõe uma relação linear entre a amplitude de tensão e amplitude de deformação plástica, quando estas grandezas das representadas num gráfico bilogaritmico, Figura 3.8, se ilustra na figura seguinte. Esta relação linear pode ser traduzida pela equação de Morrow [64]:

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = K' \left(\frac{\Delta\epsilon^P}{2} \right)^{n'} = 833.7 \left(\frac{\Delta\epsilon^P}{2} \right)^{0.1768} \quad (3.2)$$

Onde K' e n' são, respetivamente, o coeficiente e expoente de endurecimento cíclicos.

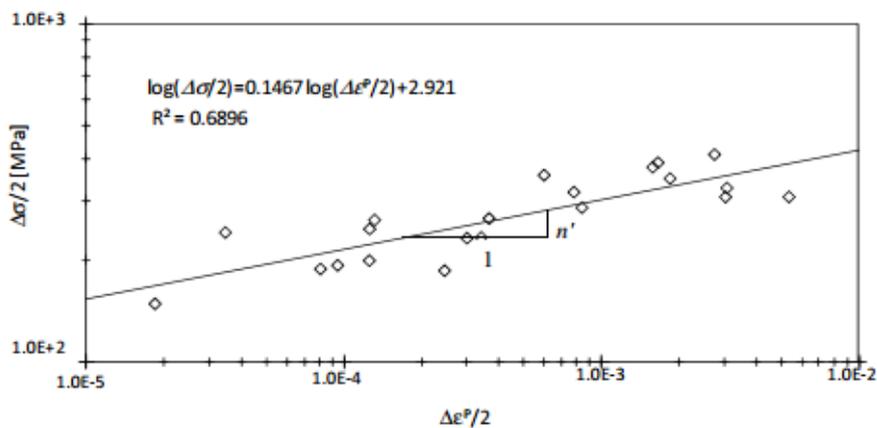


Figura 3.8 - Representação da curva cíclica do material da ponte de Fão: amplitude de tensão versus amplitude de deformação plástica, obtida com ensaios realizados em controlo de deformação, $R_e = 0$

Na Figura 3.9 apresenta-se a comparação da curva monotónica do material com a curva cíclica e observa-se claramente que a curva monotónica mantém-se inferior à curva cíclica, sendo irrefutável o endurecimento do material com o número de ciclos.

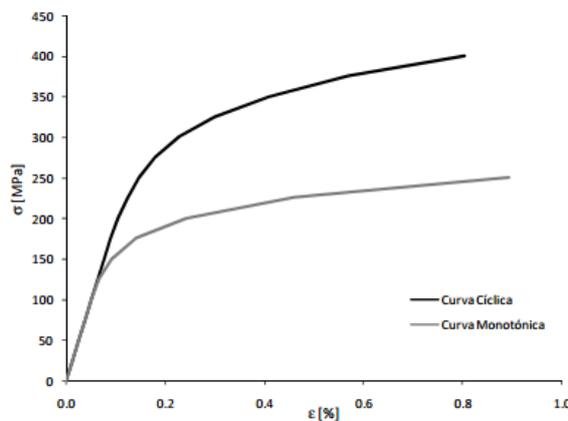


Figura 3.9 – Curva monotónica versus cíclica da material da ponte de Fão

3.1.3 RELAÇÃO DEFORMAÇÃO-VIDA

Com os resultados apresentados no capítulo anterior, depois da sua utilização para caracterizar o comportamento elasto-plástico cíclico do aço, agora serão utilizados na caracterização da resistência à fadiga do material do contraventamento transversal extraído da ponte é feita com base nos resultados experimentais provenientes dos ensaios de fadiga. A partir da definição de relação destes resultados podemos extrapolar a resistência do material.

As relações do tipo deformação-vida tiram partido dos resultados dos ensaios realizados em controlo de deformação, e separando respetivamente as deformações elásticas e plásticas através das relações Basquin e Coffin-Manson [65-66] resulta a relação geral seguinte:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\varepsilon^E}{2} + \frac{\Delta\varepsilon^P}{2} = \frac{\sigma'_f}{E}(2N_f)^b + \varepsilon'_f(2N_f)^c \quad (3.3)$$

Onde σ'_f e b são o coeficiente e expoente da resistência à fadiga cíclicos, ε'_f e c são o coeficiente e expoente de ductilidade à fadiga cíclicos, E é o módulo de Young, $\Delta\varepsilon/2$, $\Delta\varepsilon^E/2$ e $\Delta\varepsilon^P/2$ são as amplitudes de deformação total, elástica e plástica, respetivamente.

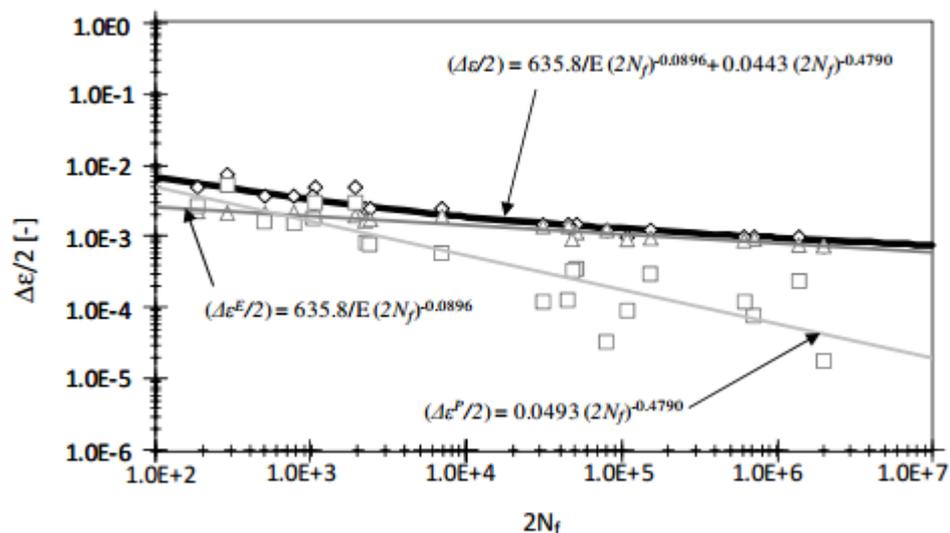


Figura 3.10 – Representação das relações deformação-vida para o material do contraventamento extraído da Ponte de Fão, solicitado em controlo de deformação com $R_\varepsilon = 0$.

Na Figura 3.10 estão representados graficamente as relações deformação-vida, obtidas para o material do contraventamento transversal extraído da ponte de Fão, baseados nos resultados da série de ensaios executados em controlo de deformação, com razões de deformação, $R_\varepsilon = 0$. E a tabela resume as principais constantes derivadas da curva deformação-vida obtidas através dos ensaios de controlo de deformação.

Tabela 3.5 - Constantes da Lei de Basquin [68]

Coeficiente de resistência à fadiga, σ'_f	Expoente de resistência à fadiga, b	Coeficiente de determinação, R^2
[MPa]	[-]	[-]
635.8	-0.0896	0.8755

Tabela 3.6 – Constantes da lei de Coffin-Manson [68]

Coeficiente de ductilidade à fadiga, ϵ'_f	Expoente de ductilidade à fadiga, b	Coeficiente de determinação, R^2
[-]	[-]	[-]
0.0443	-0.4790	0.7809

3.1.4 PROPAGAÇÃO DE FENDAS DE FADIGA

A realização dos ensaios de medição das taxas de propagação de fendas de fadiga em função da aplicação da Mecânica da fratura linear elástica é algo necessário para a previsão sobre a vida de fadiga de equipamentos quando submetidos a ciclos de tensão conhecidos. Definidos pela norma ASTM E647-99 [67], foram usados provetes de geometria CT (Compact Tension) obtidos a partir do contraventamento transversal extraído da Ponte de Fão. A escolha de geometria CT permite maior economia de material em relação à geometria MT (Middle Tension) referida a norma.

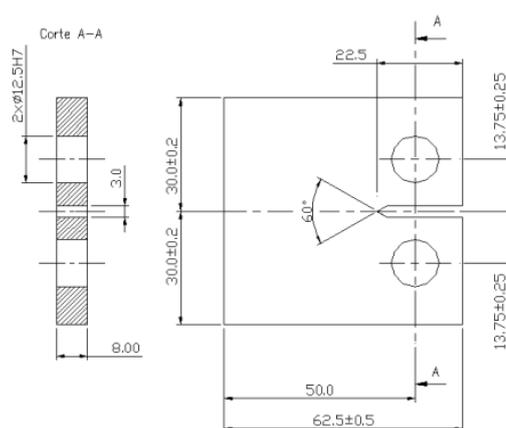


Figura 3.11 – Geometria e dimensões dos provetes CT utilizados nos ensaios (dimensões em mm)

Os ensaios foram realizados numa máquina servo hidráulica, da marca INSTRON, modelo 8801, equipada com célula de carga de 100 kN, a fixação dos provetes foram executados através de um par de amarras, desenvolvido especificamente para este tipo de provetes e a medição do avanço de fenda foi realizada com a ajuda de um sistema ótico.

O resultado de maior importância dos ensaios de propagação de fendas corresponde às taxas de propagação de fendas de fadiga em função do fator de intensidade de tensões. A utilização do método polinomial incremental, baseado no ajuste de polinômios de 2º grau a conjuntos sucessivos de pontos experimentais, que definem o comprimento de fenda em função da gama do fator de intensidade de tensões, foi usado para a determinação das taxas de propagação, de acordo com o referido na norma ASTM E647-99 [67].

A Figura 3.12 mostra a evolução da taxa de propagação de fendas de fadiga em função da gama do fator de intensidade de tensões para o material extraído da Ponte de Fão. A taxa de propagação de fendas de fadiga vem expressa em mm/ciclo e a gama do fator de intensidade de tensões vem expressa em $N \cdot mm^{-1.5}$. Neste gráfico são apresentadas quatro razões de tensões: $R_\sigma = 0.0$, $R_\sigma = 0.25$, $R_\sigma = 0.5$ e $R_\sigma = 0.75$.

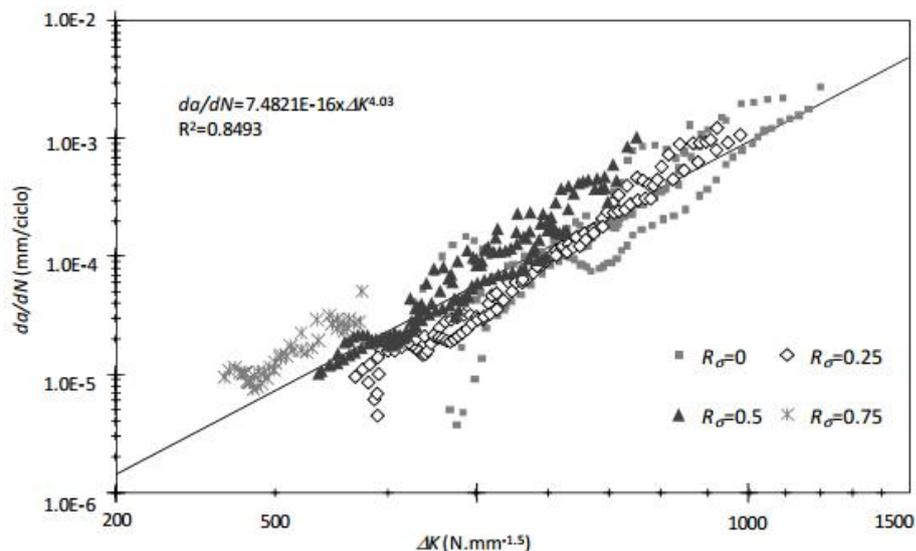


Figura 3.12 – Comparação entre as taxas de propagação de fendas obtidas para as razões de tensão $R_\sigma = 0.0$, $R_\sigma = 0.25$, $R_\sigma = 0.50$ e $R_\sigma = 0.75$

Podemos avaliar de que um modo geral a variação dos valores experimentais revelam ser do tipo linear, numa representação bilogarithmica. É possível verificar que os domínios relativos ao limiar de propagação e propagação instável de fendas de fadiga não foram abrangido pelos testes. A lei de Paris [46], neste caso, é a lei de propagação mais adequada ao domínio dos resultados experimentais, representa uma descrição das taxas de propagação para valores médios de ΔK , excluindo os domínios extremos, relativos ao limiar de propagação e propagação instável, e tem a forma geral seguinte:

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^m \quad (3.4)$$

Onde C e m são constantes, ΔK é a gama do fator de intensidade de tensões e da/dN é a taxa de propagação de fendas.

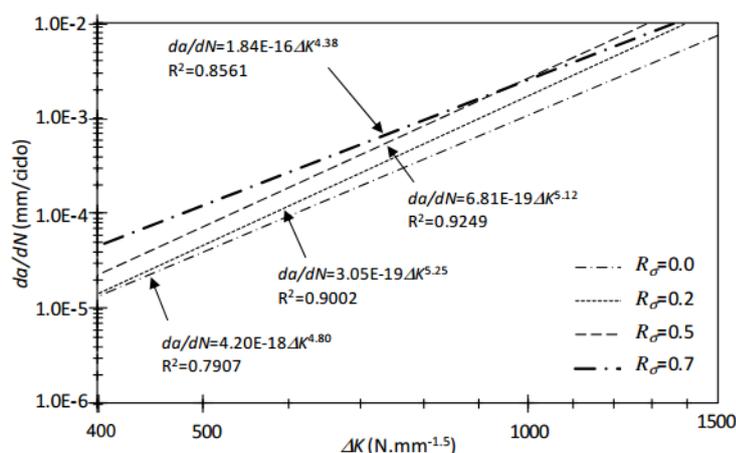


Figura 3.13 – Comparação entre as taxas de propagação de fendas obtidas para s razões de tensão:

$$R_{\sigma} = 0.0, R_{\sigma} = 0.25, R_{\sigma} = 0.50 \text{ e } R_{\sigma} = 0.75$$

Tabela 3.7 – Constantes da lei de Paris relativas aos provetes testados

Ref. Provete	$R_{\sigma} = \sigma_{min} / \sigma_{max}$	$da/dN = C \Delta K^m$			R^2
		C^*	C^{**}	m	
P-00-01	0.0	9.53E-18	1.07E-13	4.70	0.93
P-00-02	0.0	4.38E-17	2.73E-14	4.53	0.79
P-00-03	0.0	1.45E-20	4.81E-12	5.68	0.97
P-00-04	0.0	4.05E-21	1.85E-15	5.77	0.95
P-25-01	0.25	2.62E-20	6,93E-09	6.14	0.98
P-25-02	0.25	1.32E-18	3,84E-08	4.98	0.98
P-05-01	0.5	5.53E-22	1.81E-09	6.34	0.97
P-05-02	0.5	1.26 E-18	5.99E-08	5.12	0.74
P-05-03	0.5	1.26E-17	1.55E-07	4.72	0.88
P-05-04	0.5	2.20E-18	6.56E-08	4.98234	0.97
P-75-01	0.75	3.71E-14	5.54E-12	3.45	0.89
P-75-02	0.75	5.03E-19	6.31E-08	5.40	0.89

* da/dN em mm/ciclo e ΔK em $N.mm^{-1.5}$

** da/dN em m/ciclo e ΔK em $MPa.m^{0.5}$

Tabela 3.8 – Constantes da lei de Paris relativas aos provetes testados, agrupados por razões de tensões

Material	$R_{\sigma} = \sigma_{min} / \sigma_{max}$	$da/dN = C \Delta K^m$			R^2
		C^*	C^{**}	m	
P-00-xx	0.0	4.20E-18	6.75E-14	4.80	0.79
P-25-xx	0.25	3.05E-19	2.30E-08	5.33	0.97
P-05-xx	0.5	6.82E-19	4.28E-08	5.20	0.93
P-75-xx	0.75	1.84E-16	6.82E-07	4.38	0.86
P-xx-xx	0.0; 0.25; 0.5	4.52E-15	1.04E-12	3.58	0.93

* da/dN em mm/ciclo e ΔK em $N.mm^{-1.5}$

** da/dN em m/ciclo e ΔK em $MPa.m^{0.5}$

3.1.5 ESTUDO EXPERIMENTAL DE UMA LIGAÇÃO APARAFUSADA COM INJEÇÃO DE RESINA

Na realização de parafusos injetados é efetuado o preenchimento da cavidade entre o parafuso e o buraco do parafuso com uma resina de dois componentes. Este tipo de ligação pressupõe a utilização de duas anilhas e uma porca por cada parafuso, a preparação deste tipo de parafusos e anilhas, é então normalmente realizada através de peças já existentes no mercado [10], o que consiste numa vantagem na obtenção dos materiais necessários. No documento [12] é referida a preparação destes materiais segundo as regras presentes no ECCS nr.79 e no anexo K do BS EN 1090-2:2008. Pode-se verificar que o furo superior utilizado era de 5,5 mm de diâmetro e 3.2mm na face inferior da cabeça do parafuso para assegurar a melhor passagem da resina para a cavidade. A resina flui por esta pequena abertura perfurada no topo da cabeça do parafuso preparada especificamente para a injeção da resina.

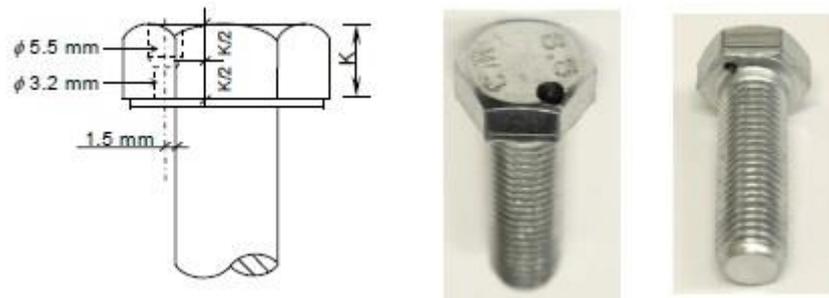


Figura 3.14 – Geometria de um parafuso M16 preparado para a injeção [12]

No mesmo trabalho, Nikolovski [10] estudou o comportamento das anilhas superiores e inferiores das ligações. A colocação da anilha por baixo da cabeça do parafuso tem como objetivo escoar a resina em torno do parafuso e permitir vedar completamente a cavidade entre o corpo do parafuso e as paredes do furo. No documento [12] foi feita uma investigação em relação a geometria das anilhas superiores, que estão representadas na Figura 3.15, para termos de comparação a anilha (a) não apresenta qualquer modificação, a geometria da anilha (b) provou oferecer também demasiada resistência à passagem da resina como a anilha (a) pois porções destas impediam a fluidez para toda a cavidade. As soluções (c) e (d) foram testadas para resolver estes desafios com a modificação da geometria introduzindo 6 e 12 cortes respetivamente, igualmente espaçados pelo perímetro interior da anilha. Segundo [12], a solução (c) apresentava uma boa distribuição da resina mas a solução (d) apresentava uma passagem ideal, sendo mais rápida e mais fácil assegurar a passagem da resina.

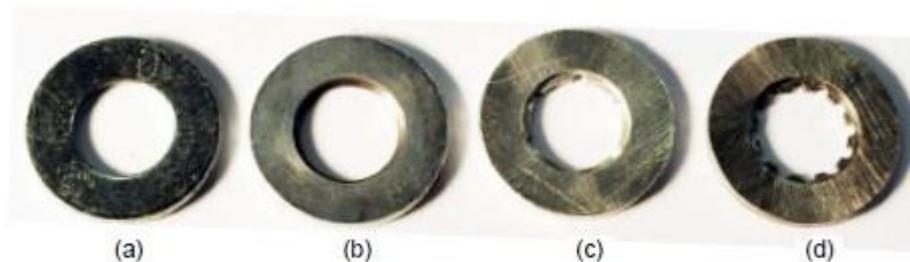


Figura 3.15 – Diferentes geometria especiais de anilhas para a injeção de resina

Com a injeção da resina o ar é permitido escapar por um espaço realizado na anilha inferior. A conexão torna-se resistente ao escorregamento quando a resina termina a sua cura.

A normal Europeia EN 1090-2 de 2008 descreve alguns cuidados a ter na aplicação deste tipo de ligação aparafusada, nomeadamente [13]:

- São referidas tolerâncias idênticas às dos parafusos ordinários entre o diâmetro do furo e o diâmetro do parafuso. Assume a folga diametral de 2mm para parafusos até 27mm (M27) e de 3 mm para diâmetros superiores;
- A injeção da resina é feita através de um furo existente na cabeça do parafuso; do lado da porca deverá existir um pequeno orifício para permitir a saída do ar e controlar o processo de injeção;
- O tipo de porca a utilizar devesa garantir o perfeito estancamento da resina;
- No caso de parafusos sem pré-esforço, pode assumir-se que a porca fica segura pelo efeito de colagem de resina;
- A resina deve ser de dois componentes e o seu tempo de mistura ‘potlife’ à temperatura ambiente não deve ser inferior a 15 minutos, de forma a garantir uma boa exequibilidade. Se estes dados não existirem, deverá realizar-se ensaios preliminares para determinar a temperatura apropriada e o tempo de cura;
- A determinação da tensão resistente da resina é realizada através do Anexo G da Norma EN 1090-2;
- A estrutura só poderá ser carregada após ter passado o tempo de cura e depende da temperatura ambiente;
- Em casos de baixas temperaturas, a redução do tempo de cura pode ser permitido através de um pré-aquecimento no aço até ao máximo de 50°C;
- Antes de se proceder à injeção da resina, todos os materiais devem ser limpos, isentos de humidade e gorduras;
- O aperto dos parafusos com e sem pré-esforço deve ser aplicado antes do processo de injeção;

A aplicação de parafusos injetados requer condições climatéricas favoráveis, caso contrário todo o procedimento pode ser inviabilizado, logo a realização deste processo deve estar ao abrigo de

chuvas para que os furos estejam isentos de humidade durante a injeção da resina de forma a garantir a perfeita coesão entre a resina e o aço.

Garantindo as condições ideais, a instalação dos parafusos e da injeção da resina é normalmente executada por uma equipa de duas pessoas e uma média de aplicação de dois minutos por parafusos. No caso relatado pelo documento [17], a injeção é feita manualmente mas é recomendado pelos autores que em casos de parafusos mais alongados ou grandes quantidades de parafusos devem ser aplicados com equipamento de compressão de ar para garantir um melhor processo e evitar mau preenchimento da cavidade.

No documento [5] foram realizados alguns ensaios, com vista a avaliação do desempenho do adesivo estrutural (resina epóxi, sikadur-30) no reforço das ligações aparafusadas, quando sujeitas às ações de fadiga. É ainda explicada que a escolha deste adesivo estrutural foi realizada através de uma revisão bibliográfica, que provava que um adesivo à base de resina epóxi revelava um melhor comportamento à fadiga face ao adesivo de poliéster 50.

Na realização destes ensaios, o adesivo Sikadur-30 possuía um módulo de elasticidade de 12800N/mm^2 . Na tabela pode-se observar a evolução das propriedades mecânicas do Sikadur-30 em função da temperatura e do tempo de cura [61], e todos os provetes reforçados com este adesivo tiveram no mínimo 8 dias de cura.

Tabela 3.7 – Propriedades de resistência mecânica do Sikadur-30 em função da temperatura e do tempo de cura [5]

Tempo de cura	Resistência à compressão (+10°C)	Resistência ao corte (+15°C)	Resistência à tracção (+15°C)
1 Dia	50-60 N/mm ²	3-5 N/mm ²	18-21 N/mm ²
3 Dias	65-75 N/mm ²	13-16 N/mm ²	21-24 N/mm ²
7 Dias	70-80 N/mm ²	14-17 N/mm ²	24-27 N/mm ²
14 Dias	-	15-18 N/mm ²	25-28 N/mm ²

Na tabela 3.8 resume-se o programa experimental para as ligações aparafusadas pré-esforçadas reforçadas com adesivo estrutural e na Figura 3.16 é apresentada a comparação dos resultados do ensaio de fadiga das ligações aparafusadas pré-esforçadas com e sem reforço, observando-se que todos os resultados experimentais para as ligações com reforço estão abaixo da curva S-N média para as ligações aparafusadas sem reforço. Segundo o Autor [5], seria de admitir que o reforço constituído, pela injeção do adesivo estrutural na ligação aparafusada, prejudicaria a resistência à fadiga. No entanto, existe a possibilidade da amostra de provetes usada nesta série de ligações reforçadas ser enviesada, visto estes provetes terem sido construídos com placas sobranes das séries realizadas para os restantes testes apresentados no documento [5], apresentando assim uma taxa de defeitos superior.

Tabela 3.8 – Resultados globais do ensaio de fadiga das ligações aparafusadas pré-esforçadas reforçadas com adesivo estrutural [5]

Provede	Secção nominal [mm ²]	Secção resistente [mm ²]	Carga máxima [kN]	Gama de carga [kN]	Frequência [Hz]	Gama da tensão nominal [MPa]	Gama da tensão resistente [MPa]	Número de ciclos de rotura
58	351.256	162.422	57.736	57.158	5	164.37	355.47	376856
59	355.647	165.510	58.834	58.245	5	165.43		102854
60	342.829	158.994	56.517	55.952	5	164.86		166294
61	331.077	154.036	54.755	54.207	5	165.38		52949
62	335.175	154.913	55.067	54.516	8	164.29		1321738
63	348.746	159.406	56.664	56.097	8	162.48		183212
64	347.607	161.413	57.377	56.804	8	165.06		130935

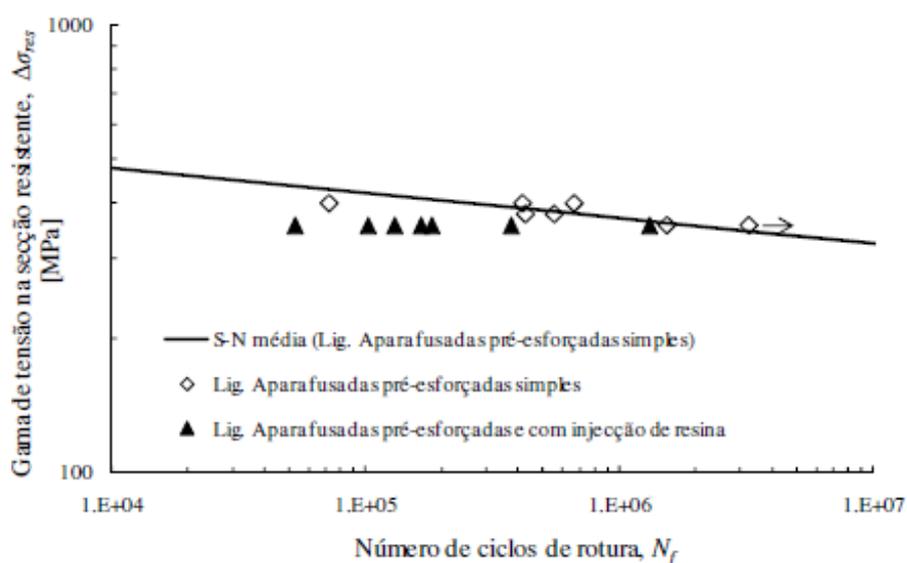


Figura 3.16 – Comparação dos resultados de resistência à fadiga de ligações aparafusadas pré-esforçadas com e sem injeção de resina [5].

3.2 RESINAS PARA APLICAÇÕES ESTRUTURAIS

3.2.1 HISTÓRIA

Nos dias de hoje, o mercado apresenta uma variedade interessante de adesivos capazes de suportar cargas importantes numa estrutura. Nesta parte do capítulo vamos analisar mais profundamente um adesivo na categoria das Epóxis, a Resina Sikadur 30, mas para referencia temos outros adesivos como Acrílicos Reforçados, poliuretanos, cianoacrilatos, anaeróbicos fenólicos e acetatos de vinilo [62].

Mas olhando atrás na história, estes adesivos aparecem há muito tempo atrás. Fabricados a partir de plantas, minerais ou substâncias de animais, tendo como a sua primeira aparição na história, no uso de setas pelos caçadores primitivos que empregavam estas substâncias para ligar as penas às setas conferindo melhor pontaria. Datado há 3300 anos atrás temos usos em Knossos na ilha grega de Creta e na Tíbia, Grécia. Os egípcios também usaram adesivos na decoração de caixões com pigmentos que eram adornados com o uso de cola.

A primeira indústria foi fundada na Holanda em 1690 mas apenas a partir do século XX é que se observou um grande desenvolvimento com as resinas polimerias e eletrométricas. A Tabela 3.9 representa os produtos mais importantes desenvolvidos no último século na área dos ligadores. [31]

3.2.2 APLICAÇÕES

Os adesivos caracterizam-se pela sua capacidade de unir duas superfícies de uma forma resistente e permanente. Escolhidos normalmente pelo seu poder de ligação e caracterizado como uma material com grande capacidade ao corte e a forças de tensão, sendo capazes de formar uma superfície de ligação por adesão, melhorar a capacidade resistente da ligação e distribuir mais uniformemente as cargas pelos seus membros [31].

Com o passar dos anos vários adesivos foram surgindo como foi referido anteriormente e cada um apresentando características diferentes. Surgiram então dois grandes grupos de adesivos os estruturais e não estruturais. O termo adesivo estrutural é usado então para caracterizar os adesivos em que a sua capacidade de carga é crítica para o funcionamento da estrutura, caracterizados com boa durabilidade de grande capacidade ao corte, como exemplos temos as resinas epóxi, acrílicas térmicas, e sistemas de uretano. [31]

Tabela 3.9 – Historia dos adesivos [31]

1910	Phenol-formaldehyde Casein glues
1920	Cellulose ester Alkyd resin Cyclized rubber in adhesives Polychloroprene (Neoprene) Soybean adhesives
1930	Urea-formaldehyde Pressure sensitive tapes Phenolic resin adhesive films Polyvinyl acetate wood glues
1940	Nitrile-phenolic Chlorinated rubber Melamine formaldehyde Vinyl-phenolic Acrylic Polyurethanes
1950	Epoxies Cyanoacrylates Anaerobics Epoxy alloys
1960	Polyimide Polybenzimidazole Polyquinoxaline
1970	Second-generation acrylic Acrylic pressure sensitive Structural polyurethanes
1980	Tougheners for thermoset resins Waterborne epoxies Waterborne contact adhesives Formable and foamed hot melts Polyurethane modified epoxy
1990	Curable hot melts UV and light cure systems

Os adesivos não estruturais representam um grupo de adesivos normalmente usados para ligações rápidas e temporárias ou ligação de peças com baixas cargas aplicadas. Exemplos de adesivos não estruturais temos enchimento sensível à pressão, cola de madeira e selantes.

Sendo uma substância com um papel importante em manter materiais ligados à superfície de adesão, estes apresentam algumas vantagens e desvantagens neste processo. Para um uso mais consciente do material é bom apresentar qualidades genéricas dos adesivos, as suas vantagens e desvantagens. [31]

Qualidades

- Grau de viscosidade alta
- União leva menos tempo
- Alta durabilidade
- Em condições secas, a união exhibe alta resistência

Vantagens

- Não requer altas temperaturas para a união
- Podem ser aplicados na superfície de qualquer material, como metais com vidros, metal com plástico, plástico com plástico.
- Apresentam um processo muito simples de aplicação
- São resistentes à corrosão
- São resistentes ao vazamento de gases e líquidos
- São isoladores térmicos e elétricos
- Providencia excelente resistência à fadiga
- Reduzem e previnem a corrosão galvânica entre juntas de metais diferentes
- União entre superfícies ocorre fácil e rapidamente

Desvantagens

- Adesivos não podem ser aplicados a elevadas temperaturas pois a resistência da ligação decai com o aumento da temperatura
- A força da ligação é geralmente fraca e a fixação não dura muito tempo.
- Não há um adesivo genérico para que possa ser usado em todas as situações. Por isso é necessário um adesivo específico para cada tipo de trabalho.
- Adesivos podem apenas ser aplicados em superfícies planas e limpas.
- São suscetíveis a alta humidade
- Requerem tempo para a fixação e para ganhar a sua resistência total
- A inspeção é muito difícil de se realizar
- Considerações ambientais, de saúde e segurança são necessárias
- Normalmente é necessário um processo rigoroso de controlo
- O tempo de vida depende das condições climáticas
- Podem apresentar longos tempos de cura

No âmbito deste trabalho foi escolhida para o adesivo de injeção uma resina epóxi, mas nos dias de hoje este grupo apresenta mais de 50 diferentes substâncias. Nesta ampla escolha de resinas epóxi, estão apresentadas características bastante variadas e que podem satisfazer também um número de requerimentos conforme a necessidade do trabalho. Mas mesmo diferentes apresentam algumas qualidades comuns entre elas, sendo as principais, a sua capacidade de adesão à maior parte dos materiais, a sua boa resistência mecânica com capacidade de exceder a resistência à tensão de 80 MPa. As resinas Epóxis apresentam resistência a uma grande variedade de químicos, especialmente alcalinos. As resinas epóxis, no seu processo de endurecimento, registam um

pequeno encurtamento mas tem uma boa capacidade de isolamento elétrico, à água e apresenta uma resistência relativamente alta à transmissão de vapores.

A aplicação dos adesivos de resina epóxi, no mundo da Engenharia Civil, podem ser utilizados em vastas áreas. A aplicação para impregnação de coberturas, revestimentos com camadas finas de resina, revestimentos auto-nivelantes, cimento epóxi, reforço do cimento, colagem de cimento novo ao velho ou a sua utilização como material de reparação, injeção e laminação.

As aplicações apresentadas representam maioritariamente um componente dos adesivos não estruturais, mas muitos adesivos epóxis podem ser incluídos no grupo dos adesivos estruturais, como materiais de suporte de carga com elevado módulo de elasticidade e resistência que podem transmitir as tensões sem perda de integridade. A substituição de fixadores mecânicos e soldagem é bastante viável em muitas aplicações industriais, apresentando vantagens no uso desta técnica de união, como:

- Eliminação de concentração de tensões, e até mesmo a sua distribuição sobre a superfície aderente, melhorando a capacidade de carga globalmente da peça.
- Sendo uma substancia leve, apresenta uma significativa redução do peso da estrutura.
- Apresenta um melhoramento no aspeto visual, pois desníveis são facilmente eliminados.
- O custo de aplicação é mais baixo quer a nível do material como de mão-de-obra.
- A corrosão galvânica entre diferentes materiais pode ser bastante problemática mas a utilização de resinas epóxis isola os materiais contra este problema
- A resistência à fadiga, ao choque, a vibrações e a variação de temperaturas é melhorada
- Vedação contra líquidos e gases.

3.2.3 NORMAS PARA ENSAIOS EXPERIMENTAIS DE DETERMINAÇÃO DE PROPRIEDADES

No processo de modelação, a tentativa de realizar uma caracterização dos materiais mais idêntico possível à realidade, para que as previsões obtidas incluam menos erros e que seja possível obter informações confiáveis da modelação. Então revela-se necessária a determinação das características das resinas epóxis para a previsão das resistências durante o tempo em serviço. A determinação da resistência à compressão, ao corte e a tração, Módulo de elasticidade, entre outras são dados necessários no input para a caracterização do material durante a modelação.

Para a determinação destes valores, a realização de testes experimentais torna-se necessário. A realização e normalização destes é um processo que tem vindo a ser desenvolvido ao longo dos anos, e na data presente existem várias instituições que criaram e globalizaram as técnicas de realização destes testes. As instituições mais conhecidas e que estão no centro da criação de normas de testes por todo o mundo são as normas ASTM (American Society of testing materials),

as normas BS (British standards), as normas DIN (Deutsches Institut für Normung), normas EN (Normas europeias) e as normas ISO (Internation Standards Organization).

- A densidade pode ser obtida a partir de testes segundo a norma ASTM D792.
- Os testes da resistência à compressão é realizada segundo a norma EN196.
- Os testes da resistência ao corte é realizada segundo a norma DIN 53283.
- Os testes da resistência à tração é realizada segundo a norma DIN 53455 ou ASTM D3039.
- O ensaio de flexão deve ser realizado sobre a norma ASTM D790.
- A norma que rege os testes para a obtenção das propriedades à fadiga é ASTM D7791.
- Os testes da tensão de aderência são realizados segundo a norma DIN EN 24624.
- Os testes para obter o Módulo de Elasticidade à compressão é realizado segundo a norma ASTM D695 e à tração segundo a norma ISO 527.

3.2.4 PROPRIEDADES MECÂNICAS DA RESINA SIKADUR 30

A escolha da resina a ser usada na injeção foi feita depois de uma revisão bibliográfica de resinas utilizadas em estudos previamente realizados [12] [13]. A argamassa de epóxi, Sikadur 30, foi a escolhida e segundo a ficha do produto [47] é definida como uma argamassa tixotrópica, adesiva, em dois componentes, baseada numa combinação de resinas epóxi e cargas especiais e não contem solventes.

Na ficha do produto [47] são apresentadas características como a sua fácil mistura e aplicação, até na aplicação em situações verticais ou em tetos. A sua elevada resistência à deformação sob carga permanente e endurece sem retração são vantagens que facilitam o processo de injeção. E apresenta características comuns a todas as resinas como elevadas resistências mecânicas e impermeabilidade a líquidos e ao vapor de água.

Tabela 3.10 - Resistência à compressão da resina Sikadur-30 [47]

Tempo de cura	Temperatura de cura	
	+10 °C	+35 °C
12 horas	-	80 – 90 N/mm ²
1 dia	50 – 60 N/mm ²	85 – 95 N/mm ²
3 dias	65 – 75 N/mm ²	85 – 95 N/mm ²
7 dias	70 – 80 N/mm ²	85 – 95 N/mm ²

Tabela 3.11 - Resistência ao corte da resina Sikadur-30 [47]

Tempo de cura	Temperatura de cura	
	+15 °C	+35 °C
1 dia	3 – 5 N/mm ²	15 – 18 N/mm ²
3 dias	13 – 16 N/mm ²	16 – 19 N/mm ²
7 dias	14 – 17 N/mm ²	16 – 19 N/mm ²

Tabela 3.12 - Resistência à tração da resina Sikadur-30 [47]

Tempo de cura	Temperatura de cura	
	+15 °C	+35 °C
1 dia	18 – 21 N/mm ²	23 – 28 N/mm ²
3 dias	21 – 24 N/mm ²	25 – 30 N/mm ²
7 dias	24 – 27 N/mm ²	26 – 31 N/mm ²

As Tabelas 3.10, 3.11 e 3.12 representam os valores correspondentes à resistência à compressão, ao corte e à tração, a sua evolução entre as 12h, 1 dia, 3 dias e 7 dias entre duas temperaturas diferentes. Podemos concluir que a elevadas temperaturas a resina apresenta a sua resistência máxima à compressão, ao corte e à tração mais rapidamente.

Foi desenvolvido um fluido de baixa viscosidade para injeções, Sikadur-52 Injection, à base de resinas epóxi de elevadas resistências, em dois componentes e sem solventes [48]. A ficha técnica caracteriza o produto com algumas vantagens idênticas à resina epóxi Sikadur 30, como as altas resistências mecânicas e o endurecimento sem retração mas apresenta características mais apropriadas à injeção sendo: Muito baixa viscosidade que leva a uma elevada capacidade de penetração (Tabela 3.13.); utilização sobre superfícies secas ou húmidas e a sua aplicabilidade a baixas temperaturas sem prejudicar a sua capacidade resistente.

Tabelas 3.13 – Viscosidade da resina Sikadur-52 Injection [48]

Temperatura	Mistura A+B (2:1)
+10 °C	Aprox. 1200 mPa.s
+20 °C	Aprox. 430 mPa.s
+30 °C	Aprox. 220 mPa.s

Na ficha do produto da Resina Sikadur-52 são apresentadas a resistência do material à compressão flexão e tração, após os 7 dias à temperatura de 23°C, que são respetivamente aproximadamente, 52 N/mm², 61 N/mm² e 37 N/mm². À exceção da resistência à compressão o Produto Sikadur-52 apresenta melhores resistências aos 7 dias o que sujes-te ser um produto mais recomendável para melhorar o comportamento à fadiga das ligações aparafusadas com injeção de resina. Mas devido à falta das curvas cíclicas de ambos os materiais descritos, necessários para a realização da modelação da ligação, optou-se pelo critério de que a resina providencia uma diminuição do fator de concentração de tensões linear elástico, descrito na Capítulo 4.3 da presente dissertação.

4

MODELAÇÃO DA RESISTÊNCIA À FADIGA DE UMA LIGAÇÃO APARAFUSADA COM RESINA ESTRUTURAL DE CORTE SIMPLES

4.1 INTRODUÇÃO

4.1.1 MODELAÇÃO DA VIDA TOTAL À FADIGA

Pretende-se, neste capítulo, apresentar as previsões da resistência e a sua vida à fadiga para a ligação aparafusada com influência da resina estrutural no furo, objeto de estudo desta dissertação. As previsões foram elaboradas através dos resultados das abordagens locais com base no modelo de elementos finitos do autor João Silva [68] e tendo em consideração que a resina estrutural reduz o fator de concentração de tensões linear elástico em torno do ponto crítico. Foram apresentados, no capítulo 3.1.5., resultados experimentais de ensaios de fadiga para ligação com injeção de resina estrutural e serão usados neste capítulo como validação das previsões.

A vida total à fadiga de detalhes estruturais, incluindo as ligações aparafusadas com e sem injeção de resina, pode ser estimada considerando um período de iniciação e um período de propagação de fendas de fadiga. O número total de ciclos, N_f , é determinado somando o número de ciclos despendido no período de iniciação, N_i , com o número de ciclos decorridos durante o período de propagação, N_p :

$$N_f = N_i + N_p \quad (4.1)$$

Enquanto a previsão do período de iniciação de uma fenda pode ser executada com base em modelos assentes em relações do tipo deformação-vida, a previsão do período de propagação é feita com base na MFLE. A transição entre a fase de iniciação e a fase de propagação é, em geral, definida através da dimensão característica da fenda. Diversas dimensões características são propostas na literatura, as quais variam, de um modo geral, entre 0.25 mm e 1 m, gerando alguma subjetividade na definição deste parâmetro.

4.1.2 MODELAÇÃO DA INICIAÇÃO DE FENDAS

O modelo de previsão da fase de iniciação de fendas de fadiga, envolve um processo de análise em duas etapas: A primeira sendo uma análise elasto-plástica local com vista à determinação das

tensões e deformações locais totais nos pontos críticos da ligação, prosseguida da comparação dos valores locais das tensões e deformações com as curvas de resistência à fadiga do material. Resulta assim, desta comparação, o número de ciclos necessário para iniciar uma fenda de fadiga.

A análise elasto-plástica local pode ser realizada recorrendo a regra de Neuber [24,27] e a curva cíclica do material, na forma da relação de Ramberg-Osgood [25], resultando o seguinte sistema de equações, validos para carregamentos cíclicos:

$$\frac{\Delta\sigma_{loc}^2}{E} + 2\Delta\sigma_{loc} \left(\frac{\Delta\sigma_{loc}}{2K'} \right)^{1/n} = \frac{(\Delta\sigma_{nom}K_f)^2}{E} \quad (4.2)$$

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

As equações anteriores foram já desenvolvidas anteriormente no Capítulo 2, tratando-se, respetivamente, das Equações (2.11) e (2.8). Finalmente, conhecida a gama de deformação elasto-plástica total, pode-se determinar o número de reversões para iniciação de fenda de fadiga, aplicando a relação de Coffin [20] e Manson [21].

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\varepsilon^E}{2} + \frac{\Delta\varepsilon^P}{2} = \frac{\sigma_f'}{E} (2N_f)^b + \varepsilon_f' (2N_f)^c \quad (4.3)$$

Onde σ_f' e b são o coeficiente e expoente de resistência à fadiga cíclicos, ε_f' e c são o coeficiente e expoente de ductilidade à fadiga cíclicos, E é o módulo de Young, $\Delta\varepsilon / 2$ é a amplitude de deformação total e $2N_f$ é o numero de reversões de iniciação de uma fenda.

As características necessárias à aplicação do modelo de iniciação de fendas já foram discutidas no Capítulo 3 da presente dissertação. Na Figura 4.1 apresenta-se a curva cíclica do material da Ponte de Fão estimado com base na Equação (4.2).

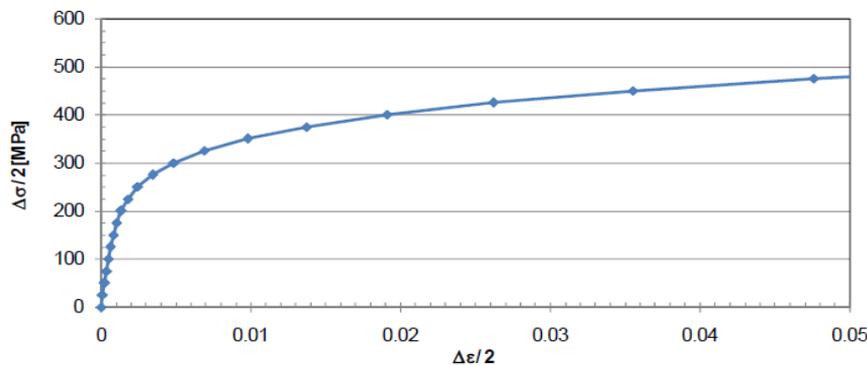


Figura 4.1 – Curva Cíclica Tensão-Deformação do material da Ponte Fão.

4.1.3 PREVISÃO DA FASE DE PROPAGAÇÃO DE FENDAS DE FADIGA

A realização da modelação da fase de propagação de fendas pode ser realizada no contexto da MFLE. Geralmente, utiliza-se as leis de propagação que relacionam a gama do fator de intensidade de tensões, ΔK , com a taxa de crescimento da fenda, da/dN . No presente estudo é adotada a lei de propagação proposta por Paris [39,40]:

$$da/dN = C(\Delta K)^m \quad (4.4)$$

As constantes da lei de Paris foram obtidas experimentalmente, para o material extraído da Ponte de Fão no Capítulo 3: Figura 3.10 e Tabelas 3.5 e 3.6. O número de ciclos de rotura pode ser então determinado integrando a equação (4.4) entre as dimensões inicial e final da fenda, resultando:

$$N = \frac{1}{C} \int_{a_i}^{a_f} [(\Delta K)]^{-1} da \quad (4.5)$$

A dimensão inicial da fenda, a_i , é um parâmetro de elevada relevância neste tipo de análises, esta exerce uma importância acentuada no número total de ciclos de propagação, pois da percentagem total, dos ciclos relativos à fase de propagação, a maior parte concentra-se na período inicial da propagação de fendas. Enquanto estas apresentam dimensões reduzidas e conseqüentemente fatores de intensidade mais baixos.

4.2 MODELAÇÃO À FADIGA DE UMA LIGAÇÃO REBITADA DE CORTE SIMPLES

4.2.1 INTRODUÇÃO

O trabalho apresentado por Correia [5], apresentou como objetivos o desenvolvimento da modelação por elementos finitos da resistência à fadiga de ligações rebitadas. Neste trabalho foi modelado fendas a emanar dos furos dos rebites e através do uso da técnica modificada do fecho virtual da fenda determinando os fatores de intensidade de tensões para as fendas em causa.

Nesta dissertação, o autor apresenta a vida à fadiga de uma ligação rebitada de corte simples com a geometria apresentada na Figura 4.2.

Com vista à modelação da propagação de fendas, o autor [5] inseriu uma fenda passante, a iniciar no furo do rebite, conforme se ilustra na Figura 4.3. A fenda passante foi introduzida apenas numa das placas de ligação. Assumindo-se também que a fenda irá propagar-se de forma, simétrica, normal à direção de solicitação. A justificação do autor para o estudo deste caso é que se releva o mais simples e como a frente de fenda apresenta fatores de intensidade de tensões não uniformes ao longo dessa frente, levando a uma propagação não uniforme na frente de fenda, mas considerando-se como hipótese que esta mantém profundidade constante.

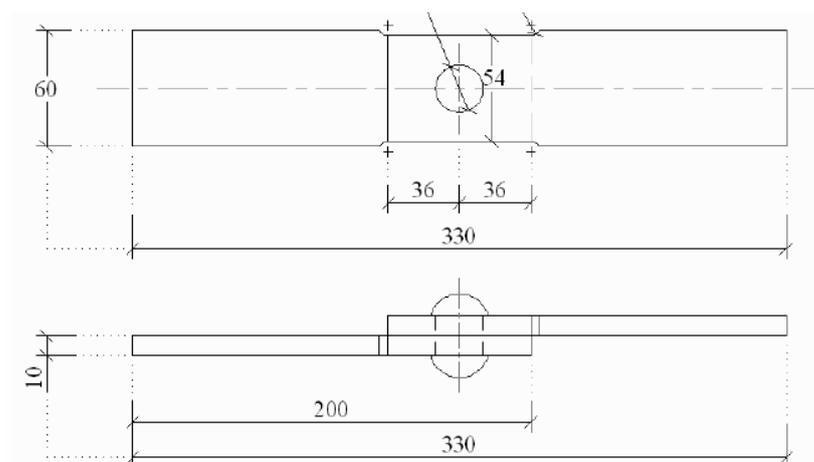


Figura 4.2 - Geometria da Ligação Rebitada de Corte simples [5].

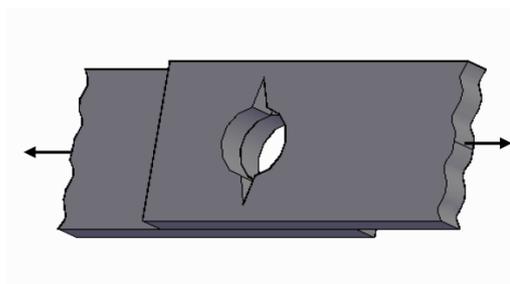


Figura 4.3 – ilustração da fenda passante a iniciar no furo do rebite [5].

A simulação toma então como objetivo a determinação do fator de intensidade de tensões ao longo da frente de fenda para diversos pré-esforços no rebite. Com base nesta avaliação propõem-se curvas S-N para a ligação rebitada para diversos pré-esforços no rebite.

4.2.2 MODELAÇÃO SEM FENDAS PARA DETERMINAÇÃO DO K_t

Com objetivo da modelação da iniciação de fendas, na ligação rebitada em estudo, o autor [5] construiu um modelo de elementos finitos 3D usando o código comercial ANSYS [5]. O Modelo paramétrico em linguagem APDL do ANSYS, considerava 3 sólidos, nomeadamente, duas placas e um rebite, este que foram modelados usando elementos isoparamétricos de 20 nós (SOLID95), sendo o contacto entre o rebite e placas foi modelado aplicando a tecnologia de elementos de contacto superfície-superfície (CONTA174 e TARGE170).

Uma vez que a ligação permitiu o uso de um plano de simetria, apenas metade foi modelada, com os deslocamentos deste plano impedidos na direção normal a este. Foram necessários 5 pares de contacto, nomeadamente dois entre as cabeças do rebite e as superfícies laterais das placas; dois entre o corpo cilíndrico do rebite e as superfícies dos furos das placas, e um par de contacto entre as duas placas. O modelo foi construído segundo as dimensões da figura 4.4 e a sua malha apresenta-se ilustrada na figura 4.4. Quanto aos nós da base de ligação, estes foram restringidos

em todas as direções e os nos do topo foram restringidos em todas as direções normais ao carregamento e deslocados de 0.1mm na direção do carregamento.

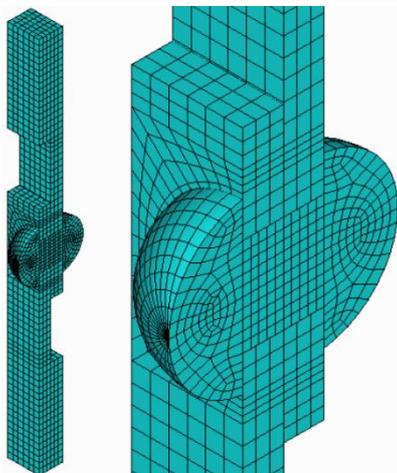


Figura 4.4 - Malha de elementos finitos da ligação rebitada

O modelo de contacto é governado por um número importante de parâmetros tais como, o algoritmo de contacto, o modelo de atrito, rigidez normal e tangencial de contacto, penetração máxima, etc. Cada par de contacto exige a definição da superfície de contacto e alvo, que terão de ser discretizadas com os elementos CONTA174 e TARGE170. As simulações foram realizadas usando o algoritmo de contacto Augmented Lagrange disponível no ANSYS e levadas a cabo usando o modelo de atrito de Coulomb, tendo em conta três coeficientes de atrito: $\mu=0$; $\mu=0.3$; $\mu=0.6$.

Este algoritmo de contacto requer a definição de rigidez normal e tangencial de contacto. A rigidez normal de contacto é calculada automaticamente pelo ANSYS tendo em conta a elasticidade dos corpos em contacto, podendo ser escalada através do fator FKN. O autor [5] apresenta simulações testando os de FKN de 0.01, 0.1 e 1.0. O algoritmo de contacto Augmented Lagrange apresenta um outro parâmetro importante, o FTOLN, que define o fator de tolerância à penetração a ser aplicado na direção normal à superfície de contacto. Normalmente este fator é considerado inferior à Unidade (frequentemente inferior a 0.2) e foi escolhido em [5] o uso dos valores 0.01, 0.5 e 0.1 para FTOLN. E todos os restantes parâmetros foram adotados segundo os valores sugeridos pelo ANSYS [5].

As simulações foram executadas considerando uma folga nula entre os rebites e os furos. Também foi imposto pré-esforço nos rebites ('Clamping'), através da aplicação de um ΔT ao rebite usando propriedades de expansão térmica ortotrópicas, tais como, o coeficiente de expansão térmica, α_z , igual 1×10^{-5} (na direção do eixo do rebite). E uma temperatura final, T_{final} , igual a 25°C. O pré-esforço nos rebites foi imposto através da variação de uma temperatura de referência, T_{ref} . No modelo foram testados os valores de 25, 50, 100, 150, 200, 250, 300, 350 e 400. A expansão térmica no plano transversal do rebite foi considerada nula.

A Figura 4.5 apresenta o campo de tensões segundo a direção do carregamento, e é possível constatar que os valores extremos das tensões se observam nos furos e a sua distribuição de tensões ao longo da espessura não é uniforme, sendo máxima junto ao plano de corte. Nesta figura são apenas representada a os campos de tensões relativos a um coeficiente de atrito, μ , igual a 0.0, com o FKN no valor de 0.1, e o FTOLN no valor de 0.01 de todas as combinações apresentadas por Correia. Com os resultados obtidos, o autor [5] concluiu que o campo de tensões para os coeficientes de atrito, μ , entre 0.0 e 0.6 é praticamente o mesmo, e fixando o μ igual a 0.0 os valores superiores apresentavam uma diferença, em relação ao coeficiente de atrito igual a 0.3 e 0.6, mínima para as condições de FKN e FTOLN atrás apresentadas.

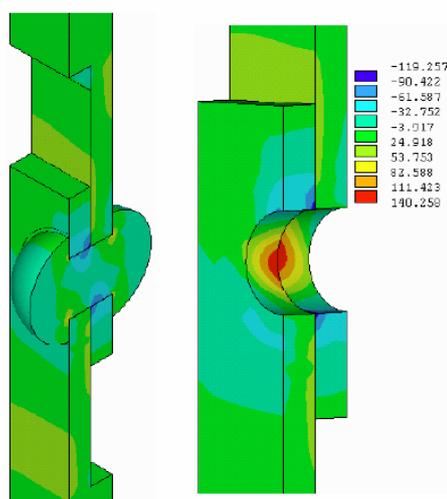


Figura 4.5 – Campo de tensões σ_y , em MPa, da ligação rebitada com FKN=0.1;FTOLN=0.01;
 $\mu=0.0$; $\Delta T=0^\circ\text{C}$; $F=2 \times 5397.9$ KN [5]

4.2.3 FATOR ELÁSTICO DE CONCENTRAÇÃO DE TENSÕES, K_t

O autor para determinar o fator elástico de concentração de tensões, K_t , definiu dividindo a tensão máxima, σ_y , pela tensão resistente de uma das placas:

$$K_t = \frac{\sigma_{y,max}(W-d)t}{F} \quad (4.6)$$

Na figura 4.6 apresenta-se o fator elástico de concentração de tensões para vários valores de FKN, FTOLN e contacto com e sem atrito, para uma variação de temperatura, ΔT , igual a 0, que se representa uma situação sem pré-esforço. Os valores numéricos de K_t para uma variação de temperatura, ΔT , igual a 0, variam entre 3.06 e 3.60. O valor medio de K_t obtido foi de 3.27 e foi usado na modelação da iniciação.

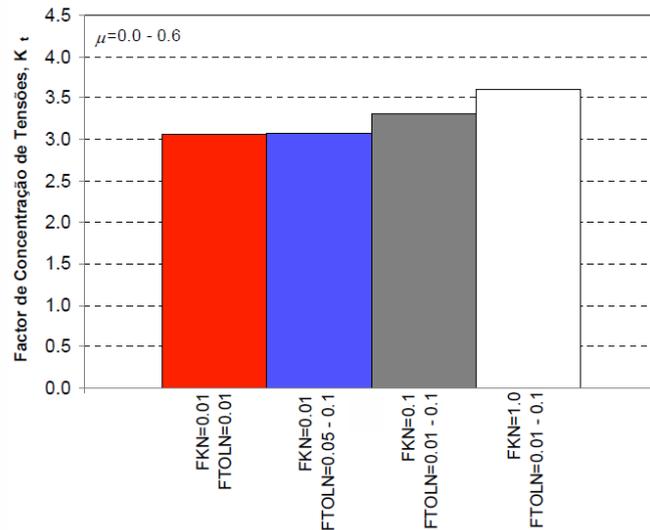


Figura 4.6 – Evolução do fator de concentração de tensões com FKN, FTOLN e coeficiente de atrito, sem pré-esforço ($\Delta T = 0^\circ\text{C}$) [5]

Na figura 4.6 apresenta-se a comparação da evolução do fator elástico de concentração de tensões para os vários valores de FKN, FTOLN e coeficiente de atrito μ , em função da variação de temperatura, ΔT .

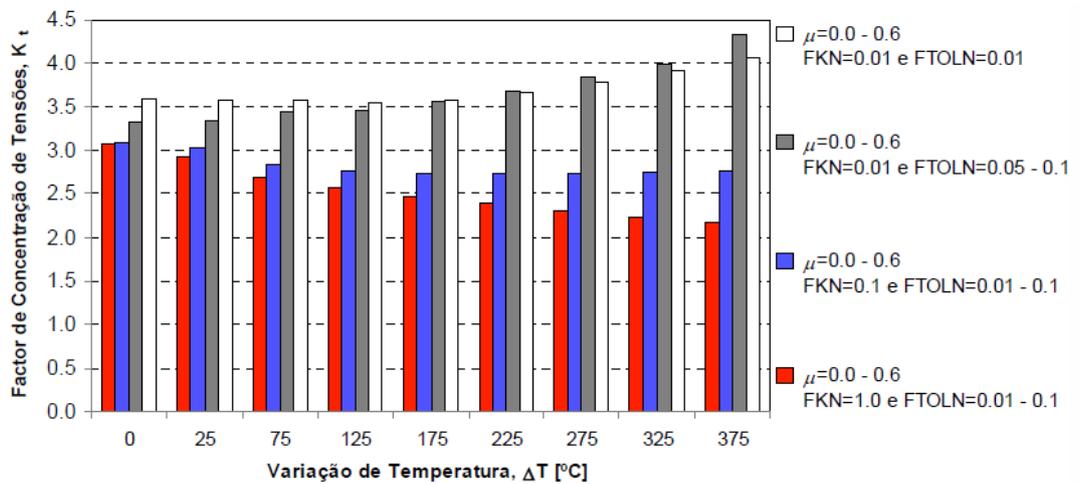


Figura 4.7 – Relação entre a evolução do fator elástico de concentração de tensões com FKN, FTOLN e coeficiente de atrito, em função da variação de temperatura, ΔT . [5]

Nas Figuras 4.7 e 4.8 ilustra-se a comparação das evoluções do pré-esforço no rebite para, valores de FKN, FTOLN a variar entre 0.01 e 0.1, e o coeficiente de atrito a variar entre 0.0 e 0.6, em função da variação da temperatura, ΔT .

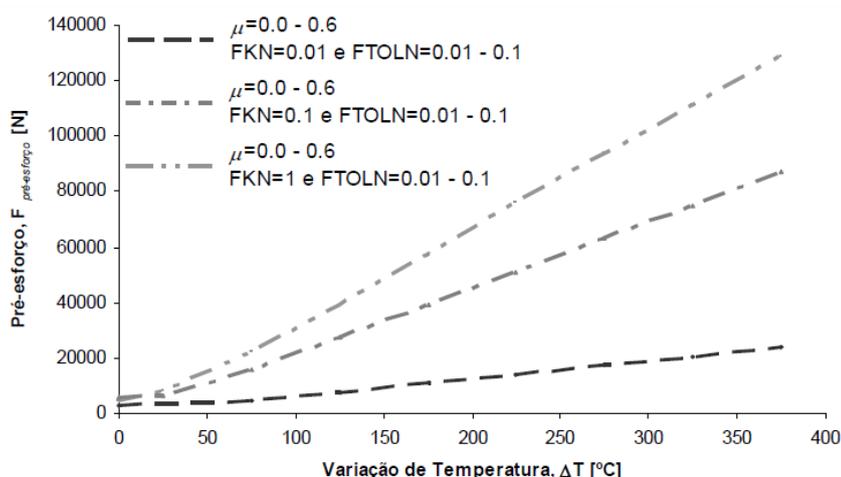


Fig. 4.8 - Relação entre as evoluções do pré-esforço no rebite para vários valores de FKN FTOLN e coeficiente de atrito, em função da variação da temperatura. [5]

Fazendo a correlação entre os dados dos dois gráficos previamente ilustrado, na Figura 4.9 o autor apresenta a comparação das evoluções do fator de concentração de tensões, para os vários valores referidos anteriormente de FKN, FTOLN e coeficiente de atrito, em função do pré-esforço do rebite.

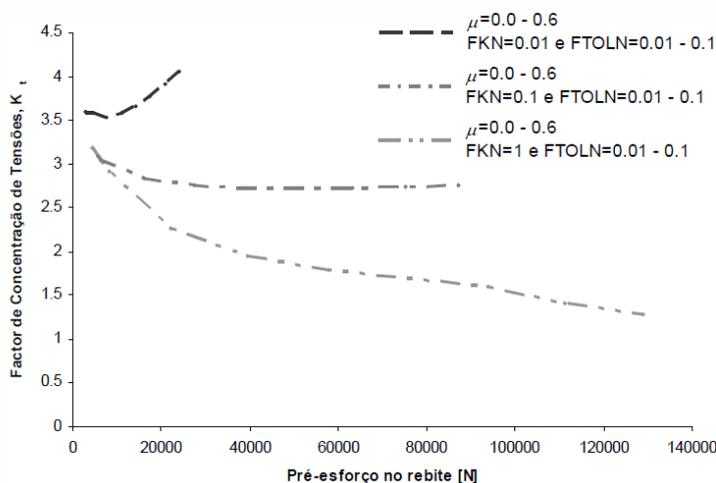


Fig.4.9 – Relação das evoluções de concentração de tensões em função do pré-esforço no rebite [5]

O autor através da análise dos resultados conseguiu constatar que o parâmetro FKN=1.0 conduzia a resultados consistentes uma vez que se verificava uma redução monótono no fator de concentração de tensões com o aumento do pré-esforço. E foi concluído também que os restantes parâmetros não apresentavam relativa influência nos resultados obtidos.

4.2.4 MODELO PARA DETERMINAÇÃO DOS FATORES DE INTENSIDADE DE TENSÕES

Para a obtenção dos valores dos fatores de intensidade de tensões foram simuladas fendas de diversas profundidades, a , consideradas constantes (Fig. 4.10) usando a técnica modificada do fecho de fenda virtual [5], através das Equações (2.43) e (2.44) para elementos de nós usando a análise de elementos finitos.

O autor apresenta os resultados dos modelos de elementos finitos com $FKN=1$, $FTOLN=0.1$ e a ausência de atrito (Figura 4.11), para um ΔT , igual a 0°C , 75°C e 275°C . O Valor de $\Delta T=0^\circ\text{C}$ corresponde como já mencionado anterior à situação de ausência de pré-esforço e os valores de 75°C e 275°C correspondem aos valores de 22576N (49.9MPa) e 93859N (207.47MPa), respectivamente.

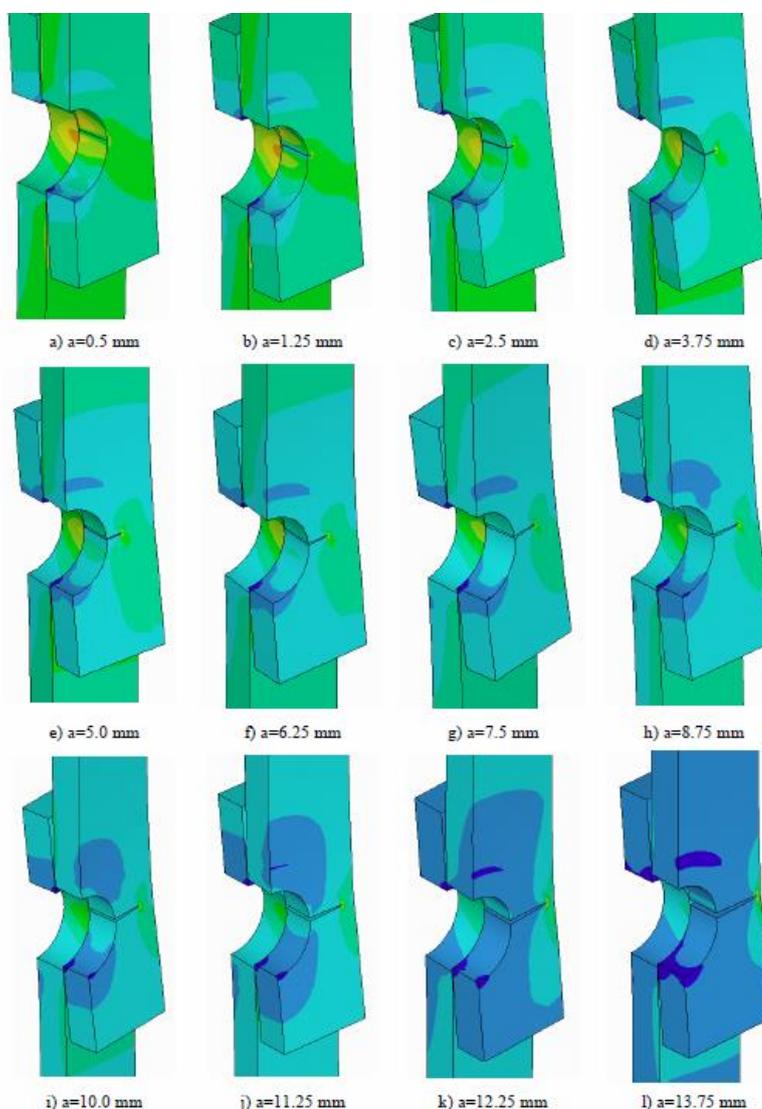


Fig. 4.10 – Campo de tensões na direção do carregamento para diferentes comprimentos de fenda

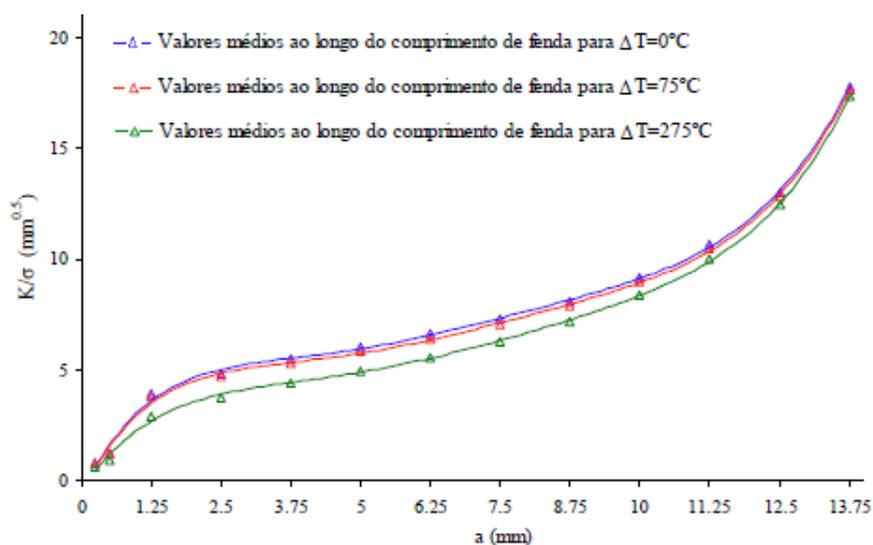


Fig. 4.11 – Valores Médios do fator de intensidade de tensões ao longo do comprimento de fenda para diferentes temperaturas.

Os valores da evolução do valor máximo e médio do fator de intensidade de tensões que ocorre ao longo da frente de fenda, para várias profundidades de fenda. Polinômios de sexto grau foram ajustados aos dados numéricos resultando funções do tipo $K=K(a)$ necessárias para a integração da lei de Paris. Com os resultados numéricos obtidos, o autor [5] ajustou a polinômios de sexto grau, necessários à integração da lei de Paris. As equações de polinômios de sexto grau dos valores médios e máximos e gráficos, respectivamente, resultantes das equações são apresentados extensivamente no documento mencionado, aqui apresento o gráfico final da comparação dos valores médios do fator intensidade de tensões para as variações de temperaturas de 0°C, 75°C e 275°C. O autor da tese [5] concluiu do gráfico que quanto mais elevado o pré-esforço menores serão os valores médios do fator intensidade de tensões ao longo do comprimento de fenda.

4.2.5 RESISTÊNCIA À FADIGA DA LIGAÇÃO REBITADA

São apresentados neste subcapítulo as Figuras 4.12 e 4.13 que apresentam os resultados experimentais da resistência à fadiga, da previsão das fases de iniciação e propagação de fendas, assim como da vida total na forma de curvas S-N. Refere o autor [12] que, a previsão da fase de propagação baseia-se em três critérios de iniciação, nomeadamente, $a_i=0.5\text{mm}$, $a_i=0.6\text{mm}$ e $a_i=0.7\text{mm}$. A integração da lei de propagação realizou-se em incrementos de fendas de 0.1mm, tendo sido utilizadas as equações relativas ao valor medio do fator de intensidade de tensões, representados na Figura 4.11.

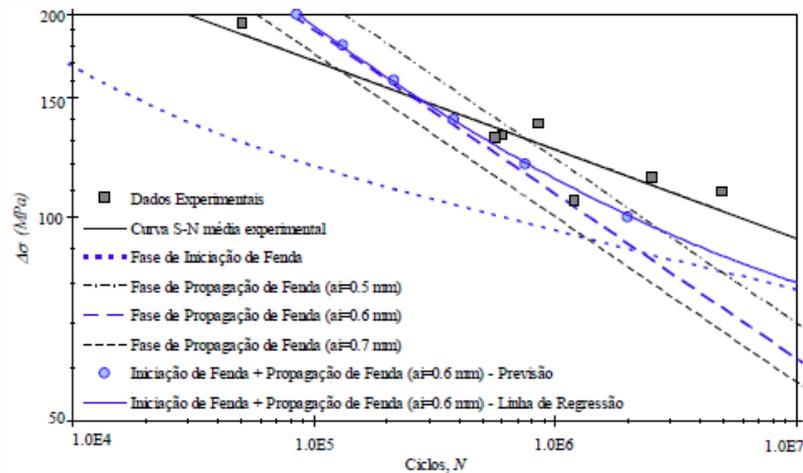


Figura 4.12 - Resultados das previsões das fases de iniciação e propagação de fendas para $FKN=1.0$, $FTOLN=0.1$, $\mu=0.0$ e $\Delta T=0^{\circ}C$ (ausência de pré-esforço).

Segundo o autor [5], a análise dos resultados revelou que o modelo de previsão com duas fase de crescimento de fendas e com o critério de iniciação $a_i=0.6\text{mm}$ é mais consistente com os resultados experimentais, Figura 4.14. AS curvas de propagação apresentam um declive superior à curva experimental. Já a curva de iniciação apresenta um declive muito próximo da curva S-N experimental. A curva S-N global prevista para a ausência de pré-esforço apresenta uma aproximação muito satisfatória á curva S-N experimental. Verifica-se também que a fase de propagação é dominante para regimes de fadiga oligocíclica; para regimes de fadiga de longa duração é a fase de iniciação a dominante. Afirma ainda que é óbvio que apenas foi possível obter uma curva S-N global próxima da experimental graças à contabilização da fase da iniciação. A consideração exclusiva da fase de propagação ira conduzir a curvas excessivamente conservadoras para regimes de fadiga de longa duração.

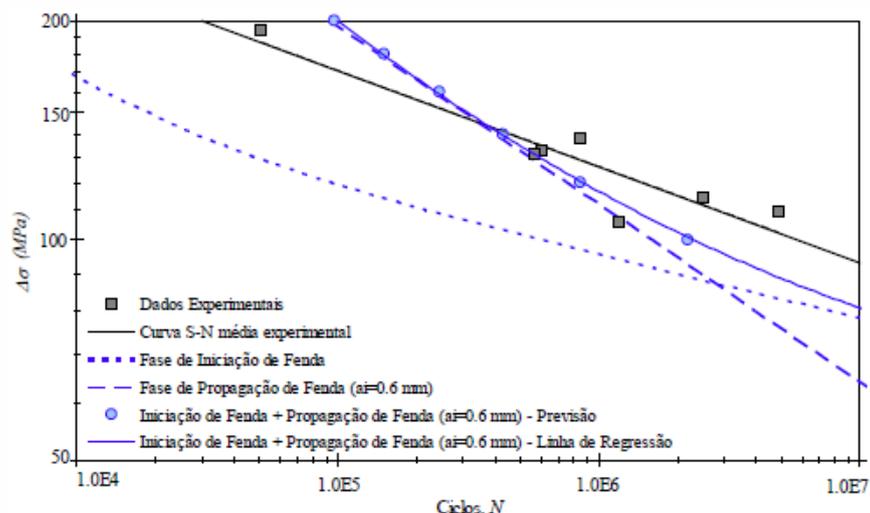


Figura 4.13 - Resultados das previsões das fases de iniciação e propagação de fendas para $FKN=1.0$, $FTOLN=0.1$, $\mu=0.0$ e $\Delta T=75^{\circ}C$ (com pré-esforço).

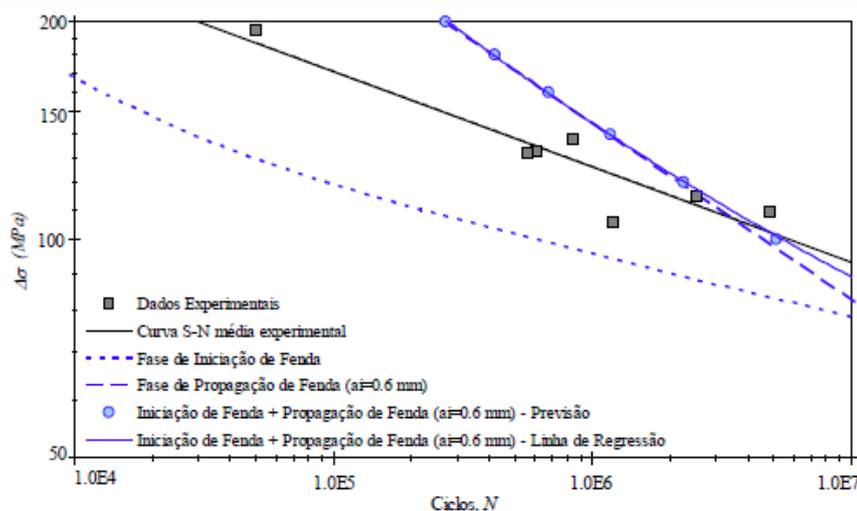


Figura 4.14 - Resultados das previsões das fases de iniciação e propagação de fendas para $FKN=1.0$, $FTOLN=0.1$, $\mu=0.0$ e $\Delta T=275^{\circ}\text{C}$ (com pré-esforço mais elevado).

Relativamente à situação com pré-esforço ($\Delta T=75^{\circ}\text{C}$), utilizando o critério de iniciação $a_i=0.60\text{mm}$, podemos dizer que a previsão apresentada na figura deslocou-se para cima, o que seria expectável, pelo facto do pré-esforço que foi introduzido na simulação não ser consideravelmente elevado. No caso de pré-esforço ($\Delta T=275^{\circ}\text{C}$), para o critério de iniciação $a_i = 0.60\text{mm}$, foi novamente observado um deslocamento para cima e verificou-se que a previsão global se aproxima da fase de propagação, ou seja, o processo de propagação passa a ser dominante em todos os domínios.

4.3 MODELAÇÃO MONOTONIA DE LIGAÇÃO APARAFUSADA COM E SEM INJEÇÃO DE RESINA

4.3.1 INTRODUÇÃO

Neste subcapítulo pretende-se apresentar os resultados da dissertação realizada por Bruno Carvalho [13], em que se avaliou o comportamento estático (monotónico) até à rotura, de ligações aparafusadas sem e com resina injetada, recorrendo à simulação por elementos finitos. Foi possível assim analisar o efeito da resina injetada no comportamento estático das ligações, através da construção de elementos finitos capazes de simular o efeito do atrito e pré-esforço.

Para a analisar estes efeitos foram modelados dois tipos de ligações aparafusadas e em cada ligação modelados três tipos de parafusos, nomeadamente, parafusos standard, parafusos com injeção de resina e parafusos ajustados (Tabela 4.1) Nos modelos 1 e 2 é objeto de análise o impacto da folga no comportamento estrutural em cada tipo de ligação, assim torna-se possível comparar os dois tipos de utilização corrente de parafusos com o modelo 3, que avalia o efeito de preencher a folga com uma resina estrutural.

Sendo a presente dissertação sobre a realização de uma avaliação à fadiga do comportamento de uma ligação aparafusada de corte duplo com injeção de resina, apenas teremos foco nos resultados obtidos para o mesmo tipo de modelo.

Tabela 4.1 – Classificação dos três modelos numéricos usados para tipo de ligação aparafusada investigada. [13]

Número do Modelo	Classificação do Modelo
LIGAÇÃO APARAFUSADA COM CORTE DUPLO	
1º Modelo	Folga de 2mm sem preenchimento de resina
2º Modelo	Parafuso ajustado
3º Modelo	Folga de 2mm preenchida com resina
LIGAÇÃO APARAFUSADA VIGA-PILAR	
1º Modelo	Folga de 2mm sem preenchimento de resina
2º Modelo	Parafusos ajustados
3º Modelo	Folga de 2mm preenchida com resina

4.3.2. GEOMETRIA E MODELAÇÃO DA LIGAÇÃO APARAFUSADA DE CORTE DUPLO.

O autor apresenta como geometria da ligação aparafusada com corte duplo as dimensões apresentadas nas Figuras 4.15 e 4.16. A ligação é composta por duas chapas, que têm uma largura de 70 mm, um comprimento de 200 mm, ligadas com um parafuso M22x70 e uma anilha de 3mm de espessura.

Na modelação do conjunto de corpo algumas propriedades dos materiais tiveram de ser identificadas, para simplificação todos foram considerados como materiais isotrópicos. Em relação ao aço, foi assumido um módulo de Elasticidade de 210 GPa. E um coeficiente de Poisson igual a 0,30, que esta estipulado pela norma NP EN 1993-1-1 de 2010[EC3]. Relativamente ao adesivo estrutural adotado foi utilizada a resina Sikadur-30 e como suas propriedades o módulo de elasticidade de 12.8 GPa e um coeficiente de Poisson igual a 0.26.

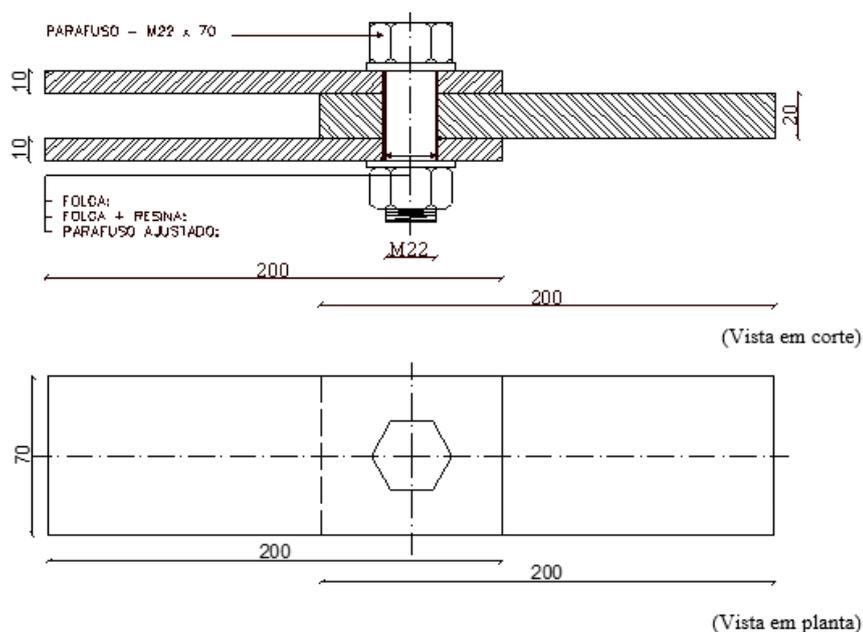


Figura 4.15 – Geometria da ligação aparafusada com corte duplo (dimensões em mm) [13]

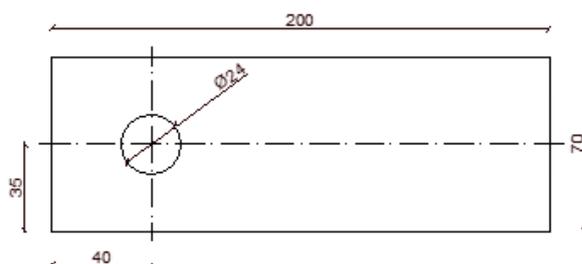


Figura 4.16 – geometria das chapas de 10 mm e 20 mm usadas na ligação aparafusada com corte duplo (dimensões em mm) [13]

A construção dos modelos de elementos finitos das ligações aparafusadas foram criados no código comercial ANSYS através da linguagem ANSYS Parametric Design Language. Os modelos numéricos foram realizados sabendo que para todos os modelos das chapas de 10 mm e 20 mm e o parafuso M22 seriam iguais para o modelo com folga e com resina injetada. Cada corpo foi então modelado com uma malha 3D com elementos sólidos de 20 nós (SOLID186). Os modelos 1 e 2 eram constituídos por três corpos, apenas que se encontram respetivamente modelados na Figura 4.17. Como a ligação aparafusa com corte duplo apresenta dois planos de simetria, apenas um quarto da ligação foi modelada, visando reduzir o custo computacional das simulações. A resina foi modelada com a forma de um cilindro com 2 elementos finitos na espessura, 10 elementos finitos na direção longitudinal (Z) e 20 elementos finitos na direção circunferencial (Figura 4.18).

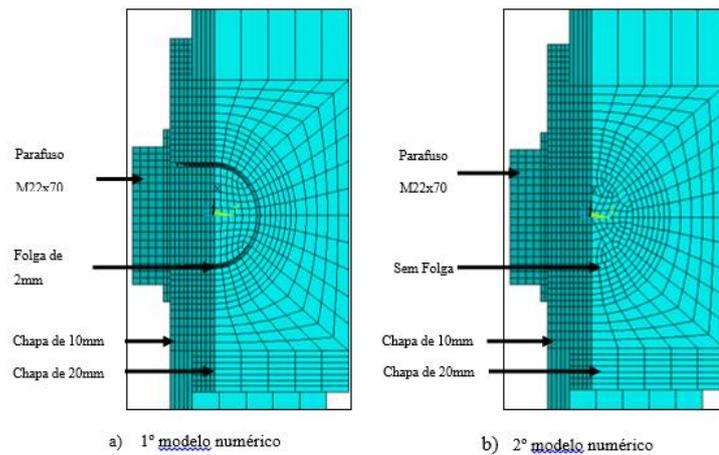


Figura 4.17 – Aspeto local das malhas de elementos finitos do 1º e 2º modelo números da ligação aparafusada com corte duplo sem injeção de resina[13]

O contacto foi modelado aplicando a tecnologia de elementos de contacto disponível no software ANSYS, usando as opções de contacto superfície – superfície e assumindo-se que ambas as superfícies em contacto são flexíveis. Primeiro seleccionou-se as superfícies entre os diferentes corpos que poderão potencialmente entrar em contacto e de seguida, geraram-se nessas superfícies elementos de 8 nós (TARGE170 e CONTA174) para modelar respetivamente todos os pares de contacto entre os mesmos corpos.

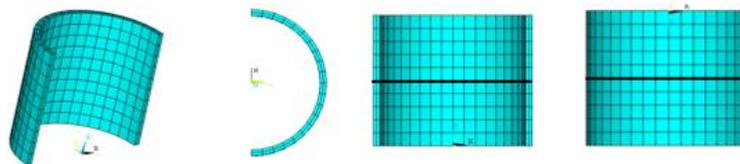


Figura 4.18 – Discretização do corpo 4 (resina), formada por elementos finitos de 20 nós usada na análise da ligação aparafusada com corte duplo e com injeção de resina [13]

4.3.3 PARÂMETROS QUE INFLUENCIAM AS SIMULAÇÕES MONOTÓNICAS

Cada modelo de elementos finitos proposto é diretamente influenciado por um conjunto importante de parâmetros tais como, algoritmo de contacto, folga entre o parafuso e os corpos a ligar, preenchimento da folga com resina, modelo constitutivo dos materiais, coeficiente de atrito, pré-esforço nos parafusos e os deslocamentos impostos.

4.3.4 ALGORITMO DE CONTACTO

Todas as simulações foram realizadas por Bruno Carvalho [13] usando o algoritmo de contacto Lagrange Aumentado. Este explica que o algoritmo requer a definição da rigidez normal de contacto e a tolerância à interpenetração dos pares de contacto, a ser aplicada na direção normal

à superfície de contacto. A rigidez de contacto é estimada pelo ANSYS com base nas propriedades elásticas dos corpos em contacto e pode ser afetada por um fator multiplicativo, definido como o parâmetro FKN. A tolerância à penetração é definida à custa do parâmetro FTOLN, sendo também um fator multiplicativo a aplicar à espessura da primeira camada de elementos sólidos dos corpos em contacto. O autor da dissertação usa os valores obtidos por Silva [68], que concluiu na sua dissertação que os valores ótimos para estes parâmetros são os seguintes:

- FKN (fator da rigidez de contacto) igual a 0.1.
- FTOLN (fator de tolerância à penetração) igual a 0.1.

Para os restantes parâmetros do algoritmo de Contacto Lagrange Aumentado são utilizados os valores sugeridos por defeito pelo código comercial ANSYS.

4.3.5 FOLGA ENTRE O PARAFUSO E OS FUROS REALIZADOS

Este parâmetro é por excelência a variável que distingue uma ligação com parafusos normais e parafusos ajustados. Nos modelos numéricos sem injeção de resina, o valor da folga assumiu dois valores e que foram 2mm (parafusos standard) e 0mm (parafusos ajustados). No modelo numérico com injeção de resina, a folga entre o parafuso e o furo foi de 2mm, sendo esta folga totalmente preenchida com resina injetada.

4.3.6 MODELOS CONSTITUTIVOS DOS MATERIAIS

Carvalho [13] para a modelação do comportamento elasto-plástico usou o critério de cedência de Von Mises, com endurecimento isotrópico definido através de uma lei multilinear. Para o aço S355 foi adotada a curva tensão-extensão uniaxial de acordo com a Figura 4.19.

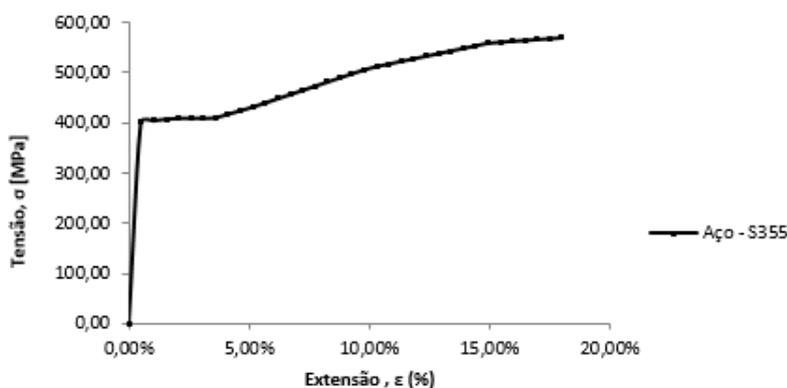


Figura 4.19 - Comportamento tensão-extensão uniaxial do aço S355 [13]

Para aos parafusos foi adotada uma curva de tensão-extensão uniaxial representada na Figura 4.20. Adotou-se parafusos de classe 8.8, logo com tensão de rotura de 800MPa e tensão de cedência de 640MPa ($0.8 \cdot 800\text{MPa}$).

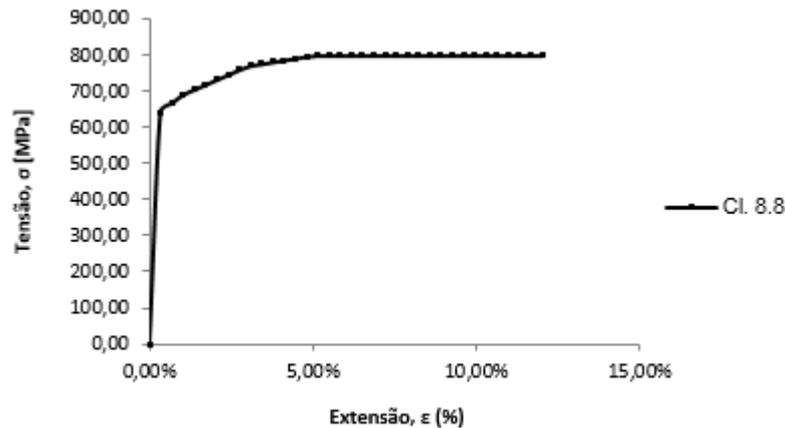


Figura 4.20 - Comportamento tensão-extensão uniaxial adotado para os materiais usados nos parafusos da classe de resistência 8.8.

Com vista á caracterização do comportamento da resina foram realizados sete ensaios de compressão em paralelepípedos de resina, estes resultados apresentam apenas o comportamento à compressão da resina enquanto a geometria do provete se manteve estável. Foi necessário arbitrar o comportamento de endurecimento da resina pois na realidade esta encontra-se confinada e quando for solicitada vai sofrer endurecimento por densificação, mas dado que os provetes de resina que foram ensaiados não foram confinados, não foi possível determinar a lei de endurecimento. Na Figura 4.21 é apresentado os resultados das médias de provetes e as duas hipóteses de endurecimento do material.

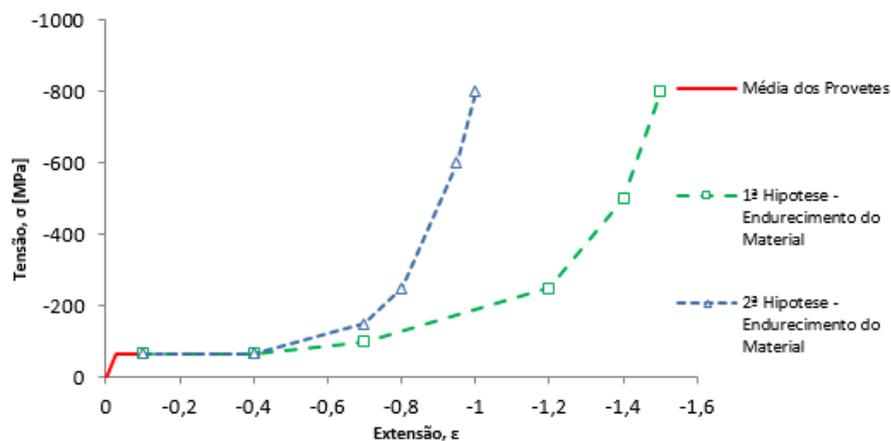


Figura 4.21 - resultados das médias dos provetes ensaiados e 1º e 2º hipóteses de endurecimento à compressão da resina.

4.3.7 CALIBRAÇÃO DA TENSÃO DE PRÉ-ESFORÇO

As primeiras simulações visaram a determinação da relação entre a tensão de pré-esforço e a variação de temperatura aplicada ao corpo do parafuso.

A Figura 4.22, apresenta a evolução da tensão do pré-esforço, para as variações de temperatura de 0°C, 100°C, 475°C, 500°C, 700°C e 900°C e para os coeficientes de atrito, 0.2 e 0.5. Estas simulações foram realizadas em regime elástico para a ligação com corte duplo. Da leitura da figura constatou-se que os valores da tensão de pré-esforço que traduzem o aperto da ligação para os coeficientes de atrito de 0.2 e 0.5, são praticamente coincidentes. Também se verifica que a variação de temperatura e a tensão de pré-esforço estão relacionadas de forma linear. Quanto maior a variação de temperatura, maior será a tensão de pré-esforço nos parafusos.

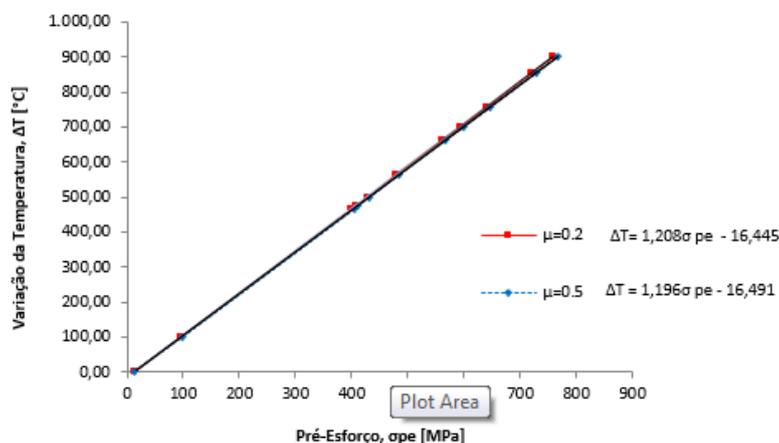


Figura 4.22 – Relação entre a tensão de pré-esforço e a variação de temperatura aplicada no corpo do parafuso.

4.3.8 ANÁLISE ELASTO-PLÁSTICA

Conforme citado no capítulo anterior, estudaram-se duas hipóteses de endurecimento da resina e os resultados $F-\delta$ obtidos foram comparados com os resultados do 1º e 2º modelos numéricos, conforme mostra a Figura 4.23. Em ambas as hipóteses para a modelação da resina observou-se inicialmente, em regime elástico, o mesmo comportamento estrutural, ficando os registos $F-\delta$ compreendidos entre os resultados do 1º e 2º modelos numéricos. Durante o comportamento plástico verificaram-se ligeiras diferenças conforme observado para o deslocamento final igual a 13mm.

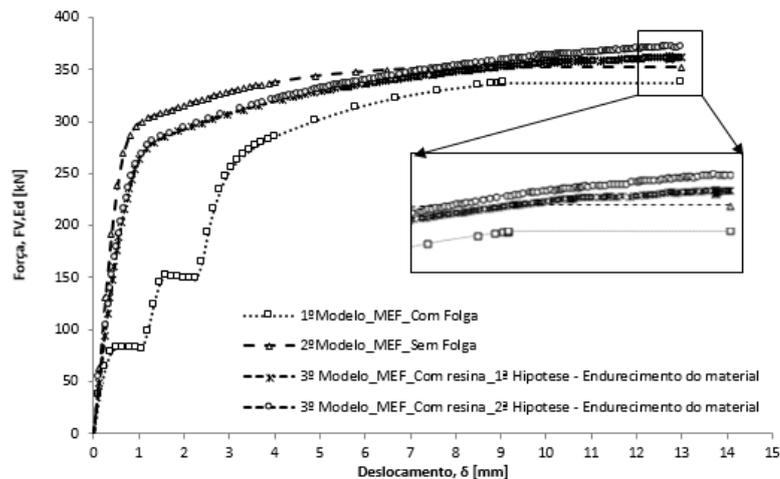


Figura 4.23 – Comparação das respostas F- δ entre a 1ª e 2ª hipóteses de endurecimento da resina usadas no 3º modelo numérico, com os restantes modelos numéricos (σ_{pe} = 560 MPa, μ =0.2)

É apresentado na Figura 4.24 os registos carga deslocamentos obtidos na dissertação [13], para os valores de atrito igual a 0.2. A ligação teve um comportamento linear elástico até começar a plastificar (Pormenor I1). Durante a fase de plastificação a força foi crescendo de forma mais ligeira (Pormenor I2) até alcançar um valor máximo por volta de 13.00mm (Pormenor I3). E da mesma forma é apresentada na figura 4.x os registos para o valor de atrito igual a 0.5. O efeito da tensão de pré-esforço ocorreu de forma mais significativa quando a ligação inicia o comportamento não linear (Pormenor J1). Verifica-se nessa zona da resposta, que quanto maior é a tensão de pré-esforço, maior é a resistência da ligação. Imediatamente após o início da fase da plastificação (Pormenor J1), as curvas convergem entre si (Pormenor J2) e os valores da resistência continuaram a aumentar ligeiramente até ao valor de deslocamento aproximadamente igual a 10.00mm (Pormenor J3).

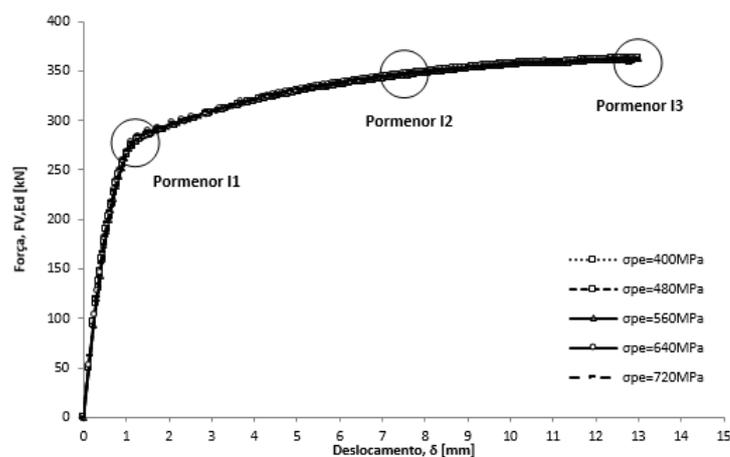


Figura 4.24 - Comportamento da ligação com corte duplo com resina injetada em regime elasto-plástico para um coeficiente de atrito igual a 0.2 e variando a tensão de pré-esforço [13]

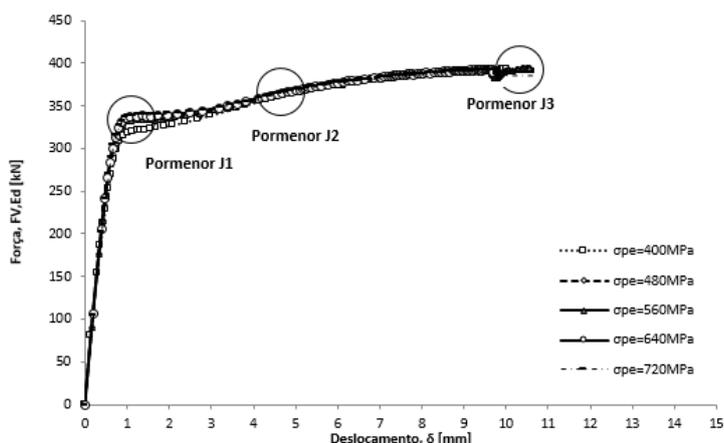


Figura 4.25 - Comportamento da ligação com corte duplo com resina injetada em regime elasto-plástico para um coeficiente de atrito igual a 0.2 e variando a tensão de pré-esforço [13]

O autor descreve para finalizar que dos resultados obtidos observou que quanto maior é o coeficiente de atrito, maior é a resistência da ligação. Notou também que quanto maior é a tensão de pré-esforço, maior a resistência mas estes valores são apenas visíveis para coeficientes de atrito maiores que 0.5 e que o valor de 0.2 a variação de pré-esforço não apresentava qualquer influência significativa no comportamento da ligação.

As ligações aparafusadas com injeção de resina provaram não apresentar patamares de deslizamento entre as chapas, demonstrando que a resina fica confinada dentro da ligação plastificando e endurecendo por esmagamento. O ponto crítico em todos os diagramas de tensões de Von mises apresentou-se sempre junto ao fura das chapas em todos os diagramas apresentados por Carvalho [13], que corresponde na maior parte à tensão máxima na chapa central para um coeficiente de atrito igual a 0.2 e para o coeficiente de 0.5 localiza-se entre as duas chapas.

4.4 PROPOSTA DE MODELAÇÃO À FADIGA PARA A LIGAÇÃO APARAFUSADA COM INJEÇÃO DE RESINA

4.4.1 INTRODUÇÃO

O presente subcapítulo destina-se a apresentar e discutir o resultado obtido da simulação da ligação aparafusada pré-esforçada com injeção de resina com corte duplo realizada. Como previamente referido na Secção 4.1, a vida à fadiga resulta do conjunto de ciclos nas fases de iniciação e propagação de fendas.

Inicialmente apresenta-se neste subcapítulo um resumo da caracterização à fadiga apresentando os valores necessários para a previsão da fase de iniciação de fendas. Seguido de uma descrição do modelo numérico realizado no programa ANSYS para a determinação do campo de tensões e do K_t . Na fase de propagação de fendas a resina já não está em funcionamento, então a propagação

de fendas funciona como uma ligação aparafusada e estando este trabalho já publicado serão utilizados resultados publicados por João Silva [68].

Finalmente, os resultados dos ciclos obtidos para a fase de iniciação e propagação de fendas são integrados para obter uma previsão global do comportamento à fadiga de ligações aparafusadas com injeção de resina.

4.4.2 DESCRIÇÃO DO MODELO DE ELEMENTOS FINITOS DA LIGAÇÃO

A geometria da ligação aparafusada de corte duplo com injeção de resina é a mesma que foi usada no estudo realizado pelo João Silva [68]. A geometria da ligação objecto de estudo está apresentada na Figura 4.26.

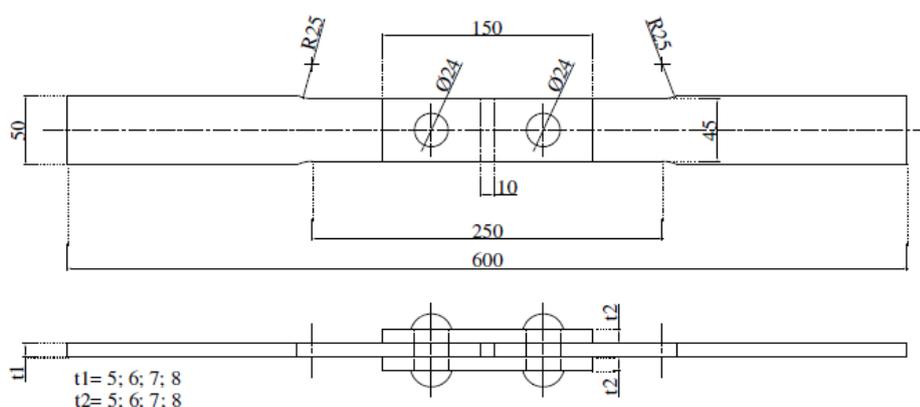


Figura 4.26 – Geometria da ligação aparafusada de corte duplo com injeção de resina.

O modelo de elementos finitos sugerido pelo autor João Silva [68] para a ligação aparafusada sem resina injetada está apresentada na Figura 4.27. O estudo de João Silva [68] permitiu obter o valor do factor de concentração de tensões linear elástico, K_t , para a ligação sem resina. Com base neste estudo, relevante para definir a fase de iniciação de fendas de fadiga da curva S-N, foi sugerida uma curva S-N de iniciação tendo em conta que a resina reduz a concentração de tensões em torno do furo.

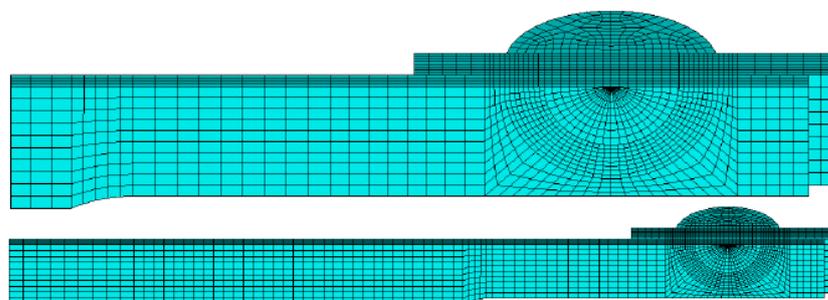


Figura 4.27 – Malha de elementos finitos da ligação (1/4 da ligação).

O conjunto dos elementos que integram a ligação foram modelados como materiais isotrópicos e elásticos, para as chapas de 10 e 20 mm foi assumido um módulo de Young (E) de 210 GPa e um coeficiente de Poisson (ν) de igual a 0.27. O parafuso M22 de classe 8.8 foi considerado com os respectivos valor de 210 GPa e 0.30.

O modelo foi construído usando quatro pares de contacto, particularmente: o contacto entre as chapas de 10 e 20 mm, o contacto da cabeça do parafuso e anilha com a chapa de 10 mm e os contactos da resina com a chapa de 10mm, chapa de 20 mm e anilha separadamente. O contacto foi modelado aplicando a tecnologia de elementos de contacto disponível no ANSYS, usando a opção de contacto superfície-superfície, para modelar as superfícies de contacto foi utilizado o elemento CONTA174 e para formar os pares de contacto o elemento TARGE170.

As simulações foram realizadas usando o algoritmo de contacto ‘Augmented Lagrange’. Para a realização deste algoritmo foi requerido a definição da rigidez normal de contacto e tolerância à penetração a ser aplicada na direção normal à superfície de contacto, que são definidas respetivamente pelos parâmetros FKN e FTOLN. Como simplificação e não repetição de estudos já realizados, o autor João Silva [68] usou os valores de FKN=0.1 e FTOLN=0.1. O coeficiente de atrito intermedio usado neste estudo foi de $\mu=0.35$.

Sabendo que o momento torsor de aperto, T , aplicado foi de 80 N.m, o parafuso modelado foi também submetido a uma tensão de fixação equivalente. A relação entre o binário aplicado, M_p , e a pré-carga, F_p , é mostrada na Equação (4.7) onde C é um parâmetro relacionado com o comportamento de atrito das superfícies pré-carregados que normalmente varia entre 0,16 e 0,20 e d é o diâmetro do parafuso. Usando um valor medio da constante C , tem-se que a carga de pré-esforço é dada por:

$$F_{pré-esforço} = \frac{T}{Cd} = \frac{80}{0.18 \times 0.022} = 20202 \text{ N} \quad (4.7)$$

A tensão de pré-esforço pode ser calculada dividindo a carga de pré-esforço pela área resistente do parafuso, A_{res} :

$$\sigma_{pré-esforço} = \frac{F_{pré-esforço}}{A_{res}} = \frac{20202}{304} = 66.4 \text{ MPa} \quad (4.8)$$

4.4.3 DETERMINAÇÃO DO K_t : FASE DE INICIAÇÃO DE FENDAS

O fator elástico de concentração de tensões, K_t , para uma ligação aparafusada com injeção de resina foi definido com base numa expressão empírica, que relaciona o fator elástico de concentração de tensões de uma ligação sem e com resina.

Na Figura 4.28 é ilustrada a evolução do fator de concentração de tensões K_t para a variação da tensão de pré-esforço, sendo os valores apresentados para o pré-esforço correspondente a variação de temperatura, ΔT , igual a 0°C que corresponde à inexistência de pré-esforço, para o ΔT de 100°C que corresponde à tensão de 58MPa e para o ΔT de 475°C que corresponde à tensão de 254MPa .

Na Figura 4.29 é ilustrada a evolução do fator de concentração de tensões K_t para a variação da Força de pré-esforço, sendo os valores apresentados para o pré-esforço correspondente a variação de temperatura, ΔT , igual a 0°C que corresponde à inexistência de pré-esforço e para os ΔT de 110 e 475°C .

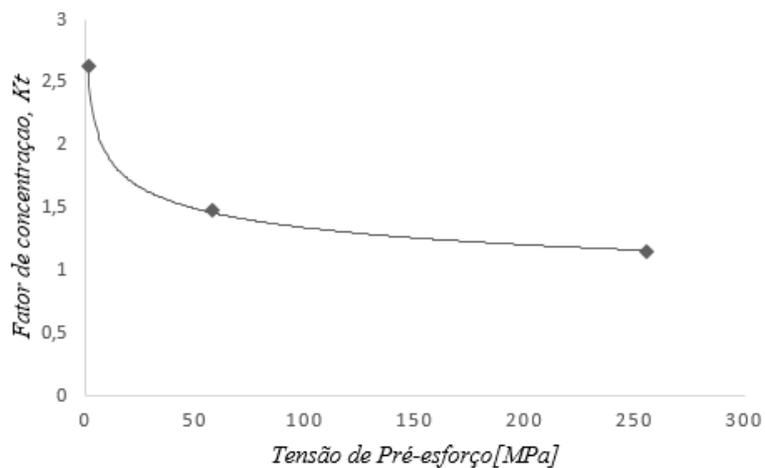


Figura 4.28 - Relação entre o fator de concentração de tensões de uma ligação aparafusada com a variação da tensão pre-esforço

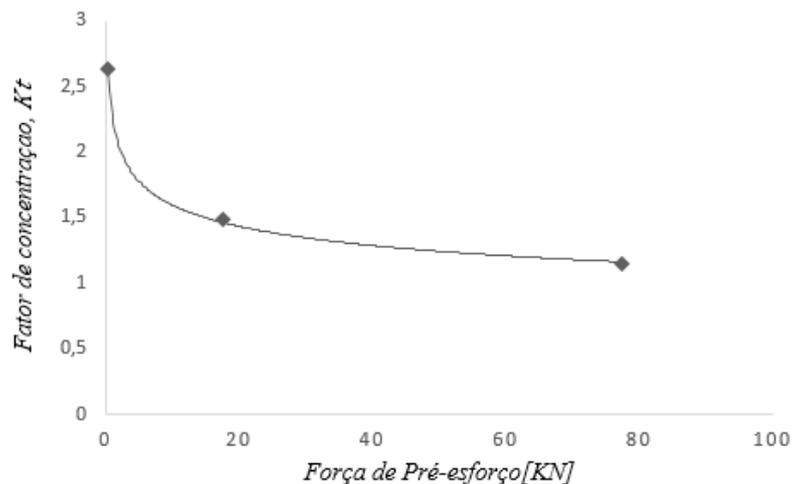


Figura 4.29 - Relação entre o fator de concentração de tensões de uma ligação aparafusada com a variação da força do pre-esforço

Com base nos gráficos anteriormente apresentados, o K_t para os valores de $F_{pré-esforço} = 20,202KN$ e $\sigma_{pré-esforço} = 66,454 MPa$, é igual a 1,43. A relação entre o $K_{t,resina}$ de uma dada ligação aparafusada com resina e o K_t de uma ligação aparafusada é dada pela seguinte expressão:

$$K_{t,resina} = 0,87 * K_t = 0,87 * 1,43 = 1,24 \quad (4.9)$$

A Equação (4.9) e as referências consultadas, apresentadas nas secções anteriores, sugerem que a resina estrutural injectada em furos de ligações aparafusadas diminui a concentração de tensões no furo, conduzindo à seguinte relação:

$$0.75 \leq \frac{K_{t,resina}}{K_t} \leq 0.90 \quad (4.10)$$

Na Figura 4.30 é apresentado os valores para o $K_{t,resina}$, que corresponde ao fator de concentração de tensões interpolado pela relação existente e representada na Equação (4.9). O grafico representa então a evolução do $K_{t,resina}$ teórico para a variação da tensão de pré-esforço.

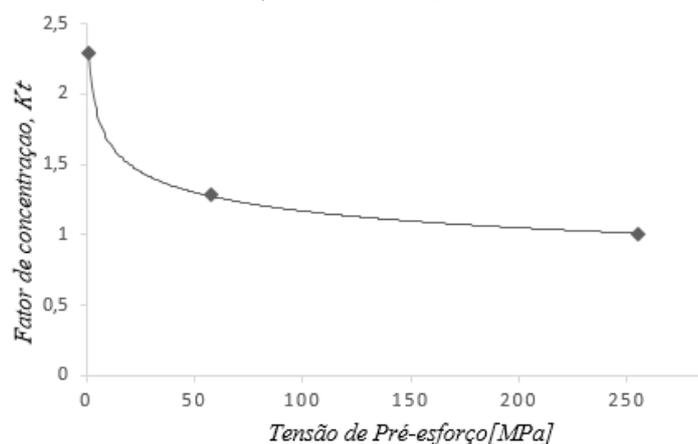


Figura 4.30 - Relação entre o fator de concentração de tensões de uma ligação aparafusada injetada com a variação da força do pre-esforço

Na tabela 4.2 estão identificadas as constantes $K, n, K', n', \sigma'_f, b, \epsilon'_f$ e c que foram determinadas para o material da ponte de Fão e encontram-se resumidas na presente tabela. Os parâmetros da curva cíclica e da deformação-vida foram estimado para ensaios em controlo de deformação, $R_\epsilon=0.0$.

Tabela 4.2 – Resumo das constantes necessárias previsão da fase de iniciação de fendas de fadiga.

K [MPa]	n	K' [MPa]	n'	σ'_f [MPa]	b	ϵ'_f	c
477.53	0.13	818.47	0.14	635.80	-0.09	0.044	-0.48

4.4.4 DETERMINAÇÃO DOS FATORES DE INTENSIDADE DE TENSÕES: FASE PROPAGAÇÃO DE FENDAS

A previsão da fase de propagação nesta dissertação, como referido na Secção 4.1.3, foi realizada adotando a lei de propagação proposta por Paris. Sabendo que a resina perde toda a sua resistência na fase de iniciação de fendas, a fase de propagação de fendas é idêntica à de uma ligação aparafusada sem injeção de resina. Este estudo foi já realizado pelo autor João Silva [68], sendo então os valores obtidos nesta secção da sua autoria.

As constantes da lei de Paris foram obtidas experimentalmente, como é referido no Capítulo 3.1, para o material extraído da ponte de Fão, dada uma razão de tensões igual a 0.0, são $C=4.2047E-18$ e $m=4.8038$, apresentados na Tabela 3.8.

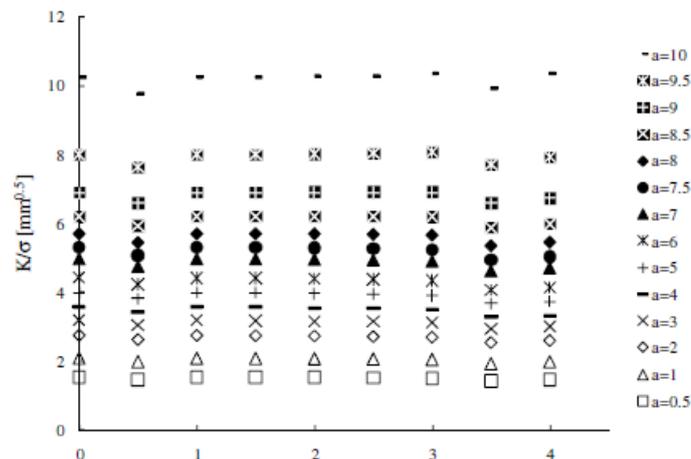


Figura 4.31 - Fatores de intensidade de tensões para diferentes profundidades relativas à ligação aparafusada com pré-esforço, $\Delta T=110^{\circ}\text{C}$.

A Figura 4.31 apresenta o fator de intensidade de tensões para diferentes profundidades de fenda na ligação aparafusada, usando um ΔT igual a 110°C . Existindo uma relação linear entre o pré-esforço e a variação de temperatura, para o valor obtido de 66.4 MPa correspondia um valor de variação de temperatura igual a 126°C mas esta diferença não iria corresponder a uma grande influência pois como é possível observar na Figura 4.32 que ilustra a evolução do valor medio do fator de intensidade de tensões ao longo da frente de fenda em função da profundidade, a , para as ligações aparafusadas com e sem pré-esforço. Ao observar o gráfico pode-se observar claramente a influência do pré-esforço no fator de intensidade de tensões, pois a sua presença atenua o valor por aproximadamente metade. Mas para a diferença entre a variação de temperatura de 110°C e 475°C é mínima, o que nos possibilita concluir que a influência é mínima a diferença dos valores obtidos para a variação de temperatura de 110°C e 126°C .

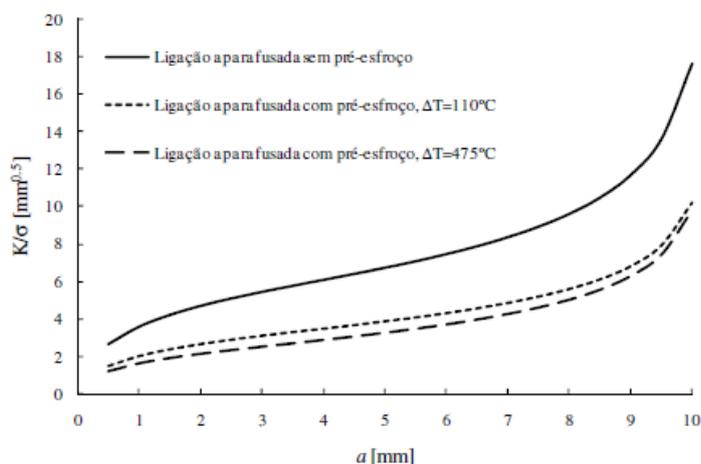


Figura 4.32 – Evolução do valor médio do fator intensidade de tensões ao longo da frente da fenda em função da profundidade, para a ligação aparafusada. [68]

O polinômio apresentado na Equação (4.11) descreve a curva apresentada na Figura 4.32, relativa à ligação aparafusada com pré-esforço, $\Delta T=110^{\circ}\text{C}$.

$$\frac{K}{\sigma} = 2.365 \times 10^{-4} a^6 - 6.166 \times 10^{-3} a^5 + 5.999 \times 10^{-2} a^4 - 2.545 \times 10^{-1} a^3 + 3.698 \times 10^{-1} a^2 + 6.714^{-1} a^1 + 1.136 [mm^{0.5}] \quad (4.11)$$

4.4.5 RESISTÊNCIA À FADIGA DA LIGAÇÃO APARAFUSADA COM INJEÇÃO DE RESINA

A Figura 3.33 apresenta os resultados experimentais da resistência à fadiga da ligação em estudo. A figura também apresenta os resultados das previsões das fases de iniciação (com e sem fenda) e propagação de fendas, assim como a curva da vida total, sob a forma de curvas S-N. A previsão da fase de propagação baseou-se no critério de iniciação de $a_i = 0,5$ mm, sendo que na integração da lei de propagação se realizou com base de incrementos de fendas de 0.1mm. Tratando-se do material correspondente à ponte de Fão usou-se um critério de paragem relativo ao K_{max} que é o K_{max} para os resultados experimentais representados na Figura 3.11, sendo equivalente a 1200.

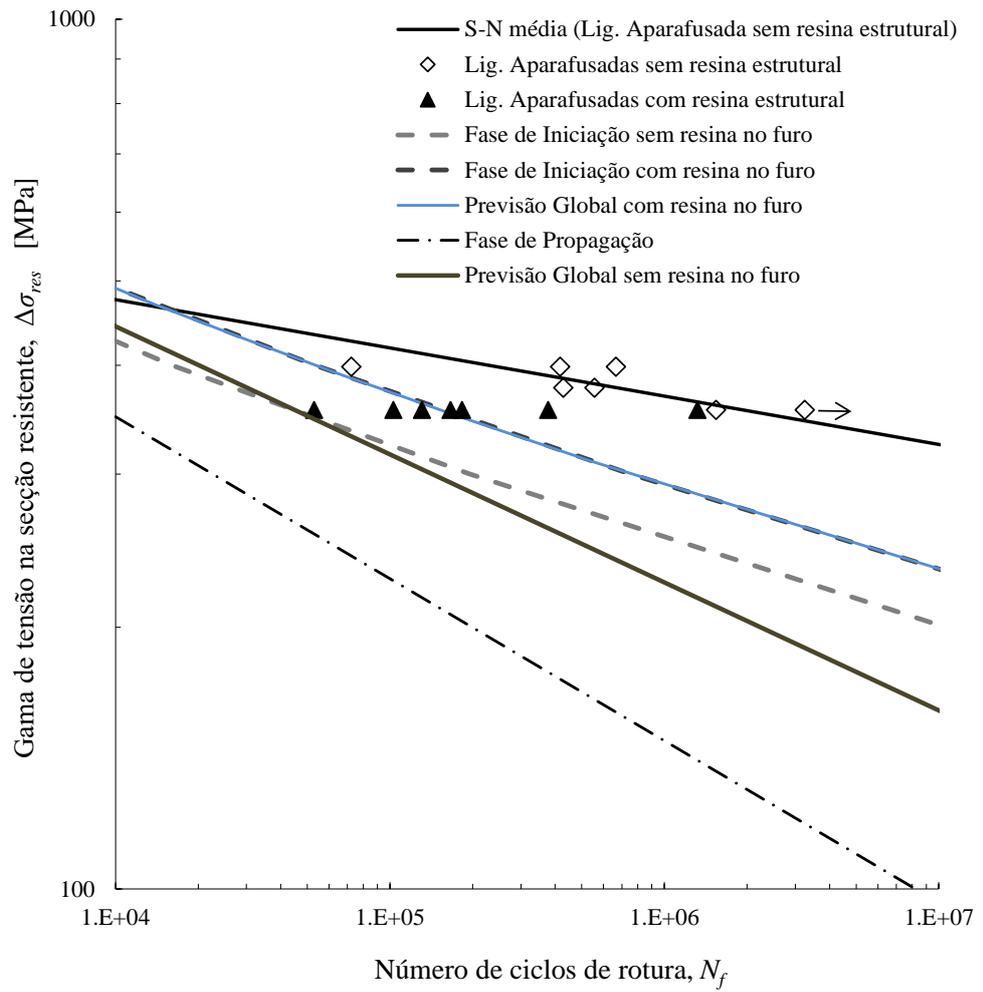


Figura 4.33 – Previsão da vida total à fadiga para ligação aparafusada com e sem resina estrutural.

5

CONCLUSÕES

5.1 INTRODUÇÃO

Na presente dissertação foi realizada a caracterização do comportamento à fadiga de uma ligação aparafusada pré-esforçada com injeção de resina, usualmente utilizada na substituição de ligações existentes de pontes metálicas antigas, em fase de reabilitação, bem como a sua utilização em novas estruturas. Foi apresentado os resultados experimentais do material da ponte de Fão para uma possível comparação entre os resultados experimentais apresentados por João Silva [68] e os resultados obtidos na presente dissertação.

As conclusões são apresentadas na secção seguinte do presente capítulo seguida de uma secção final com algumas propostas de trabalhos futuros possíveis de ser realizados no âmbito de uma continuidade ao trabalho realizado nesta dissertação.

5.2 CONCLUSÕES FINAIS

As conclusões mais importantes a retirar do presente estudo são as seguintes:

- A previsão da curva S-N efetuada para a ligação aparafusada de corte duplo com resina mostra que existe um claro incremento na vida na ligação quando comparado para a ligação aparafusada sem resina;
- A fase de propagação não contribui para o incremento de vida na ligação aparafusada com resina;
- A fase de iniciação é quem mais contribui para o incremento de vida da previsão da curva S-N global da ligação aparafusada com resina.

5.3 PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS

Na presente dissertação procurou-se dar um contributo para um melhor entendimento do fenómeno da fadiga, em que o seu estudo teve inicio há mais de 150 anos, mas apesar dos desenvolvimentos registados é um assunto que ainda tem muito para ser explorado.

De modo geral sugere-se a continuação dos trabalhos de estudo do comportamento à fadiga da ligação aparafusada com injeção de resina. Desta forma, sugiro os seguintes desenvolvimentos futuros:

- Sendo as propriedades monotônicas da resina conhecidas e disponibilizadas pelos fabricantes, é importante estudar o seu comportamento elasto-plástico cíclico sob ações de carregamento de tração e compressão, considerando a influência da vibração e a viscosidade da resina.
- Análise sobre a influência do número de parafusos da ligação na vida total.
- Estudar outros tipos de resina a utilizar em parafusos injetados.
- Estudar e calibrar a aderência entre a resina e o material metálico, através de um ensaio experimental de flexão entre chapas de material metálico e adesivo estrutural introduzido entre chapas.
- Utilização de ligações mistas para a ligação (material antigo e material novo).
- Modelação à fadiga de ligações aparafusadas com injeção de resina de corte simples e ligação viga-pilar.

6

REFERÊNCIAS

- [1] Idade do Ferro- História, (<http://www.infoescola.com/historia/idade-do-ferro/>). 12/07/2016.
- [2] Os maiores Navios do Mundo, (<http://gigantesdomundo.blogspot.pt/2013/06/os-maiores-navios-do-mundo.html>). 12.07-2016.
- [3] World's Longest Bridge Spam, (<http://bridge.aalto.fi/en/longspan.html>). 12/07/2016.
- [4] Akashi Kailyo Bridge (https://en.wikipedia.org/wiki/Akashi_Kaikyo%C5%8D_Bridge). 12/07/2016.
- [5] Correia, José António Fonseca de Oliveira, *Desenvolvimento de modelos de previsão da vida à fadiga de ligações rebitadas*, dissertação de mestrado, Universidade de Trás-os-Montes, Vila real, 2008.
- [6] Torres de telecomunicação, (<https://energiainteligenteufjf.com/calouro-web-2-0-1o-semester-de-2012/radiacao-eletrica-em-torres-de-telecomunicacoes/>). 12/07/2016.
- [7] Quentin Collette. *Riveted connections in historical metal structures (1840 -1940)*. Dissertação de doutoramento. June 2014.
- [8] B. Khun, M. Lukic, A. Nussbaumer. *Assessment of existing steel structures: Recommendation for Estimation of remaining Fatigue Life*, Primeira Edição, Fevereiro 2008
- [9] Aula 1- Teórica – Disciplina de Pontes,
(https://sigarra.up.pt/feup/pt/conteudos_geral.ver?pct_pag_id=249640&pct_parametros=pv_ocorrendia_id=367792&pct_grupo=53970#53970) 12/06/2017
- [10] Nikolovski, T. *Technical Information 01: injection bolts*, vol. Amended version 2, April 2009 (<http://issuu.com/fakom/docs/ti-01-injectbolts-eng>), 12/07/2016
- [11] Ferhan Ozturk, *Finite element modeling of tubular bolted connection of a lattice wind tower for fatigue assessment*, dissertação de mestrado, Universidade de Coimbra, 2016.
- [12] Qureshi J., Mottram J. T., *Resin injected bolted connection: a step towards achieving slip – resistant joints in FRP bridge engineering*, Conference Paper, 2012.

- [13] Bruno J. P. M. Carvalho, *Modelação por elementos finitos do comportamento de ligações aparafusadas sem e com resina Injetada*, UTAD, Vila Real 2013.
- [14] En 1090-2:2008 “Execution of steel structures and aluminum structures- part 2: technical requirements for steel structures” COMITÉ EUROPÉEN DE NORMALIZATION (CEN), July 2008
- [15] Mattes, J.F., “ Substituição de Rebites por Parafusos Injetados com Resina”, Tese de Mestrado, 180 pag, Instituto Superior Técnico da Universidade Técnica de Lisboa, Portugal, Dezembro de 2007
- [16] Estruturas Metálicas – Ligações Aparafusadas
http://aquarius.ime.eb.br/~moniz/pdf/lig_paraf_05.pdf, 12/07/2016.
- [17] A. Gresnigt, G sedlacek e M. Paschen, “ Injection bolts to repair old bridges”, Delft University of Technology, Netherlands, 2000.
- [18] <http://elearning.vtu.ac.in/13/ENotes/DSS/MCN%2006CV72%20VTU%20notes.pdf> [32]
- [19] Structures of the every day: Structural steel connections
(https://engineering.purdue.edu/~jliu/courses/CE470/PPT_PDF/AISC_ConnectionsJL.pdf), 12/07/2016
- [20] Coffin, L.F., 1954, *A study of the effects of the thermal stresses on a ductile metal*, Translations of the ASME, Vol.76, pages 932-950
- [21] Manson, S. S., 1954, *behavior of materials under conditions of thermal stress*, NACA, Technical Note No. 2933, National Advisory Committee for Aeronautics.
- [22] Morrow, J. D., 1965 *Cyclic plastic strain energy and fatigue metals*, ATSM STP378, Philadelphia Pa, ASTM, pgs 45-87.
- [23] Smith K. N., Watson P., Topper T.H., 1970, *A stress- strain Function for the Fatigue Metals*, Journal of Materials, JMLSA, Vol 51, No 4, pgs 767-778
- [24] Neuber, H., 1961, *Theory of Stress Concentration for Shear-Strained Prismatic Bodies with Arbitrary Nonlinear Stress-Strain Law*, Translations of the ASME, Journal of Applied Mechanics, Vol28, pgs 544-550
- [25] Ramberg, W., Osgood, W. R., 1943, *Description of stress-strain curves by three parameters*, NACA tech. Note No. 902.

- [26] Radaj D. Sonsino, C.M., 1998, *Fatigue assessment of welded Joints by Local Approaches*, Abington Publishing, Abington and Cambridge, England.
- [27] Topper, T.H., Wetzell, R.M., Morrow, JoDean, 1969, *Neuber's Rule applied to fatigue Notched Specimen*, Journal of Materials, Vol 4 No.1, pgs 200-209.
- [28] Stephens, R.I., Fatémi, A., Stephens, R.R., Fuchs, O.H., 2001, *Metal Fatigue in Engineering*, John Wiley & Sons, Inc, New York, US.
- [29] Seeger, T., Heuler, P., 1980, *Generalized application of Neuber's rule*, Journal Testing Evaluation, Vol 8, No. 4, pags 199-204.
- [30] NP EN 1993-1-8, 2010, *Euro código 3 – Projeto de estruturas de aço. Parte 1-8: Projeto de Ligações*, Instituto Português da Qualidade.
- [31] Miguel Miravalles, *The creep Behavior of adhesives*, Chalmers University of Technology, Sweden 2007.
- [32] Branco, C.M., Fernandes, A.A., Castro, P.M.S.T., 1986, *Fadiga de Estruturas Soldadas*, Fundação Calouste Gulbenkian, Lisboa.
- [33] Rooke, D.P., Cartwright, D.J., 1976, *Compendium of stress intensity factors*, Her Majesty's Stationery office, London.
- [34] Tada, H Paris, P.C. Irwin, G., 1973, *The stress analysis of cracks handbook*, Del Research Corporation, Missouri, USA.
- [35] Paris, P.C., Sih, G.C., 1964, *Stress analysis of cracks*, in: *Fracture Toughness Testing and its applications*, ASTM STP 381, pgs 30-81.
- [36] Newman, J.C. Jr., Raju, I.S., 1984, *Stress-Intensity factor equations for cracks in three-dimensional finite bodies subjected to tension and bending loads*, NASA Technical Memorandum 85793.
- [37] Sih, G.C., 1974, *Handbook of stress intensity factors*, Institute for Fracture and Solid Mechanics, Lehigh University Bethlehem, Pennsylvania.
- [38] Newman, J.C., Raju, I.S., 1981, *An empirical stress-intensity factor equation for the surface crack*, Engineering Fracture Mechanics, Vol.15, pgs 185-192
- [39] Paris, P.C., Gomez, M.P., Anderson, W.E., 1961, *A rational analytic theory of fatigue*, The Trend in Engineering, Vol 13, No.1 pgs 9-14

- [40] Paris, P., Erdogan, F., 1963, *A critical analysis of crack propagation laws*, Journal of Basic Engineering, Vol. 85, pgs 528-534
- [41] Forman, R.G, Kearney, V.E., Engle, R.M., 1967, *Numerical analysis of crack propagation in cyclic-loaded structures*, Journal of Basic Engineering, Vol 89, pgs 459-464.
- [42] American Society for Testing and Materials, 199, E647-9: *Standard test method for measurement of fatigue crack growth rates*, Vol. 09.01, West Conshohocken, PA, pgs 591-629.
- [43] Zeinkiewicz, O.c., Taylor, R.L., 1994, *The finite element method*, McGraw-Hill Book Company, London, 4th edition.
- [44] Reddy, J.N., 1993, *An introduction to the finite element method*, McGraw-Hill, New York, 2nd edition
- [45] Fusco, A., 1993, *The finite element method for engineers*, Monograph n°21, centro Internacional de Métodos Numéricos en Ingeniería, Barcelona.
- [46] Silva, T & Fernandes, A.A., 2006, *Ponte Trezoi – Estudo do comportamento à fadiga de ligações rebitadas em pontes metálicas antigas*, Research Report, FEUP/ DEMEGI
- [47] *Ficha de Produto, Sikadur 30*, n° de identificação 04.004, Versão n°1, Edição de Abril de 2011
- [48] *Ficha de Produto, Sikadur 52 Injection*, n° de identificação 07.608, Versão n°1, Edição de Abril de 2011
- [49] Azevedo, A.F.M., ‘‘ Método dos Elementos Finitos’’, vol1^a Edição, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Portugal, Abril de 2003
- [50] Branco, C. M., Ferreira, J. M., Costa, J. D., Ribeiro, A. S., 2005, "Projeto de órgãos de máquinas", Fundação Calouste Gulbenkian, Lisboa, Portugal.
- [51] Wöhler, A., 1867, ‘‘Wöhler’s experiments on the strength of metals’’, Engineering, Vol. 2, pgs. 160-161.
- [52] <http://www.twi-global.com/technical-knowledge/faqs/material-faqs/faq-what-is-a-structural-adhesive/> [online] [Acedido a 8-07-2016]
- [53] Griffith, A. A., 1921, ‘‘The phenomena of rupture and flow in solids’’, Philosophical Transactions of the Royal Society of London, Vol. A221, pgs.163-198.
- [54] Griffith, A. A., 1925, ‘‘The theory of rupture’’, Proceedings of the First International Conference for Applied Mechanics, pgs. 55-63.

- [55] Irwin, G. R., 1958, "Fracture", Handbuch der Physik, S. Flügge, Vol. 6, pgs 551-590
- [56] Irwin, G. R., 1957, "Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate", Journal of Applied Mechanics, Vol. 24, pgs. 361-364.
- [57] Irwin, G. R., 1965, "A continuum-mechanics view of crack propagation", Metallurgical Reviews, Vol. 10, pgs. 223-270.
- [58] Hoepfner, D. W., Krupp, W. E., 1974, "Prediction of component life by application of fatigue crack growth knowledge", Engineering Fracture Mechanics, Vol. 6, pgs. 47-70.
- [59] Rodrigues, Manuel Pedro Gaspar. *Modelação do Comportamento à Fadiga de ligações rebitadas com Múltiplos Rebites*, Dissertação de Mestrado, FEUP, 2013
- [60] Marques, Fernando Miguel de Sousa. *Avaliação do comportamento e análise de fadiga em potes metálicas ferroviárias*, Dissertação de Mestrado, FEUP, Porto, 2006
- [61] NP EN 10002-1, CT12, 2006, "Materiais metálicos. Ensaio de tração. Parte 1: Método de ensaio à temperatura ambiente", Instituto Português da Qualidade.
- [62] American Society for Testing and Materials, 1998, "ASTM E606-92: Standard Practice for Strain-Controlled Fatigue Testing", In Annual Book of ASTM Standards, Part 10, pp. 557-571.
- [63] Ramberg, W., Osgood, W.R., 1943, "Description of stress-strain curves by three parameters", NACA Tech. Note No. 902.
- [64] Morrow, J. D., 1965, "Cyclic plastic strain energy and fatigue of metals", Int. Friction, Damping and Cyclic Plasticity, ASTM, STP 378, pgs. 45-87.
- [65] Coffin, L.F., 1954, "A study of the effects of the cyclic thermal stresses on a ductile metal", Translations of the ASME, Vol. 76, pgs. 931-950.
- [66] Manson, S.S., 1954, "Behavior of materials under conditions of thermal stress", NACA TN-2933, National Advisory Committee for Aeronautics.
- [67] American Society for Testing and Materials, 1999, "E647-9: Standard test method for measurement of fatigue crack growth rates", Vol. 03.01, West Conshohocken, PA, pgs. 591-629.
- [68] João F. N. da Silva, "Comparação entre o comportamento à Fadiga de ligações rebitadas e aparafusadas", Tese de mestrado UTAD, julho de 2009