

**FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE DO
PORTO**

**DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA
MECÂNICA E GESTÃO INDUSTRIAL**



**COMPORTAMENTO À FADIGA DE
COMPONENTES ESTRUTURAIS SOB A
ACÇÃO DE SOLICITAÇÕES DE
AMPLITUDE VARIÁVEL**

Hélder Filipe Sousa Gomes Pereira

DISSERTAÇÃO PARA OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE

PORTO
2006

À minha mulher, Sandra.

AGRADECIMENTOS

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

- aos orientadores científicos, Professor António Augusto Fernandes e Professor Abílio Manuel Pinho de Jesus, pela iniciativa deste trabalho e pelo apoio e disponibilidade que sempre demonstraram;
- ao Engenheiro Miguel Figueiredo técnico das oficinas de Engenharia Mecânica da FEUP, por todo o apoio concedido, na preparação dos provetes;
- ao Engenheiro Cristóvão Santos, técnico das oficinas de Engenharia Mecânica da UTAD, pelo apoio prestado, na preparação dos provetes;
- ao técnico da unidade de microscopia electrónica da UTAD, pelo apoio prestado, na visualização das superfícies de fadiga efectuada em SEM;
- às Instituições, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP), Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro (UTAD) e Instituto de Engenharia Mecânica – Pólo FEUP (IDMEC), por todo o apoio concedido à realização do presente trabalho;

RESUMO

A presente dissertação tem como principal tema o estudo do comportamento à fadiga do aço P355NL1 e de um detalhe estrutural do mesmo aço, para carregamentos de amplitude variável. Esta dissertação visa, essencialmente, estudar as características de acumulação de dano resultantes da aplicação de carregamentos de amplitude variável. Para este efeito foram realizados ensaios de várias séries de provetes lisos e de provetes com duplo entalhe lateral, sujeitos à acção quer de cargas de amplitude constante quer de cargas de amplitude variável.

Foi estudada a influência das sequências dos carregamentos de amplitude variável na acumulação de dano tanto para os ensaios dos provetes lisos como para os ensaios dos provetes entalhados. Relativamente aos provetes entalhados também foi estudada a influência da razão de tensões na sua vida à fadiga e em particular nas características de acumulação de dano.

Também foi realizada a modelação numérica do comportamento elastoplástico cíclico do aço P355NL1 e do detalhe estrutural.

Finalmente foi efectuada a previsão da vida de iniciação de fendas de fadiga para o detalhe estrutural analisado. Este estudo foi efectuado com base nos métodos de aproximação local assentes nas relações de análise elastoplásticas de *Glinka*, *Neuber* e *Seeger* e *Heuler*, assim como no Método dos Elementos Finitos.

Relativamente aos ensaios dos detalhes estruturais com carregamentos variáveis, foram utilizadas as amplitudes de tensão e deformação equivalente, definidas com base na lei de *Miner*, para correlacionar as vidas à fadiga obtidas experimentalmente. Também foram apresentadas curvas de acumulação de dano relativas aos ensaios efectuados com carregamentos variáveis.

ABSTRACT

The main goal of this MSc dissertation is the investigation of the fatigue behaviour of the P355NL1 steel under variable amplitude loading. The fatigue behaviour of a structural component, made of P355NL1 steel, is also investigated for variable amplitude loading. The damage accumulation behaviour under variable amplitude loading is the main goal of this work. To support this research an important experimental program was carried out based on fatigue tests of several series of smooth and notched specimens that were tested for both constant and variable amplitude loading.

The loading sequence effects on damage accumulation were investigated for both smooth and notched specimens. The stress ratio effects on fatigue life and especially on damage accumulation behaviour were studied for the notched specimens. The cyclic elastoplastic behaviour of the P355NL1 steel is also investigated for constant and variable amplitude loading.

Numerical simulations of the cyclic elastoplastic behaviours of the P355NL1 steel and of the notched specimens are presented. These simulations were carried out using a continuum plasticity model based on the *Mises* yield function and on a non linear kinematic hardening rule.

Fatigue life predictions until crack initiation are presented for the notched specimens, for constant amplitude loading, using the local strain approach. Elastoplastic analyses were carried out using simplified formulae, such as the *Glinka*, *Neuber* and *Seeger* and *Heuler* rules as well as the Finite Element Method. For variable amplitude loading, equivalent stress/strain amplitudes, based on *Miner's* rule were used for correlating the experimental data. Damage accumulation curves were also proposed for the notched detail under variable amplitude loading.

ÍNDICE GERAL

Agradecimentos	V
Resumo	VII
Abstract	IX
Índice geral	XI
Nomenclatura	XVII

Capítulo 1 - Introdução e objectivos

1.1 Introdução	2
1.2 Objectivos do trabalho	2
1.3 Estrutura da dissertação	3

Capítulo 2 - Revisão Bibliográfica

2.1 Breve síntese histórica	6
2.2 Aspectos gerais da fadiga	7
2.3 Deformação cíclica nos materiais metálicos	10
2.4 Modelação da fadiga no domínio elástico	11
2.4.1 Formulações gerais do factor de redução da resistência à fadiga	13
2.4.2 Efeito da tensão média na resistência à fadiga dos metais	15
2.5 Modelação da fadiga no domínio plástico	17
2.5.1 Comportamento elastoplástico cíclico	18
2.5.2 Curvas deformação-vida	19

2.5.3	Análise elastoplástica das tensões/deformações nos entalhes	21
2.6	Análises baseadas na Mecânica da Fractura	26
2.6.1	Conceitos gerais da Mecânica da Fractura Linear Elástica	27
2.6.1.1	Modos de solitação de uma fenda	27
2.6.1.2	Definição do factor de intensidade de tensões	28
2.6.2	Propagação de fendas de fadiga	29
2.6.3	Efeito da tensão média na propagação de fendas de fadiga	32
2.6.4	Efeito do fecho de fenda na propagação de fendas de fadiga	33
2.6.5	Propagação de fendas de fadiga sob solitações de amplitude variável	35
2.6.6	Mecânica da Fractura Elastoplástica	38
2.7	Modelos de acumulação de dano de fadiga	40
2.7.1	Acumulação de dano linear	41
2.7.2	Acumulação de dano não linear	43
2.8	Métodos de contagem de ciclos	56
2.9	Métodos estatísticos para modelação da fadiga sob carregamentos de amplitude variável	57

Capítulo 3 - Material, Equipamento e Procedimento Experimental

3.1	Introdução	60
3.2	Caracterização do material	60
3.3	Geometria dos provetes	61
3.4	Equipamento utilizado nos ensaios	63
3.4.1	Ensaio de fadiga	63
3.4.2	Medição de fendas de fadiga	64
3.5	Procedimento experimental	64
3.5.1	Ensaio em controlo de deformação	64
3.5.2	Ensaio em controlo de tensão	65
3.6	Análise das superfícies de fractura	65

Capítulo 4 – Comportamento Elastoplástico Cíclico e à Fadiga do Aço P355NL1

4.1	Introdução	68
4.2	Comportamento elastoplástico cíclico do aço P355NL1 sob carregamentos de amplitude constante	68
4.3	Comportamento à fadiga do aço P355NL1 sob carregamentos de amplitude constante	72
4.4	Comportamento elastoplástico cíclico do aço P355NL1 sob acção de carregamentos de amplitude variáveis	74
4.4.1	Comportamento elastoplástico cíclico do aço P355NL1 quando sujeito a carregamentos definidos por blocos	75
4.4.2	Relação deformação-vida do aço P355NL1 quando sujeito a carregamentos definidos por blocos	86
4.4.3	Acumulação de dano induzido por carregamentos compostos por blocos	90
4.4.4	Resposta elastoplástica cíclica do aço P355NL1 sob carregamentos aleatórios	95
4.4.5	Acumulação de dano induzido pelos carregamentos aleatórios	106
4.5	Conclusões	107

Capítulo 5 – Caracterização do Comportamento à Fadiga de um Detalhe Estrutural

5.1	Introdução	110
5.2	Ensaio de fadiga	110
5.2.1	Ensaio a amplitude de carga constante	111
5.2.2	Ensaio sob amplitude de carga variável definida por blocos	114
5.2.3	Ensaio sob amplitude de carga variável definida por espectros	123
5.2.4	Acumulação de dano induzido pelos carregamentos definidos por espectros	125
5.3	Observação das superfícies de rotura do detalhe estrutural	128
5.4	Conclusões	137

Capítulo 6 – Modelação do Comportamento Cíclico do Aço P355NL1 e do Detalhe Estrutural

6.1	Introdução	140
6.2	Modelação numérica	141
6.2.1	Modelação do comportamento elastoplástico do aço P355NL1	142
6.2.1.1	Modelação do comportamento elastoplástico cíclico sob carregamentos a amplitude constante	144
6.2.1.2	Modelação do comportamento elastoplástico cíclico sob carregamentos a amplitude de carga variável definidos por blocos de amplitude constante	146
6.2.1.3	Modelação do comportamento elastoplástico cíclico sob carregamentos a amplitude de carga variável definida por espectros	147
6.2.2	Modelação do detalhe estrutural	151
6.2.2.1	Determinação do factor de concentração de tensões	155
6.2.2.2	Modelação elastoplástica cíclica a amplitude de carga constante	155
6.2.2.3	Modelação elastoplástica cíclica do detalhe estrutural sob amplitude de carga variável definida por blocos de amplitude constante	162
6.2.2.4	Modelação elastoplástica cíclica do detalhe estrutural sob amplitude de carga variável definida segundo espectros	171
6.3	Conclusões	177

Capítulo 7 – Previsões da Vida à Fadiga

7.1	Introdução	180
7.2	Modelos para previsão da fase de iniciação de fendas	180
7.3	Previsões da vida para carregamentos de amplitude constante	184
7.3.1	Comparação dos métodos na previsão das tensões e deformações locais	184
7.3.2	Comparação entre a vida experimental e a prevista pelos vários métodos	186
7.4	Previsões da vida para carregamentos de amplitude variável definidos por blocos	191
7.5	Previsões da vida para carregamentos de amplitude variável definidos por espectros	201
7.6	Conclusões	203

Capítulo 8 – Conclusões finais e propostas de trabalhos futuros

8.1 Conclusões finais	206
8.2 Propostas de trabalhos futuros	208

Bibliografia

Bibliografia	212
--------------	-----

ANEXOS

Anexo I – Tabelas Relativas aos Dados Experimentais do Aço P355NL1

Anexo II – Tabelas Relativas aos Dados Experimentais do Detalhe Estrutural

Anexo III – Espectros Usados nos Ensaios Experimentais do Aço P355NL1

Anexo IV – Espectros Usados nos Ensaios Experimentais do Detalhe Estrutural

Anexo V – Relação de *Coffin-Manson* na Forma Tabelar para o Aço P355NL1

Anexo VI – Valores Tabelados de Vida à Fadiga do Detalhe Estrutural

Anexo VII – Resposta Elastoplástica Cíclica do Material Sujeito a Espectros de Carga

Anexo VIII – Aplicação do Método de Contagem do Reservatório aos Espectros de Carga

NOMENCLATURA

Abreviaturas

ASME	American Society for Mechanical Engineers;
ASTM	American Society for Testing and Materials;
COD	Crack Opening Displacement;
DCA	Damage Curve Approach;
DLDR	Double-Linear Damage Rules;
MEF	Método dos Elementos Finitos;
MF	Mecânica da Fractura;
MFEP	Mecânica da Fractura Elastoplástica;
MFLE	Mecânica da Fractura Linear Elástica;
RMS	Root Mean Square

Simbologia

a_f, a_i	comprimentos final e inicial de uma fenda de fadiga;
A	constante usada na definição da curva $S-N$;
b	expoente de resistência à fadiga;;
c	expoente de ductilidade à fadiga;
da / dN	taxa de propagação de fendas de fadiga;
D	dano;
E	módulo de Young;
f	frequência;
F, F_{min}, F_{max}	força; força mínima; força máxima;
G_c	taxa crítica de libertação de energia;
J	valor do integral J;
K	factor de intensidade de tensões;
K'	coeficiente de endurecimento cíclico;
K_{aber}	factores de intensidade de tensões que produz a abertura da fenda;
K_c	tenacidade à fractura;
K_f	factor de redução da resistência à fadiga;
K_{fecho}	factores de intensidade de tensões que produz o fecho da fenda;
K_{max}, K_{min}	factores de intensidade de tensões máximo e mínimo;
K_t	factor elasto-estático de concentração de tensões;

K_ε	factor elastoplástico de concentração de deformações;
K_σ	factor elastoplástico de concentração de tensões;
m	expoente da lei de Paris;
M	função da tensão média (equação (8.100));
n	expoente de encruamento monótono; número de ciclos de um bloco de carga;
n'	coeficiente de endurecimento cíclico;
n_i	número de ciclos do bloco de carga i ;
n_L, n_H	número de ciclos dos blocos de carga com solicitações baixas e altas, respectivamente;
N	número de ciclos;
N_f	número de ciclos de rotura;
N_{fi}	número de ciclos de rotura devido à aplicação da solicitação do bloco de carga i ;
N_{fL}, N_{fH}	número de ciclos de rotura devido à aplicação dos blocos de carga com solicitações baixas e altas, respectivamente;
N_i, N_p	número de ciclos para iniciação de uma fenda; número de ciclos para propagação de uma fenda;
q	factor de sensibilidade ao entalhe; raio da superfície de não endurecimento;
r^*	constante da lei de Neuber;
R_ε	razão de deformações ($R_\varepsilon = \varepsilon_{min} / \varepsilon_{max}$);
R_σ	razão de tensões ($R_\sigma = \sigma_{min} / \sigma_{max}$);
R^2	coeficiente de determinação;
s	constante da relação de Neuber;
S	desvio padrão;;
S^2	variância;
t	espessura; tempo;
w	densidade de energia de deformação;
W_e	densidade de energia de deformação local supondo um comportamento linear elástico;
W_{nom}	densidade de energia de deformação nominal;
W_p	densidade de energia de deformação local supondo um comportamento elastoplástico;
α	expoente das relações energia-vida; função da solicitação responsável por uma acumulação não linear de dano;
α_L, α_H	funções da solicitação para blocos de carga com solicitações de baixa e alta amplitude, respectivamente;
$\delta\varepsilon_{max}$	incremento de deformação máxima;
$\varepsilon, \varepsilon^E, \varepsilon^P$	deformação; deformação elástica; deformação plástica;
$\varepsilon_a, \varepsilon_a^E, \varepsilon_a^P$	amplitude de deformação; amplitude de deformação elástica; amplitude de deformação plástica;
$\varepsilon_{a,eq}$	amplitude de deformação equivalente;
ε_{eq}	deformação equivalente;
ε'_f	coeficiente de ductilidade à fadiga;
ε_{loc}	deformação local;
$\varepsilon_{loc,min}, \varepsilon_{loc,max}$	deformação local mínima e máxima, respectivamente;
$\varepsilon_{max}, \varepsilon_{med}, \varepsilon_{min}$	deformações máxima, média e mínima do ciclo de deformação;
ε_{nom}	deformação nominal;
η	constante da relação de Goodman (equação (3.23)); constante da relação que define a evolução do endurecimento isotrópico (equação (7.127));
ν	coeficiente de Poisson;
σ_a	amplitude de tensão;
$\sigma_{a,eq}$	tensão alternada equivalente;

$\sigma_{a,lf}$	amplitudes das tensões limite de fadiga;
σ_{ced} , $\sigma_{ced(0.1)}$, $\sigma_{ced(0.2)}$	tensão de cedência; tensões de cedência convencionais de proporcionalidade, correspondentes às deformações de 0.1 e 0.2%, respectivamente;
σ'_{ced} , $\sigma'_{ced(0.1)}$, $\sigma'_{ced(0.2)}$	tensão de cedência cíclica; tensões de cedência cíclicas convencionais de proporcionalidade, correspondentes às deformações permanentes de 0.1 e 0.2%, respectivamente;
σ'_f	coeficiente de resistência à fadiga;
σ_{loc}	tensão local;
$\sigma_{loc,max}$, $\sigma_{loc,min}$, $\sigma_{loc,med}$	tensão local máxima; tensão local mínima; tensão local média;
$\sigma_{loc,med,2N}$, $\sigma_{loc,med,0}$	tensão local média para de 2N reversões; tensão local média no final da 1ª reversão;
σ_{max} , σ_{med} , σ_{min}	tensões máxima, média e mínima do ciclo de tensões;
$\sigma_{max,lf}$	tensões máximas limites de fadiga;
σ_{nom}	tensão nominal;
$\sigma_{nom,max}$, $\sigma_{nom,min}$	tensão nominal máxima; tensão nominal mínima;
Δ	gama ou variação máxima;
Δa_{OL}	incremento do comprimento de fenda afectado por um sobrecarga;
ΔF	gama da força;
ΔJ	gama do integral J;
ΔK , $\overline{\Delta K}$	gama do factor de intensidade de tensões;
ΔK_{eff}	gama efectiva do factor de intensidade de tensões;
$\Delta K_{inicial}$	valor inicial da gama do factor de intensidade de tensões;
ΔK_{th}	gama do factor de intensidade de tensões limiar de propagação;
$\Delta \varepsilon$	gama de deformação;
$\Delta \varepsilon^E$	gama de deformação elástica;
$\Delta \varepsilon^P$	gama de deformação plástica;
$\Delta \varepsilon_{loc}$	gama de deformação local;
$\Delta \varepsilon_{nom}$	gama de deformação nominal;
$\Delta \varepsilon_t$	gama de deformação de transição entre um comportamento à fadiga de curta duração e um comportamento à fadiga de longa duração;
$\Delta \sigma$	gama de tensão;
$\Delta \sigma_{eq}$	gama de tensão equivalente;
$\Delta \sigma_{lf}$	gammas de tensão limites de fadiga;
$\Delta \sigma_{loc}$	gama de tensão local;
$\Delta \sigma_{nom}$	gama de tensão nominal;
$\Delta \sigma_R$	gama de tensão de resistência à fadiga;
$2N$, $2N_f$	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.

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO E OBJECTIVOS

1.1 Introdução

Importantes avanços científicos, quer ao nível dos métodos experimentais quer ao nível dos métodos numéricos têm sido verificados. Estes têm contribuído para uma redução significativa das falhas nos equipamentos mecânicos e estruturas em serviço. Contudo, e apesar de reduzidas, estas falhas continuam a acontecer, constituindo uma preocupação fulcral para os engenheiros, dados os avultados prejuízos, humanos e materiais, que normalmente acarretam.

As falhas por fadiga, ou seja, as falhas resultantes da aplicação de carregamentos cíclicos, constituem a principal causa de rotura nos equipamentos mecânicos e estruturas. Estima-se que as falhas por fadiga representam cerca de 50 a 90% do total das falhas observadas, ocorrendo, a maioria destas, de forma inesperada.

O estudo do comportamento à fadiga de estruturas sujeitas a carregamentos variáveis apresenta alguma pertinência a nível nacional, pois Portugal é um país que possui e constrói diversos tipos de estruturas metálicas que são sujeitas a carregamentos variáveis/aleatórios, nomeadamente pontes metálicas, reservatórios sob pressão, etc.

De um modo geral, a análise do comportamento à fadiga de estruturas ou equipamentos sob carregamentos aleatórios é efectuada com base em dados de estudos de fadiga realizados para cargas de amplitude constante, e na lei de acumulação de dano linear proposta por *Miner*.

O grande desenvolvimento verificado ao nível da modelação numérica de problemas/estruturas complexos permitem, hoje em dia, efectuar estudos para avaliação do comportamento esperado das estruturas. Assim, com recurso por exemplo ao Método dos Elementos Finitos, é possível estimar as curvas *S-N* de estruturas ou dos seus detalhes críticos, a partir de informação básica de resistência à fadiga dos materiais, resultando em grandes benefícios económicos, como é o caso da redução do tempo de ensaios experimentais.

1.2 Objectivos do trabalho

Um dos principais objectivos da presente dissertação consiste na caracterização do comportamento cíclico e à fadiga do aço P355NL1 e de um detalhe estrutural do mesmo aço quando sujeitos a carregamentos de amplitude variável. Também se pretende modelar o comportamento cíclico do aço P355NL1 com recurso ao Método dos Elementos Finitos, assim como efectuar previsões da vida de iniciação de fendas do detalhe estrutural com

recurso a métodos de aproximação local e ao Método dos Elementos Finitos. É ainda objectivo da presente dissertação estudar o efeito da tensão média e das sequências de carga dos carregamentos de amplitude variável na acumulação de dano, assim como analisar a aplicabilidade da lei de *Miner*.

O cumprimento dos objectivos propostos deverá ser concretizado com base em dados experimentais gerados na presente dissertação. Com vista à determinação dos dados experimentais deverão ser privilegiados ensaios de caracterização de um material assim como de um detalhe estrutural.

1.3 Estrutura da dissertação

A presente dissertação está organizada em oito capítulos. Até ao Capítulo 5 da dissertação procede-se à caracterização experimental do comportamento à fadiga do aço P355NL1 (TStE355) – material usado tipicamente na construção de reservatórios sob pressão. Para além da caracterização experimental do material, também é caracterizado o comportamento à fadiga de um detalhe estrutural. Os capítulos 6 e 7 são dedicados a modelações numéricas conducentes a previsões de vida à fadiga do detalhe estrutural.

No Capítulo 2 faz-se uma revisão de várias abordagens usadas, tradicionalmente, na análise do comportamento à fadiga de detalhes estruturais metálicos. Neste capítulo também é apresentada uma revisão de diversas leis de acumulação de dano, quer lineares quer não lineares.

No Capítulo 3 são apresentadas descrições do material, do detalhe estrutural e dos equipamentos e técnicas experimentais que foram utilizadas na execução do programa experimental.

No Capítulo 4 caracteriza-se o comportamento cíclico e à fadiga do aço P355NL1. O aço P355NL1 é um aço ao carbono, com baixo teor de elementos de liga, usado na construção de reservatórios sob pressão. O comportamento cíclico foi caracterizado com base em resultados de ensaios de provetes lisos, realizados em controlo de deformação. Os mesmos ensaios foram usados na caracterização do comportamento à fadiga do aço P355NL1, determinando-se relações do tipo deformação-vida. As características de acumulação de dano do aço P355NL1 são também analisadas com base em ensaios de fadiga de provetes lisos, compostos por blocos e espectros de carga.

No Capítulo 5 apresentam-se os resultados dos ensaios de fadiga de um detalhe estrutural. O detalhe estrutural foi produzido, utilizando o material estudado no Capítulo 4. A avaliação do comportamento do detalhe estrutural foi efectuada tanto para carregamentos a amplitude constante como para carregamentos a amplitude variável. Os resultados são apresentados na forma de curvas *S-N*, resultantes de uma análise estatística sobre os dados experimentais. Também se representam curvas de acumulação de dano para os provetes que foram solicitados por carregamentos de amplitude variável.

No Capítulo 6 é apresentada a modelação numérica do comportamento elastoplástico cíclico, quer do aço P355NL1 quer do detalhe estrutural com base num modelo constitutivo de plasticidade cíclica. A modelação numérica é efectuada com o objectivo de ajudar a compreender o comportamento local do material no entalhe do detalhe estrutural.

No Capítulo 7 apresentam-se e comparam-se os resultados experimentais com algumas previsões efectuadas, no que concerne à vida de iniciação de fendas de fadiga.

Finalmente, no Capítulo 8 são apresentadas as conclusões finais da dissertação, assim como propostas de trabalho para o futuro.

A presente dissertação também contém oito anexos. Nos anexos são apresentadas informações referentes às condições de carga dos ensaios experimentais, assim como alguns resultados básicos do programa experimental.

CAPÍTULO 2

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Breve síntese histórica

Os fenómenos de fadiga e fractura têm sido um problema para os engenheiros desde o início da civilização. Contudo, apenas a partir do século XIX é que se iniciaram os estudos relacionados com os fenómenos de fadiga e fractura. O primeiro estudo realizado em fadiga de metais foi efectuado por um engenheiro de minas Alemão, de nome *Albert W. A. J.* por volta de 1829. Desde então, os progressos efectuados na compreensão dos fenómenos de fadiga e fractura têm sido muitos. No entanto, ainda hoje se continuam a efectuar estudos nesta área, pois não há uma compreensão total destes fenómenos.

Em engenharia, o termo fadiga tem sido amplamente aceite para descrever o dano e a falha de materiais quando sujeitos a carregamentos cíclicos. Alguns dos principais tipos de fadiga são: fadiga mecânica, termomecânica, por fricção e fadiga por corrosão.

O trabalho efectuado por *A. Wöhler*, entre 1852 e 1869, foi uma das primeiras investigações sistemáticas sobre falhas por fadiga. Este trabalho consistiu na realização de ensaios de fadiga à escala real. Para tal, *Wöhler* recorreu a eixos de comboios solicitando-os à torção, flexão e tracção axial. Este trabalho deu início à caracterização do comportamento à fadiga em termos de curvas tensão *versus* vida (curvas *S-N*) assim como à introdução do conceito de tensão limite de fadiga. 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 sua introdução em projecto; eles também propuseram 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 *Baird* (1910) investigou as gamas tensão-deformação de resposta a um carregamento cíclico; com este trabalho identificou 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) efectuou o primeiro trabalho na área da fadiga com carregamentos de amplitude variável.

A Mecânica da Fractura envolve o estudo das condições de propagação de fendas e de fractura dos materiais. Uma das primeiras contribuições para o estudo da Mecânica da Fractura deve-se a *Griffith* (1921), que através de conceitos energéticos estabeleceu um modelo para tratar quantitativamente a fractura de sólidos frágeis. Contudo esta formulação não pôde ser directamente aplicada a todos os materiais metálicos para a caracterização da sua rotura. Em 1957, *Irwin* mostrou que o estado de tensão existente na ponta de uma fenda pode ser definido através do factor de intensidade de tensão, K . Em 1961, *Paris*, *Gomez* e *Anderson* propuseram uma lei que caracteriza a propagação de fendas em termos da gama do factor 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 tracção; assim nasceram as teorias de fecho de fenda que procuram explicar a propagação de fendas sob carregamentos de amplitude variável.

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

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. Marigo* (2005). Estes autores apresentaram recentemente os primeiros resultados de aplicação do cálculo variacional na modelação da fadiga [1]

2.2 Aspectos gerais da fadiga

A fadiga é uma das causas mais comuns de rotura em engenharia. A rotura por fadiga resulta do crescimento de fendas em componentes sujeitos a carregamentos cíclicos. A Figura 2.1 apresenta carregamentos cíclicos típicos. A Figura 2.1 a) ilustra um carregamento de amplitude constante; a Figura 2.1 b) ilustra um carregamento de amplitude variável definido por blocos de amplitude constante; a Figura 2.1 c) ilustra um carregamento aleatório.

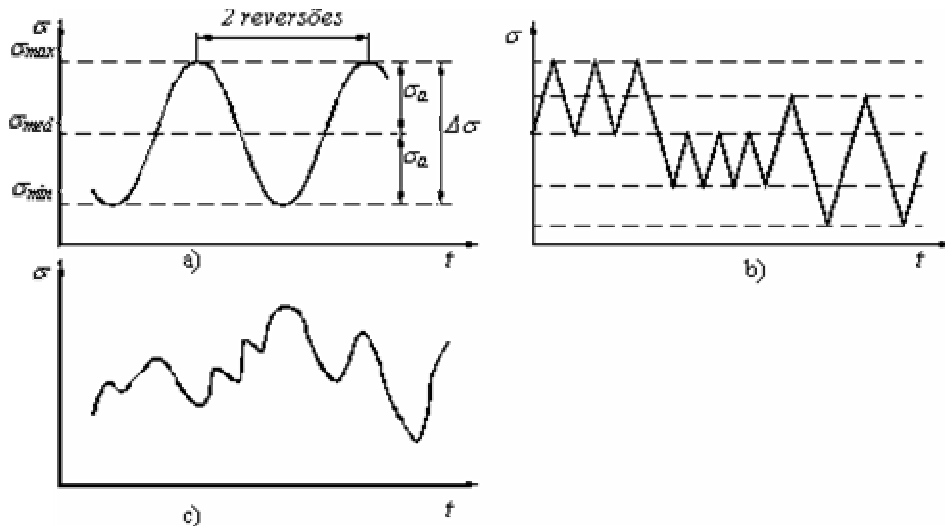


Figura 2.1 – Tipos de solicitação de fadiga mais comuns: a) amplitude constante; b) blocos de amplitude constante; c) aleatória.

Relativamente ao carregamento da Figura 2.1-a) define-se gama de tensão, $\Delta\sigma$, como sendo a diferença entre a tensão máxima e a tensão mínima:

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

A amplitude de tensão, σ_a , é definida 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 ser expressa em função da tensão máxima e mínima do ciclo de tensão como:

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

Por sua vez, a tensão máxima, σ_{max} , e a tensão mínima, σ_{min} , podem ser definidas, respectivamente, por:

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

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

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

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

Os valores mais comuns para a razão de tensões são: $R_{\sigma} = 0$ ($\sigma_{med} = \sigma_{max} / 2$) e $R_{\sigma} = -1$ ($\sigma_{med} = 0$). Enquanto que o carregamento com razão de tensões nula é denominado de pulsante, o carregamento com razão de tensões igual a -1 é designado de alternado ou totalmente reversível. No caso da grandeza controlada ser 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 a razão de deformações, $R_{\varepsilon} = \varepsilon_{min} / \varepsilon_{max}$.

Tipicamente uma rotura por fadiga é composta por um período de iniciação e por um período de propagação, antes da ocorrência da rotura final. Por sua vez o período de iniciação é composto pelas fases de deslizamento cíclico (formação de bandas de deslizamento), nucleação e crescimento microscópico de fendas. O período de propagação coincide com a fase de crescimento macroscópico das fendas. Regra geral a iniciação de fendas ocorre à superfície de peças solicitadas por esforços cíclicos. Na Figura 2.2 são esquematizadas as cinco fases do processo de fadiga.

Em geral existem vários modelos que permitem realizar análises à fadiga [3-5]. Estes modelos foram desenvolvidos para situações específicas. Por exemplo, recorre-se a modelos formulados no domínio das tensões para prever o comportamento à fadiga de componentes estruturais sujeitos a tensões no domínio elástico. Estes modelos, descrevem normalmente a vida total do componente.

Existem também modelos formulados com base nas deformações, os quais são aplicados essencialmente na análise à fadiga de componentes sujeitos a grandes tensões/deformações plásticas. Normalmente estes modelos são usados na previsão da iniciação de fendas de fadiga.

Em algumas abordagens a propagação de fendas é modelada recorrendo à Mecânica da Fractura; esta estima o número de ciclos necessários para propagar fendas desde defeitos iniciais pré-existentes, até fendas finais responsáveis pela rotura. Esta abordagem pode ser usada para complementar a abordagem local baseada na análise das deformações.

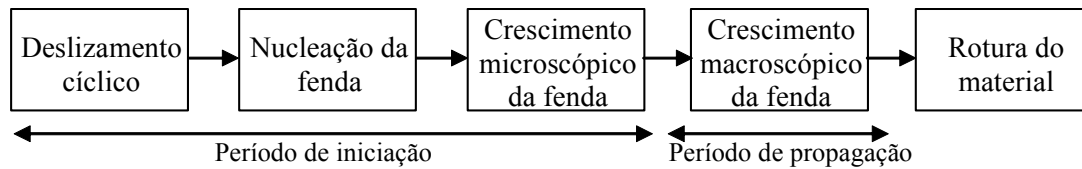


Figura 2.2 – Fases do processo de fadiga [2].

2.3 Deformação cíclica nos materiais metálicos

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 2.3, 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 2.3 a)); ou amaciamento cíclico (Figura 2.3 b)). O endurecimento cíclico caracteriza-se pelo aumento da amplitude de tensão com o número de ciclos. Pelo contrário, no amaciamento cíclico verifica-se a redução da amplitude de tensão com o número de ciclos. Estes fenómenos são em geral transitórios, devendo a determinação das propriedades de resistência à fadiga serem baseadas no comportamento estabilizado do material. Se o carregamento cíclico for realizado em controlo de deformação média não nula, podem ocorrer fenómenos de relaxação cíclica da tensão média (Figura 2.3-c)). Se o carregamento for realizado em controlo de tensão média não nula, então pode ocorrer deformação plástica progressiva. Estes dois últimos fenómenos estão associados a deformações plásticas reversíveis importantes.

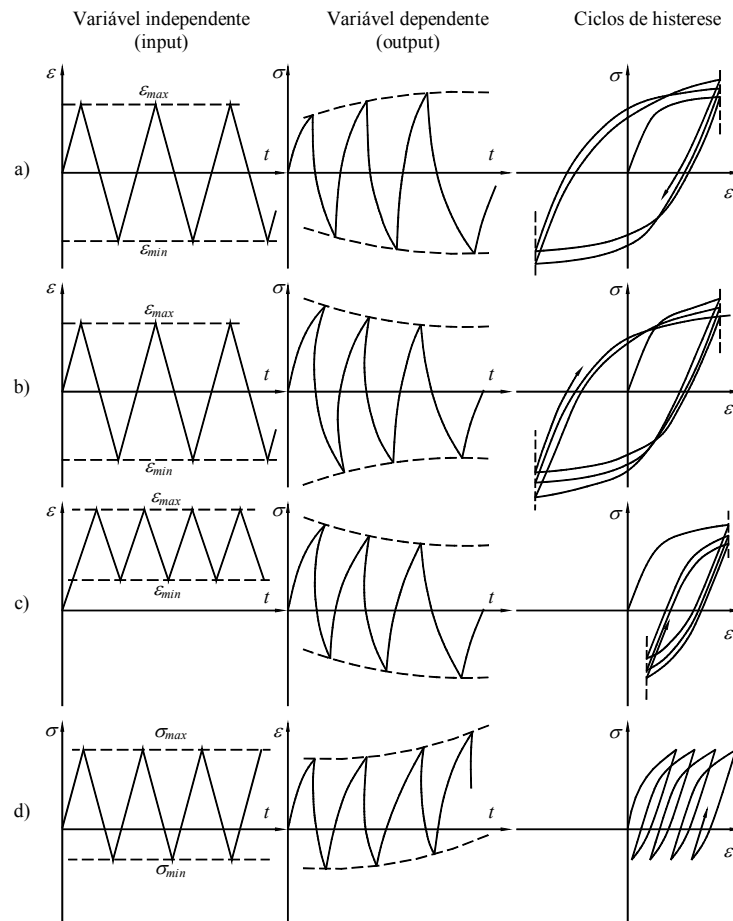


Figura 2.3 – Comportamentos cíclicos típicos: a) endurecimento cíclico; b) amaciamento cíclico; c) relaxação cíclica da tensão média; d) fluência cíclica.

2.4 Modelação da fadiga no domínio elástico

A modelação da fadiga para condições de solicitações caracterizadas por tensões elásticas é, em geral, realizada com base nas curvas de *Wöhler* ou curvas *S-N*. Estas curvas foram inicialmente introduzidas por *Wöhler* [6], através dos seus estudos relativos à vida à fadiga de eixos de comboios. As curvas *S-N* exprimem a relação entre uma tensão cíclica (ex. gama, amplitude ou tensão máxima) e o número de ciclos de rotura.

De acordo com o nível de detalhe da análise de tensões usada na avaliação das tensões cíclicas, definem-se diferentes métodos, nomeadamente os métodos baseados nas tensões nominais, nas tensões geométricas e ainda os métodos baseados nas tensões locais ou tensões de pico. As referências [10, 181] apresentam revisões mais ou menos completas acerca destes métodos. Nesta revisão irá ser dada ênfase aos métodos que têm por base as tensões locais, ou tensões de pico que, em geral, são usadas na previsão da iniciação de fendas de fadiga.

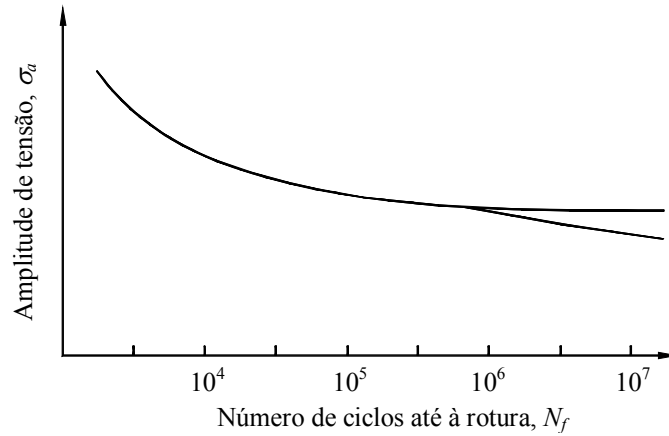


Figura 2.4 – Representação esquemática das curvas $S-N$, obtidas com base no ensaio de provetes lisos.

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, normalmente, expressos na forma de curvas que exprimem a relação entre a amplitude de tensão aplicada ao provete e o número de ciclos até à rotura, N_f , tal como se ilustra na Figura 2.4.

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 de fadiga, $\sigma_{a,lf}$. 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 da tensão que resulta numa vida elevada (ex: 10^7 ciclos).

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 [7]:

$$\sigma_a = \frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma'_f (2N_f)^b \quad (2.8)$$

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

2.4.1 *Formulações gerais do factor de redução da resistência à fadiga*

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

As tensões efectivas podem ser determinadas a partir das tensões nominais, pela seguinte relação:

$$\sigma_{eff} = K_f \cdot \sigma_{nom} \quad (2.9)$$

onde K_f é o factor de redução da resistência à fadiga que é inferior ao factor de concentração de tensões elastoestático, K_t , que relaciona a tensão elástica máxima, na raiz dos entalhes, com a tensão nominal:

$$\sigma_{max} = K_t \cdot \sigma_{nom} \quad (2.10)$$

O factor elástico de redução da resistência à fadiga para $N_f = 10^6 - 10^7$ ciclos foi definido, originalmente, para um carregamento alternado ($R_\sigma = -1$), como a razão entre a gama de tensão limite de fadiga de um provete liso ($K_t = 1$) e gama de tensão limite de fadiga de um provete entalhado ($K_t > 1$):

$$K_f = \frac{\Delta\sigma_{f0}(K_t = 1)}{\Delta\sigma_{f0}(K_t > 1)} \quad (2.11)$$

Esta definição do factor elástico de redução da resistência à fadiga pode ser extensível a outros domínios de fadiga (ex: fadiga oligocíclica) ou a outros tipos de carregamentos (ex: $R_\sigma = 0$), resultando assim diferentes valores para o factor de redução da resistência à fadiga. Este factor depende do valor do raio na raiz do entalhe, do tipo de carregamento, do tamanho do provete e do acabamento superficial.

Na prática, a equação (2.11) raramente é utilizada, sendo substituída por relações empíricas que exprimem o factor de redução da resistência à fadiga, em função do factor teórico de concentração de tensões elastoestático, tendo em consideração teorias de suporte microestrutural. Das relações empíricas disponíveis na literatura, apenas se vão apresentar de seguida alguns exemplos. Algumas relações para o factor de redução da resistência à fadiga são expressas com base no factor de sensibilidade ao entalhe, q , que é definido do seguinte modo [8]:

$$q = \frac{K_f - 1}{K_t - 1} \quad (2.12)$$

O factor de sensibilidade ao entalhe varia entre 0 e 1. Se $q = 1$ significa que o factor de redução da resistência à fadiga é máximo ($K_f = K_t$), ou seja o material apresenta sensibilidade máxima ao entalhe. Um factor de sensibilidade ao entalhe nulo traduz uma redução nula da resistência à fadiga, sendo K_f mínimo ($K_f = 1$).

Uma das relações mais conhecidas para o factor de redução resistência à fadiga, para $R_\sigma = -1$, foi proposta por Peterson [8, 9] e apresenta o seguinte aspecto:

$$q = \frac{1}{1 + a/r} \Rightarrow K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + a/r} \quad (2.13)$$

onde a é uma constante que depende do material e r é o raio do entalhe. A constante a define a profundidade, abaixo da superfície da raiz do entalhe, onde as tensões correspondem às tensões efectivas. Esta constante é geralmente considerada dependente da tensão de rotura do material. *Peterson* [8] propôs, para aços macios (≈ 170 HB) um valor para a constante a igual a 0,245 mm e para aços duros (≈ 360 HB) um valor igual a 0,0635 mm; para ligas de alumínio propôs uma constante a igual a 0,635 mm.

Neuber [10,11] propôs, para carregamentos alternados ($R_\sigma = -1$), a seguinte relação para a determinação do factor de redução da resistência à fadiga:

$$q = \frac{1}{\sqrt{1 + s \cdot r^* / r}} \Rightarrow K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{\sqrt{1 + s \cdot r^* / r}} \quad (2.14)$$

onde s é uma constante que depende do estado de tensão na raiz do entalhe e r^* é uma constante do material. Alternativamente à equação anterior, pode-se usar a seguinte equação:

$$K_f = K_t \left(r_{eff} = r + s \cdot r^* \right) \quad (2.15)$$

De acordo com a equação (2.15), o factor de redução da resistência à fadiga é igual ao factor de concentração de tensões elastoestático, determinado com base num raio efectivo, na raiz do entalhe. Este raio efectivo é fictício e resulta do raio actual acrescido de uma quantidade que depende do material e do estado de tensão ($s \cdot r^*$). A constante r^* é considerada dependente da tensão de cedência do material (σ_{ced}).

Com base em considerações energéticas relativas a materiais com comportamento do tipo *Masing*, *Du-Yi* e *De-Jun* [12] propuseram a seguinte relação:

$$K_f = \frac{K_t}{\sqrt{1 + \frac{1-n'}{1+n'} \left[1 + \frac{\sigma'_f}{E\varepsilon'_f} (2N_f)^{b-c} \right]^{-1}}} \quad (2.16)$$

onde n' é o expoente de endurecimento cíclico usado na descrição da curva cíclica do material; σ'_f e b são respectivamente o coeficiente e o expoente de resistência cíclica; ε'_f e c são respectivamente o coeficiente e o expoente de ductilidade cíclica. Estas constantes serão descritas mais adiante nesta revisão bibliográfica.

Esta relação tem vantagem sobre as anteriores pelo facto de depender de parâmetros da curva cíclica e da curva $\varepsilon - N$ que são de determinação mais comum.

Além das formulações referidas para o factor de redução da resistência à fadiga podem encontrar-se na literatura outras formulações empíricas, das quais se destacam as formulações propostas por *Topper* [13] e *Heywood* [14].

2.4.2 Efeito da tensão média na resistência à fadiga dos metais

A resistência à fadiga dos metais é, regra geral, influenciada pelo valor médio da tensão. O efeito da tensão média pode ser representado directamente sobre as curvas de resistência à fadiga, Figura 2.5-a), ou através de diagramas de vida constante, Figura 2.5-b). Os diagramas de vida constante podem ser utilizados para representar o efeito da tensão média nas tensões limites de fadiga (vida infinita) ou nas tensões de resistência à fadiga, para um determinado

número de ciclos (vida finita). Na Figura 2.5 pode-se ver que a resistência à fadiga aumenta com a diminuição da tensão média. O diagrama de vida constante da Figura 2.5-b) ilustra várias relações entre a amplitude de tensão e a tensão média. As relações representadas foram propostas por *Goodman* (eq. (2.17)), *Soderberg* (eq. (2.18)) e *Gerber* (eq. (2.19)) [15].

$$\sigma_a(\sigma_{med} \neq 0) = \sigma_a(\sigma_{med} = 0) \left\{ 1 - \frac{\sigma_{med}}{\sigma_u} \right\} \quad (2.17)$$

$$\sigma_a(\sigma_{med} \neq 0) = \sigma_a(\sigma_{med} = 0) \left\{ 1 - \frac{\sigma_{med}}{\sigma_{ced}} \right\} \quad (2.18)$$

$$\sigma_a(\sigma_{med} \neq 0) = \sigma_a(\sigma_{med} = 0) \left\{ 1 - \left(\frac{\sigma_{med}}{\sigma_u} \right)^2 \right\} \quad (2.19)$$

A relação de *Soderberg* produz, regra geral, resultados conservadores para a maioria das ligas metálicas. O comportamento dos materiais frágeis é bem reproduzido pela relação de *Goodman*. Já o comportamento dos materiais dúcteis é descrito de forma conservadora, caso a tensão média seja positiva, ou de forma não conservadora, caso a tensão média seja negativa. Por sua vez a relação de *Gerber* descreve bem o comportamento dos materiais dúcteis para tensões médias positivas. Contudo, esta relação não distingue os efeitos das tensões médias positivas e negativas [15].

A relação de *Basquin*, (eq. (2.8)), é válida para carregamentos alternados ($R_\sigma = -1$). *Morrow* [16] sugeriu uma modificação à relação de Basquin de forma a ter em consideração o efeito da tensão média:

$$\sigma_a = (\sigma'_f - \sigma_{med})(2N_f)^b \quad (2.20)$$

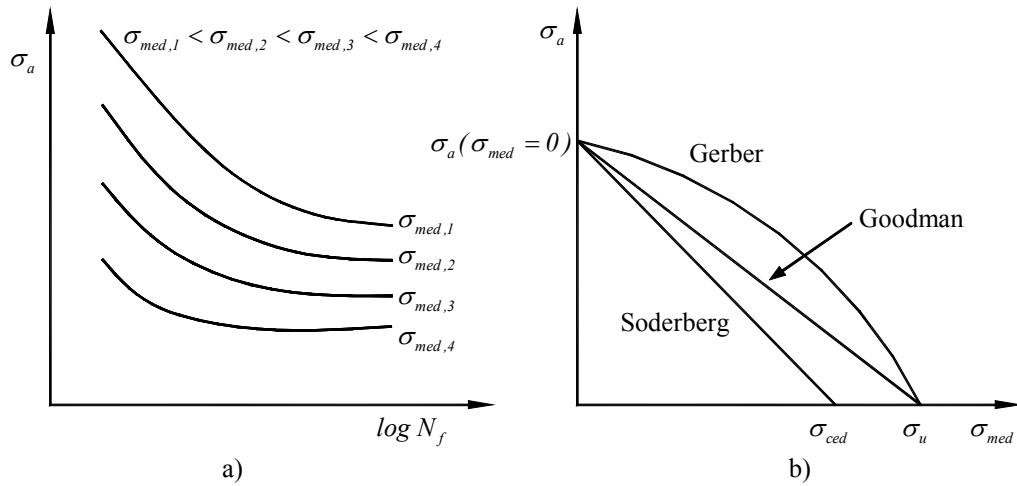


Figura 2.5 – Efeito da tensão média na resistência à fadiga dos metais: a) efeito sobre a curva $S-N$; b) diagramas de vida constante.

Com base na equação anterior e na equação (2.8) pode-se explicitar o número de ciclos até à rotura, para uma tensão média qualquer, através da relação seguinte [16]:

$$N_f(\sigma_{med} \neq 0) = \left\{ 1 - \frac{\sigma_{med}}{\sigma'_f} \right\}^{-\frac{1}{b}} \cdot N_f(\sigma_{med} = 0) \quad (2.21)$$

2.5 Modelação da fadiga no domínio plástico

Quando o material é sujeito a um nível de tensão ou deformação superior ao domínio elástico, a rotura do material pode ocorrer para um número relativamente baixo de ciclos - regra geral inferior a $10^4 - 10^5$ ciclos. Este fenómeno é denominado por fadiga oligocíclica.

Devido a este fenómeno por vezes recorre-se a modelos de previsão da resistência ou vida à fadiga de detalhes estruturais baseados nas deformações elastoplásticas totais, localizadas na raiz dos entalhes, de forma a tentar 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. Os modelos baseados nas deformações elastoplásticas totais incluem, normalmente, a estimativa das tensões e deformações na raiz dos entalhes, tomando em consideração um comportamento elastoplástico do material, e a comparação das grandezas estimadas com uma curva $S-N$, baseada nas deformações.

As deformações e tensões na raiz dos entalhes dos componentes estruturais são, em geral, calculadas com base na curva cíclica do material, juntamente com fórmulas de suporte macroestrutural. Na presença de entalhes severos deverão ser realizadas correcções das tensões máximas, tendo em consideração hipóteses de suporte microestrutural.

2.5.1 Comportamento elastoplástico cíclico

Quando se aplica um carregamento aos metais que origina deformações plásticas reversíveis, estes apresentam um comportamento denominado comportamento cíclico, que é distinto do comportamento monótono do material. Os comportamentos cíclicos mais relevantes são, como já foi referido no ponto 2.3, o endurecimento e amaciamento cíclicos, a relaxação da tensão média e a fluência cíclica ou deformação plástica progressiva.

Para uma boa percentagem dos metais, a resposta cíclica ou estabiliza após um determinado número de ciclos de aplicação de carga ou varia, de ciclo para ciclo, de forma pouco significativa. Para os materiais em que não se verifica uma resposta cíclica estabilizada é comum considerar como resposta cíclica estabilizada a obtida para metade da vida à fadiga do material. Contudo a estabilidade é perturbada com a iniciação e consequente propagação de fendas de fadiga.

O comportamento cíclico estabilizado do material é, regra geral, descrito através da curva cíclica que traduz a relação entre a tensão e a deformação, para um comportamento estabilizado. A curva cíclica pode ser determinada efectuando-se a união das extremidades de vários ciclos de histerese estabilizados, obtidos para diferentes amplitudes de deformação. A Figura 2.6 apresenta uma representação esquemática do processo de obtenção da curva cíclica.

A curva cíclica pode ser descrita pela relação proposta por *Morrow* [16]:

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = K' \left(\frac{\Delta\varepsilon^P}{2} \right)^{n'} \quad (2.22)$$

onde K' e n' são, respectivamente, o coeficiente e expoente de endurecimento cíclicos, $\Delta\varepsilon^P$ é a gama de deformação plástica e $\Delta\sigma$ é a gama de tensão. Esta curva pode ser determinada de formas diferentes da já enunciada, tendo *Landgraf* [17] sugerido cinco métodos distintos. O expoente de endurecimento cíclico, n' , varia, regra geral, para os metais no intervalo de

0.05 a 0.25. Alternativamente, pode-se exprimir a curva cíclica do material, por inspiração na relação de *Ramberg-Osgood* [18], através da seguinte relação:

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\Delta \varepsilon^E}{2} + \frac{\Delta \varepsilon^P}{2} = \frac{\Delta \sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta \sigma}{2K'} \right)^{1/n'} \quad (2.23)$$

onde $\Delta \varepsilon^E$ é a gama de deformação elástica e E é o módulo de *Young*.

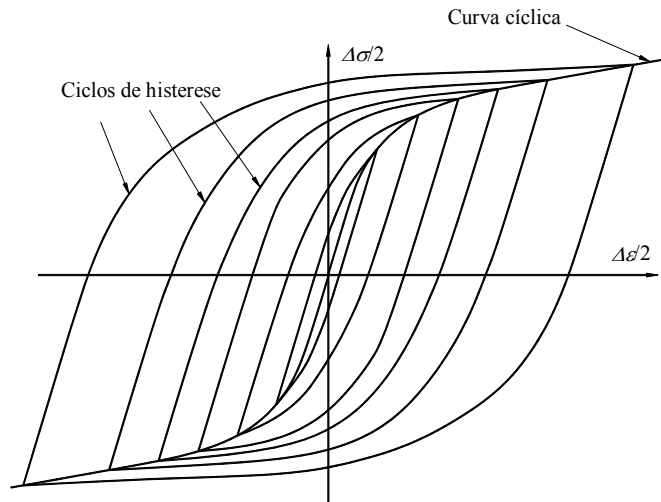


Figura 2.6 – Curva cíclica do material

Se o material apresentar um comportamento tipo *Masing* a equação (2.23) pode ser substituída pela seguinte equação:

$$\Delta \varepsilon = \Delta \varepsilon^E + \Delta \varepsilon^P = \frac{\Delta \sigma}{E} + 2 \left(\frac{\Delta \sigma}{2K'} \right)^{1/n'} \quad (2.24)$$

2.5.2 Curvas deformação-vida

Os investigadores *Coffin* [19] e *Manson* [20], trabalhando independentemente no estudo da fadiga térmica, propuseram a caracterização do comportamento à fadiga das ligas metálicas com base na amplitude de deformação plástica, $\Delta \varepsilon^P / 2$, de acordo com a seguinte equação:

$$\frac{\Delta \varepsilon^P}{2} = \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.25)$$

onde ε'_f e c são, respectivamente, o coeficiente e expoente de ductilidade à fadiga. Pode-se rescrever a equação (2.8), equação de *Basquin*, em termos da deformação elástica, na seguinte forma:

$$\frac{\Delta \varepsilon^E}{2} = \frac{\Delta \sigma}{2E} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b \quad (2.26)$$

Pode-se combinar as equações (2.25) e (2.26) de forma a resultar uma equação geral com validade para domínios de fadiga oligocíclica e fadiga de longa duração:

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\Delta \varepsilon^E}{2} + \frac{\Delta \varepsilon^P}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.27)$$

Na Figura 2.7 pode-se ver a representação esquemática das equações (2.25), (2.26) e (2.27).

Pela análise da figura constata-se 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 entre os dois comportamentos pode ser definida através do número de reversões de transição, $2N_t$. O número de reversões de transição pode ser determinado igualando-se as componentes elástica e plástica da deformação, resultando:

$$2N_t = \left(\frac{\varepsilon'_f E}{\sigma'_f} \right)^{1/(b-c)} \quad (2.28)$$

Pode-se modificar a equação (2.27) de modo a contemplar o efeito da tensão média, recorrendo à sugestão de *Morrow* [16]:

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \varepsilon_a = \frac{\sigma'_f - \sigma_{med}}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.29)$$

onde ε_a é a amplitude de deformação.

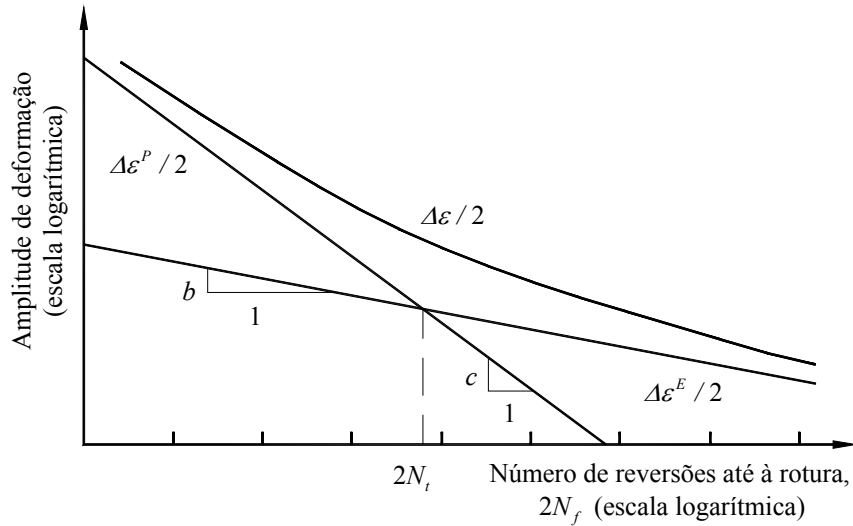


Figura 2.7 – Relação entre a amplitude de deformação total e a vida, obtida através da sobreposição das relações amplitude de deformação elástica *versus* vida e amplitude de deformação plástica *versus* vida.

Smith, Watson e Topper [21] propuseram a seguinte relação, que tem em consideração o efeito da tensão média:

$$\sigma_{max} \varepsilon_a E = (\sigma'_f)^2 (2N_f)^{2b} + \sigma'_f \varepsilon'_f E (2N_f)^{b+c} \quad (2.30)$$

onde σ_{max} é a tensão máxima.

2.5.3 Análise elastoplástica das tensões/deformações nos entalhes

Os modelos baseados nas deformações elastoplásticas totais requerem a determinação da história das tensões e deformações nos pontos críticos (entalhes) do detalhe estrutural em análise. As tensões e deformações locais são, geralmente, 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* [18]:

$$\varepsilon = \varepsilon^E + \varepsilon^P = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K} \right)^{1/n} \quad (2.31)$$

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 (2.23) ou (2.24). 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 determinado com base no factor elástico de concentração de tensões, K_t :

$$K_t = \frac{\sigma_{loc}}{\sigma_{nom}} \quad (2.32)$$

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 factor elastoplástico de concentração de tensões, K_σ , e um factor elastoplástico de concentração de deformações, K_ϵ , os quais assumem valores distintos:

$$K_\sigma = \frac{\sigma_{loc}}{\sigma_{nom}}; \quad K_\epsilon = \frac{\epsilon_{loc}}{\epsilon_{nom}} \quad (2.33)$$

Nas equações anteriores σ_{loc} e ϵ_{loc} correspondem às tensões e deformações elastoplásticas locais; σ_{nom} e ϵ_{nom} correspondem às tensões e deformações nominais. Os factores K_σ e K_ϵ são iguais para situações de elasticidade total. A Figura 2.8 ilustra a variação dos factores de concentração de tensões e deformações elastoplásticos.

Neuber [22] estabeleceu que o factor teórico de concentração de tensões é igual à média geométrica dos factores de concentração de tensões e deformações elastoplásticos, resultando a relação seguinte:

$$K_t = (K_\sigma K_\epsilon)^{1/2} \quad (2.34)$$

A relação anterior é válida para entalhes severos. Para entalhes suaves *Neuber* [10] propôs a seguinte relação alternativa:

$$K_t (K_t - 1) = K_\sigma (K_\epsilon - 1) \quad (2.35)$$

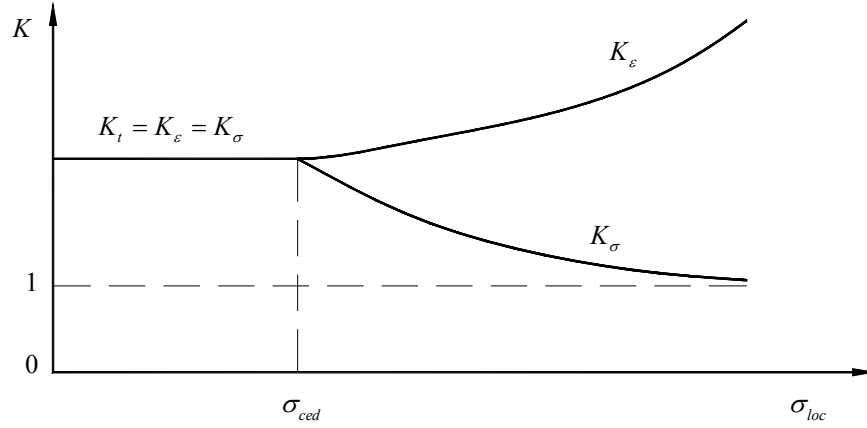


Figura 2.8 – Variação dos factores de concentração de tensões e deformações com as tensões nos entalhes.

Introduzindo as equações (2.33) nas equações (2.34) e (2.35) resultam as seguintes relações entre as deformações/tensões locais e as deformações/tensões nominais:

$$\sigma_{loc} \varepsilon_{loc} = \sigma_{nom} \varepsilon_{nom} K_t^2 \quad (\text{entalhes severos}) \quad (2.36)$$

$$\sigma_{loc} (\varepsilon_{loc} - \varepsilon_{nom}) = \sigma_{nom} \varepsilon_{nom} K_t (K_t - 1) \quad (\text{entalhes suaves}) \quad (2.37)$$

As equações (2.36) e (2.37) são válidas para carregamentos monótonos. A extensão destas relações para carregamentos cíclicos pode ser feita substituindo a tensão e a deformação pelas respectivas gamas. Adicionalmente, o factor teórico de concentração de tensões poderá ser substituído pelo factor de redução da resistência à fadiga, tal como sugerem alguns autores [23].

$$\Delta \sigma_{loc} \Delta \varepsilon_{loc} = \Delta \sigma_{nom} \Delta \varepsilon_{nom} K_f^2 \quad (\text{entalhes severos}) \quad (2.38)$$

$$\Delta \sigma_{loc} (\Delta \varepsilon_{loc} - \Delta \varepsilon_{nom}) = \Delta \sigma_{nom} \Delta \varepsilon_{nom} K_f (K_f - 1) \quad (\text{entalhes suaves}) \quad (2.39)$$

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

$$\Delta \sigma_{loc} \Delta \varepsilon_{loc} = \frac{(\Delta \sigma_{nom} K_f)^2}{E} \quad (\text{entalhes severos}) \quad (2.40)$$

$$\Delta \sigma_{loc} \left(\Delta \varepsilon_{loc} - \frac{\Delta \sigma_{nom}}{E} \right) = \frac{\Delta \sigma_{nom}^2 K_f (K_f - 1)}{E} \quad (\text{entalhes suaves}) \quad (2.41)$$

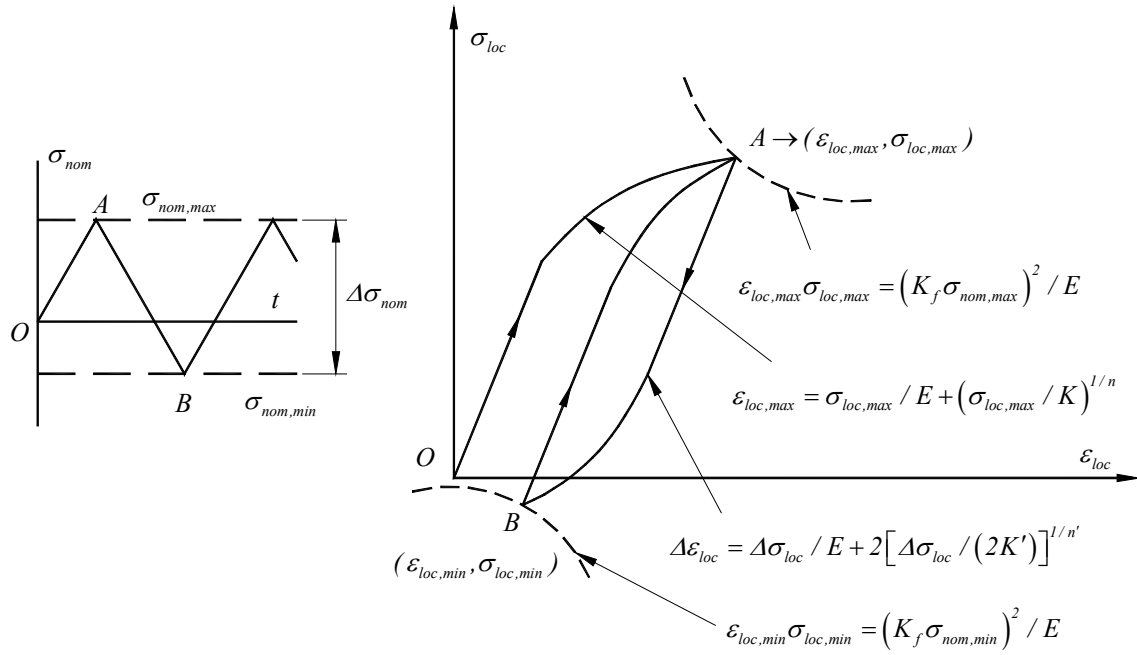


Figura 2.9 – Ilustração da análise de tensões/deformações nos entalhes de acordo com a regra de *Neuber* [24].

As equações (2.40) e (2.41), juntamente com as equações (2.31) e (2.23), permitem determinar a história das tensões e deformações nos entalhes desde que seja conhecida a evolução das tensões nominais. A Figura 2.9 ilustra o processo de determinação das tensões e deformações locais.

Substituindo nas equações (2.40) e (2.41) a gama de deformação pelo resultado da equação (2.24) resultam as seguintes equações, que relacionam a gama de tensão local com a gama de tensão nominal:

$$\frac{\Delta\sigma_{loc}^2}{E} + 2\Delta\sigma_{loc} \left(\frac{\Delta\sigma_{loc}}{2K'} \right)^{1/n'} = \frac{(\Delta\sigma_{nom} K_f)^2}{E} \quad (\text{entalhes severos}) \quad (2.42)$$

$$\frac{\Delta\sigma_{loc}^2}{E} + 2\Delta\sigma_{loc} \left(\frac{\Delta\sigma_{loc}}{2K'} \right)^{1/n'} - \frac{\Delta\sigma_{loc} \Delta\sigma_{nom}}{E} = \frac{\Delta\sigma_{loc}^2 K_f (K_f - 1)}{E} \quad (\text{entalhes suaves}) \quad (2.43)$$

Seeger e *Heuler* [25] propuseram o alargamento das equações (2.36) e (2.37) para situações de plasticidade generalizada. Estes autores usaram a relação de *Ramberg-Osgood* para modelar quer o comportamento local quer o comportamento nominal do material.

Glinka [26-28] propôs uma regra, alternativa à regra de *Neuber*, para determinação das tensões/deformações nos entalhes, baseada em considerações energéticas. A regra de *Glinka* considera que a densidade de energia de deformação na raiz dos entalhes é aproximadamente a mesma, quer se considere um comportamento linear elástico quer se considere um

comportamento elastoplástico da raiz do entalhe, desde que a zona plástica esteja confinada a um pequeno volume circundado por uma matriz elástica de maiores proporções. Este pressuposto energético está representado na Figura 2.10.

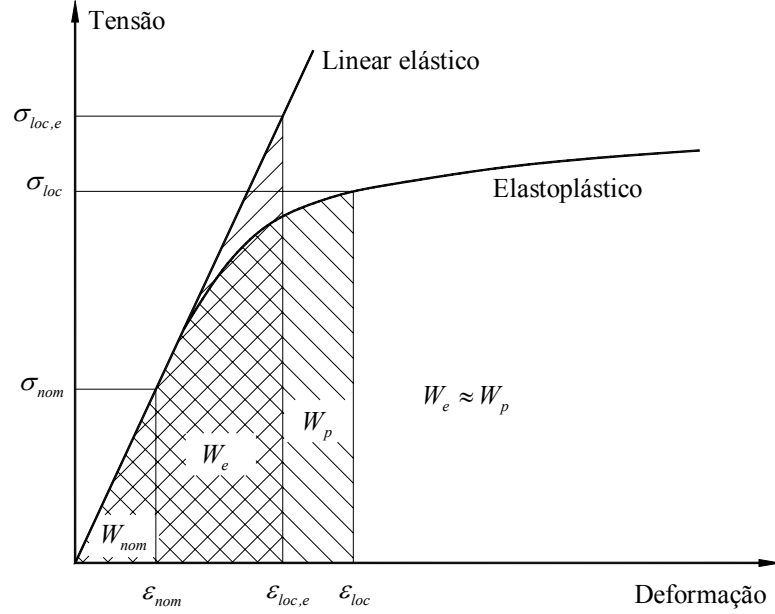


Figura 2.10 – Ilustração do pressuposto energético da regra de Glinka.

Para uma tensão nominal elástica, σ_{nom} , define-se a densidade de energia de deformação nominal, W_{nom} , através da equação seguinte:

$$W_{nom} = \int_0^{\varepsilon_{nom}} \sigma_{nom} d\varepsilon_{nom} = \frac{\sigma_{nom}^2}{2E} \quad (2.44)$$

Assumindo um factor de concentração de tensões, K_t , na raiz do entalhe, assim como um comportamento linear elástico, determina-se a densidade de energia de deformação, W_e :

$$W_e = \int_0^{\varepsilon_{loc,e}} \sigma_{loc} d\varepsilon_{loc} = \frac{\sigma_{loc,e}^2}{2E} = \frac{(K_t \sigma_{nom})^2}{2E} \quad (2.45)$$

Considerando, agora, um comportamento elastoplástico na raiz do entalhe, modelado através da relação (2.31), a densidade de energia de deformação é dada por:

$$W_p = \int_0^{\varepsilon_{loc}} \sigma_{loc} d\varepsilon_{loc} = \frac{\sigma_{loc}^2}{2E} + \frac{\sigma_{loc}}{n+1} \left(\frac{\sigma_{loc}}{K} \right)^{1/n} \quad (2.46)$$

Igualando as densidades de energia de deformação, dadas pelas equações (2.45) e (2.46), resulta a seguinte equação, válida para um carregamento monótono:

$$W_p = W_e \Rightarrow \frac{\sigma_{loc}^2}{E} + \frac{2\sigma_{loc}}{n+1} \left(\frac{\sigma_{loc}}{K} \right)^{1/n} = \frac{(K_t \sigma_{nom})^2}{E} \quad (2.47)$$

A equação anterior pode ser transformada para carregamentos cíclicos, resultando:

$$\frac{\Delta\sigma_{loc}^2}{E} + \frac{4\Delta\sigma_{loc}}{n'+1} \left(\frac{\Delta\sigma_{loc}}{2K'} \right)^{1/n'} = \frac{(K_f \Delta\sigma_{nom})^2}{E} \quad (2.48)$$

A regra de *Glinka* prevê tensões e deformações locais mais baixas do que a regra de *Neuber*. Deste modo, a regra de *Neuber* é mais conservadora do que a regra de *Glinka*.

2.6 Análises baseadas na Mecânica da Fractura

A previsão da resistência e vida à fadiga de componentes estruturais com fendas incipientes pode ser realizada recorrendo à Mecânica da Fractura. Na referência [29], *Paris* apresenta uma breve revisão sobre este assunto. A Mecânica da Fractura complementa a abordagem baseada nas deformações totais locais, uma vez que esta última é normalmente usada na modelação da fase de iniciação de fendas de fadiga. A taxa de propagação das fendas é, geralmente, relacionada com a gama do factor de intensidade de tensões, através de inúmeras leis de propagação disponíveis na literatura, desde que o comprimento destas fendas não seja considerado curto. A propagação das fendas ocorre sempre que a gama do factor de intensidade de tensões ultrapassa o valor limiar do factor de intensidade de tensões. Esta propagação termina assim que a gama do factor de intensidade de tensões ultrapassa o valor crítico do factor de intensidade de tensões (tenacidade do material) ou quando a secção resistente é incapaz de suportar os esforços a que está sujeita. A propagação de fendas em meios elastoplásticos, com tensões acentuadas, 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. Uma forma simples de contabilizar o efeito do fecho de fenda consiste em suprimir a componente de compressão da gama de tensão. O comprimento da fenda pode ser determinado, integrando a lei de propagação.

2.6.1 Conceitos gerais da Mecânica da Fractura Linear Elástica

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

2.6.1.1 Modos de solicitação de uma fenda

As fendas podem ser solicitadas de 3 modos distintos, tal como se ilustra na Figura 2.11. Os três modos de solicitação podem ser aplicados isoladamente ou em combinação, produzindo modos de solicitação mistos. Dado que o modo de solicitação mais comum na fadiga é o modo I, a revisão que se segue incidirá essencialmente sobre este modo de solicitação.

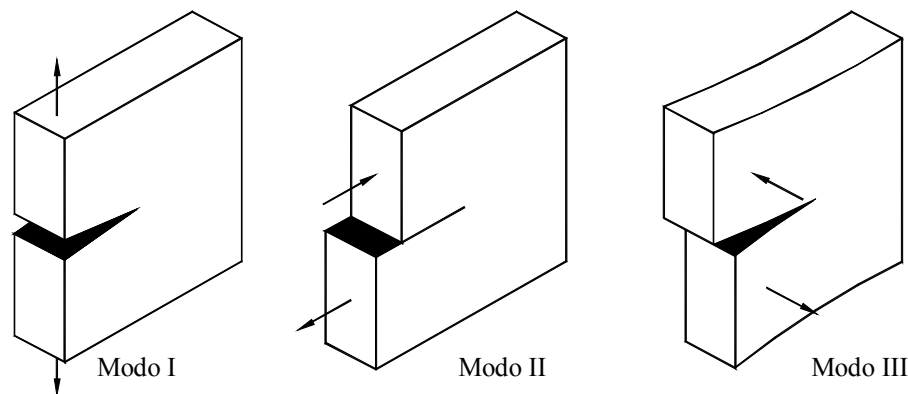


Figura 2.11 – Modos principais de solicitação/deformação de uma fenda.

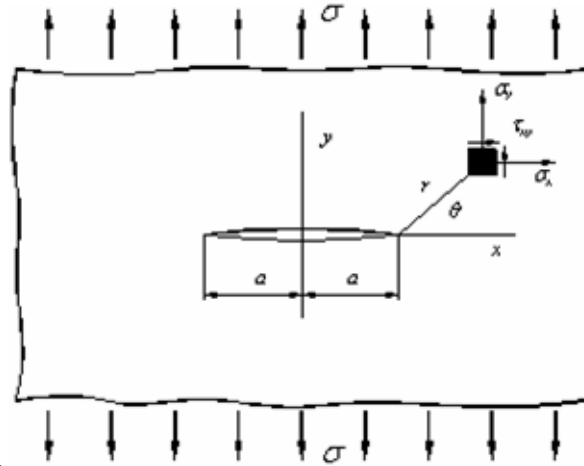


Figura 2.12 – Placa infinita com fenda solicitada em modo I.

2.6.1.2 Definição do factor 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 2.12. O estado de tensão no material próximo da extremidade da fenda define-se através das equações seguintes [30]:

$$\begin{aligned}
 \sigma_x &= \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] \\
 \sigma_y &= \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] \\
 \sigma_z &= 0 \text{ (estado plano de tensão)} \\
 \sigma_z &= \nu (\sigma_x + \sigma_y) \text{ (estado plano de deformação)} \\
 \tau_{xy} &= \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \\
 \tau_{xz} &= \tau_{yz} = 0
 \end{aligned} \tag{2.49}$$

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 factor de intensidade de tensões. As equações (2.49) 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 MFLE são válidos enquanto a dimensão dessa zona plástica for reduzida, quando comparada com as dimensões globais da fenda e do sólido.

O factor 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 factor de

intensidade de tensões é obtida para uma placa infinita com fenda solicitada em modo I devido a uma tensão aplicada remotamente (Figura 2.12):

$$K = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.50)$$

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

$$K = Y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.51)$$

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

Os factores de intensidade de tensões podem ser determinados usando métodos analíticos, métodos numéricos ou ainda métodos experimentais [31]. Diversas referências apresentam compilações, mais ou menos exaustivas, de soluções conhecidas do factor de intensidade de tensões [32-38].

Os primeiros trabalhos conducentes à definição do factor de intensidade de tensões foram levados a cabo por *Griffith* [39,40] e *Irwin* [30,41,42]. *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 factor de intensidade de tensão, K , para caracterizar as condições de fractura. *Irwin* relacionou o factor de intensidade de tensões com a taxa de libertação de energia:

$$\begin{aligned} G &= \frac{K^2}{E} \text{ (estado plano de tensão)} \\ G &= \frac{K^2}{E} (1 - \nu^2) \text{ (estado plano de deformação)} \end{aligned} \quad (2.52)$$

2.6.2 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, há 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 2.13 ilustra o efeito do nível de tensão no crescimento de fendas de fadiga. Para o efeito, representa-se a evolução do comprimento de uma fenda de dimensão inicial, a_i , com o número de ciclos, para três níveis de tensão distintos, σ_1 , σ_2 e σ_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, a que ocorre a fractura, N_f , é menor para as tensões mais elevadas; o comprimento de fenda final, aquando da fractura, a_c , é menor para as tensões mais elevadas.

As curvas da Figura 2.13 não são adequadas para situações de projecto, a não ser que as condições de projecto 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 factor de intensidade de tensões, como se representa esquematicamente na Figura 2.14, em gráfico bi-logarítmico.

O gráfico da Figura 2.14 pode ser dividido em três zonas distintas. A zona I corresponde à zona próxima do 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 $\text{Log}\Delta K$, que é tratada pela lei de *Paris*. 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 factor 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.

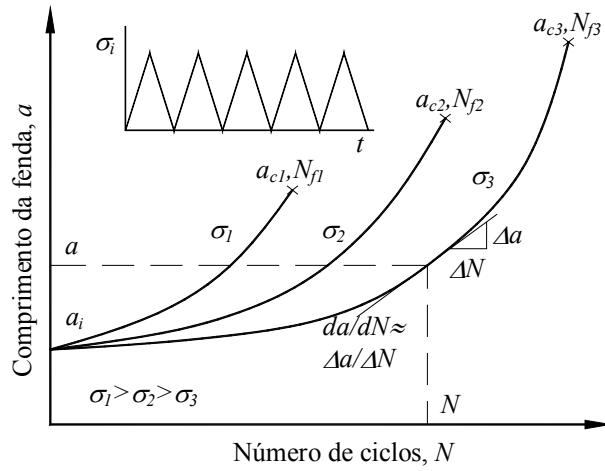


Figura 2.13 – Evolução do comprimento das fendas com o número de ciclos para vários níveis de tensão.

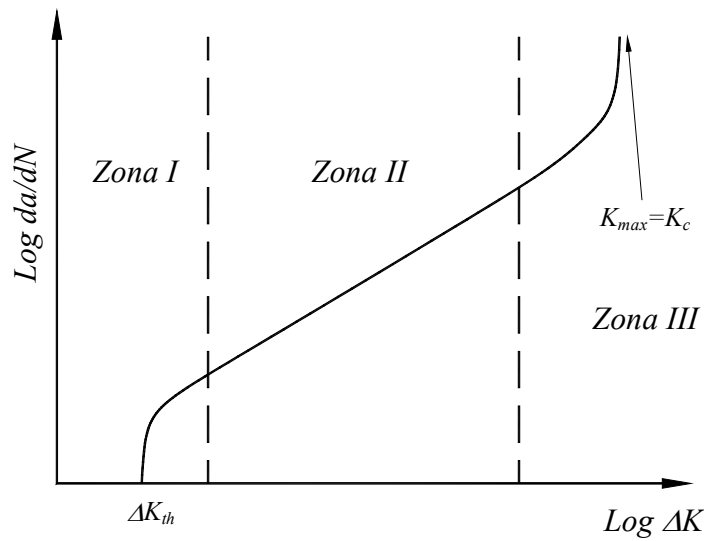


Figura 2.14 – Taxa de propagação de fendas *versus* gama do factor de intensidade de tensões.

Normalmente, estabelecem-se relações entre a taxa de propagação de fendas de fadiga e a gama do factor de intensidade de tensões, com a seguinte forma geral:

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K) \quad (2.53)$$

com ΔK definido genericamente através da relação seguinte:

$$\Delta K = Y \Delta \sigma \sqrt{\pi a} \quad (2.54)$$

Uma das relações mais simples foi proposta por *Paris* [43, 44] e traduz a relação linear que se observa na zona II de propagação.

$$da / dN = C (\Delta K)^m \quad (2.55)$$

onde C e m são constantes.

Inúmeras leis de propagação têm 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 a zona II e III de propagação [45]:

$$da / dN = \frac{C (\Delta K)^m}{(1 - R_\sigma) K_c - \Delta K} \quad (2.56)$$

onde C e m são constantes, K_c representa a tenacidade crítica do material e R_σ a razão de tensões. A referência [45] resume cerca de três dezenas de leis de propagação que foram propostas na literatura.

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

$$N = \int_{a_i}^{a_f} [f(\Delta K)]^{-1} da \quad (2.57)$$

2.6.3 Efeito da tensão média na propagação de fendas de fadiga

A influência da tensão média na taxa de propagação de fendas é descrita usando a razão de tensões, R_σ , como parâmetro principal. A Figura 2.15 ilustra a influência da razão de tensões nas curvas da / dN versus ΔK .

A análise da Figura 2.15 revela que o aumento da razão de tensões tem como efeito o aumento da taxa de propagação das fendas de fadiga, em toda a extensão das curvas. No entanto, o aumento das taxas de propagação, na zona II, pode ser reduzido. Na zona I e III a razão de tensões influencia, significativamente, as taxas de propagação das fendas. A relação proposta por *Forman*, equação (2.56), tem em conta o efeito da razão de tensões nas zonas II e III. Outra equação muito comum, que descreve o efeito da tensão média para $R_\sigma \geq 0$, é a relação proposta por *Walker* [4]:

$$da / dN = C \left(\frac{\Delta K}{(1 - R_\sigma)^{1-\gamma}} \right)^m = C (\overline{\Delta K})^m \quad (2.58)$$

onde C e m são as constantes da lei de *Paris*, determinadas para $R_\sigma = 0$; γ é a constante que está directamente relacionada com o efeito da razão de tensões; $\overline{\Delta K}$ define-se do modo seguinte:

$$\overline{\Delta K} = \frac{\Delta K}{(1 - R_\sigma)^{1-\gamma}} \quad (2.59)$$

Substituindo $\text{Log } \Delta K$ por $\text{Log } \overline{\Delta K}$ nas abcissas do gráfico da Figura 2.15, as várias curvas condensam-se numa única curva, na zona de propagação II.

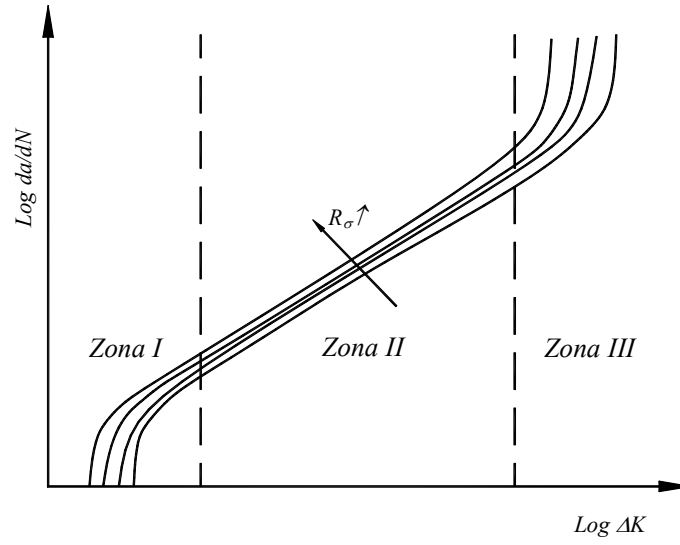


Figura 2.15 – Influência da razão de tensões nas taxas de propagação de fendas de fadiga.

2.6.4 Efeito do fecho de fenda na propagação de fendas de fadiga

Elber [67,68] foi o primeiro autor a quantificar e demonstrar a importância do efeito do fecho de fenda na propagação de fendas de fadiga. Este autor demonstrou que pode ocorrer fecho da fenda mesmo para carregamentos com $R_\sigma > 0$. Devido à diferença das zonas plásticas, durante a carga e descarga, surgem deformações residuais de tracção nas faces da fenda. Estas deformações são responsáveis pelo fecho da fenda antes de se alcançar o valor mínimo do factor de intensidade de tensão, K_{min} . A parte do ciclo de carga durante o qual a fenda está fechada não contribui para a propagação da fenda. *Elber* sugeriu a substituição da gama do factor de intensidade de tensão, ΔK , pela gama do factor de intensidade de tensão efectivo, $\Delta K_{eff} \leq \Delta K$:

$$da/dN = f(\Delta K, R_\sigma) = f(\Delta K_{eff}) \quad (2.60)$$

O fecho de fenda tem como efeito a redução da taxa de propagação das fendas. Para valores elevados da razão de tensões, R_σ , ΔK_{eff} iguala ΔK , não existindo qualquer redução da taxa de propagação das fendas. Na Figura 2.16 representam-se várias definições do factor de intensidade de tensões usadas na descrição do fenómeno do fecho de fenda.

Um parâmetro normalmente usado para quantificar o fecho de fenda é a razão de fecho de fenda, definida do modo seguinte:

$$U = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K} = \frac{1 - K_{aber} / K_{fecho}}{1 - R_\sigma} \quad (2.61)$$

Uma razão de fecho de fenda unitária, $U=1$ significa que não ocorre qualquer fecho de fenda. O efeito do fecho de fenda é mais importante na zona de propagação I.

O modelo proposto por *Elber*, para descrever o fecho de fenda, baseia-se em conceitos de plasticidade. No entanto, outros autores têm proposto modelos alternativos para explicar os fenómenos do fecho de fenda, como por exemplo, os modelos baseados na rugosidade das faces da fenda ou ainda os modelos baseados na formação de óxidos nas faces da fenda (ver referência [3]).

Os modelos de descrição do fecho de fenda, baseados nos conceitos de plasticidade, permitem explicar os fenómenos de aceleração e desaceleração da taxa de propagação das fendas originados, respectivamente, por subcargas e sobrecargas.

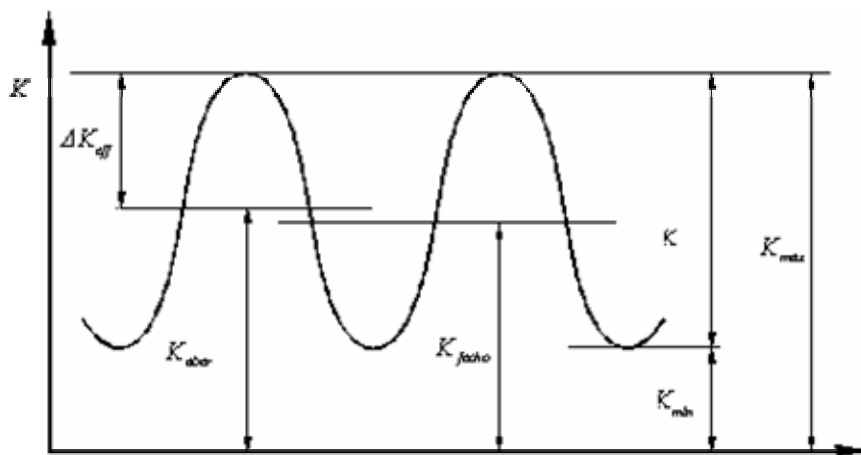


Figura 2.16 – Representação esquemática do factor de intensidade de tensões efectivo.

2.6.5 Propagação de fendas de fadiga sob solicitações de amplitude variável

Normalmente, os dados sobre propagação de fendas de fadiga, disponíveis para a generalidade dos materiais são relativos a ensaios efectuados a amplitude constante. Contudo, em casos reais as estruturas estão sujeitas não a carregamentos de amplitude constante, mas sim a carregamentos de amplitude variável que na generalidade dos casos têm características aleatórias.

A previsão da propagação de fendas de fadiga para carregamentos variáveis é um problema complexo, pois durante o crescimento de uma fenda, sob a acção de cargas de amplitude variável, o incremento do comprimento de fenda em cada ciclo não é igual ao que é produzido por um carregamento equivalente produzido a amplitude constante.

Sob carregamentos de amplitude variável, o efeito de sequência da carga traduz-se em fenómenos de aceleração e retardamento do crescimento da fenda que interagem de forma complexa. Assim, o estudo destes fenómenos exige a análise de sequências de carga simples que representem acontecimentos típicos que ocorrem durante a propagação da fenda sob carga de amplitude variável. Destes, o tipo de sequência de carga mais estudada são as sobrecargas únicas, provavelmente por apresentarem um período transitório do crescimento da fenda com um retardamento muito acentuado, permitindo assim uma análise detalhada deste fenómeno.

O efeito da história de carga tem sido objecto de vários trabalhos de revisão. A título de exemplo referem-se os trabalhos realizados por *Shijve* [47] e por *Skorupa* [48, 49].

No estudo de propagação de fendas com a aplicação de sobrecargas únicas, tem-se antes da aplicação da sobrecarga uma velocidade de propagação constante, pois é correspondente a uma gama do factor de intensidade de tensões também constante. A aplicação de uma sobrecarga perturba a propagação da fenda pelo que se verifica um período de crescimento transitório da fenda. Durante a aplicação da sobrecarga e imediatamente a seguir, sob a solicitação base em amplitude constante, existe um breve período inicial de aceleração da fenda. De seguida, verifica-se uma diminuição progressiva da velocidade de propagação até atingir um valor mínimo. Esta diminuição progressiva da velocidade observa-se até a fenda alcançar certa dimensão através da zona plástica produzida pela sobrecarga, sendo denominada *delay retardation*. Após ser atingido o valor mínimo, a velocidade de propagação principia a aumentar, verificando-se uma aproximação gradual ao nível estável de velocidade existente antes da aplicação da sobrecarga e correspondente ao ΔK da solicitação base. A

Figura 2.17 ilustra este comportamento (Δa_{OL} é o incremento do comprimento de fenda afectado pela sobrecarga).

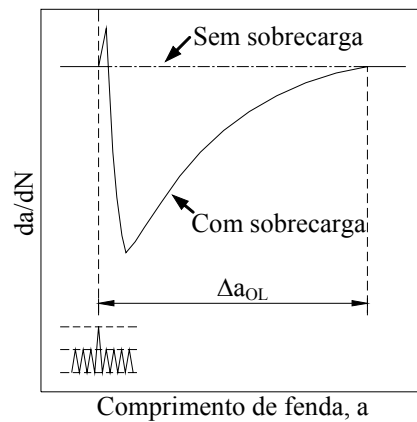


Figura 2.17 – Representação esquemática do comportamento transitório do crescimento da fenda verificado após aplicação de uma sobrecarga num ensaio realizado com ΔK constante [48].

A severidade do retardamento provocado pela sobrecarga depende essencialmente das variáveis do carregamento. Para determinadas combinações dos parâmetros da solicitação, a fenda pode sofrer um atraso muito significativo no seu crescimento ou mesmo resultar numa fenda não propagável ainda que o valor de ΔK da solicitação base seja largamente superior a ΔK_{th} [50].

Vários autores têm analisado o efeito da intensidade da sobrecarga. Para sobrecargas de tracção com intensidades reduzidas verifica-se um efeito insignificante [51], enquanto que para sobrecargas de maior intensidade o aumento da razão de sobrecarga resulta regra geral no aumento do número de ciclos de atraso e no aumento de Δa_{OL} , bem como num valor inferior da velocidade de propagação mínima alcançada durante a fase de *delay retardation* [51, 52]. Assim, quanto maior for a intensidade da sobrecarga, mantendo todos os outros parâmetros constantes, mais elevada é a extensão e a magnitude do retardamento.

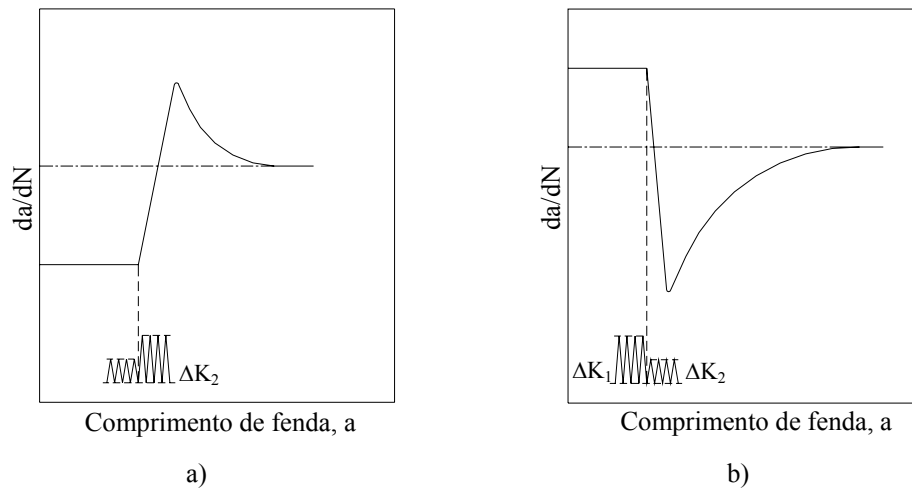


Figura 2.18 – Representação esquemática do comportamento transitório do crescimento da fenda verificado após aplicação de um degrau de carga: a) crescente; b) decrescente.

Na Figura 2.18 mostra-se esquematicamente o comportamento transitório da velocidade de propagação resultante da alteração do nível de carga (para um nível ΔK constante em cada bloco). A figura 2.18-a) corresponde a um aumento de ΔK (degrau de carga crescente) enquanto que a Figura 2.18-b) corresponde a uma diminuição de ΔK (degrau de carga decrescente).

Quando após um bloco de ciclos de carga de amplitude constante se aplica outro de maior amplitude, verifica-se geralmente que durante os ciclos iniciais do segundo bloco há um aumento instantâneo da velocidade de propagação em relação ao esperado para este nível de carga; contudo esta aceleração pode não ocorrer se a amplitude do primeiro bloco for próxima do limiar de fadiga [51]. Se após um bloco de ciclos de amplitude constante se aplica outro de amplitude inferior produz-se um efeito contrário, ou seja, há um retardamento inicial [51].

Relativamente à propagação de fendas provocadas por carregamentos a amplitude variável, foi durante a década de setenta do século passado que surgiram os primeiros modelos analíticos. Estes foram baseados na dimensão da zona plástica. Dois desses modelos foram propostos por *Willenborg* e *Wheeler* [2]. A segunda geração de modelos de previsão de propagação de fendas para carregamentos de amplitude variável foi baseada no efeito de fecho de fenda induzido por plasticidade [2]. O incremento da fenda Δa_i no ciclo i é uma função de ΔK_{eff} nesse ciclo. Assim, pode-se escrever:

$$a = a_0 + \sum \Delta a_i \quad (2.62)$$

onde $\Delta a_i = \left(\frac{da}{dN} \right)_i = f(\Delta K_{eff,i})$. *Koo et al* [53] propuseram recentemente um método para estimar o valor de ΔK_{eff} baseado em dados de propagação de fendas em carregamentos aleatórios.

O estudo do crescimento de fendas de fadiga provocadas por carregamento aleatórios tem sido efectuado por vários autores, nomeadamente por: *Newman* [54-56], *Philips* [57], *Huang* [58], *Lee et al* [59], *Jono* [60], *Huang et al* [61], *Zou et al* [62], *Kim et al* [63], *Hudson* [64], *Chang et al* [65] *Mansson et al* [66]. Em [48, 49] *Skorupa* efectua uma revisão referente a este tema. Por exemplo, nas referências [54, 55, 59] são apresentados estudos baseados no efeito do fecho de fendas. Em [63, 64] a investigação da propagação de fendas provocada por carregamentos variáveis é efectuada com base em análises estatísticas, recorrendo ao conceito do valor RMS da gama do factor de intensidade de tensões.

2.6.6 Mecânica da Fractura Elastoplástica

A MFLE é aplicável sempre que a zona de deformação plástica, na extremidade da fenda, é de dimensões reduzidas e está contida numa região elástica. Nestas condições, o factor de intensidade de tensões, K , é adequado para caracterizar o estado de tensão na extremidade da fenda, permitindo descrever, de forma conveniente, as condições de fractura e propagação de fendas de fadiga. Quando as condições de aplicação da MFLE não são observadas, a análise deverá ser realizada com base na MFEP. O factor de intensidade de tensões é substituído, no contexto da MFEP, pelo integral J, formulado inicialmente por *Rice* [69], *Eshelby* [70] e *Hutchinson* [71] ou pelo *crack opening displacement*, COD, introduzido por *Wells* [72]. O integral J tem apresentado um papel mais relevante na caracterização das condições de fractura elastoplástica [24].

Rice [69], com base num pressuposto de comportamento não linear elástico do material, propôs a seguinte definição do integral J:

$$J = \int_{\Gamma} \left(w dy - \vec{T} \cdot \frac{\partial \vec{u}}{\partial x} ds \right) \quad (2.63)$$

onde w é a densidade de energia de deformação, $\vec{T}$ é o vector tracção, $\vec{u}$ é o vector deslocamento e ds é um elemento infinitesimal do contorno. Γ é um contorno que começa na face inferior da fenda e termina na face superior da fenda, sendo percorrido no sentido anti-horário (ver Figura 2.19). *Rice* demonstrou que o valor do integral J é independente do contorno escolhido à volta da fenda. Para condições linear elásticas, o integral J é idêntico à

taxa de libertação de energia, G . Nestas condições também se pode relacionar o valor do integral J com o factor de intensidade de tensões, K , do modo seguinte:

$$\begin{aligned} J = G &= \frac{K^2}{E} \text{ (estado plano de tensão)} \\ J = G &= \frac{K^2}{E} (1 - \nu^2) \text{ (estado plano de deformação)} \end{aligned} \quad (2.64)$$

Nas referências [73,74] são apresentados procedimentos para determinação dos valores críticos do integral J e do COD. *Hutchinson* resume, na referência [75], as principais condições para aplicação do valor do integral J como parâmetro caracterizador das condições de fractura elastoplásticas.

Begley e Landes [76] deram um importante contributo na determinação experimental do valor do integral J , ao propor o método da *compliance*, baseado na curva carga-deslocamento. Em alternativa aos métodos experimentais, é comum usar-se o Método dos Elementos Finitos na determinação de soluções do integral J , para diversas geometrias. As referências [77,78] apresentam diversas soluções para o integral J .

O integral J foi deduzido por *Rice* supondo um comportamento do material elástico não linear. O comportamento não linear elástico pode ser considerado equivalente ao comportamento elastoplástico para carregamentos monótonos. Este pressuposto constitui uma limitação à aplicação do integral J na modelação da propagação de fendas de fadiga dado que o carregamento é cíclico. Mesmo assim alguns autores têm usado a gama do integral J , ΔJ , definida na equação seguinte, na correlação dos resultados de propagação de fendas de fadiga, tendo sido obtidos resultados satisfatórios [79-81]:

$$\Delta J = \int_{\Gamma} \left(\Delta w dy - \Delta \vec{T} \cdot \frac{\partial \Delta \vec{u}}{\partial x} ds \right) \quad (2.65)$$

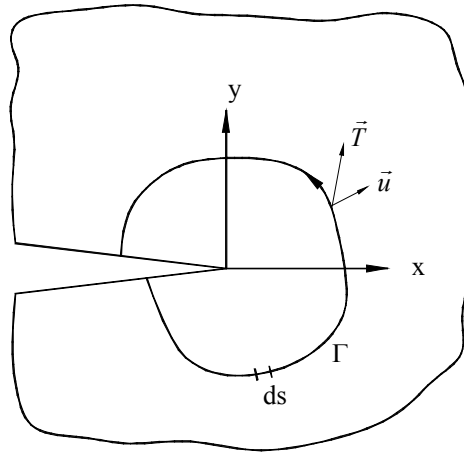


Figura 2.19 – Contorno para determinação do integral J.

Nas referências [79-81, 194, 195] foram sugeridas relações do tipo potência entre o valor da gama do integral J e a taxa de propagação das fendas de fadiga.

2.7 Modelos de acumulação de dano de fadiga

O tratamento de carregamentos de amplitude variável, sejam eles provocados por sobrecargas, subcargas, blocos de carga ou cargas aleatórias, pode ser realizado com base em modelos de acumulação de dano. As referências [2, 82-84] apresentam revisões bibliográficas referentes a este assunto. As leis de dano existentes têm por base um de cinco fundamentos físicos ilustrados na Figura 2.20. Esta figura também apresenta algumas leis de acumulação da dano associadas aos referidos fundamentos. Os carregamentos de amplitude variável são, geralmente, convertidos em carregamentos equivalentes, constituídos por blocos de amplitude de tensão constante sendo, para este efeito, empregues técnicas adequadas de contagem do número de ciclos [85,86]. O dano de fadiga, induzido por cada ciclo de carga, deverá ser contabilizado usando uma teoria de acumulação de dano adequada. A rotura final será caracterizada por um determinado valor crítico do dano.

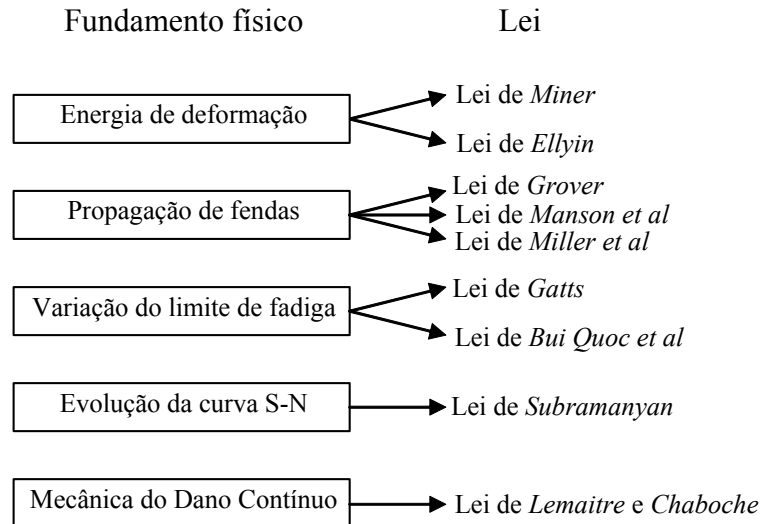


Figura 2.20 – Algumas leis de dano e respectivo fundamento físico.

2.7.1 Acumulação de dano linear

Os primeiros estudos referentes à acumulação de dano remontam a 1924 e foram realizados por *Palmgren*. Mais tarde, em 1945, baseado em conceitos energéticos, *Miner* [87] propôs a lei de acumulação de dano que é hoje conhecida por lei de *Miner*, lei de *Palmgren-Miner* ou lei linear de acumulação de dano. Devido à sua simplicidade, a lei de *Miner*, é ainda hoje a lei de acumulação de dano mais utilizada. Entre os trabalhos de *Palmgren* e *Miner*, outros autores também realizaram alguns trabalhos na área de acumulação de dano [88-91]

Segundo *Miner*, o dano induzido por um bloco de carga i , com amplitude de tensão ou deformação constante e uma duração de n_i ciclos, pode ser calculado à custa da seguinte relação linear:

$$D = \frac{n_i}{N_{fi}} \quad (2.66)$$

onde N_{fi} é o número de ciclos de rotura, resultante da aplicação da solicitação do bloco de carga i . O dano acumulado resultante da aplicação de m blocos de carga pode ser determinado adicionando directamente os danos induzidos por cada um dos blocos individuais:

$$D = \sum_{i=1}^m \frac{n_i}{N_{fi}} \quad (2.67)$$

A rotura é caracterizada por um valor unitário do dano, $D = 1$.

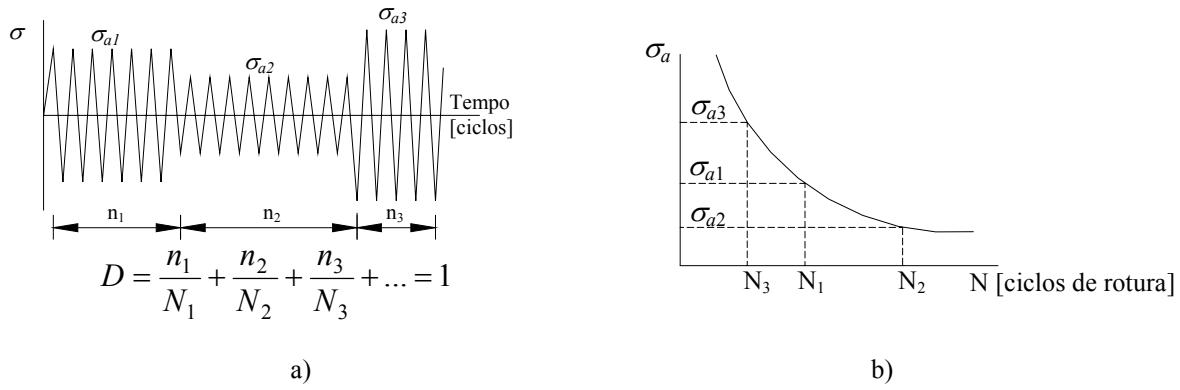


Figura 2.21 – Estimativa do dano de fadiga com base na lei de *Miner*.

A lei de *Miner* é a ferramenta mais simples para o cálculo do dano de fadiga para carregamentos de amplitude variável, pois desde que se possua a curva $S-N$ obtida para carregamentos de amplitude constante é possível calcular o dano de fadiga para carregamentos de amplitude variável. A Figura 2.21 ilustra o modo como se deverá processar esse cálculo.

Um método amplamente utilizado na determinação do dano de fadiga baseia-se no conceito da tensão ou deformação equivalente e na lei de *Miner* [127, 128, 136, 137, 162].

Relativamente à previsão baseada na tensão equivalente, tem-se de acordo com a lei de *Miner* que a rotura ocorre quando a acumulação de dano atinge a unidade

$$D = \sum_{i=1}^m \frac{n_i}{N_{fi}} = 1 \quad (2.68)$$

onde o número de ciclos de rotura, N_{fi} , referente à aplicação da carga σ_i , pode ser estimando a partir da curva $S-N$ a amplitude constante, definida por:

$$\Delta\sigma^m N = C \quad (2.69)$$

$$\Delta\sigma_{eq}^m \sum n_i = C \quad (2.70)$$

onde C e m são constantes do material.

Assim, a partir das equações (2.68), (2.69) e (2.70) resulta a equação (2.71) para a determinação da tensão equivalente.

$$\Delta\sigma_{eq} = \left(\frac{\sum \Delta\sigma_i^m \bar{n}_i}{\sum \bar{n}_i} \right)^{\frac{1}{m}} \quad (2.71)$$

onde $\Delta\sigma_{eq}$ é a gama de tensão equivalente, n_i é o número de ciclos aplicados durante o bloco de carga i , e $\Delta\sigma_i$ é gama de tensão do bloco i .

A simplicidade da lei de *Miner* é a sua grande vantagem, contudo ela apresenta importantes deficiências. Esta lei não tem em consideração os efeitos sequenciais do carregamento nem a influência da amplitude do carregamento na lei de evolução do dano. Diversos resultados experimentais têm demonstrado que a rotura pode ocorrer para valores de dano, calculados com base na lei de *Miner*, inferiores à unidade, $D < 1$, caso a sequência do carregamento seja no sentido das gamas de carga mais altas para as gamas mais baixas, ou para valores de dano superiores à unidade, $D > 1$, caso a sequência do carregamento aplicado seja no sentido inverso. Nas referências [57, 88-139] são apresentados trabalhos que demonstram estas tendências.

2.7.2 Acumulação de dano não linear

Em alternativa à regra linear de acumulação de dano, vários autores têm proposto regras não lineares de acumulação de dano [93, 96, 97, 99, 101, 102, 106, 107, 109, 110, 120, 135]. De seguida procurar-se-á fazer uma descrição sucinta de algumas das regras de acumulação não linear de dano.

Lei de acumulação de dano não linear proposta por Marco e Starkey

Marco e *Starkey* [93] propuseram a primeira lei de acumulação de dano não linear, definida pela seguinte equação:

$$D = \sum_{i=1}^m \left(\frac{n_i}{N_{fi}} \right)^{\alpha_i} \quad (2.72)$$

onde α_i é uma função da tensão. Assim, a aplicação desta regra requer o conhecimento de α_i para vários níveis de tensão. Tirando a necessidade de calcular o valor de α_i , o resto do processo de cálculo do dano acumulado é similar ao método utilizado com a regra linear de dano.

A Figura 2.22-a) ilustra a evolução do dano de fadiga para a regra linear, assim como para a regra não linear do tipo proposto por *Marco e Starkey*. A Figura 2.22-b) ilustra os resultados típicos previstos pelas teorias de acumulação de dano linear e não linear, relativamente às fracções de vida dispendidas num ensaio de fadiga com dois blocos de carga sequenciais. Constata-se que a regra não linear prevê os efeitos sequenciais do carregamento para além de uma acumulação não linear de dano.

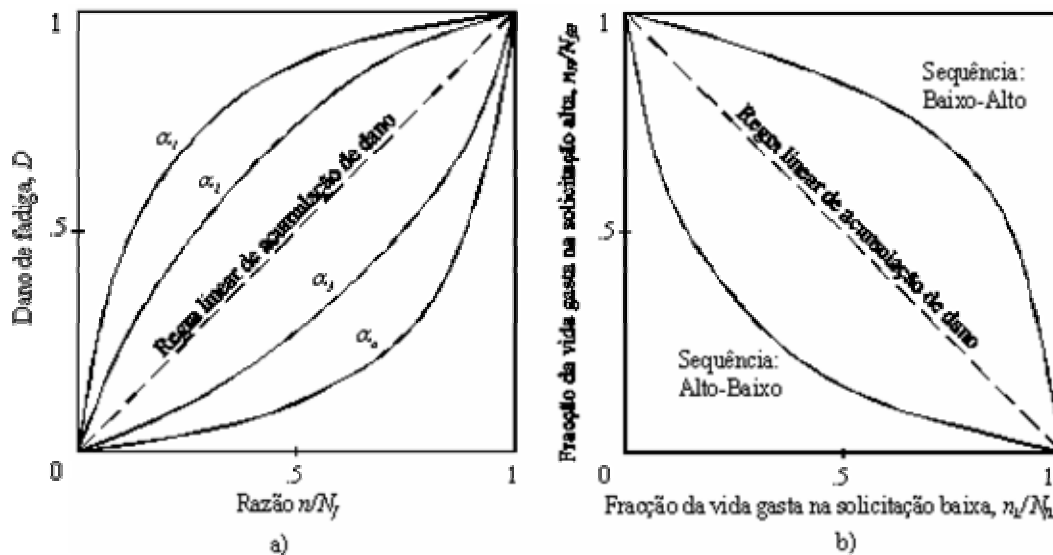


Figura 2.22 – Comparação dos modelos lineares e não lineares de acumulação de dano: a) evolução do dano de fadiga; b) acumulação de dano para ensaios com dois níveis de carga.

Lei de acumulação de dano de Grover

Em 1960 *Grover* [96] propôs a primeira lei de acumulação de dano com base na iniciação e propagação de fendas. Segundo *Grover* a rotura do material ocorre para um número de ciclos, dado pela soma do número de ciclos de iniciação, N_I , com o número de ciclos de propagação, N_{II} , igual ao número de ciclos de rotura, ou seja $N_f = N_I + N_{II}$. O número de ciclos de iniciação de uma fenda pode ser estabelecido como uma fracção do número de ciclos de rotura: $N_I = \alpha N_f$, com α compreendido entre 0 e 1 e dependente do nível de tensão.

O cálculo de acumulação de dano é efectuado a partir de duas curvas $S-N$, uma referente à iniciação de fendas e outra relativa à rotura (ver Figura 2.23).

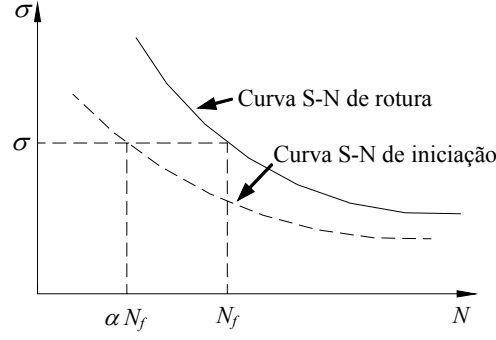


Figura 2.23 – Curvas $S-N$ utilizadas no cálculo de acumulação de dano segundo a lei de Grover.

Assim, a lei proposta por *Grover* permite, para um carregamento composto por dois blocos, efectuar o cálculo do número de ciclos até à rotação depois de se ter aplicado um bloco de carga com $n_1 \leq N_{I1}$. Aplicando-se a lei de *Miner* à duração de vida de iniciação, resulta a seguinte condição de rotação (ver Figura 2.24):

$$\frac{n_1}{\alpha_1 N_{f1}} + \frac{X_2}{\alpha_2 N_{f2}} = 1 \quad (2.73)$$

com:

$$X_2 = n_2 - (N_{f2} - \alpha_2 N_{f2}) = n_2 - N_{f2}(1 - \alpha_2) \quad (2.74)$$

substituindo-se (2.73) em (2.74) vem:

$$\frac{n_1}{\alpha_1 N_{f1}} + \frac{n_2 - N_{f2}(1 - \alpha_2)}{\alpha_2 N_{f2}} = 1 \quad (2.75)$$

após alguma manipulação matemática obtém-se:

$$n_2 = \left(1 - \frac{\alpha_2}{\alpha_1} \frac{n_1}{N_{f1}} \right) N_{f2} \quad (2.76)$$

Para o caso em que $n_1 \geq N_{I1}$, tem-se:

$$\frac{n_1 - \alpha_1 N_{f1}}{(1 - \alpha_1) N_{f1}} + \frac{n_2}{(1 - \alpha_2) N_{f2}} = 1 \quad (2.77)$$

Após alguma manipulação matemática obtém-se o seguinte número de ciclos remanescente:

$$n_2 = \left[\frac{1-\alpha_2}{1-\alpha_1} \left(1 - \frac{n_1}{N_{1f}} \right) \right] N_{2f} \quad (2.78)$$

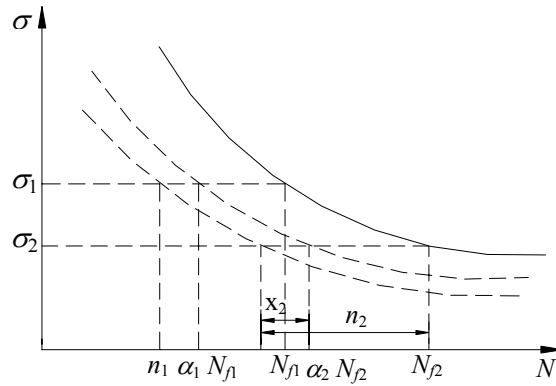


Figura 2.24 – Acumulação de dano na fase de iniciação.

À semelhança da lei de *Miner*, a lei proposta por *Grover* apresenta como principal vantagem a sua simplicidade; como desvantagens refere-se a dificuldade de determinação do valor de α_i , ou seja, a determinação das curvas *S-N* de iniciação.

Lei de acumulação de dano de Gatts

Gatts propôs em 1961 [97] uma função de acumulação de dano com base na variação do limite de fadiga de um material sujeito à aplicação de uma carga de amplitude constante. Esta foi a primeira lei de dano com base na tensão limite de fadiga.

Leis de acumulação de dano de Manson

Manson e os seus colaboradores propuseram duas leis de acumulação de dano não linear. Em 1967 foi proposta a lei de acumulação de dano DLDR (*Double-linear Damage Rule*) [83, 99]; posteriormente foi proposta a lei de acumulação de dano DCA (*Damage Curve Approach*) [114].

A lei de acumulação de dano DLDR tem a particularidade de separar a evolução do dano em duas fases distintas. Enquanto que a primeira fase está associada à fase de iniciação, a segunda está associada à propagação de fendas. A evolução do dano em cada fase é obtida através de uma lei de dano linear, tornando assim o processo de análise de acumulação de dano bastante simples. A Figura 2.25 ilustra esse processo. As expressões que permitem determinar o ponto onde termina a curva respeitante ao dano da fase de iniciação e inicia a curva de dano da fase de propagação estão definidas nas equações (2.79) e (2.80) para as sequências Alto-Baixo e nas equações (2.81) e (2.82) para as sequências Baixo-Alto. Na

Figura 2.26 ilustram-se os pontos de transição entre as fases de iniciação e propagação de fendas, referentes às sequências Alto-Baixo e Baixo-Alto.

$$\left(\frac{n_1}{N_{f1}}\right)_{knee} = 0.35 \left(\frac{N_{f1}}{N_{f2}}\right)^{0.25} \quad (2.79)$$

$$\left(\frac{n_2}{N_{f2}}\right)_{knee} = 0.65 \left(\frac{N_{f1}}{N_{f2}}\right)^{0.25} \quad (2.80)$$

$$\left(\frac{n_1}{N_{f1}}\right)_{upperknee} = 1 - 0.65 \left(\frac{N_{f1}}{N_{f2}}\right)^{-0.25} \quad (2.81)$$

$$\left(\frac{n_2}{N_{f2}}\right)_{upperknee} = 1 - 0.35 \left(\frac{N_{f1}}{N_{f2}}\right)^{-0.25} \quad (2.82)$$

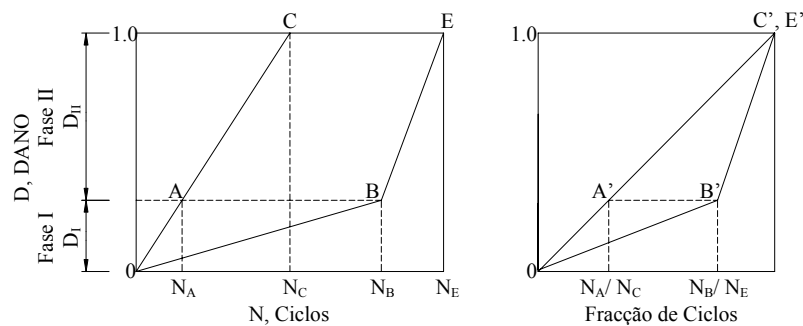


Figura 2.25 – Elementos da acumulação de dano referentes à lei DLDR: a) Curvas de evolução de dano, b) Lei DLDR que conduz à fracção não linear da vida [83].

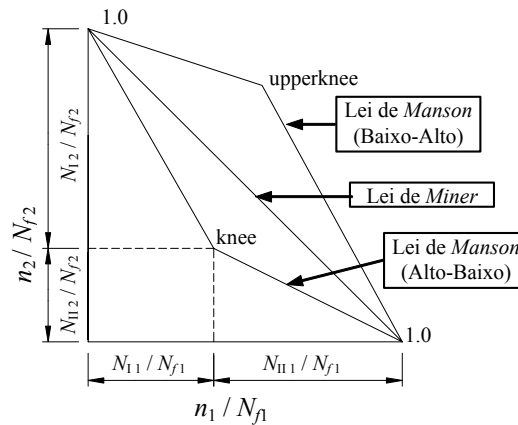


Figura 2.26 – Ilustração dos pontos de transição entre as fases de iniciação e de propagação.

A curva de dano DCA tem a forma geral da equação seguinte, que é baseada na iniciação de fendas:

$$D = \left[\frac{1}{0.18} a_0 + (0.18 - a_0) \left(\frac{n}{N_f} \right)^{(2/3)(N)^{0.4}} \right] \quad (2.83)$$

onde a_0 é a medida característica do tamanho do defeito/fenda do provete; o valor 0.18 é um comprimento de fenda de iniciação (em polegadas) adoptado para um provete com um quarto de polegada.

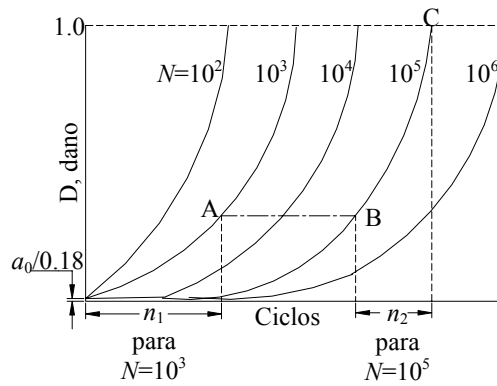


Figura 2.27 – Curvas de evolução de dano resultantes do modelo de dano, DCA [83].

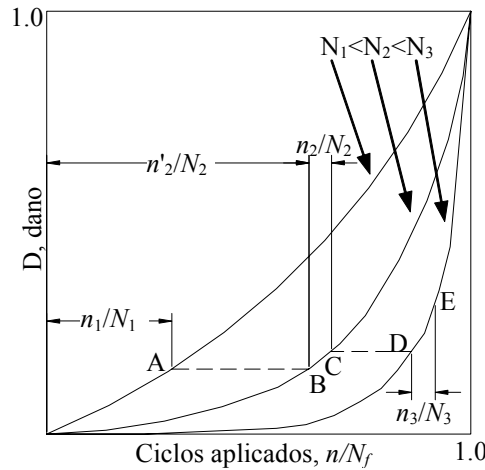


Figura 2.28 – Curvas de evolução de dano resultantes do modelo de dano, DCA – ciclos normalizados [113].

A Figura 2.27 apresenta esquematicamente as curvas de evolução de dano baseadas na equação (2.83). A Figura 2.28 esquematiza as curvas de evolução de dano DCA e a acumulação de dano, a partir das curvas normalizadas, para vários níveis de carga, definidos pelo respectivo número de ciclos de rotura a amplitude constante.

A DCA permite quantificar o efeito da sequência dos blocos de carga, Alto-Baixo e Baixo-Alto, na acumulação de dano. Na Figura 2.28 é nítido que a sequência de carregamento Alto-Baixo conduz a uma acumulação de dano inferior à unidade. Reciprocamente, usando-se a DCA para determinar a acumulação de dano provocada por carregamentos com a sequência Baixo-Alto, obtém-se valores superiores à unidade.

Lei de acumulação de dano de *Tang et al*

Tang e seus colaboradores propuseram em 1971 um modelo de dano baseado na redução do limite de fadiga. Estudos anteriores, mostraram que o limite de fadiga variava com a resistência à tracção do material. Durante a fadiga, as propriedades de resistência estática do material, como por exemplo a ductilidade à fractura, variam com a exaustão do material. Com base nestes conceitos *Tang et al* publicaram dois artigos [101, 102] relativos à acumulação de dano, sendo que um foi baseado em ensaios em controlo de deformação [102] e o outro em controlo de tensão [101]. Ambos os artigos utilizam o conceito de que o dano é influenciado pela alteração do limite de fadiga e tem uma relação de dependência da tensão ou deformação com o número de ciclos. A teoria proposta por *Tang et al* é baseada nos seguintes pressupostos:

1. O processo de dano é contínuo.
2. Para níveis de tensão baixos, a proporção de dano causado exclusivamente por fadiga é mais pronunciada do que para níveis de tensão elevados.

Nos artigos [101, 102] os autores também apresentam uma metodologia de previsão das curvas de fadiga a partir de propriedades estáticas. Aliás, é a partir destas curvas de fadiga que os parâmetros necessários ao cálculo do dano são obtidos.

Algumas curvas de evolução de dano obtidas com este modelo estão ilustradas na Figura 2.29. A principal vantagem do uso deste modelo reside no facto de as curvas de fadiga poderem ser obtidas a partir de propriedades estáticas e o dano provocado por um carregamento com vários níveis de carga poder ser estimado com base em parâmetros determinados a partir das curvas estáticas.

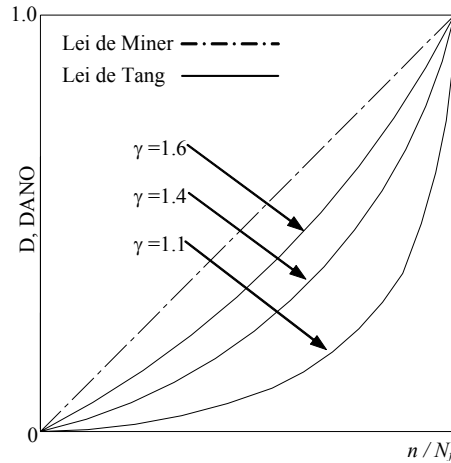


Figura 2.29 – Curvas de evolução de dano estimadas com base na lei de Tang et al [101].

Lei de acumulação de dano de Subramanyan

No ano de 1976 Subramanyan [106] propôs um modelo de dano baseado nas curvas $S-N$ e em curvas de dano constante ou curvas de isodano. As curvas de dano constante tendem a ser lineares com o aumento do número de ciclos, e convergem para a vizinhança do limite de fadiga do material (ver Figura 2.30) [106]. Segundo Subramanyan o dano é definido pela razão entre o declive da curva de dano constante e o declive da curva $S-N$. O modelo também parte do pressuposto que o número de ciclos necessário para causar um determinado nível de dano aumenta com a redução do nível de tensão e diminui com o aumento do nível de tensão.

A partir da Figura 2.30 obtém-se, no que concerne à determinação do dano, a equação seguinte:

$$D = \frac{\frac{\sigma - \sigma_{lf}}{\log N_{lf} - \log n}}{\frac{\sigma - \sigma_{lf}}{\log N_{lf} - \log N}} = \frac{\log N_{lf} - \log n}{\log N_{lf} - \log N} \quad (2.84)$$

onde N_{lf} é o número de ciclos correspondente à tensão limite de fadiga, n é o número de ciclos aplicados à tensão σ e N é a vida obtida com a aplicação da tensão σ .

Assim, para um carregamento composto por dois blocos de carga tem-se:

$$D = \frac{\log N_{lf} - \log N_1}{\log N_{lf} - \log n_1} = \frac{\log N_{lf} - \log N_2}{\log N_{lf} - \log n_{12}} \quad (2.85)$$

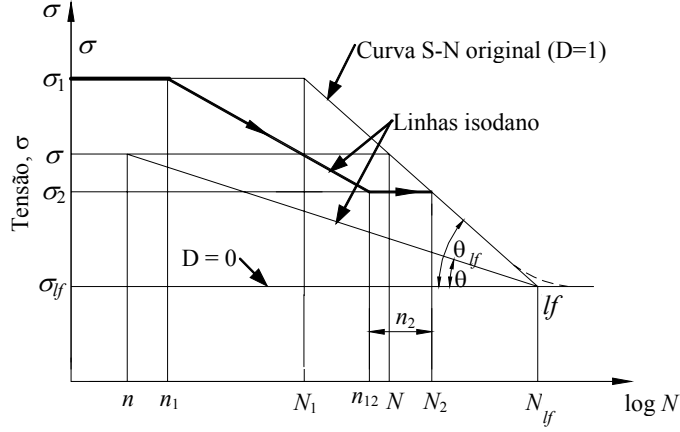


Figura 2.30 – Curvas de dano constante de acordo com o modelo de Subramanyan [106].

onde N_1 e N_2 são o número de ciclos de fadiga obtidos para os níveis de tensão σ_1 e σ_2 respectivamente. Rearranjando a equação 2.85 tem-se:

$$\begin{aligned} \frac{\log N_{lf} - \log N_2}{\log N_{lf} - \log N_1} &= \frac{\log N_{lf} - \log n_{12}}{\log N_{lf} - \log n_1} = \frac{(\log N_{lf} - \log N_2) - (\log N_{lf} - \log n_{12})}{(\log N_{lf} - \log N_1) - (\log N_{lf} - \log n_1)} = \\ &= \frac{\log n_{12} - \log N_2}{\log n_1 - \log N_1} \end{aligned} \quad (2.86)$$

$$= \frac{\log n_{12} / N_2}{\log n_1 / N_1} = \alpha \quad (2.87)$$

Dado que $n_{12} = N_2 - n_1$, $n_1 / N_1 = C_1$ e $n_2 / N_2 = C_2$ então a equação 2.87 pode ser reescrita da forma seguinte:

$$\alpha \log C_1 = \log(1 - C_2) \quad (2.88)$$

$$C_2 = 1 - C_1^\alpha \quad (2.89)$$

sendo α dado por:

$$\alpha = \frac{\log N_{lf} - \log N_2}{\log N_{lf} - \log N_1} = \frac{\sigma_2 - \sigma_{lf}}{\sigma_1 - \sigma_{lf}} \quad (2.90)$$

Para carregamentos constituídos por vários níveis de tensão tem-se:

$$C_i = 1 - \left[C_{i-1} + \left\{ C_{i-2} + \dots + \left(C_2 + C_1^{\alpha_1} \right)^{\alpha_2} \dots \right\}^{\alpha_{i-2}} \right]^{\alpha_{i-1}} \quad (2.91)$$

onde:

$$\alpha = \frac{\sigma_{i+1} - \sigma_{lf}}{\sigma_i - \sigma_{lf}} \quad (2.92)$$

Lei de acumulação de dano de *Miller et al*

Miller em conjunto com alguns colaboradores publicou alguns artigos relacionados com a acumulação de dano de fadiga [107 - 109, 113], sendo que em alguns deles apresenta propostas de leis de acumulação de dano [107, 109].

Miller e *Zachariah* [109] propuseram um modelo simples, para explicar o efeito sequencial existente durante carregamentos com diferentes níveis de amplitude, baseado no facto de se terem velocidades de propagação de fendas na fase I diferentes das da fase II. Por isso, a acumulação de dano ocorre a diferentes velocidades nas duas fases de propagação. A Figura 2.31 ilustra simplifcadamente as curvas de propagação de fendas. A um nível de tensão reduzido, a velocidade de propagação de fendas durante a fase de iniciação é bastante reduzida.

Considere-se o caso onde uma tensão inicial de amplitude $\Delta\sigma_1$ é aplicada durante $0.2N_{f1}$ ciclos, sendo de seguida aplicada uma amplitude de tensão inferior, igual a $\Delta\sigma_2$, isto é, uma sequência de carga Alto-Baixo. O dano causado pelo primeiro carregamento é a fenda de comprimento, a_1 . Quando o carregamento é modificado para a amplitude de tensão $\Delta\sigma_2$, a fenda, partindo do comprimento actual, continua a propagar para a nova amplitude de tensão.

A Figura 2.31 mostra que para a carga de amplitude de tensão baixa causar um dano equivalente ao anteriormente introduzido pela carga de amplitude de tensão alta, é necessário gastar mais que $0.2N_{f2}$ ciclos. Isto implica que a fracção de vida remanescente vai ser invariavelmente inferior a $0.8N_{f2}$ prevista pela lei de *Miner*. Assim, tem-se somas de dano inferiores a 1 para a sequência Alto-Baixo e superiores a 1 para a sequência Baixo-Alto.

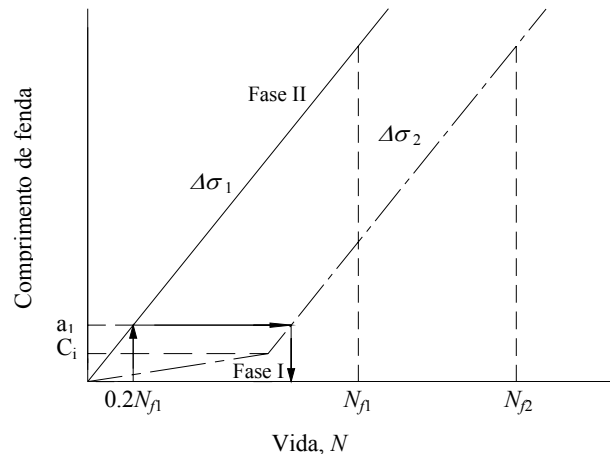


Figura 2.31 – Modelo de *Miller e Zachariah*, para dois blocos de carga.

Leis de acumulação de dano de *Ellyin et al*

Ellyin e os seus colaboradores têm publicado diversos trabalhos relacionados com a acumulação de dano. Esses trabalhos são baseados essencialmente em critérios de energia de deformação cíclica. Desses trabalhos, três [117, 119, 120] contêm diferentes teorias de acumulação de dano.

Por exemplo, em [117] é apresentado um método de avaliação da acumulação de dano, baseado no conceito de dissipação de energia de deformação plástica, função da vida cíclica.

Depois dos modelos de acumulação de dano propostos por *Ellyin et al*, baseados em pressupostos energéticos outros autores têm feito propostas de modelos baseados também em considerações energéticas [141 - 143].

Em 2001, *Lachowicz* [144] propôs um método para calcular a densidade de energia de deformação de componentes sujeitos a carregamentos cíclicos e aleatórios. Este método é útil para determinar a acumulação de dano com base nas leis de acumulação formuladas em pressupostos energéticos.

Lei de acumulação de dano de *Wong*

Recentemente *Wong* [135] propôs uma lei de acumulação de dano que tem por base a lei de *Marco e Starkey*:

$$D = \sum_{i=1}^m \left(\frac{n_i}{N_{fi}} \right)^{\alpha_i} \quad (2.93)$$

Segundo o modelo de dano proposto por *Marco e Starkey* o expoente α é uma função da tensão aplicada. A aplicação da lei de evolução de dano na avaliação de acumulação de

dano para um carregamento composto por vários níveis de tensão requer o conhecimento prévio dos valores do expoente α para esses níveis de tensão. No modelo proposto por *Wong*, não é necessário o conhecimento prévio do expoente α , podendo este ser calculado facilmente usando o formulário seguinte, que apenas requer o conhecimento particular de valores de vida N_f .

Segundo o modelo de *Wong*, o expoente α_i pode ser calculado com base a Figura 2.32, da seguinte forma:

$$\alpha_i = \frac{\log D}{\log(n/N_f)} = \frac{\log y}{\log x} \quad (2.94)$$

sendo x e y dados por:

$$x = 1 - h \cos \phi \quad (2.95)$$

$$y = h \sin \phi \quad (2.96)$$

Os valores de h e ϕ são determinado pelas equações seguintes:

$$\phi = 0.7854 - \frac{10^5 \sqrt[6]{N_f} (0.7054)}{10^6} \quad (2.97)$$

$$h = H - \frac{10^5 \sqrt[6]{N_f} (H)}{10^6} \quad (2.98)$$

Por sua vez o valor de H é dado por:

$$H = \frac{\sqrt{2}/2}{\cos \left(\frac{10^5 \sqrt[6]{N_f} (0.7854)}{10^6} \right)} \quad (2.99)$$

A Figura 2.32 ilustra os parâmetros introduzidos na formulação anterior. Sugere-se a consulta da referência [135] para uma explicação pormenorizada do modelo.

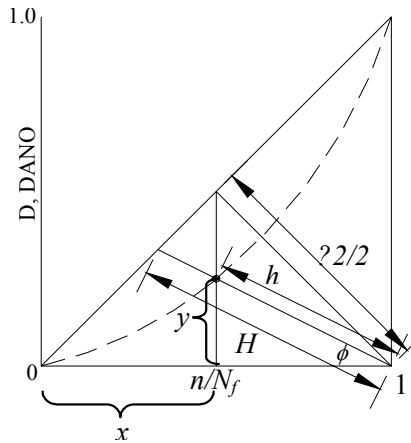


Figura 2.32 – Ilustração dos parâmetros da lei de dano proposta por Wong [135].

Leis de acumulação de dano baseadas na Mecânica do Dano Contínuo

A origem da teoria do dano contínuo deve-se a *Kachanov* [150]. Esta teoria surgiu para explicar o processo de deterioração contínua do material sujeito a fluência. O sucesso da modelação do dano de fluência, com recurso à Mecânica do Dano Contínuo, suscitou a sua extensão à determinação do dano provocado por fadiga.

Em 1974, *Chaboche* [104] propôs o primeiro modelo de acumulação de dano de fadiga. Depois do primeiro modelo de acumulação de dano baseado na Mecânica do Dano Contínuo, foram vários os modelos propostos com o objectivo de modelar a acumulação de dano de fadiga [110, 115, 121, 126, 131, 140, 151 - 157]. Na referência [158] *Chaboche* apresenta o estado da arte da Mecânica do Dano Contínuo. Chaboche propôs a seguinte lei de acumulação de dano de fadiga, na forma diferencial:

$$dD = D^{\alpha(\sigma_{max}, \sigma_{med})} \left(\frac{\sigma_{max} - \sigma_{med}}{C(\sigma_{med})} \right)^{\beta} dN \quad (2.100)$$

onde $C(\sigma_{med})$ é uma função da tensão média do ciclo, definida do seguinte modo:

$$C(\sigma_{med}) = C_0 (1 - \eta \sigma_{med}) \quad (2.101)$$

e $\alpha(\sigma_{max}, \sigma_{med})$ é uma função da solicitação que confere ao modelo características de acumulação não linear de dano assim como a possibilidade de descrever efeitos sequenciais do carregamento. C_0 , β e η são constantes do modelo a identificar com base em informação experimental. Para um carregamento cíclico de amplitude constante

($\sigma_{max} = \text{constante}$ e $\sigma_{med} = \text{constante}$) o número de ciclos até à rotura obtém-se integrando a lei entre $D = 0$ e $D = 1$, resultando:

$$N_f = \frac{1}{1-\alpha} \left(\frac{\sigma_{max} - \sigma_{med}}{C(\sigma_{med})} \right)^{-\beta} \quad (2.102)$$

Integrando a lei de dano entre $D = 0$ e D resulta a seguinte lei de evolução do dano, similar à lei de *Marco* e *Starkey*:

$$D = \left(\frac{n}{N_f} \right)^{\frac{1}{1-\alpha}} \quad (2.103)$$

Na referência [181] são discutidas várias formas para a função α assim como os processos para a identificação das constantes do modelo.

Lei de acumulação de dano de *Košút*

Uma das leis de acumulação de dano mais recente é a lei quadrática de dano, que foi proposta em 2004 por *Košút* [145]. *Košút* propôs esta lei com base em dados experimentais existentes na bibliografia e em alguns trabalhos seus [132, 146 - 149]. A lei quadrática de dano, tanto é aplicável a carregamentos por blocos como a carregamentos aleatórios.

2.8 Métodos de contagem de ciclos

Os carregamentos de amplitude variável são, geralmente, convertidos em carregamentos equivalentes, constituídos por blocos de amplitude de tensão constante, empregando técnicas adequadas de contagem do número de ciclos. O método de contagem do número de ciclos mais popular e mais utilizado é o método de *Rainflow*, proposto por *Matsuishi* e *Endo* em 1968 [85, 86]. No entanto, existem outros métodos de contagem do número de ciclos que podem ser vistos em [85, 86], nomeadamente: *Level-Crossing Counting*, *Peak Counting*, *Simple-Range Counting*. O código europeu EN13445 propõe na Parte 3, Cláusulas 17 e 18, o método do reservatório [159].

Depois do método *Rainflow*, têm surgido diversos métodos de contagem similares a ele. Alguns desses métodos são: *Range-Pair Counting* [86], *Simplified Rainflow Counting* para histórias de cargas repetidas [86]. Em geral, estes métodos fazem a contagem do número de

ciclos sem ter em consideração a sequência do carregamento. No entanto, alguns autores apercebendo-se da existência de efeitos sequenciais importantes propuseram modificações ao método *Rainflow*, com o objectivo de considerar a sequência de carga [160, 161].

2.9 Métodos estatísticos para modelação da fadiga sob carregamentos de amplitude variável

Os modelos de dano referidos anteriormente são, em geral propostos para carregamentos definidos por diferentes blocos de amplitude constante. Qualquer carregamento do tipo aleatório é convertido em blocos de carga de amplitude constante através de uma técnica de contagem do número de ciclos. Este tipo de abordagem pode ser considerada determinística. Existem, no entanto, autores que utilizam abordagens estocásticas para efectuarem previsões da distribuição de acumulação de dano de fadiga, assim como da vida à fadiga de estruturas sujeitas a carregamentos aleatórios. As referências [164, 168, 196, 197] podem ser consultadas para mais detalhe acerca de algumas destas abordagens. Neste trabalho será dada preferência às abordagens de base determinística.

CAPÍTULO 3

MATERIAL, EQUIPAMENTO E PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

3.1 Introdução

A presente dissertação visa o estudo do comportamento à fadiga, sob carregamentos de amplitude variável, do aço P355NL1, fornecido na forma de chapas de 5.1 mm de espessura. Este aço é usado especialmente na construção de reservatórios sob pressão. Os reservatórios sob pressão estão normalmente sujeitos a condições operacionais que induzem tensões variáveis no tempo e que podem divergir da situação de carregamento de amplitude constante.

Este estudo assenta num programa significativo de ensaios de fadiga de provetes lisos e entalhados. Neste capítulo descreve-se os procedimentos experimentais, incluindo os equipamentos e o material usado.

3.2 Caracterização do material

O aço P355NL1 trata-se de um aço ao carbono com baixo teor em elementos de liga, soldável, utilizado no fabrico de reservatórios sob pressão. A designação P355NL1 está de acordo com a norma europeia EN 10028-3 [175], que estabelece as especificações de chapas em aço de grão fino, normalizado e soldável, para aplicações na construção de reservatórios sob pressão. Este aço apresenta características especiais para trabalho a baixas temperaturas, certificadas convenientemente com testes de resiliência a -50°C. O aço P355NL1, estudado neste trabalho, é fornecido na forma de chapas com as dimensões nominais de 5.1mm×2000mm×3140mm.

Na Tabela 3.1 encontram-se resumidos alguns valores de propriedades básicas de resistência mecânica incluídas no certificado de recepção do material, com nº 0016661558 da empresa *ThyssenKrupp Stahl*, relativo ao vazamento nº 052294. Estas propriedades podem ser comparadas com os limites impostos na norma EN 10028-3. Na Tabela 3.2 está resumida a composição química do aço P355NL1 presente no mesmo certificado de recepção. Na mesma tabela também se inclui a composição química especificada pela norma EN 10028-3.

Tabela 3.1 – Propriedades mecânicas básicas incluídas no certificado de recepção das chapas de aço P355NL1 com 5.1 mm de espessura.

	Tensão de cedência superior [MPa]	Tensão de resistência máxima [MPa]	Alongamento após rotura [%]
Certificação	494	586	31
Norma EN 10028-3	355 min.	490-630	22 min.

Tabela 3.2 – Composição química do aço P355NL1 fornecido na forma de chapas com 5.1 mm de espessura.

	Composição química mássica [%]												
	C	Si	Mn	P	S	Al	Mo	Nb	Ni	Ti	V	Cu	Cr
Certificação	0.133	0.350	1.380	0.014	0.0016	0.030	0.001	0.025	0.148	0.016	0.002	0.137	0.025
Norma EN 10028-3	≤ 0.18	0.1 até 0.5	0.9 até 1.65	≤ 0.03	≤ 0.025	≥ 0.020	≤ 0.08	≤ 0.05	≤ 0.3	-	≤ 0.1	≤ 0.2	≤ 0.3

As propriedades de resistência mecânica monótonas do aço P355NL1 são apresentadas na Tabela 3.3. Na Tabela 3.3 também se apresentam as propriedades elásticas do aço P355NL1.

Tabela 3.3 – Propriedades elásticas e de resistência mecânica monótonas [176].

$\sigma_{ced(0.1)}$ [MPa]	$\sigma_{ced(0.2)}$ [MPa]	σ_u [MPa]	ε_u [%]	σ_r [MPa]	ε_r [%]	E [MPa]	ν [-]
389.78	418.06	568.11	14.56	458.98	29.52	205.2E+03	0.275

3.3 Geometria dos provetes

Na realização do trabalho experimental foram utilizados dois tipos de provetes: lisos e entalhados. Os provetes lisos foram usados para a caracterização do comportamento elastoplástico cíclico e à fadiga do material e foram definidos de acordo com as especificações da norma ASTM E606-92 [177]. Na Figura 3.1 ilustra-se a geometria e dimensões dos provetes lisos. Na Figura 3.2 encontra-se ilustrada a geometria e dimensões do outro tipo de provete usado no programa experimental. Este provete é entalhado pretendendo representar um detalhe estrutural. A escolha da geometria do entalhe foi inspirada em trabalhos similares. Nas referências [137, 170, 178] foram utilizados provetes com furo central e em [139] provetes com duplo entalhe. A escolha recaiu no provete de duplo entalhe, pois esta geometria facilita a detecção da iniciação de fendas a meio da espessura dos provetes.

Os provetes foram extraídos segundo a direcção longitudinal de uma chapa de 5.1 mm de espessura, obtida por laminagem. A maquinagem dos provetes foi efectuada nas oficinas do DEMEGI/FEUP e incluiu a rectificação das faces laterais dos provetes. Posteriormente, os provetes foram polidos manualmente com lixas de granulometria sucessivamente decrescente, nomeadamente 320, 500, 800, 1000, 1200 e 2500. O polimento teve como objectivo a obtenção de uma superfície espelhada que permitisse a observação da iniciação de fendas, assim como a eliminação de possíveis defeitos superficiais que pudessem induzir a iniciação de fendas de fadiga.

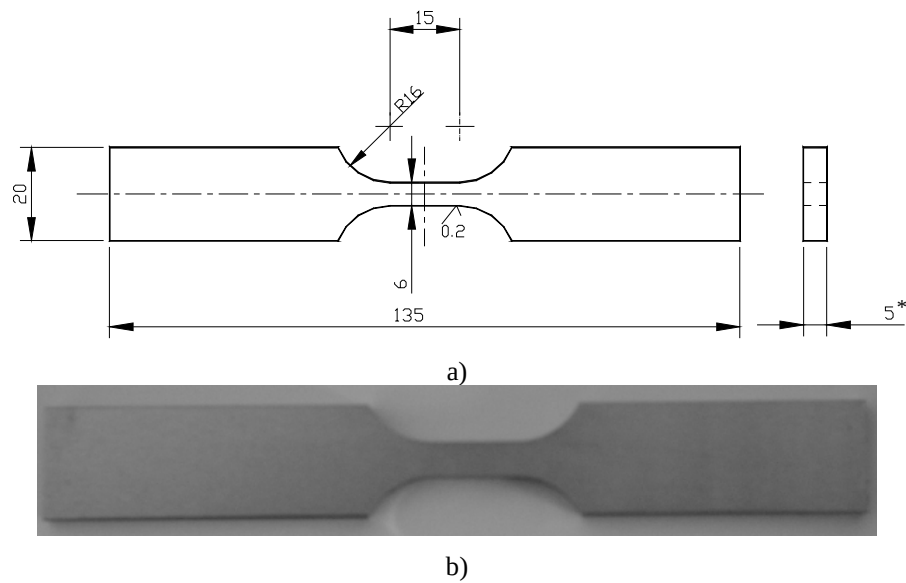


Figura 3.1 – Provetes lisos usados nos ensaios de fadiga: a) geometria e dimensões; b) aspecto geral.

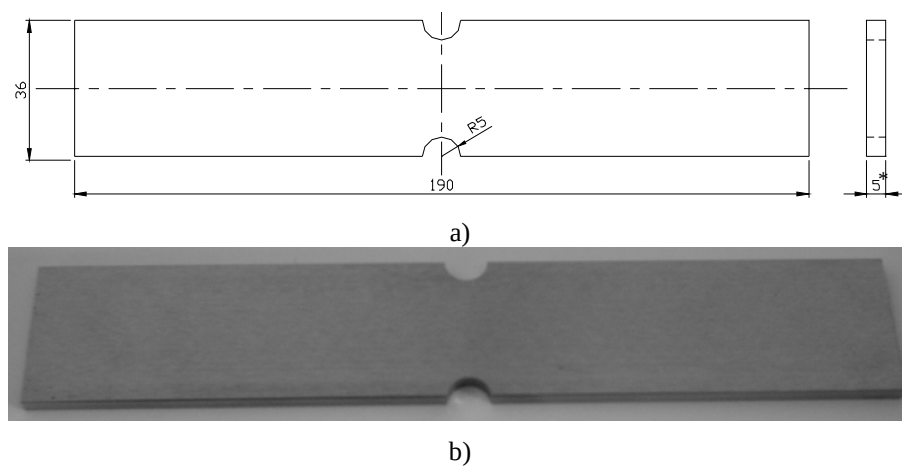


Figura 3.2 – Provetes do detalhe estrutural usado nos ensaios de fadiga: a) geometria e dimensões; b) aspecto geral.

* A espessura pretendida era de 5 mm contudo, devido à rectificação, alguns provetes ficaram com espessura inferior aos 5 mm.

3.4 Equipamento utilizado nos ensaios

3.4.1 Ensaios de fadiga

Todos os ensaios foram realizados no Laboratório de Ensaio de Materiais da UTAD, com recurso à máquina servo-hidráulica da marca INSTRON modelo 8801 e com capacidade de carga de 100 kN. A Figura 3.3 apresenta uma fotografia da referida máquina. Alguns ensaios foram realizados em controlo de deformação tendo-se utilizado um extensómetro de navalhas do tipo dinâmico, da marca INSTRON, modelo 2620-602, com um comprimento de referência de 12.5 mm e deslocamentos de ± 2.5 mm (deformação $\pm 20\%$).



Figura 3.3 – Equipamento utilizado nos ensaios experimentais

O software existente para controlo da máquina servo-hidráulica apenas permite gerar funções de amplitude constante. No entanto, a máquina permite o controlo através de um sinal eléctrico externo. Assim, e com vista à geração de sinais de amplitude variável, usou-se um computador equipado com uma carta com conversores do tipo digital/analógico, que através de programação em *Visual Basic* permitiu gerar os sinais desejados. Os sinais foram aferidos quer através de um osciloscópio, quer através do sistema de controlo da própria máquina servo-hidráulica. Na Figura 3.4 ilustra-se o equipamento usado na geração das funções utilizadas no comando da máquina servo-hidráulica, para carregamentos de amplitude variável.



Figura 3.4 – Equipamento utilizado para gerar os espectros de carga.

3.4.2 *Medição de fendas de fadiga*

A observação da iniciação das fendas de fadiga foi realizada com recurso a um sistema óptico, constituído por duas lunetas com ampliação de 45x, instaladas de modo a permitir visualizar ambas as faces dos provetes. As lunetas encontravam-se montadas sobre mesas micrométricas de deslocamento xy, accionadas através de micrómetros que permitem a medição das fendas. O sistema encontra-se representado na Figura 3.3.

3.5 Procedimento experimental

3.5.1 *Ensaaios em controlo de deformação*

Os provetes lisos foram ensaiados em controlo de deformação (fadiga oligocíclica) com o objectivo de identificar a resposta elastoplástica cíclica e as suas propriedades de resistência à fadiga.

Para a determinação da curva deformação *versus* vida foram utilizados 18 provetes com a geometria indicada na Figura 3.1, sujeitos a gamas de deformação constante, para uma razão de deformações nula, $R_\epsilon = 0$. Os valores da gama de deformação impostos ao provete variaram entre 0.3 e 3%. O controlo de deformação foi efectuado pelo extensómetro anteriormente referido.

Também foram realizadas 9 séries de ensaios com vista à avaliação do comportamento do material quando sujeito a carregamentos por blocos.

Finalmente efectuaram-se ensaios em oito séries de provetes sujeitos a gamas de deformação aleatórias, também para a razão de deformações, $R_\epsilon = 0$.

3.5.2 *Ensaaios em controlo de tensão*

Os ensaios de fadiga realizados com os provetes apresentados na Figura 3.2, foram efectuados em controlo de tensão. Estes ensaios foram realizados com o objectivo de avaliar a resistência à fadiga do detalhe estrutural quer para carregamentos de amplitude constante, quer para carregamentos definidos por blocos e mesmo de amplitude variável definidos por espectros. Assim, foram utilizadas três séries de provetes com vista à obtenção de curvas tensão *versus* vida referentes às razões de tensões $R_\sigma = 0$, $R_\sigma = 0.15$ e $R_\sigma = 0.3$. A curva tensão *versus* vida para $R_\sigma = 0$ foi obtida com 22 provetes; para as razões $R_\sigma = 0.15$ e $R_\sigma = 0.3$ foram utilizados 8 e 22 provetes, respectivamente.

Com vista à avaliação do comportamento do detalhe quando sujeito a carregamentos definidos por blocos, foram usadas 6 séries para razão de tensão $R_\sigma = 0$, 4 séries para a razão de tensões $R_\sigma = 0.3$ e 2 séries para a razão de tensões $R_\sigma = 0.15$.

Finalmente ensaiaram-se provetes sujeitos a gamas de tensão aleatórias: 4 séries com uma razão de tensões $R_\sigma = 0$ e 4 séries para razão de tensão $R_\sigma = 0.3$. Também foram realizados ensaios em 2 séries de provetes cuja tensão aplicada foi positiva e aleatória, sem imposição de uma razão de tensões constante.

3.6 Análise das superfícies de fractura

Algumas superfícies de fractura dos provetes entalhados foram examinadas recorrendo à microscopia electrónica de varrimento (SEM) com o objectivo de se identificar a localização da iniciação e o modo de propagação das fendas de fadiga. A observação foi efectuada com um microscópio electrónico de varrimento da marca Philips-FEI/Quanta 400, com EDS, ilustrado na Figura 3.5, existente na UTAD. Este equipamento permite obter imagens até 4 nm (ampliação $\approx 300\,000\times$), quando funciona em baixo vácuo ($< 1\times 10^{-4}$ Torr).



Figura 3.5 – Microscópio electrónico de varrimento Philips-FEI/Quanta 400 com EDS.

CAPÍTULO 4

COMPORTAMENTO ELASTOPLÁSTICO CÍCLICO E À FADIGA DO AÇO P355NL1

4.1 Introdução

No presente capítulo caracteriza-se o comportamento elastoplástico cíclico, do aço P355NL1, bem como o seu comportamento à fadiga, quer para solicitações de amplitude constante, quer para solicitações de amplitude variável. O estudo baseia-se em resultados de ensaios realizados com provetes lisos, ilustrados na Figura 3.1 do Capítulo 3.

4.2 Comportamento elastoplástico cíclico do aço P355NL1 sob carregamentos de amplitude constante

De seguida, caracteriza-se o comportamento elastoplástico cíclico do aço P355NL1. Determinam-se as curvas tensão-deformação cíclicas. Fenómenos relacionados com o comportamento cíclico, tais como o amaciamento/endurecimento cíclicos e relaxação cíclica da tensão média cíclica são também investigados.

A Tabela I.1 do Anexo I resume o programa experimental da série D1. Esta série é composta por 18 provetes, os quais foram ensaiados em controlo de deformação, com razão de deformações, R_ϵ , igual a zero e amplitude constante. Com vista à caracterização do comportamento cíclico do aço P355NL1 representam-se, na Figura 4.1, os ciclos de histerese obtidos para 50% da vida total dos provetes. Foi utilizado o critério de selecção dos ciclos de histerese, baseado na vida média dos provetes, em alternativa ao critério do comportamento cíclico estabilizado, por ser um critério mais objectivo. Em geral o critério de vida média coincide com o critério de comportamento estabilizado. Na Figura 4.2 representa-se a evolução da amplitude de tensão em função do número de ciclos e da gama de deformação total. A análise do gráfico revela que o material apresenta um comportamento que de um modo geral se pode considerar estabilizado. Uma análise mais cuidada pode revelar um ligeiro endurecimento cíclico para gamas de deformação superiores a 1.5%.

O ensaio realizado em controlo de deformação com uma razão de deformações nula, $R_\epsilon = 0$, é responsável por uma tensão média cíclica inicial não nula. Por esse motivo o aço P355NL1 apresenta um fenómeno de relaxação cíclica da tensão média cíclica, ilustrado na Figura 4.3. Na presença de deformação plástica, a tensão média cíclica inicial anula-se tanto mais rapidamente quanto maior for a primeira. Verifica-se, pela análise da Figura 4.3, que o aço P355NL1 apresenta, para gamas de deformação iguais ou superiores a 0.5%, uma relaxação total da tensão média cíclica.

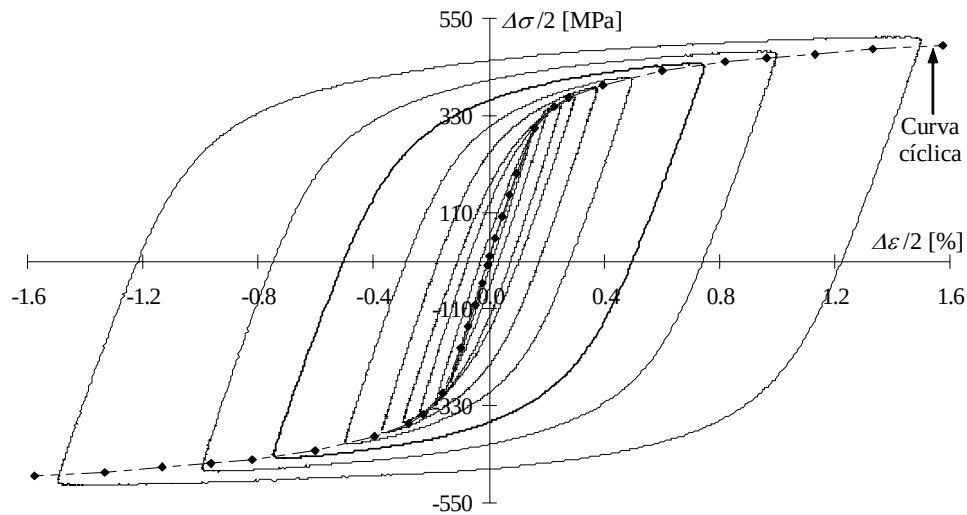


Figura 4.1 – Ciclos de histerese estabilizados e curva cíclica do aço P355NL1 quando solicitado em controle de deformação com $R_\epsilon = 0$.

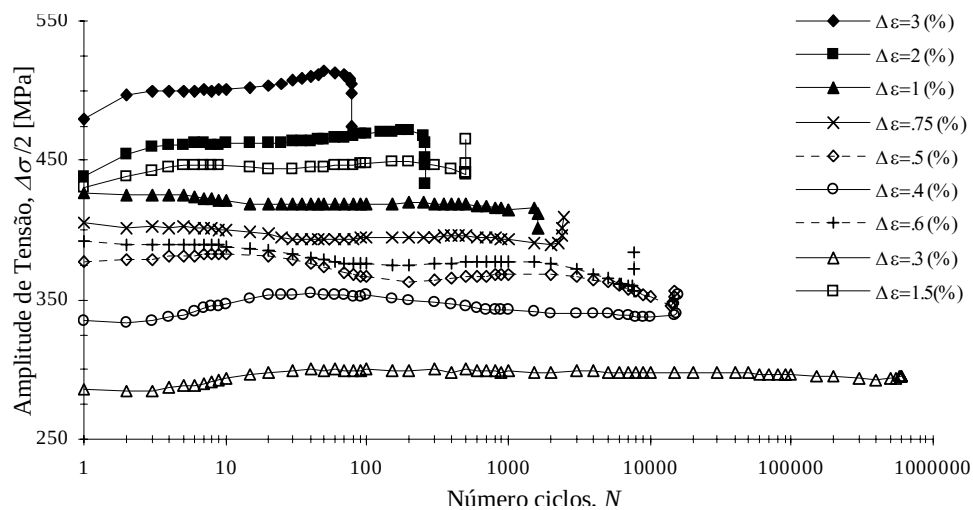


Figura 4.2 – Evolução da amplitude de tensão com o número de ciclos e com a gama de deformação, relativa ao aço P355NL1, solicitado em controle de deformação com $R_\epsilon = 0$.

A Figura 4.1 além de apresentar os ciclos de histerese, também inclui a curva cíclica do material. Teoricamente, esta curva resulta da união das diversas extremidades dos ciclos de histerese estabilizados. Na prática, devido à dispersão dos resultados experimentais, a curva cíclica obtém-se por ajuste de uma função predefinida aos resultados experimentais, usando uma técnica de ajuste adequada. 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 do material é a equação empírica, proposta por *Ramberg* e *Osgood* [18]. Esta equação pressupõe uma relação linear entre a amplitude de tensão e a amplitude de deformação plástica, quando estas grandezas são representadas num gráfico bilogarítmico, como o ilustrado na Figura 4.4.

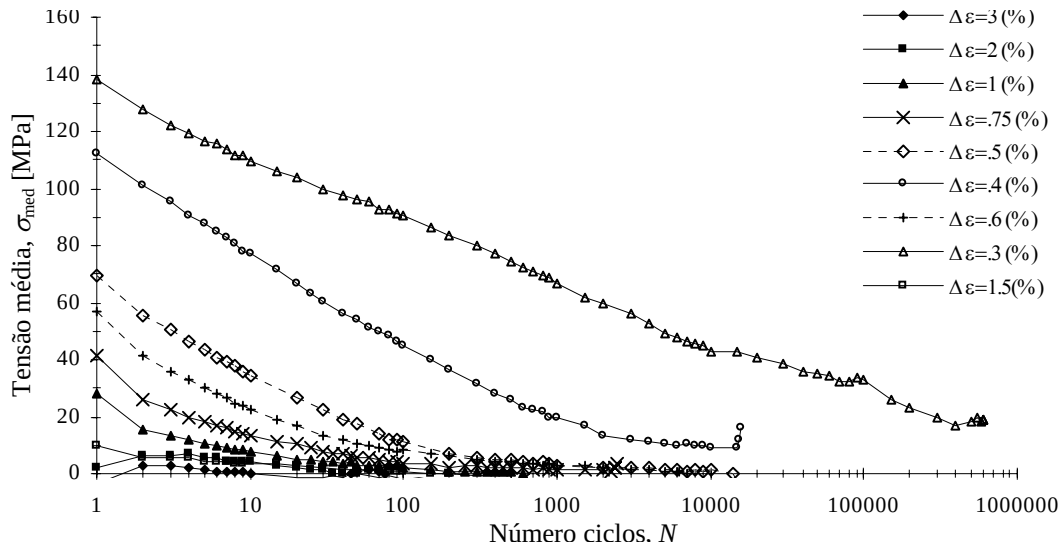


Figura 4.3 – Evolução da tensão média cíclica com o número de ciclos e com a gama de deformação, obtida para o aço P355NL1, relativa a ensaios realizados em controlo de deformação com razão de deformações nula.

A equação seguinte proposta por *Morrow* [16] traduz a relação linear da Figura 4.4:

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = K' \left(\frac{\Delta\varepsilon^p}{2} \right)^{n'} = 777 \left(\frac{\Delta\varepsilon^p}{2} \right)^{0.1068} \quad (4.1)$$

onde K' e n' são, respectivamente, o coeficiente e expoente de endurecimento cíclicos. Explicitando a deformação plástica, na equação anterior, e adicionando a componente elástica da deformação, definida através da lei de *Hooke*, obtém-se a relação de *Ramberg-Osgood* para o aço P355NL1:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta\sigma}{2 \times 777} \right)^{1/0.1068} \quad (4.2)$$

Nas duas equações anteriores as tensões devem ser introduzidas em MPa uma vez que a constante K' foi expressa em MPa. A curva cíclica da Figura 4.1 é a representação gráfica da equação (4.2).

Na Figura 4.5 representa-se a curva cíclica do aço P355NL1. Da análise da curva constata-se que não existe um patamar de cedência, ao contrário do que acontece na curva monótona do aço P355NL1 [181].

Numa primeira análise, a curva cíclica relaciona a amplitude de tensão com a amplitude de deformação dos ciclos de histerese estabilizados, ou ainda, a gama de tensão com a gama de deformação dos referidos ciclos. Existe uma classe particular de materiais cuja forma dos ciclos de histerese (ramo ascendente simétrico do ramo descendente) se obtém a partir da

curva cíclica do material, bastando multiplicá-la por um factor de escala igual a 2. Os materiais que obedecem a este pressuposto apresentam um comportamento tipo *Masing* [5]. A Figura 4.6 procura esclarecer o tipo de comportamento do aço P355NL1. Os ciclos de histerese que figuram no gráfico da Figura 4.6 resultaram da translação dos ciclos de histerese originais, representados na Figura 4.1, de modo a ficarem com a extremidade inferior sobre a origem do gráfico. No mesmo gráfico também se representa a curva cíclica do material e a curva cíclica afectada por um factor de escala igual a 2. Observa-se que os ramos ascendentes dos ciclos de histerese não coincidem com a curva cíclica afectada pelo factor de escala de 2, nem tão pouco são coincidentes entre si, pelo que o aço P355NL1 apresenta um comportamento tipo não-*Masing*.

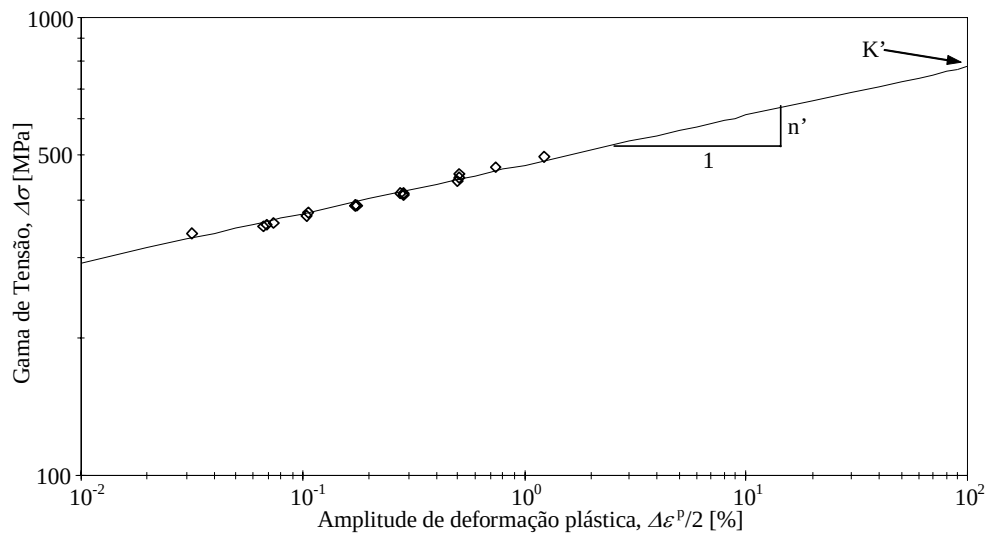


Figura 4.4 – Representação alternativa da curva cíclica do aço P355NL1: amplitude de tensão *versus* amplitude de deformação plástica em escalas logarítmicas, obtida em ensaios realizados em controlo de deformação com $R_\epsilon = 0$.

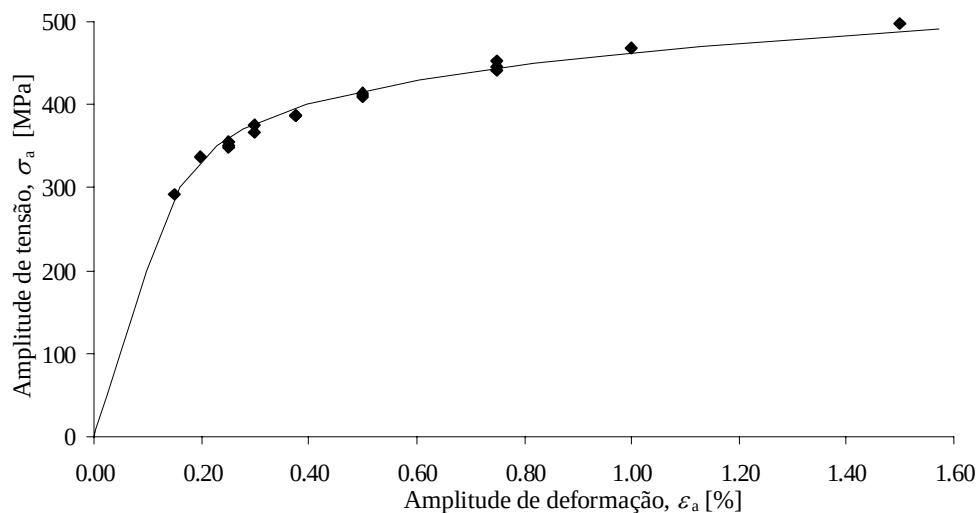


Figura 4.5 – Curva cíclica do aço P355NL1.

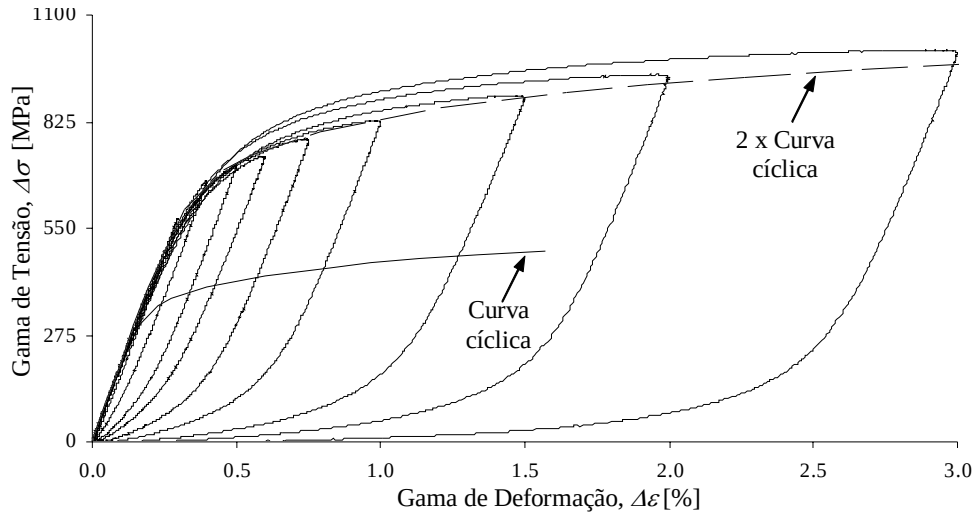


Figura 4.6 – Comportamento não-Masing do aço P355NL1.

4.3 Comportamento à fadiga do aço P355NL1 sob carregamentos de amplitude constante

O comportamento à fadiga do aço P355NL1 é caracterizado com base nos resultados experimentais provenientes dos ensaios de fadiga levados a cabo com os provetes da série D1. Os resultados destes ensaios de fadiga já foram utilizados, no ponto anterior, para caracterizar o comportamento elastoplástico cíclico do aço P355NL1. Agora, os resultados são empregues na definição de relações que traduzem o comportamento à fadiga do aço P355NL1. Essencialmente é coberto o domínio da fadiga de curta duração ou fadiga oligocíclica sendo apresentadas relações formuladas no domínio das deformações, tirando assim partido dos resultados dos ensaios realizados em controlo de deformação. As relações adoptadas contabilizam, isoladamente, os efeitos das deformações elásticas e plásticas através das relações de *Basquin* [7] e *Coffin-Manson* [19, 20], respectivamente. Da combinação destas relações resulta a relação geral seguinte:

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

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*, $\Delta \varepsilon / 2$, $\Delta \varepsilon^E / 2$ e $\Delta \varepsilon^P / 2$ são as amplitudes de deformação total, elástica e plástica, respectivamente.

A equação (4.3) foi ajustada aos dados experimentais resultantes da série D1, testada em controlo de deformação. Este ajuste foi executado individualmente para as componentes

elástica e plástica da deformação. A componente plástica da deformação foi determinada com base na largura do ciclo de histerese correspondente à vida média do provete.

Enquanto na Figura 4.7 se representa graficamente a relação deformação total *versus* vida, obtida para o aço P355NL1, na Figura 4.8 são representadas as relações deformação total, deformações elástica e plástica *versus* vida, obtidas para o aço P355NL1.

Na Tabela 4.1 resumem-se as constantes que juntamente com a equação (4.3) permitem descrever as relações deformação-vida para o aço P355NL1. As constantes foram determinadas através de análise de regressão, pelo que também são apresentados coeficientes de determinação, que permitem avaliar a qualidade da regressão. Na mesma tabela também se incluem o número de reversões e a amplitude de deformação total que define a transição entre os comportamentos plástico dominante e elástico dominante.

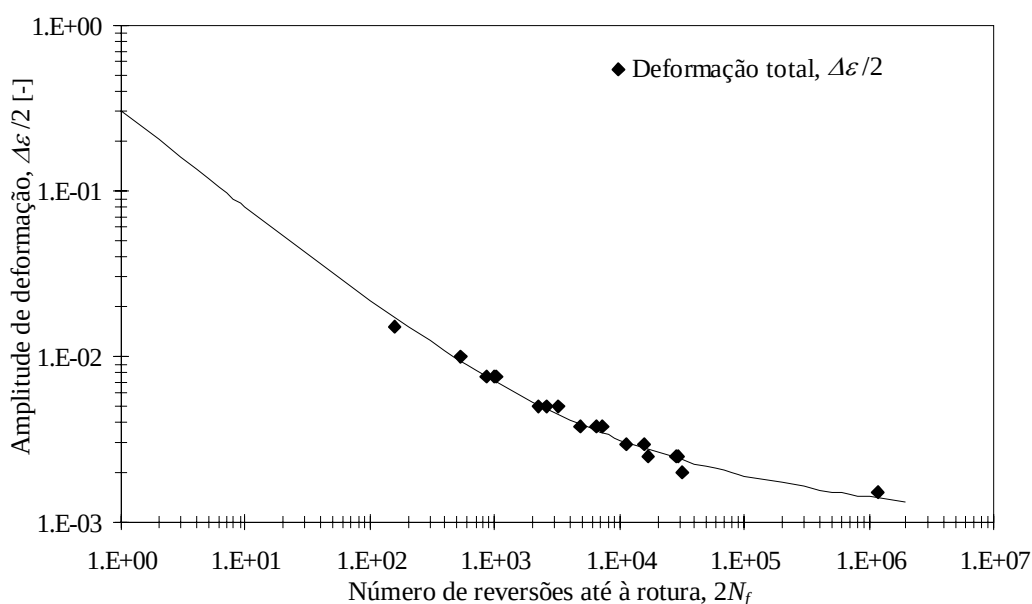


Figura 4.7 – Representação da relação deformação-vida para o aço P355NL1, solicitado em controlo de deformação com $R_e = 0$.

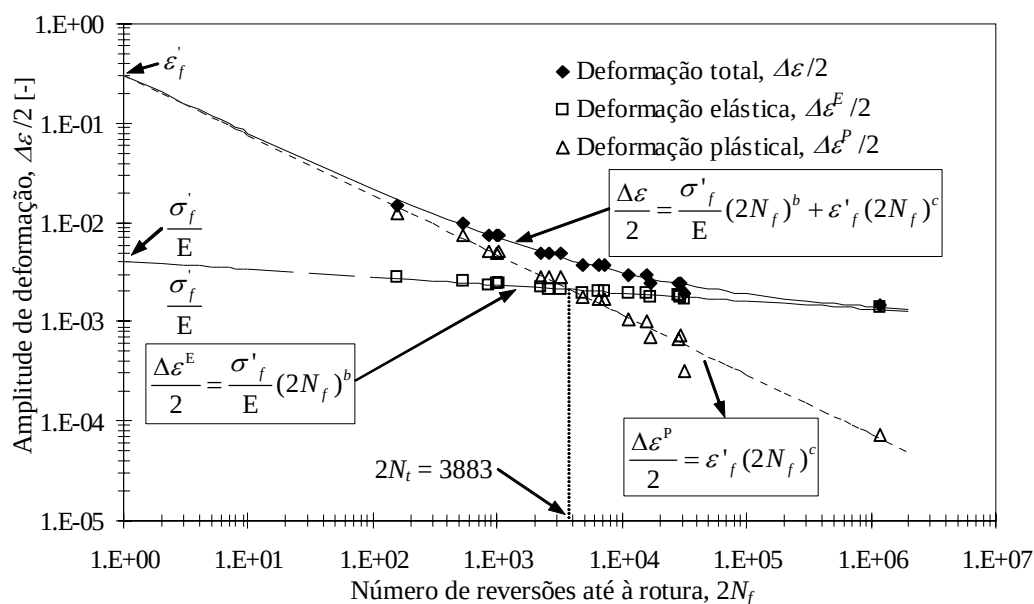


Figura 4.8 – Representação das relações deformação-vida para o aço P355NL1, solicitado em controlo de deformação com $R_\epsilon = 0$.

Tabela 4.1 – Constantes da curva deformação-vida para o aço P355NL1.

Coeficiente de resistência à fadiga cíclico, σ'_f [MPa]	840.50
Expoente de resistência à fadiga cíclico, b	-0.0808
Coeficiente de determinação, R^2	0.9597
Coeficiente de ductilidade à fadiga cíclico, ϵ'_f [-]	0.3034
Expoente de ductilidade à fadiga cíclico, c	-0.6016
Coeficiente de determinação, R^2	0.9754
Número de reversões de transição	3883
Amplitude de deformação total de transição, $\Delta\epsilon_t/2$ [%]	0.421

4.4 Comportamento elastoplástico cíclico do aço P355NL1 sob acção de carregamentos de amplitude variável

Para caracterizar o comportamento do aço P355NL1 quando solicitado por carregamentos variáveis, foram efectuadas 16 séries de ensaios. Os ensaios foram todos executados em controlo de deformação, com razão de deformações, R_ϵ , igual a zero. As 16 séries foram distribuídas da seguinte forma: 4 séries foram sujeitas a carregamentos constituídos por dois blocos de carga; 4 séries foram sujeitas a carregamentos constituídos por múltiplos blocos de carga; as restantes 8 séries foram sujeitas a solicitações constituídas por espectros de carga.

4.4.1 Comportamento elastoplástico cíclico do aço P355NL1 quando sujeito a carregamentos definidos por blocos

Os blocos de carga foram definidos com base em quatro gamas distintas de deformação, nomeadamente 0.5, 0.75, 1.0 e 1.5%. As gamas de deformação foram agrupados em dois pares: 0.5 com 1.0% e 0.75 com 1.5%. Ambos os pares de deformação foram aplicados segundo as sequências de deformação Alto-Baixo (H-L), Baixo-Alto (L-H), Alto-Baixo-Alto-Baixo... (H-L-H-L...) e Baixo-Alto-Baixo-Alto... (L-H-L-H...). Relativamente aos ensaios com as sequências H-L e L-H (sequências compostas por dois blocos), foi aplicado um primeiro nível de deformação durante um número de ciclos predefinido, seguindo-se a aplicação de um segundo nível de deformação até à rotura. Nas sequências H-L-H-L... e L-H-L-H... ambos os blocos têm uma duração pré-definida e são aplicados alternadamente até se observar a rotura final.

Nas Tabelas I.2, I.3, I.4, I.5, I.6, I.7, I.8 e I.9 do Anexo I, resumem-se os principais dados e resultados relativos às séries de provetes testadas com carregamentos definidos por blocos, nomeadamente duração de cada bloco de deformação, números de repetições de cada bloco, no caso das sequências H-L-H-L... e L-H-L-H..., dimensões da secção resistente dos provetes, número de ciclos de rotura e fracção de vida gasta em cada gama de deformação.

Na Figura 4.9 representa-se a evolução da amplitude de tensão em função do número de ciclos e da gama de deformação total, resultante da aplicação das gamas de deformação de 0.5 e 1.0%, segundo a sequência H-L, a um dos provetes da série D2. Apenas se apresenta um gráfico relativo a um provete de cada uma das séries testadas, porque o comportamento observado foi semelhante para todos os provetes de cada série. A análise do gráfico da Figura 4.9 revela que o material apresenta um comportamento cíclico estabilizado, durante a aplicação dos dois níveis de deformação. Apesar do aço P355NL1 apresentar um comportamento cíclico estabilizado, no que concerne à amplitude de tensão, ele apresenta um fenómeno de relaxação cíclica da tensão média cíclica, durante a aplicação do primeiro nível de deformação. Isto deve-se ao facto da razão de deformações ser nula e ainda pelo facto de se desenvolverem deformações plásticas. Este comportamento já tinha sido detectado para carregamentos com amplitude constante (ver Figura 4.3) Quando é aplicado o segundo nível de deformação (0.5% de gama de deformação), passam a haver tensões médias de compressão. No entanto, estas tensões médias vão relaxando, sem contudo chegarem a anular-se, como se pode averiguar através do gráfico da Figura 4.10, pois a rotura vem interromper este processo.

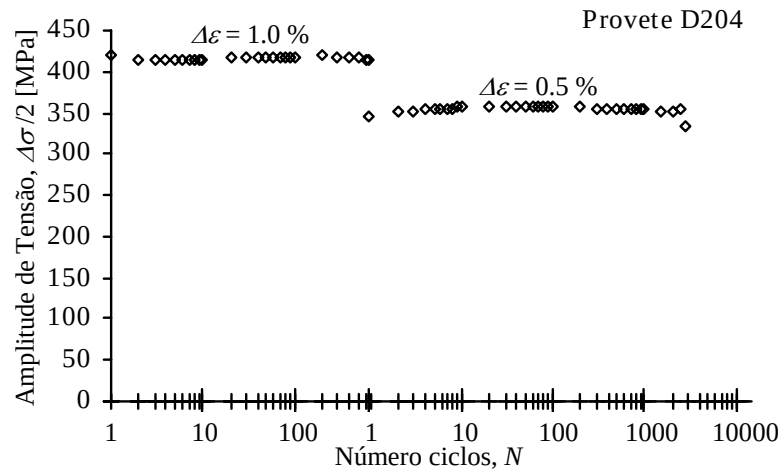


Figura 4.9 – Evolução da amplitude de tensão com o número de ciclos e com a gama de deformação, resultante dos ensaios realizados com as gamas de deformação de 1.0 e 0.5%, segundo dois blocos.

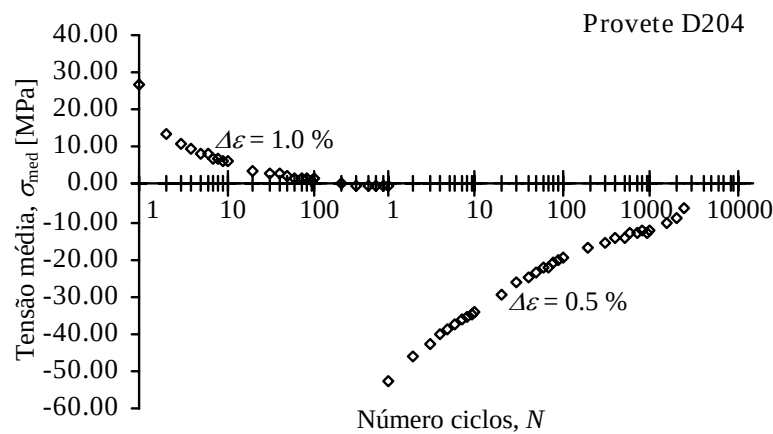


Figura 4.10 – Evolução da tensão média cíclica com o número de ciclos e com a gama de deformação, resultante dos ensaios realizados com as gamas de deformação de 1.0 e 0.5%, segundo dois blocos.

Para a sequência L-H com as gamas de deformação de 0.5 e 1.0%, a Figura 4.11 ilustra a evolução da amplitude de tensão em função do número de ciclos. A análise da Figura 4.11 revela que o material apresenta um ligeiro amaciamento durante a aplicação da gama de deformação de 0.5%, tal como foi verificado na análise do gráfico da Figura 4.2. Para o segundo nível de deformação, correspondente a 1.0% de gama de deformação, existe um comportamento cíclico estabilizado do material.

No que concerne à evolução da tensão média cíclica, a Figura 4.12 mostra que existe uma relaxação quase total da tensão média cíclica durante o primeiro bloco de deformação, correspondente à da gama de deformação de 0.5%. Ao aplicar-se o segundo bloco de deformação (1.0% de gama de deformação), dá-se um aumento inicial da tensão média cíclica para valores semelhantes aos verificados no ensaio a amplitude constante, com a mesma gama de deformação, após o qual volta a haver relaxação completa da tensão média cíclica.

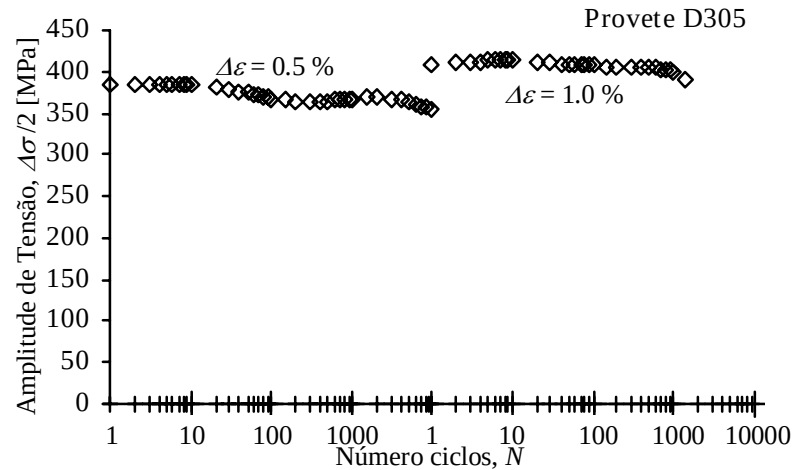


Figura 4.11 – Evolução da amplitude de tensão com o número de ciclos e com a gama de deformação, resultante dos ensaios realizados com as gamas de deformação de 0.5 e 1.0%, segundo dois blocos.

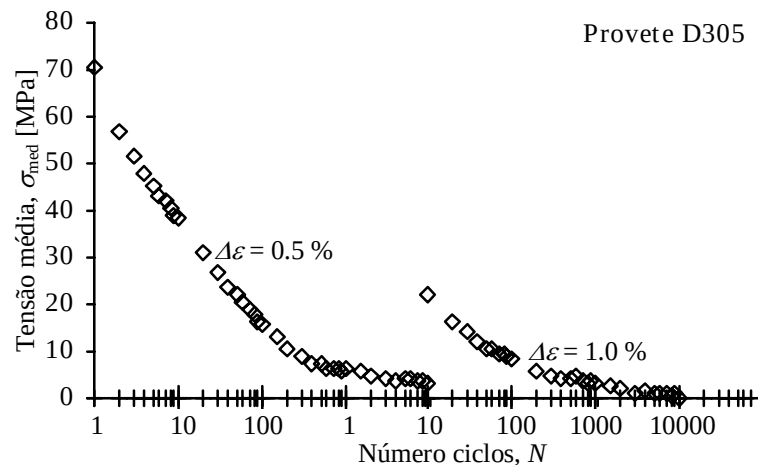


Figura 4.12 – Evolução da tensão média cíclica com o número de ciclos e com a gama de deformação, resultante dos ensaios realizados com as gamas de deformação de 0.5 e 1.0%, segundo dois blocos.

Para a sequência H-L-H-L... com as gamas de deformação de 0.5 e 1.0%, mostra-se na Figura 4.13 a evolução da amplitude de tensão em função do número de ciclos e da gama de deformação total. A Figura 4.13 revela que o material apresenta um ligeiro amaciamento durante a aplicação do primeiro bloco de deformação; a partir do segundo bloco de deformação e até ao último, o material apresenta um ligeiro endurecimento inicial estabilizando de seguida, independentemente do nível de deformação. No que concerne à evolução da tensão média cíclica, a Figura 4.14 mostra que existe relaxação da tensão média cíclica, durante a aplicação dos vários blocos de deformação. O comportamento constatado para o carregamento composto por dois blocos de deformação segundo a sequência H-L observa-se novamente aqui, sendo repetido sucessivas vezes. É de salientar que a aplicação de um nível de deformação baixo, após a aplicação de um nível alto, faz com que a tensão média

cíclica passe a ser de compressão; a aplicação de um nível de deformação alto, após a aplicação de um nível baixo faz com que a tensão cíclica média recupere valores aproximadamente iguais aos apresentados durante a aplicação do primeiro bloco de carga, com gama mais alta.

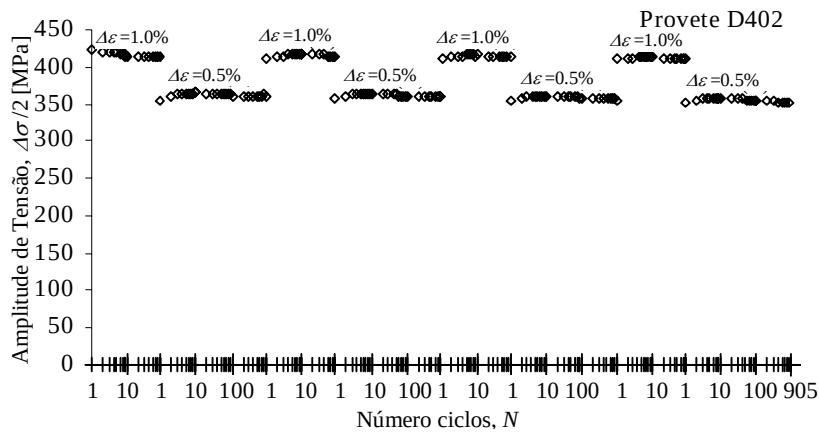


Figura 4.13 – Evolução da amplitude de tensão com o número de ciclos e com a gama de deformação, resultante dos ensaios realizados com as gamas de deformação de 1.0 e 0.5%, segundo vários blocos.

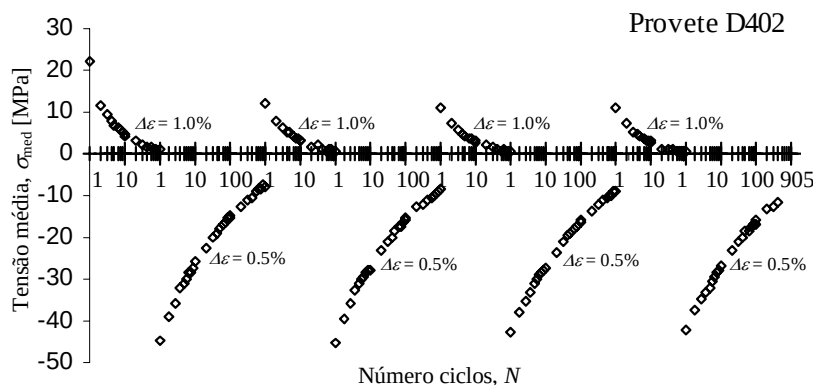


Figura 4.14 – Evolução da tensão média cíclica com o número de ciclos e com a gama de deformação, resultante dos ensaios realizados com as gamas de deformação de 1.0 e 0.5%, segundo vários blocos.

A evolução da amplitude de tensão em função do número de ciclos e da gama de deformação total para a sequência L-H-L-H... com as gamas de deformação de 0.5 e 1.0%, é apresentada na Figura 4.15. Esta figura revela que o material apresenta um ligeiro endurecimento cíclico inicial, durante a aplicação do primeiro bloco de deformação, seguindo-se um amaciamento cíclico. A partir do segundo bloco de carga e até ao último, o material apresenta um ligeiro endurecimento inicial estabilizando de seguida, independentemente da gama de deformação. Quanto à evolução da tensão média cíclica, a Figura 4.16 mostra que existe uma relaxação da tensão média cíclica, durante a aplicação do primeiro bloco de deformação, correspondente à gama de deformação de 0.5%. A partir do segundo bloco verifica-se uma recuperação dos valores iniciais da tensão média cíclica

sempre que é aplicado o nível de deformação alto, seguindo-se a sua relaxação total; a aplicação do nível de deformação baixo conduz a uma tensão média cíclica inicial de compressão, que vai relaxando com o decorrer da aplicação dos ciclos de deformação.

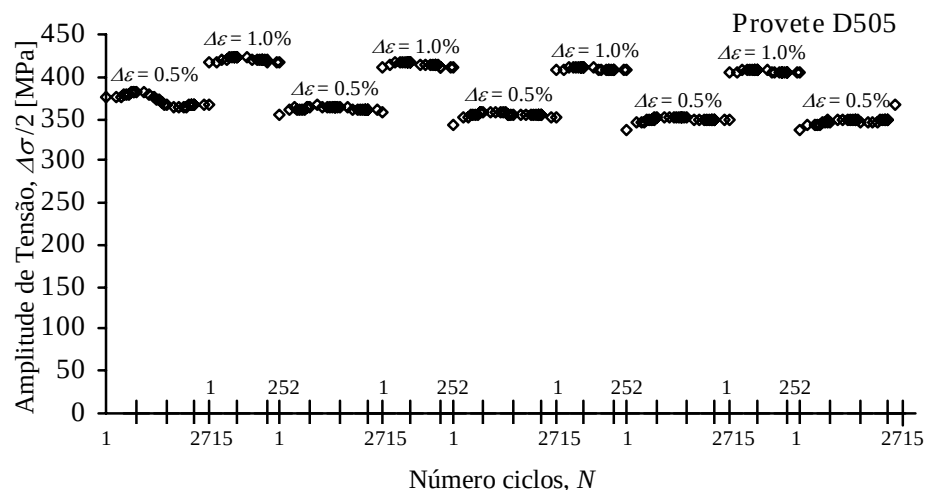


Figura 4.15 – Evolução da amplitude de tensão com o número de ciclos e com a gama de deformação, resultante dos ensaios realizados com as gamas de deformação de 0.5 e 1.0%, segundo vários blocos.

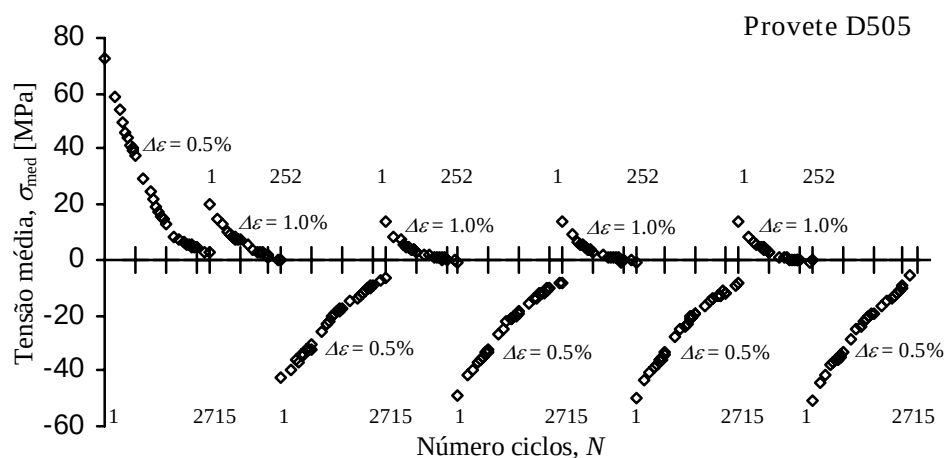


Figura 4.16 – Evolução da tensão média cíclica com o número de ciclos e com a gama de deformação, resultante dos ensaios realizados com as gamas de deformação de 0.5 e 1.0%, segundo vários blocos.

Nas Figuras 4.17 a 4.24 apresenta-se o comportamento elastoplástico cíclico do aço P355NL1 sujeito às gamas de deformação de 0.75 e 1.5%, aplicadas por blocos.

Na Figura 4.17 representa-se a evolução da amplitude de tensão em função do número de ciclos e da gama de deformação total, resultante da aplicação das gamas de deformação de 0.75 e 1.5% segundo a sequência H-L. A análise do gráfico revela que o material apresenta um ligeiro endurecimento cíclico inicial, estabilizando de seguida, durante a aplicação do

nível de deformação alto; para o nível de deformação baixo, correspondente ao segundo bloco de carga, observa-se um amaciamento.

O aço P355NL1 apresenta um fenómeno de relaxação cíclica da tensão média cíclica, durante a aplicação do nível mais elevado de deformação, como ilustra a Figura 4.18. Já quando é aplicado o segundo nível de deformação (0.75% de gama de deformação), a tensão média cíclica passa a ser de compressão. Esta tensão de compressão vai relaxando com o decorrer da aplicação dos ciclos de deformação, sem se anular, como se pode averiguar através do gráfico da Figura 4.18.

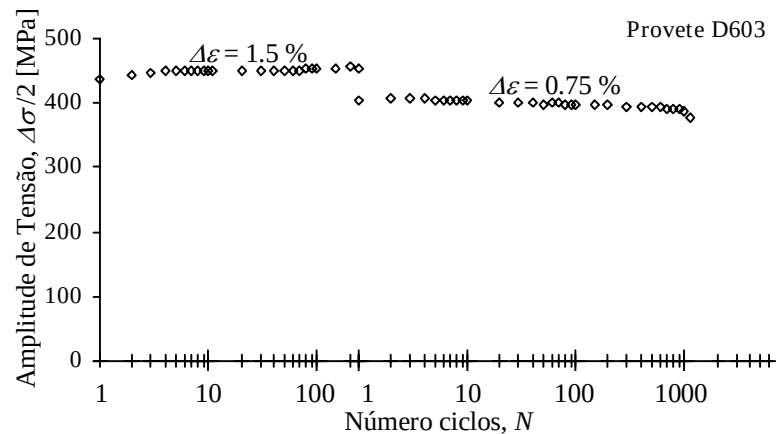


Figura 4.17 – Evolução da amplitude de tensão com o número de ciclos e com a gama de deformação, resultante dos ensaios realizados com as gamas de deformação de 1.5 e 0.75%, segundo dois blocos.

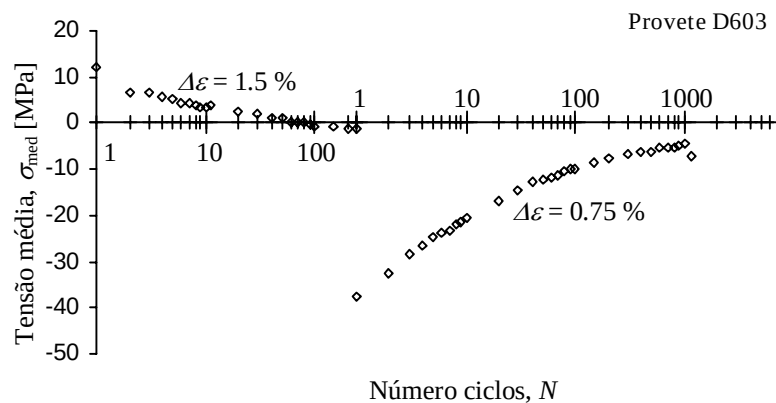


Figura 4.18 – Evolução da tensão média cíclica com o número de ciclos e com a gama de deformação, resultante dos ensaios realizados com as gamas de deformação de 1.5 e 0.75%, segundo dois blocos.

A Figura 4.19 ilustra a evolução da amplitude de tensão em função do número de ciclos e da gama de deformação total, resultante da aplicação das gamas de deformação de 0.75 e 1.5% segundo a sequência L-H. A análise do gráfico da Figura 4.19 revela que o material apresenta uma resposta cíclica estabilizada, durante o processo de solitação.

Relativamente à tensão média cíclica, a Figura 4.20 demonstra que o aço P355NL1 apresenta um fenómeno de relaxação da tensão média cíclica, durante a aplicação do primeiro nível de deformação. A aplicação do segundo nível de deformação (1.5% de gama de deformação), produz um aumento da tensão média cíclica, seguindo-se, novamente, a sua relaxação cíclica.

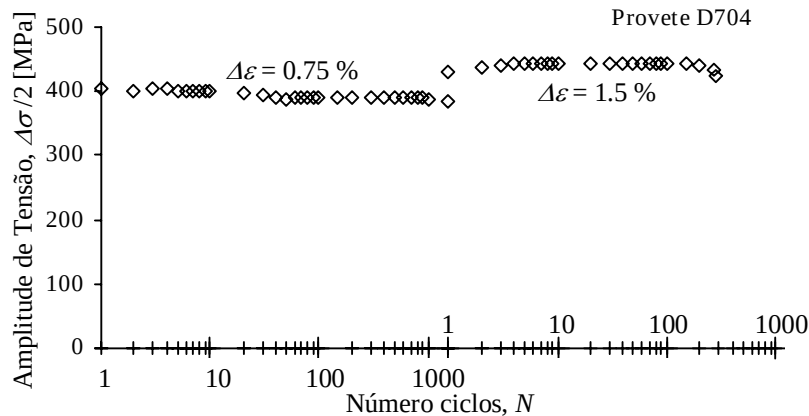


Figura 4.19 – Evolução da amplitude de tensão com o número de ciclos e com a gama de deformação, resultante dos ensaios realizados com as gamas de deformação de 0.75 e 1.5%, segundo dois blocos.

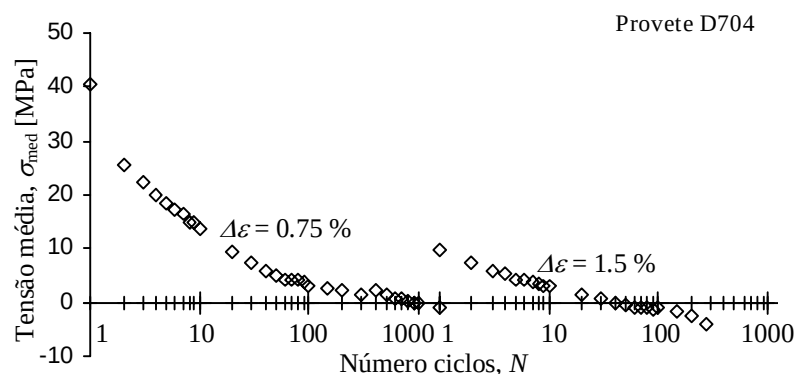


Figura 4.20 – Evolução da tensão média cíclica com o número de ciclos e com a gama de deformação, resultante dos ensaios realizados com as gamas de deformação de 0.75 e 1.5%, segundo dois blocos.

Para a sequência H-L-H-L... com as gamas de deformação de 0.75 e 1.5%, mostra-se na Figura 4.21 a evolução da amplitude de tensão em função do número de ciclos e da gama de deformação total. A Figura 4.21 revela que o material apresenta um ligeiro endurecimento inicial, durante a aplicação da gama de deformação de 1.5% estabilizando de seguida. A resposta do aço P355NL1 à aplicação do nível de deformação baixo corresponde a um ligeiro amaciamento cíclico. De um modo geral, a resposta é estabilizada uma vez que os amaciamentos e endurecimentos são ligeiros.

No que concerne à evolução da tensão média cíclica, a Figura 4.22 mostra que existe uma relaxação da tensão média cíclica, durante a aplicação da gama de deformação de 1.5%. A aplicação do nível de deformação baixo, após o nível elevado, resulta numa tensão média cíclica de compressão que também tende a relaxar. A aplicação posterior de um nível de deformação alto, faz com que a tensão média cíclica recupere para valores aproximadamente iguais aos apresentados durante a aplicação do primeiro bloco de carga. Este comportamento descrito repete-se ao longo do ensaio.

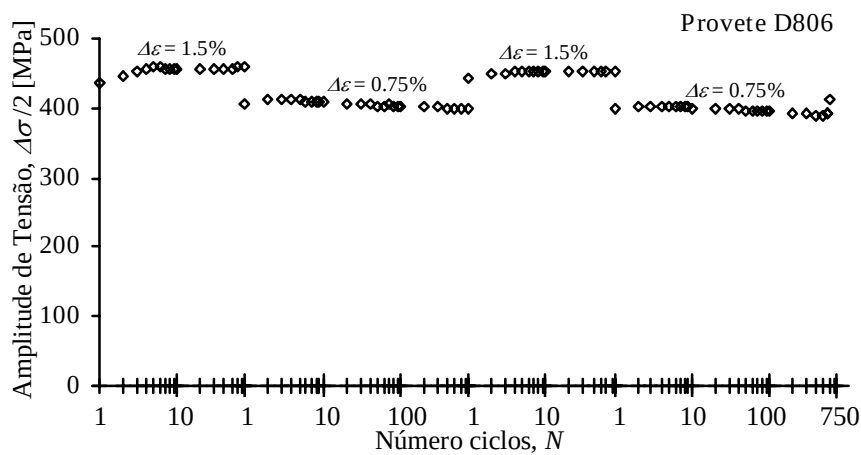


Figura 4.21 – Evolução da amplitude de tensão com o número de ciclos e com a gama de deformação, resultante dos ensaios realizados com as gamas de deformação de 1.5 e 0.75%, segundo a sequência H-L-H-L....

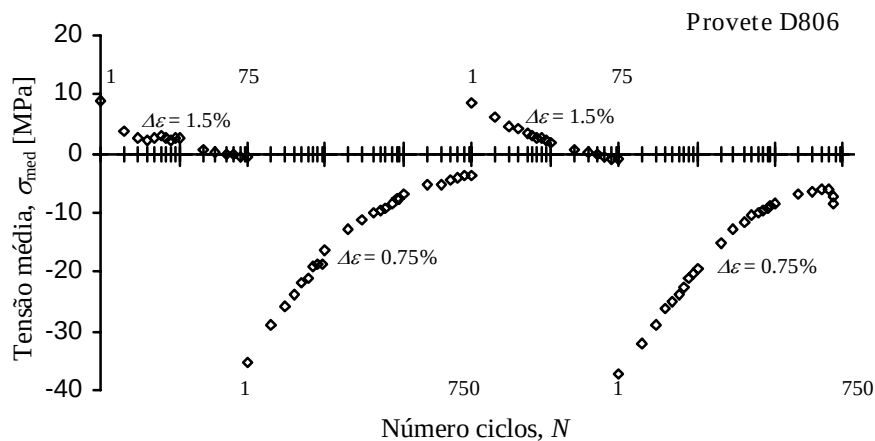


Figura 4.22 – Evolução da tensão média cíclica com o número de ciclos e com a gama de deformação, resultante dos ensaios realizados com as gamas de deformação de 1.5 e 0.75%, segundo a sequência H-L-H-L....

A evolução da amplitude de tensão, em função do número de ciclos e da gama de deformação, para a sequência L-H-L-H... com as gamas de deformação de 0.75 e 1.5%, é apresentada na Figura 4.23. Assim, o gráfico desta figura revela que o material apresenta amaciamento cíclico durante a aplicação da gama de deformação baixa; já a aplicação da

gama de deformação de 1.5% conduz a um endurecimento cíclico inicial, estabilizando de seguida. Este comportamento é similar ao observado para a sequência H-L-H-L....

Quanto à evolução da tensão média cíclica, a Figura 4.24 mostra que existe uma relaxação desta tensão, durante a aplicação do primeiro bloco de ciclos, correspondente à gama de deformação de 0.75%. Enquanto a partir do segundo bloco se verifica uma tensão média cíclica inicial de tracção, sempre que é aplicado o nível de deformação alto, seguindo-se a relaxação da tensão média cíclica, a aplicação do nível de deformação baixo conduz a uma tensão média cíclica inicial de compressão; no entanto a compressão do material vai diminuindo com o decorrer da aplicação dos ciclos de deformação, por relaxação.

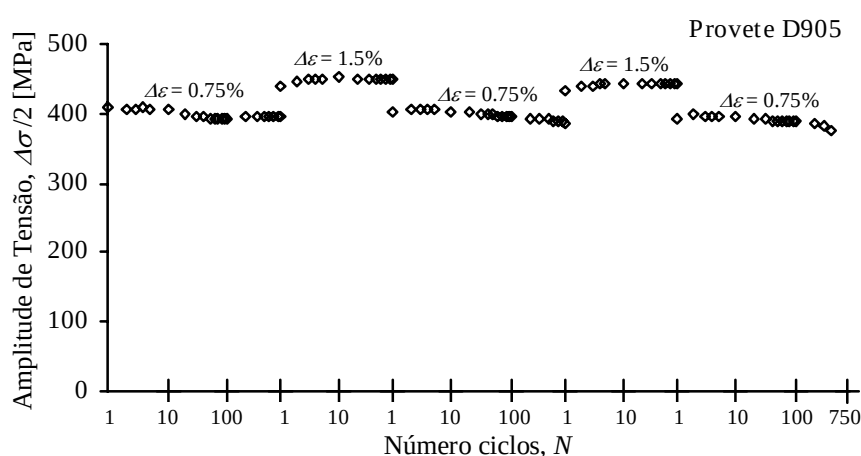


Figura 4.23 – Evolução da amplitude de tensão com o número de ciclos e com a gama de deformação, resultante dos ensaios realizados com as gamas de deformação de 0.75 e 1.5%, segundo a sequência L-H-L-H....

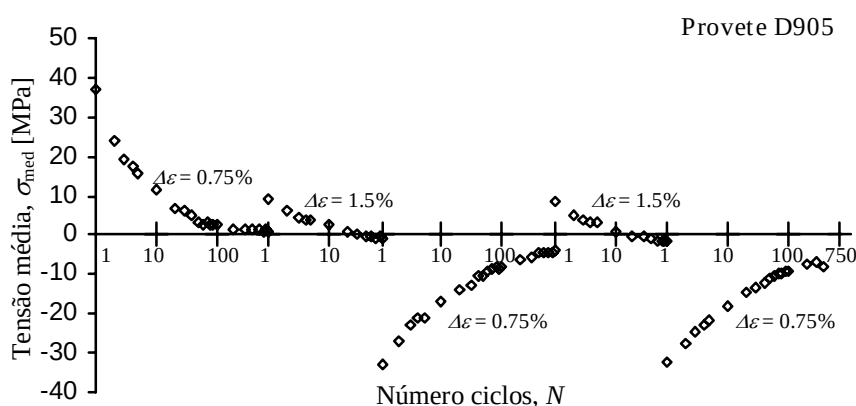


Figura 4.24 – Evolução da tensão média cíclica com o número de ciclos e com a gama de deformação, resultante dos ensaios realizados com as gamas de deformação de 0.75 e 1.5%, segundo a sequência L-H-L-H....

Os comportamentos cíclicos do aço P355NL1, em termos da evolução da gama de tensão e da tensão média cíclica, para os carregamentos por blocos são semelhantes quer se

aplique o par de gamas de deformação de 0.5 e 1.0%, quer se aplique o par de gamas de deformação de 0.75 e 1.5%.

Nos parágrafos seguintes faz-se uma análise dos ciclos de histerese resultantes da aplicação de diferentes níveis de deformação. Serão analisados os ciclos intermédios (vida média) de cada bloco de carga. Estes ciclos vão ser comparados com os ciclos de histerese relativos aos ensaios efectuados a amplitude de deformação constante.

Na Figura 4.25 a) apresenta-se os ciclos de histerese relativos às gamas de deformação de 0.5 e 1.0%, obtidos a amplitude de deformação constante, assim como os obtidos durante a aplicação da sequência H-L. Relativamente aos ciclos de histerese referentes à gama de deformação de 1.0%, pode-se concluir pela análise da Figura 4.25 a) que eles são coincidentes; contudo a comparação dos ciclos de histerese obtidos para as gamas de deformação de 0.5% revelam grande diferença, pois a gama de tensão obtida a deformação constante é superior à obtida para o bloco baixo. No entanto, este comportamento apenas foi verificado para o provete D204, já que para os restantes provetes da série D2 os ciclos de histerese, para ambos os níveis de deformação, são praticamente coincidentes com os obtidos nos ensaios a amplitude constante.

A comparação dos ciclos de histerese obtidos a deformação constante com os da sequência L-H, revela que a aplicação da gama de deformação de 0.5%, em primeiro lugar, resulta em ciclos de histerese correspondentes a este nível de deformação muito semelhantes; os ciclos de histerese relativos à gama de deformação de 1.0%, da sequência L-H, apresentam uma gama de tensão inferior à que foi obtida durante os ensaios a deformação constante. A análise da Figura 4.25 b) permite concluir que para a sequência L-H o material apresenta um comportamento do tipo não-*Masing*, diferente do obtido a amplitude de deformação constante, ver Figura 4.6.

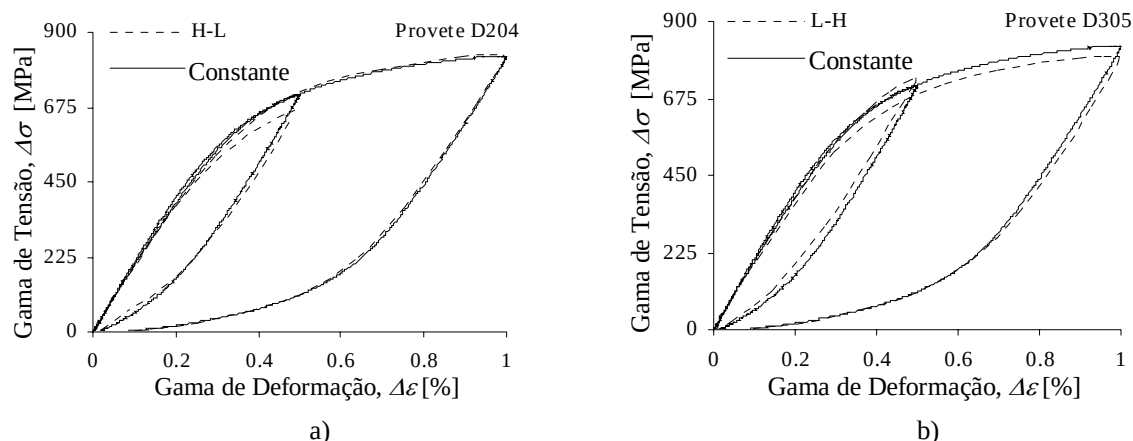


Figura 4.25 – Comparação entre os ciclos de histerese obtidos a amplitude de deformação constante e os obtidos pela aplicação dos blocos de deformação com as gamas de 0.5 e 1.0%: a) sequência H-L; b) sequência L-H.

Pela análise das Figuras 4.26 a) e b) verifica-se que a aplicação das sequências H-L-H-L... e L-H-L-H... não têm qualquer influência nos ciclos de histerese, pois os ciclos de histerese obtidos a amplitude de deformação constante são praticamente coincidentes com os resultantes da aplicação dos blocos de deformação.

Na Figura 4.27 a) apresentam-se os ciclos de histerese relativos às gamas de deformação de 0.75% e 1.5%, obtidos a amplitude de deformação constante, assim como os obtidos durante a aplicação da sequência H-L; na Figura 4.27 b) apresentam-se os ciclos de histerese obtidos durante a aplicação da sequência L-H. A análise das duas figuras permite ver que a aplicação sequencial das gamas de deformação de 0.75 e 1.5% produz ciclos de histerese praticamente coincidentes com os resultantes da aplicação de amplitudes de deformação constantes, independentemente da sequência ser H-L ou L-H.

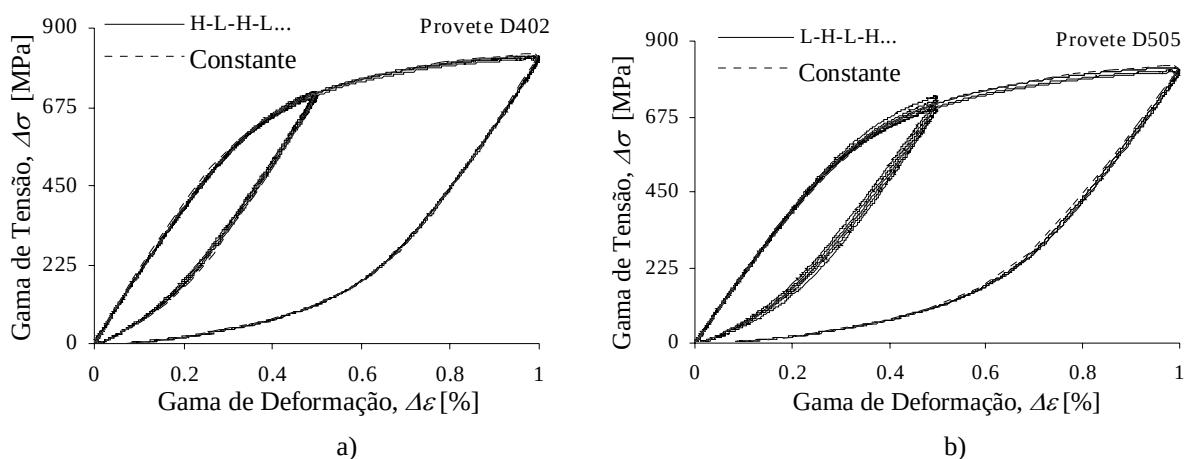


Figura 4.26 – Comparação entre os ciclos de histerese obtidos a amplitude de deformação constante e os obtidos pela aplicação dos blocos de deformação com as gamas de 0.5 e 1.0%: a) sequência H-L-H-L...; b) sequência L-H-L-H...

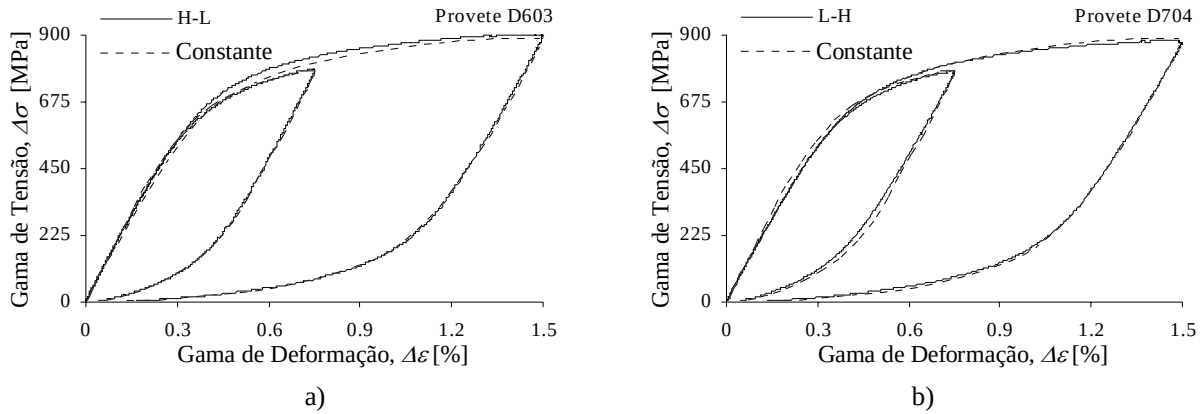


Figura 4.27 – Comparação entre os ciclos de histerese obtidos a amplitude de deformação constante e os obtidos pela aplicação dos blocos de deformação com as gamas de 0.75 e 1.5%: a) sequência H-L; b) sequência L-H.

Pela análise das Figuras 4.28 a) e b) verifica-se que a aplicação das sequências H-L-H-L... e L-H-L-H... também não têm qualquer influência nos ciclos de histerese, pois os ciclos de histerese obtidos a amplitude de deformação constante são praticamente coincidentes com os resultantes da aplicação da deformação por blocos.

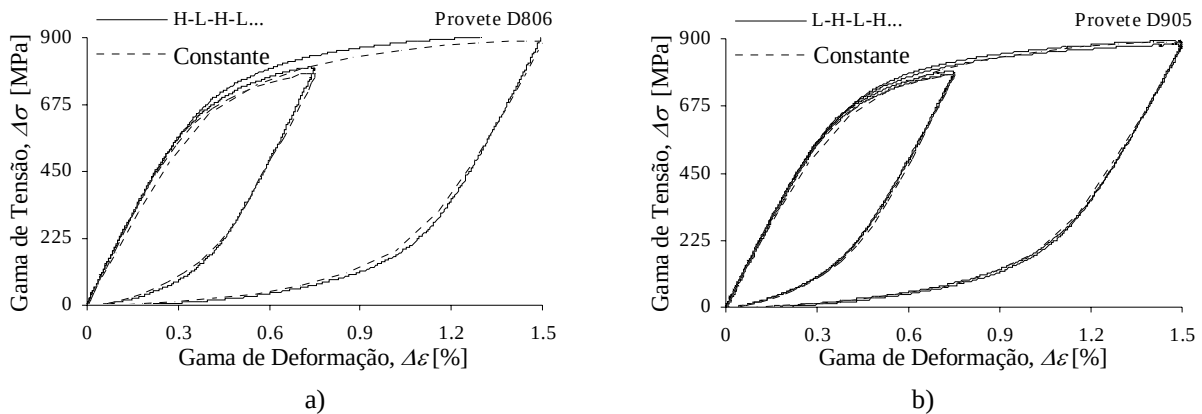


Figura 4.28 – Comparação entre os ciclos de histerese obtidos a amplitude de deformação constante e os obtidos pela aplicação dos blocos de deformação com as gamas de 0.75 e 1.5%: a) sequência H-L-H-L...; b) sequência L-H-L-H...

4.4.2 Relação deformação-vida do aço P355NL1 quando sujeito a carregamentos definidos por blocos

Nas Figuras 4.29, 4.30, 4.31 e 4.32 apresentam-se os dados experimentais deformação-vida obtidos para as gamas de deformação constantes assim como os obtidos com base nos carregamentos aplicados por blocos com dois níveis de deformação distintos.

Os dados de resistência à fadiga de carregamentos definidos por blocos podem ser convertidos em dados equivalentes a amplitude de deformação constante. Considere-se n_L e n_H como sendo o número de ciclos de carga aplicados, respectivamente, durante os blocos de

deformação Baixo e Alto e sejam N_{fL} e N_{fH} o número de ciclos de rotura resultantes da aplicação isolada das gamas de deformação Baixa e Alta, respectivamente. Então, de acordo com a lei de *Miner*, o dano provocado pela aplicação dos dois blocos de carga pode ser calculado como:

$$D = \frac{n_L}{N_{fL}} + \frac{n_H}{N_{fH}} \quad (4.4)$$

Assim a gama de deformação equivalente, $\Delta\varepsilon_{eq}$, aplicada durante os ciclos $n_L + n_H$, deverá induzir o mesmo dano do carregamento composto por blocos de carga (equação (4.4). Considerando-se ainda $N_{f,eq}$ o número de ciclos de rotura, resultante da aplicação exclusiva de $\Delta\varepsilon_{eq}$, então pode-se estabelecer a seguinte relação de dano:

$$D = \frac{n_L}{N_{fL}} + \frac{n_H}{N_{fH}} = \frac{n_L + n_H}{N_{f,eq}} \quad (4.5)$$

O número de ciclos, $N_{f,eq}$, pode ser calculado, a partir da equação (4.5), resultando:

$$N_{f,eq} = \frac{n_L + n_H}{\frac{n_L}{N_{fL}} + \frac{n_H}{N_{fH}}} \quad (4.6)$$

Usando-se a equação (4.6) conjuntamente com a equação (4.3), é possível obter a gama de deformação equivalente, $\Delta\varepsilon_{eq}$:

$$\Delta\varepsilon_{eq} = 2\varepsilon'_f (2N_{f,eq})^c + \frac{2\sigma'_f}{E} (2N_{f,eq})^b \quad (4.7)$$

onde ε'_f , σ'_f , b e c são as constantes da curva deformação-vida, apresentadas na Tabela 4.1.

A Figura 4.29 apresenta os dados experimentais deformação-vida obtidos para gama de deformação constante, assim como os dados referentes à aplicação dos blocos de deformação com as sequências H-L e L-H e gamas de deformação de 0.5 e 1.0%. A análise da figura revela que os dados de resistência à fadiga obtidos nos ensaios com gama de deformação constante quando usados em previsões para carregamentos compostos por 2 blocos, produzem

resultados conservadores para a sequência L-H; para a sequência H-L as previsões são ligeiramente não conservadoras.

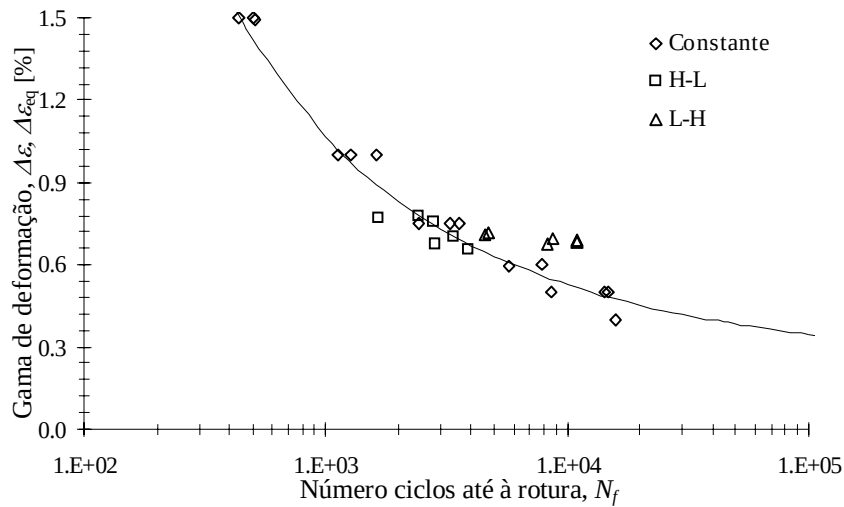


Figura 4.29 – Comparação entre os dados deformação-vida obtidos para carregamentos de amplitude constante e os dados obtidos para carregamentos compostos por 2 blocos de deformação: 0.5 e 1.0%.

Na Figura 4.30 apresentam-se os dados deformação-vida obtidos para gamas de deformação constante, assim como os dados referentes à aplicação de múltiplos blocos de deformação segundo as sequências H-L-H-L... e L-H-L-H... e com as gamas de deformação de 0.5 e 1.0%. Da análise do gráfico contacta-se que a utilização da curva deformação-vida, obtida para gamas de deformação constante, na estimativa da vida à fadiga resultante da aplicação de múltiplos blocos de deformação resulta em previsões aceitáveis para a sequência H-L-H-L...; para a sequência L-H-L-H... as previsões são conservadoras.

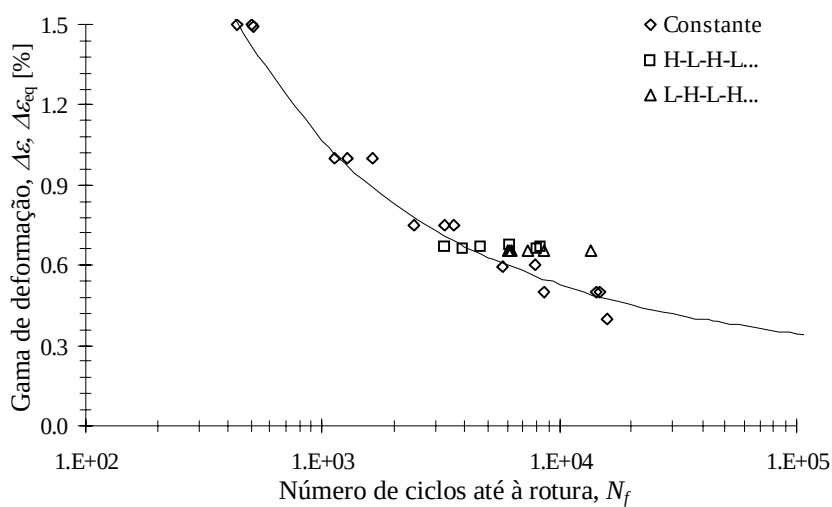


Figura 4.30 – Comparação entre os dados deformação-vida obtidos para carregamentos de amplitude constante e os dados obtidos para carregamentos compostos por múltiplos blocos de deformação 0.5 e 1.0%.

A Figura 4.31 apresenta os dados deformação-vida obtidas para gamas de deformação constante, assim como os dados referentes à aplicação dos blocos de deformação H-L e L-H, com as gamas de deformação de 0.75 e 1.5%. Da análise da figura constata-se que a utilização da curva deformação-vida, correspondente à aplicação de um bloco de deformação único, na estimativa da vida à fadiga resultante da aplicação de 2 blocos de deformação resulta em previsões não conservadoras para a sequência H-L; para a sequência L-H as previsões são conservadoras.

Na Figura 4.32 apresentam-se os dados deformação-vida obtidos segundo um gama de deformação constante, assim como os dados referentes à aplicação dos blocos de deformação H-L-H-L... e L-H-L-H... correspondentes às gamas de deformação de 0.75 e 1.5%. A utilização da curva deformação-vida a gama constante na estimativa da vida à fadiga resultante da aplicação de blocos de deformação resulta em previsões aceitáveis para as duas sequências.

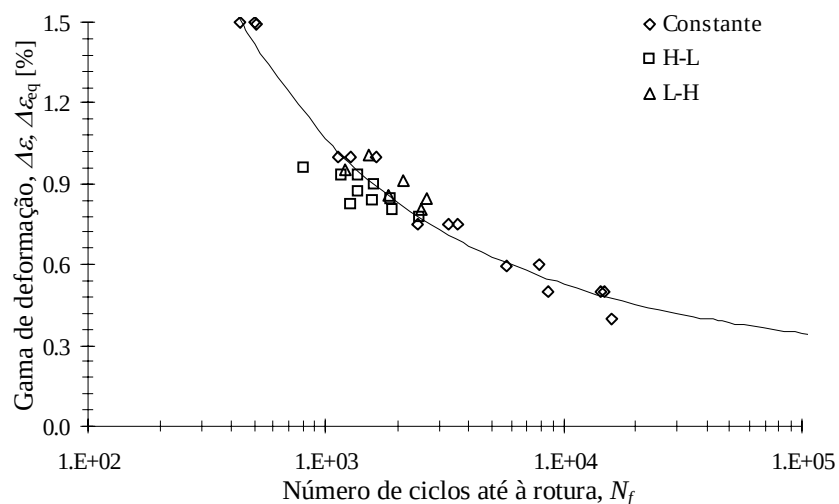


Figura 4.31 – Comparação entre os dados deformação-vida obtidos para carregamentos de amplitude constante e os dados obtidos para carregamentos compostos por 2 blocos de deformação: 0.75 e 1.5%.

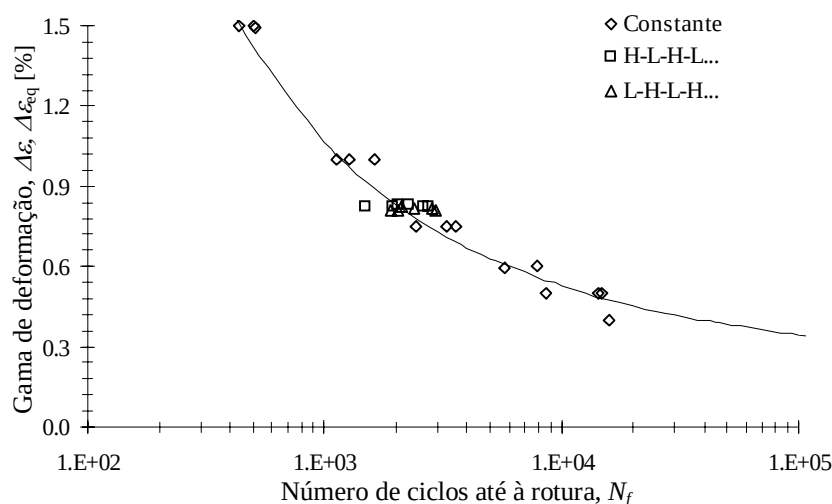


Figura 4.32 – Comparação entre os dados deformação-vida obtidos para carregamentos de amplitude constante e os dados obtidos para carregamentos compostos por múltiplos blocos de deformação 0.75 e 1.5%.

4.4.3 Acumulação de dano induzido por carregamentos compostos por blocos

Nesta secção analisam-se os resultados dos ensaios cujo carregamento foi definido por dois ou múltiplos blocos de deformação, com gama de deformação constante em cada bloco. A análise apresentada consiste na verificação da adequabilidade da lei de *Miner* na previsão da rotura. Para o efeito, calculam-se as fracções de vida gasta em cada bloco ou gama de deformação. De acordo com a lei de *Miner*, a soma destas fracções define o dano acumulado, o qual deverá ser unitário aquando da rotura. No cálculo das fracções de vida gasta em determinada gama de deformação é necessário conhecer o número de ciclos de rotura devido à aplicação exclusiva dessa gama de deformação. Para as gamas de deformação usadas nos carregamentos definidos por blocos o respectivo número de ciclos de rotura foi obtido com base na média de 3 valores experimentais. Também será apresentada nesta secção o ajuste de uma lei de dano não linear aos resultados experimentais. As Tabelas I.2, I.3, I.4, I.5, I.6, I.7, I.8 e I.9 do Anexo I, resumem os resultados dos ensaios compostos por blocos, cujos resultados são analisados nesta secção.

Relativamente às duas séries que foram sujeitas a dois blocos de carga, compostos por gamas de deformação de 0.5 e de 1.0% segundo as sequências L-H e H-L, apresenta-se na Figura 4.33 os valores de acumulação de dano obtidos pela aplicação da regra de *Miner*. A Figura 4.34 contém os resultados de acumulação de dano resultantes da aplicação das gamas de deformação de 0.5 e 1.0% segundo as sequências L-H-L-H... e H-L-H-L... – séries D4 e D5, respectivamente.

A Figura 4.35 apresenta os valores de acumulação de dano obtidos pela aplicação da regra de *Miner*, relativos às duas séries que foram sujeitas a dois blocos de carga, compostos

por gamas de deformação de 0.75 e 1.5% segundo as sequências L-H e H-L. A Figura 4.36 contém os resultados de acumulação de dano resultantes da aplicação das gamas de deformação de 0.75 e 1.5% segundo as sequências L-H-L-H... e H-L-H-L... – séries D8 e D9.

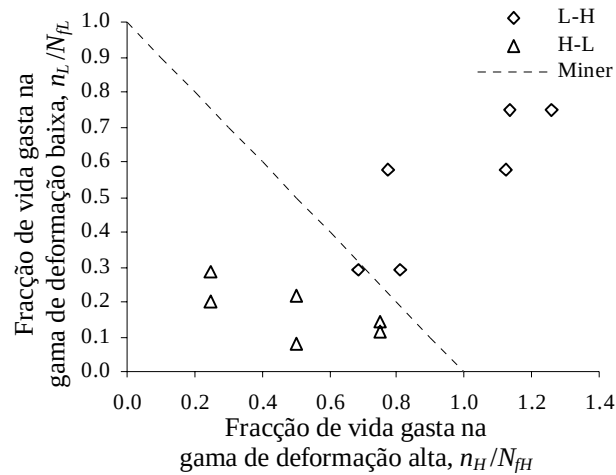


Figura 4.33 – Comparação entre os dados experimentais, resultantes dos ensaios realizados com as gamas de deformação de 0.5 e 1.0%, e a regra linear de acumulação de dano: 2 blocos.

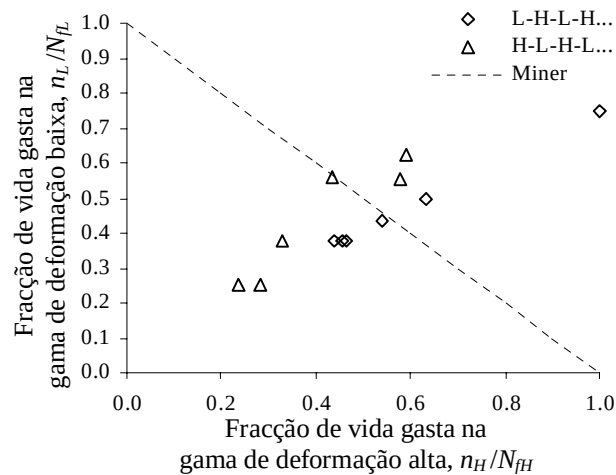


Figura 4.34 – Comparação entre os dados experimentais, resultantes dos ensaios realizados com as gamas de deformação de 0.5 e 1.0%, e a regra linear de acumulação de dano: múltiplos blocos.

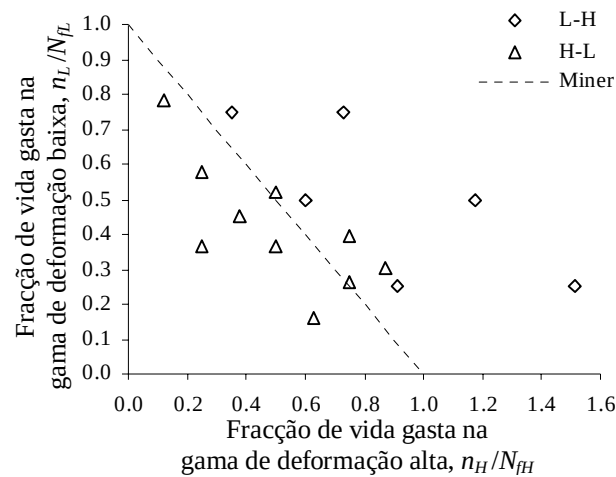


Figura 4.35 – Comparação entre os dados experimentais, resultantes dos ensaios realizados com as gamas de deformação de 0.75 e 1.5%, e a regra linear de acumulação de dano: 2 blocos.

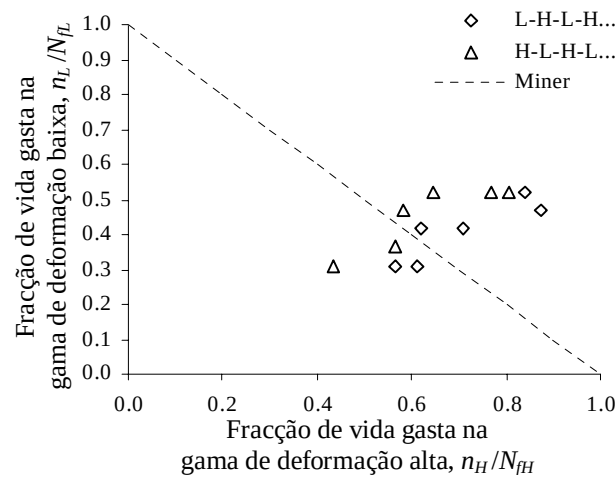


Figura 4.36 – Comparação entre os dados experimentais, resultantes dos ensaios realizados com as gamas de deformação de 0.75 e 1.5%, e a regra linear de acumulação de dano: múltiplos blocos.

Da análise dos gráficos das Figuras 4.33 e 4.35 pode-se constatar que a sequência da solicitação tem uma influência importante nos resultados, quando são aplicados dois blocos de carga. Com efeito, nos ensaios iniciados com uma gama de deformação baixa, a soma das duas fracções de vida é sempre superior à unidade. Na sequência inversa, a soma das fracções de vida é sempre inferior à unidade, quando as gamas de deformação aplicadas são 1.0 e 0.5%. Contudo quando se aplicou a gama de deformação de 1.5% seguida da gama de deformação de 0.75%, obtiveram-se alguns valores de acumulação de dano superiores à unidade, para a sequência H-L. Relativamente às sequências compostas por múltiplos blocos alternados, a Figura 4.34 mostra que para as gamas de deformação de 1.0 e 0.5% a sequência de carga não é muito importante, pois obtiveram-se valores de acumulação de dano quer inferiores quer superiores à unidade. No entanto, constata-se que as sequências H-L-H-L... são mais prejudiciais. Já para as sequências com as gamas de deformação de 1.5 e 0.75%, o

gráfico da Figura 4.36 mostra que a sequência do carregamento tem pouca influência na acumulação de dano. A Figura 4.36 mostra que a acumulação de dano é maioritariamente superior à unidade para a aplicação de blocos de deformação múltiplos, segundo as gamas de deformação de 1.5 e 0.75%. A análise das quatro figuras anteriormente referidas, permite concluir que os carregamentos com as gamas de deformação mais elevadas apresentam menor sensibilidade à sequência da carga, que os carregamentos sujeitos às gamas de deformação mais baixas. A análise das mesmas figuras também permite concluir que as sequências compostas por múltiplos blocos alternados apresentam valores de acumulação de dano menos dispersos e ao mesmo tempo mais próximos da unidade que os obtidos nos ensaios constituídos por dois blocos.

Pelo facto da soma das fracções de vida ser inferior ou superior à unidade e pelo facto de haver um efeito sequencial do carregamento na acumulação de dano, conclui-se que a curva de evolução do dano é uma função não linear do número de ciclos. *Marco e Starkey* [93] propuseram a seguinte lei de evolução de dano com o número de ciclos:

$$D = \left(\frac{n}{N} \right)^{\alpha} \quad (4.8)$$

onde α é uma função dependente da solicitação que confere ao modelo o efeito de acumulação não linear de dano assim como efeitos sequenciais do carregamento.

No caso de se ter um carregamento composto por dois blocos (H, L) a condição de rotura pode ser escrita na forma de uma lei exponencial de dano como [134]:

$$D = \sum_{i=1}^m d_i = \left(\frac{n_H}{N_{fH}} \right)^{\alpha_H} + \left(\frac{n_L}{N_{fL}} \right)^{\alpha_L} = 1 \quad (4.9)$$

A partir da equação anterior foram determinados os expoentes α_H e α_L que melhor ajustam os resultados experimentais. A consideração de valores de α_H e α_L iguais modela uma evolução não linear de dano mas com acumulação linear. Valores de α_H e α_L iguais à unidade conduz a uma lei de evolução de dano linear com acumulação linear de dano.

A aplicação da equação (4.9) aos dados experimentais apresentados nas Figuras 4.33, 4.34, 4.35 e 4.36, resultou na obtenção das curvas de acumulação de dano não lineares apresentadas nas Figuras 4.37, 4.38, 4.39 e 4.40 respectivamente. Nestas figuras também é apresentada a lei de acumulação linear de dano proposta por *Miner*. Os valores de α_H e α_L ,

resultam do melhor ajuste da equação (4.9) aos dados experimentais são resumidos de seguida:

- Série D2, H-L (Figura 4.37): $\alpha_H = 1.2674$ e $\alpha_L = 0.3082$;
- Série D3, L-H (Figura 4.37): $\alpha_L = 8.0640$ e $\alpha_H = 1.3203$;
- Série D4, H-L-H-L... (Figura 4.38): $\alpha_H = 1.3226$ e $\alpha_L = 0.4524$;
- Série D5, L-H-L-H... (Figura 4.38): $\alpha_L = 1.5241$ e $\alpha_H = 0.8156$;
- Série D6, H-L (Figura 4.39): $\alpha_H = 2.4657$ e $\alpha_L = 0.3082$;
- Série D7, L-H (Figura 4.39): $\alpha_L = 7.6929$ e $\alpha_H = 2.3409$;
- Série D8, H-L-H-L... (Figura 4.40): $\alpha_H = 1.5692$ e $\alpha_L = 0.7384$;
- Série D9, L-H-L-H... (Figura 4.40): $\alpha_L = 1.7018$ e $\alpha_H = 0.9057$.

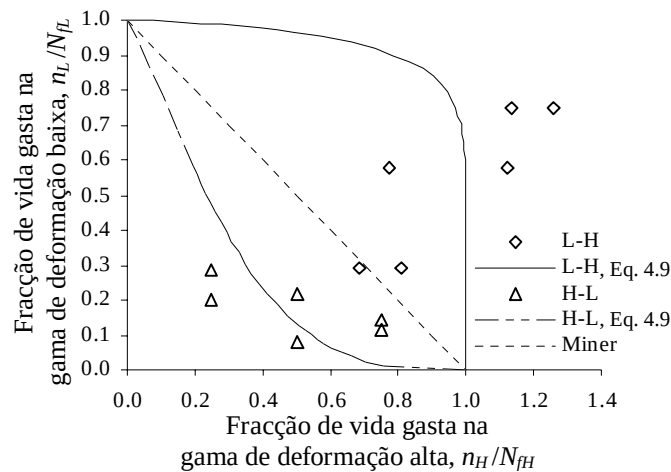


Figura 4.37 – Correlação dos dados experimentais de acumulação de dano dos ensaios realizados segundo 2 blocos com as gamas de deformação de 0.5 e 1.0%.

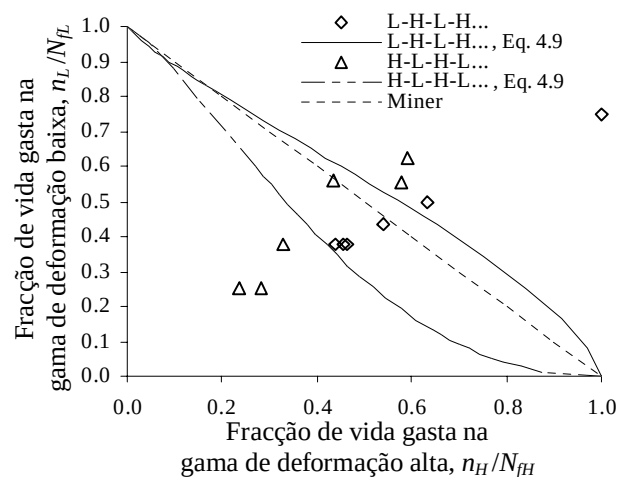


Figura 4.38 – Correlação dos dados experimentais de acumulação de dano dos ensaios realizados segundo múltiplos blocos com as gamas de deformação de 0.5 e 1.0%.

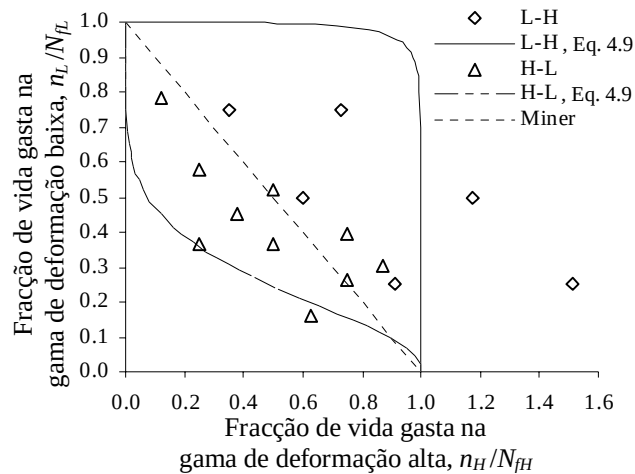


Figura 4.39 – Correlação dos dados experimentais de acumulação de dano dos ensaios realizados segundo 2 blocos com as gamas de deformação de 0.75 e 1.5%.

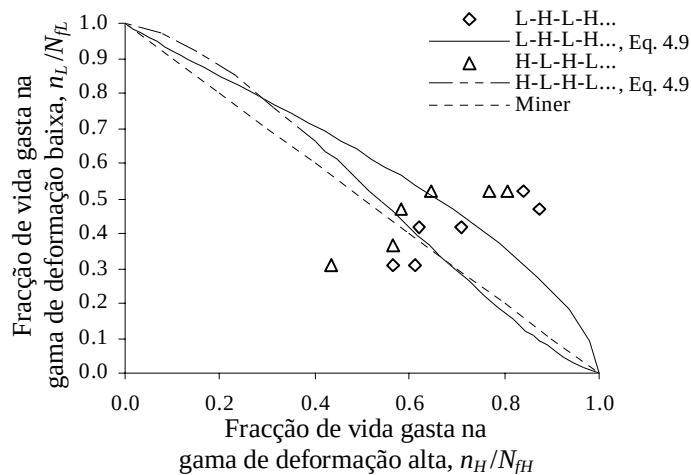


Figura 4.40 – Correlação dos dados experimentais de acumulação de dano dos ensaios realizados segundo múltiplos blocos com as gamas de deformação de 0.75 e 1.5%.

4.4.4 Resposta elasto-plástica cíclica do aço P355NL1 sob carregamentos aleatórios

O estudo do comportamento dos materiais quando sujeitos a carregamentos aleatório tem sido realizado por diversos autores [127, 128, 131, 162, 167, 170, 171]. O estudo da fadiga dos materiais provocada por carregamentos aleatórios é efectuada, em geral, com base em espectros que seguem uma distribuição de Gauss (Normal). Por exemplo, *Gassner* [182] propôs um programa composto por oito níveis de carga com uma distribuição normal para simular um espectro de carga. Além da distribuição normal também é comum utilizar-se a distribuição de *Rayleigh* para descrever espectros de carga [183].

Os espectros de carga usados neste estudo derivam de uma distribuição normal. As Figuras 4.41 a) e b) ilustram duas distribuições normais, das gamas de deformação, utilizadas

para a realização dos ensaios de fadiga sob carregamentos aleatórios. A distribuição normal com a gama de deformação máxima de 1.05% tem os seguintes parâmetros: média de 0.55% e desvio padrão de 0.31%. A distribuição foi truncada nos valores de 1.05 e 0.05%, respectivamente. Quanto à distribuição normal com a gama de deformação máxima de 2.1% têm-se os seguintes parâmetros: média de 1.1% e desvio padrão de 0.62%. Esta distribuição foi truncada nas gamas de 2.15 e 0.1%, respectivamente.

Os ciclos definidos nas distribuições da Figuras 4.41 foram distribuídos temporalmente de modo a resultarem em espectros distintos. Nas Figuras III.1, III.2, III.3 e III.4 do Anexo III, ilustram-se os quatro tipos de espectros que foram utilizados na realização dos ensaios. Os ciclos da distribuição normal foram organizados segundo espectros L-H, L-H-L e H-L, assim como num espectro aleatório. Os espectros L-H, H-L e aleatório apresenta o mesmo número de ciclos, enquanto o espectro L-H-L apresenta o dobro de ciclos dos anteriores. O espectro é aplicado repetidamente até se verificar a rotura. Alguns resultados obtidos com a aplicação dos espectros encontram-se nas Tabelas I.10 a I.17 do Anexo I. No Anexo VII apresentam-se algumas figuras relativas às solicitações com distribuição normal e às respectivas respostas cíclicas.

Na Figura 4.42 apresenta-se a evolução da amplitude de tensão em função do número de ciclos resultante de uma repetição do espectro de deformação com a sequência H-L e a gama de deformação máxima igual a 2.1%. Como era de esperar a amplitude de tensão diminui à medida que o número de ciclos incrementa uma vez que a gama de deformação decresce, com o número de ciclos. Também se verifica que as respostas ao espectro e à sua repetição são idênticas. Outra observação a salientar é que sempre que se muda de nível de deformação, dentro do mesmo bloco, observa-se um ligeiro endurecimento cíclico do material durante a aplicação desse novo nível de deformação. A Figura 4.43 ilustra o comportamento do material durante uma repetição do espectro H-L no que concerne à evolução da tensão média cíclica. Pode-se ver que existe praticamente relaxação completa com a aplicação do primeiro ciclo do espectro, mantendo-se o seu valor próximo de zero até cerca de metade do espectro; a partir daí surgem tensões de compressão. No entanto, com o início da repetição do espectro de carga volta-se a ter tensões médias cíclicas quase nulas. No resto da repetição do espectro o comportamento da tensão média cíclica é idêntico ao do espectro inicial. Para as restantes repetições do espectro foi verificado o mesmo comportamento observado para a segunda do espectro. A evolução das tensões máxima e mínima, durante a aplicação do espectro H-L e da sua primeira repetição é ilustrado na Figura 4.44.

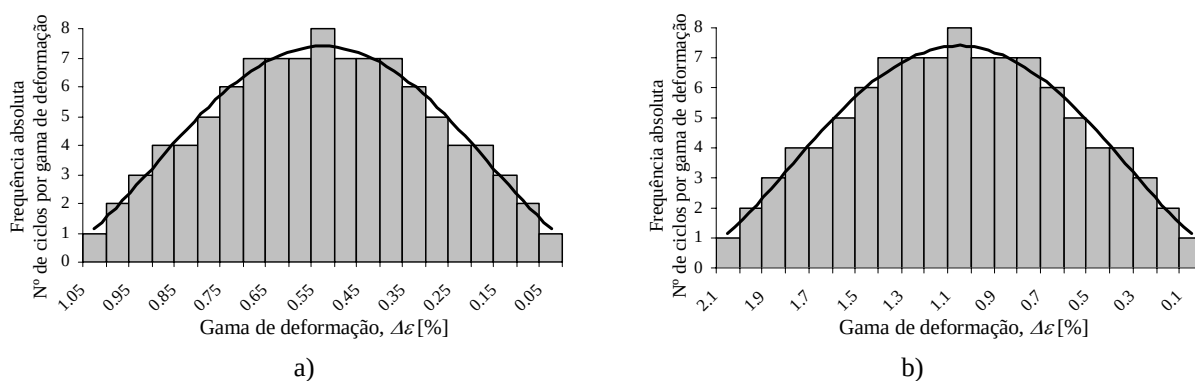


Figura 4.41 – Distribuição utilizada para simular os espectros de carga: a) com a gama de deformação máxima de 1.05%; b) com a gama de deformação máxima de 2.1%.

A evolução da amplitude de tensão em função do número de ciclos para a aplicação do espectro de deformação H-L, com a gama de deformação máxima igual a 1.05%, é ilustrada na Figura 4.45. Na Figura 4.46 é ilustrada a respectiva evolução da tensão média cíclica.

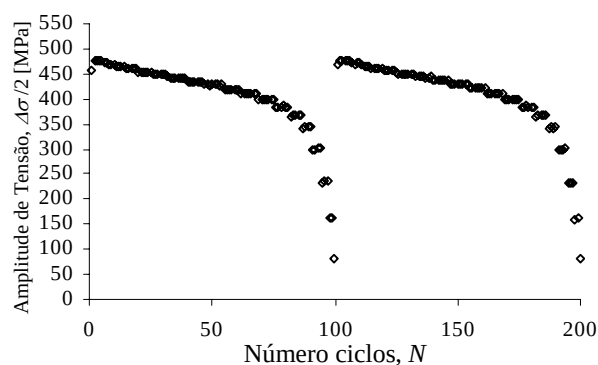


Figura 4.42 – Evolução da amplitude de tensão com o número de ciclos e com a gama de deformação, resultante do espectro de carga H-L, com a gama de deformação máxima de 2.1% (2 blocos).

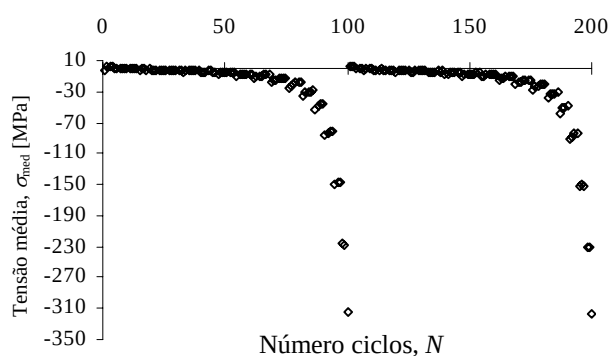


Figura 4.43 – Evolução da tensão média cíclica com o número de ciclos, resultante do espectro de carga H-L, com a gama de deformação máxima de 2.1% (2 blocos).

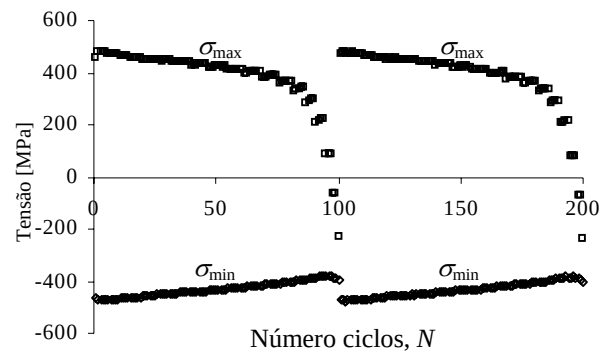


Figura 4.44 – Evolução das tensões máxima e mínima com o número de ciclos, resultante do espectro de carga H-L, com a gama de deformação máxima de 2.1% (2 blocos).

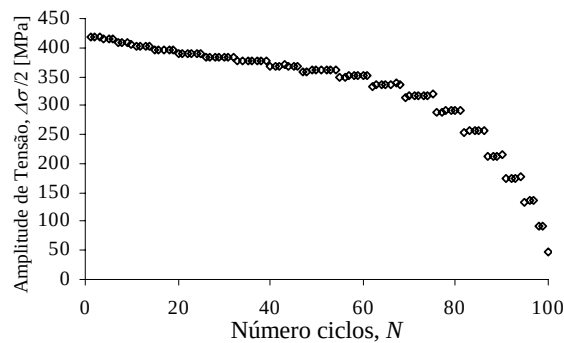


Figura 4.45 – Evolução da amplitude de tensão com o número de ciclos resultante, do espectro de carga H-L, com a gama de deformação máxima de 1.05% (2 blocos).

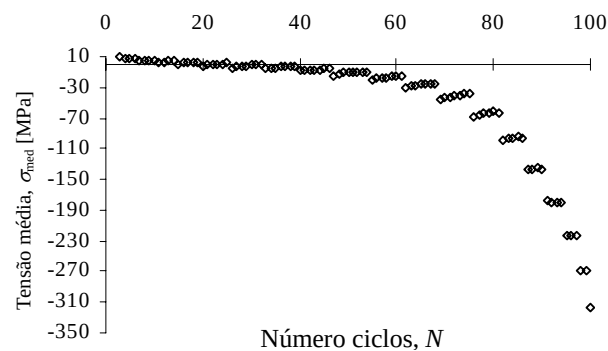


Figura 4.46 – Evolução da tensão média cíclica com o número de ciclos, resultante do espectro de carga H-L, com a gama de deformação máxima de 1.05%.

Na Figura 4.47 apresenta-se a evolução da amplitude de tensão em função do número de ciclos para o espectro de deformação L-H, com a gama de deformação máxima igual a 1.05%, e sua repetição. Como era de esperar, a amplitude de tensão aumenta à medida que o número de ciclos incrementa e a gama de deformação cresce. Também se verifica que o comportamento de ambos os blocos é idêntico; outra observação a salientar é que sempre que se muda de nível de deformação, dentro do mesmo bloco, observa-se um ligeiro amaciamento cíclico do material durante esse nível. A Figura 4.48 ilustra o comportamento do material durante os dois primeiros blocos, no que concerne à evolução da tensão média cíclica. Pode-

se ver que existe inicialmente um aumento da tensão média cíclica de tracção; este aumento verifica-se até à aplicação da gama de deformação de 0.2%, pois a partir da aplicação desse valor passa a haver relaxação da tensão média cíclica, durante o primeiro bloco de carga. No entanto, aplicando-se o segundo bloco de carga passa-se a ter tensões médias cíclicas de compressão; a evolução da tensão média cíclica durante o segundo bloco de carga vai no sentido da relaxação. Os restantes blocos de carga, até à rotura, apresentam um comportamento semelhante ao verificado no segundo bloco. A evolução das tensões máxima e mínima durante a aplicação dos dois primeiros blocos é ilustrada na Figura 4.49.

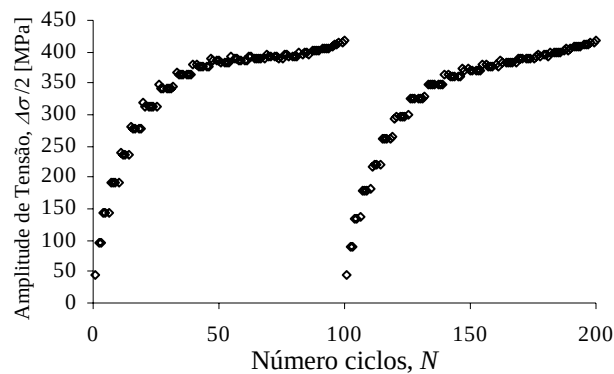


Figura 4.47 – Evolução da amplitude de tensão com o número de ciclos, resultante do espectro de carga L-H, com a gama de deformação máxima de 1.05% (2 blocos).

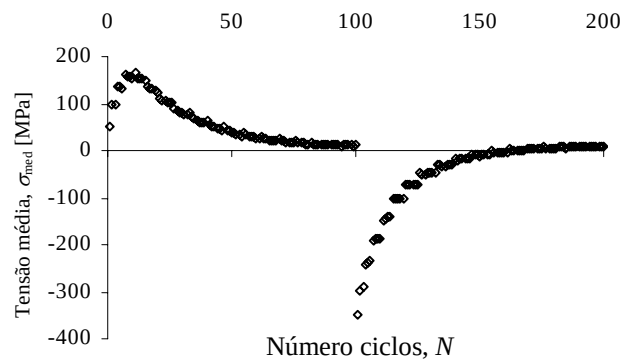


Figura 4.48 – Evolução da tensão média cíclica com o número de ciclos, resultante do espectro de carga L-H, com a gama de deformação máxima de 1.05% (2 blocos).

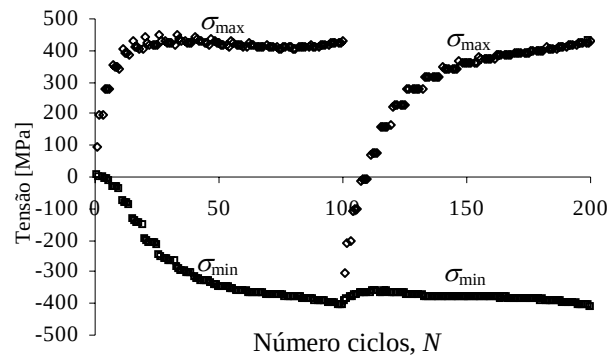


Figura 4.49 – Evolução das tensões máxima e mínima com o número de ciclos, resultante do espectro de carga L-H, com a gama de deformação máxima de 1.05% (2 blocos).

A evolução da amplitude de tensão em função do número de ciclos para o espectro de deformação L-H, com a gama de deformação máxima igual a 2.1%, é ilustrada na Figura 4.50. Na Figura 4.51 é demonstrado o comportamento da tensão média cíclica, durante o espectro de carga. Pode-se ver na Figura 4.51 que tal como na Figura 4.48 o início da relaxação da tensão média cíclica se dá para o valor de amplitude de deformação de 0.2%.

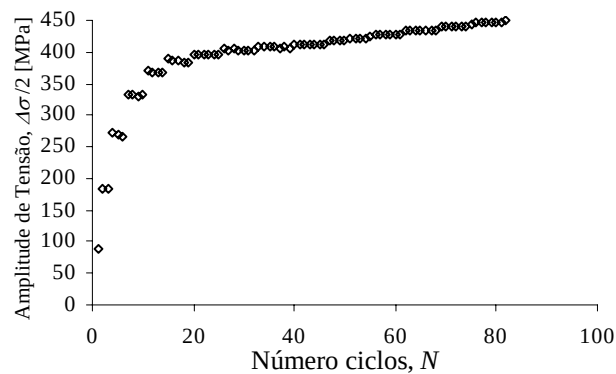


Figura 4.50 – Evolução da amplitude de tensão com o número de ciclos, resultante do espectro de carga L-H, com a gama de deformação máxima de 2.1%.

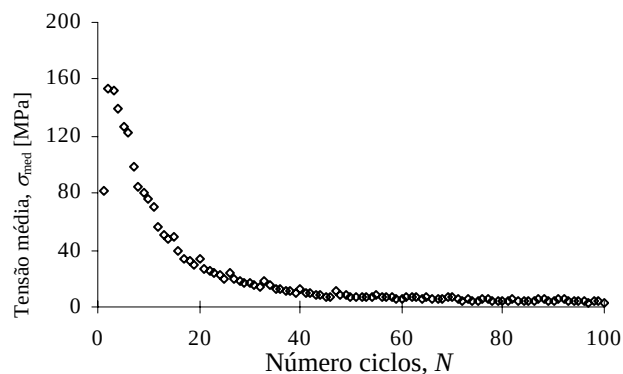


Figura 4.51 – Evolução da tensão média cíclica com o número de ciclos, resultante do espectro de carga L-H, com a gama de deformação máxima de 2.1%.

Na Figura 4.52 apresenta-se a evolução da amplitude de tensão em função do número de ciclos para os dois primeiros blocos baseados no espectro de deformação com a sequência L-

H-L e para o caso da gama de deformação máxima ser igual a 1.05%. O comportamento verificado na primeira metade do espectro é semelhante ao verificado no espectro L-H, enquanto que a segunda parte apresenta um comportamento semelhante ao espectro H-L. Relativamente à evolução da tensão média cíclica a Figura 4.53 também demonstra comportamento semelhante ao dos espectros L-H e H-L. A evolução das tensões máxima e mínima durante a aplicação dos dois primeiros blocos é ilustrada na Figura 4.54. A evolução da amplitude de tensão em função do número de ciclos para os dois primeiros blocos de deformação para a sequência L-H-L e para o caso da gama de deformação máxima ser igual a 2.1%, é ilustrada na Figura 4.55. A Figura 4.56 demonstra o comportamento da tensão média cíclica, durante os dois primeiros blocos de carga.

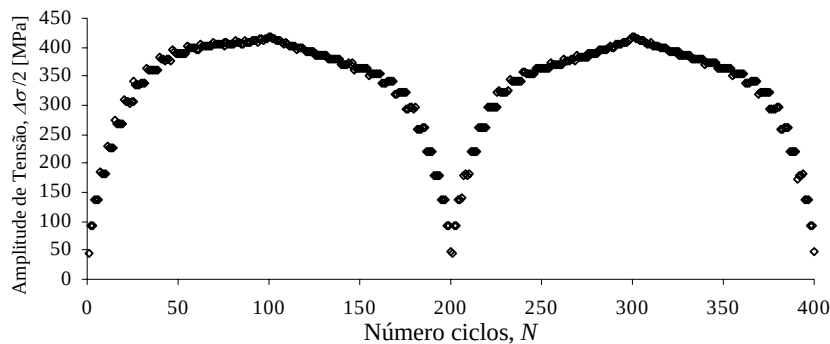


Figura 4.52 – Evolução da amplitude de tensão com o número de ciclos, resultante do espectro de carga L-H-L, com a gama de deformação máxima de 1.05% (2 blocos).

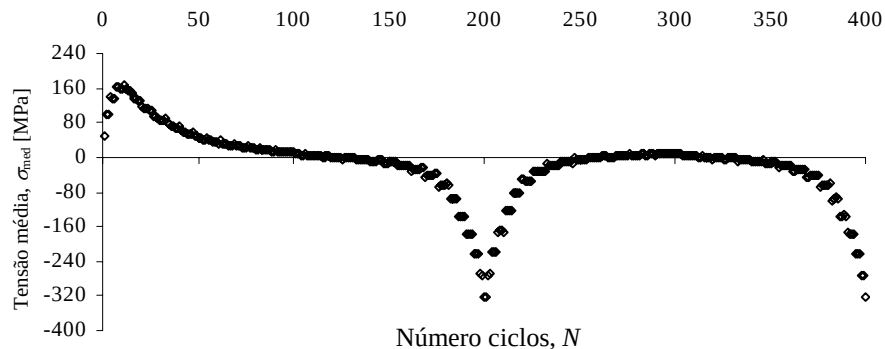


Figura 4.53 – Evolução da tensão média cíclica com o número de ciclos, resultante do espectro de carga L-H-L, com a gama de deformação máxima de 1.05% (2 blocos).

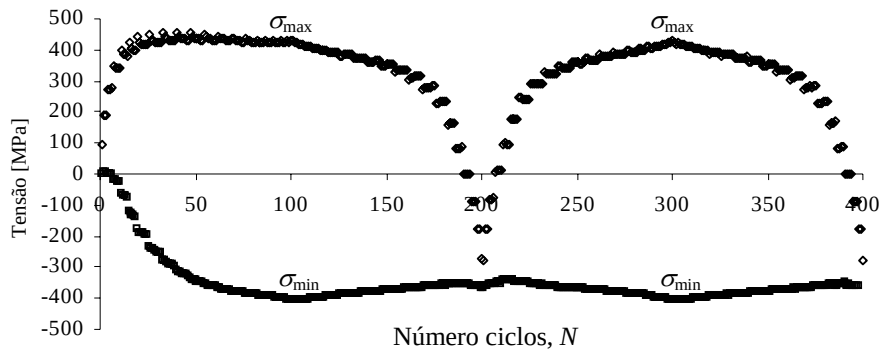


Figura 4.54 – Evolução das tensões máxima e mínima com o número de ciclos, resultante do espectro de carga L-H-L, com a gama de deformação máxima de 1.05% (2 blocos).

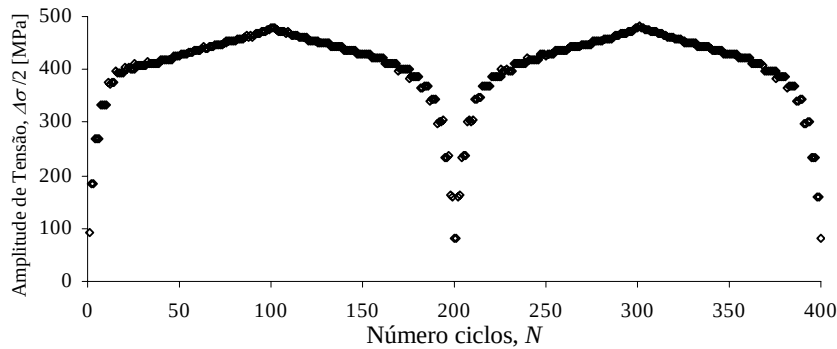


Figura 4.55 – Evolução da amplitude de tensão com o número de ciclos, resultante do espectro de carga L-H-L, com a gama de deformação máxima de 2.1% (2 blocos).

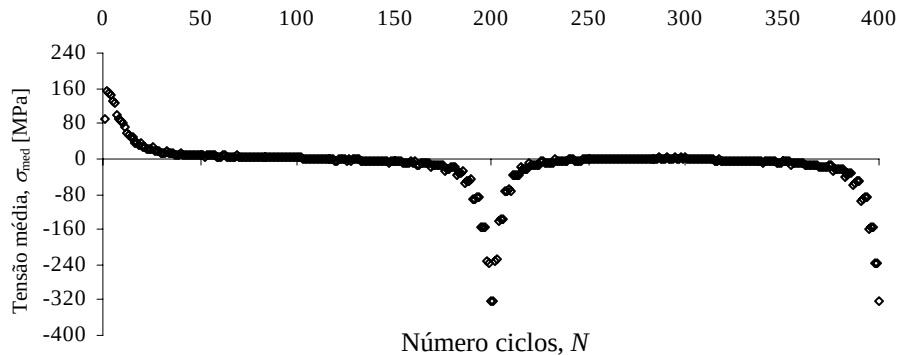


Figura 4.56 – Evolução da tensão média cíclica com o número de ciclos, resultante do espectro de carga L-H-L, com a gama de deformação máxima de 2.1% (2 blocos).

As Figuras 4.57, 4.58 e 4.59 apresentam respectivamente a evolução da amplitude de tensão, da tensão média cíclica e tensões máxima e mínima em função do número de ciclos para o espectro de carga aplicado aleatoriamente, com uma gama de deformação limitada a 1.05%.

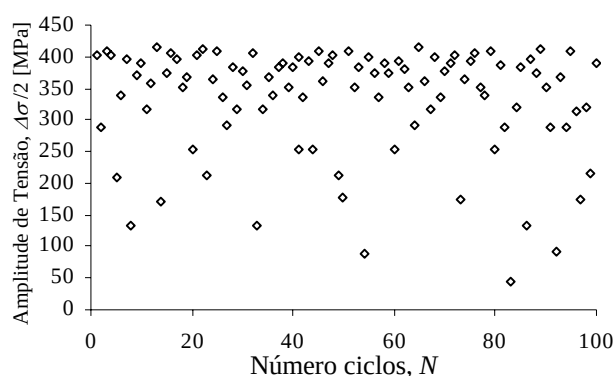


Figura 4.57 – Evolução da amplitude de tensão com o número de ciclos, resultante do espectro de carga aleatório, com a gama de deformação máxima de 1.05%.

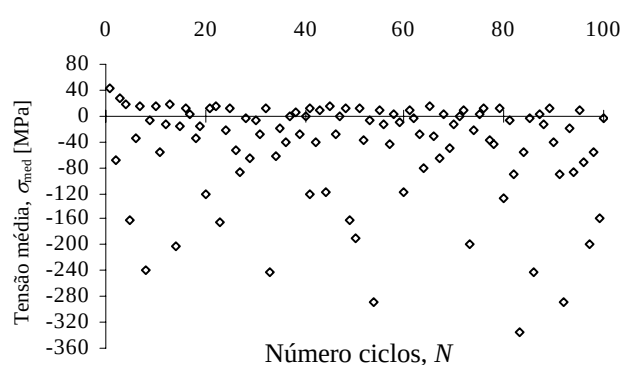


Figura 4.58 – Evolução da tensão média cíclica com o número de ciclos, resultante do espectro de carga aleatório, com a gama de deformação máxima de 1.05%.

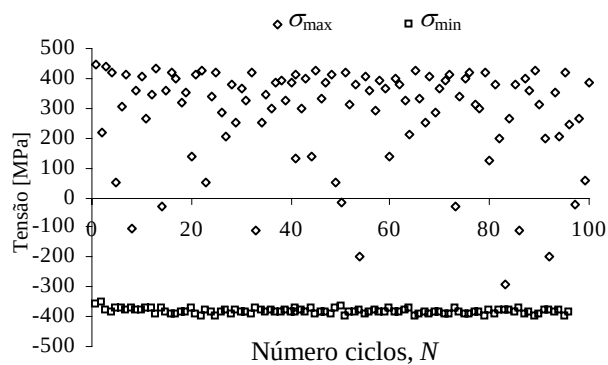


Figura 4.59 – Evolução das tensões máxima e mínima com o número de ciclos, resultante do espectro de carga aleatório, com a gama de deformação máxima de 1.05%.

Nas Figuras 4.60, 4.61 e 4.62 apresenta-se a evolução da amplitude de tensão, da tensão média cíclica e das tensões máxima e mínima com a número de ciclos para o espectro de carga aplicado aleatoriamente, com uma gama de deformação limitada a 2.1%.

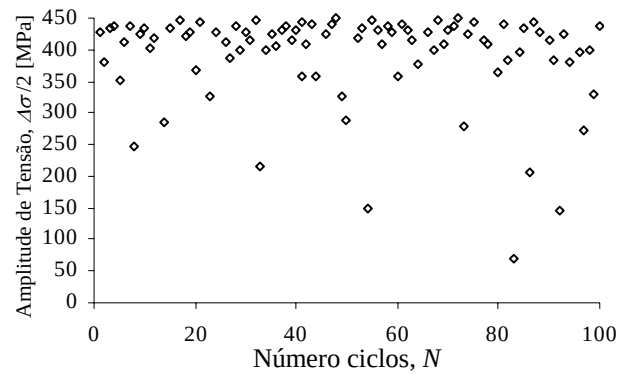


Figura 4.60 – Evolução da amplitude de tensão com o número de ciclos, resultante do espectro de carga aleatório, com a gama de deformação máxima de 2.1%.

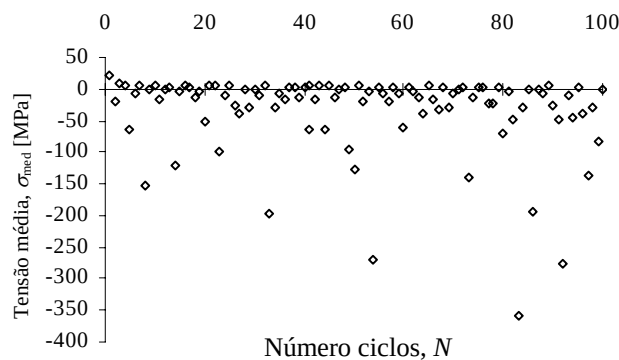


Figura 4.61 – Evolução da tensão média cíclica com o número de ciclos, resultante do espectro de carga aleatório, com a gama de deformação máxima de 2.1%.

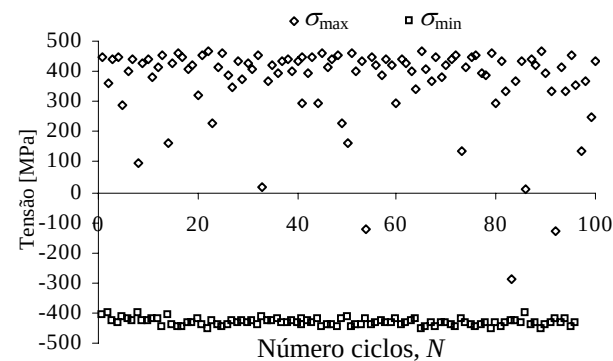


Figura 4.62 – Evolução da tensão máxima e da tensão mínima com o número de ciclos, resultante do espectro de carga aleatório, com a gama de deformação máxima de 2.1%.

As Figuras 4.63 a 4.66 ilustram os ciclos de histerese resultantes da aplicação dos dois primeiros blocos de deformação baseados nos espectros de carga H-L, L-H, L-H-L e aleatórios extraídos de uma distribuição normal. A análise dos mesmos permite concluir que a partir dos segundos blocos resultam ciclos de histerese muito semelhantes para os quatro espectros de carga considerados. Quanto aos espectros de carga que iniciam com a aplicação de gamas de deformação baixas, existe um período inicial que não apresentam praticamente

nenhuma deformação plástica. Também se observa que os ciclos de histerese referentes a ciclos sucessivos, com a mesma gama de deformação, são coincidentes.

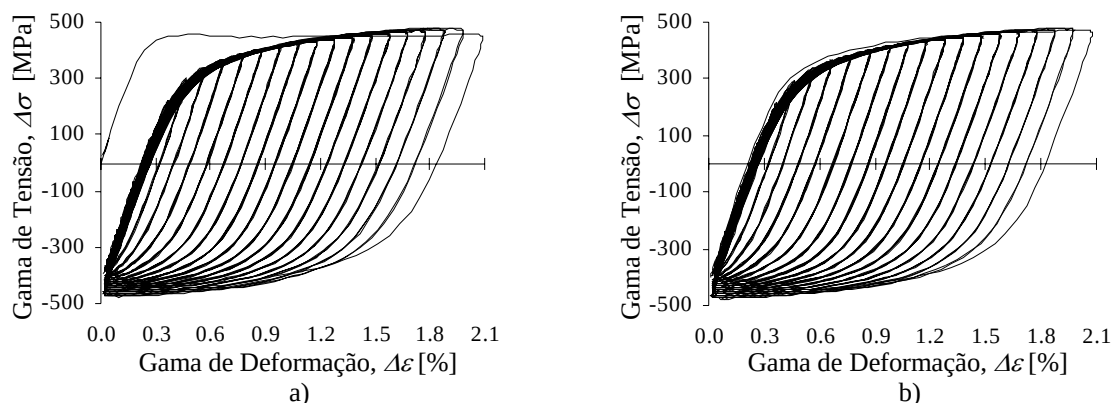


Figura 4.63 – Ciclos de histerese resultantes do espectro de carga H-L, com a gama de deformação máxima de 2.1%: a) Ciclos de histerese do primeiro bloco; b) Ciclos de histerese do segundo bloco.

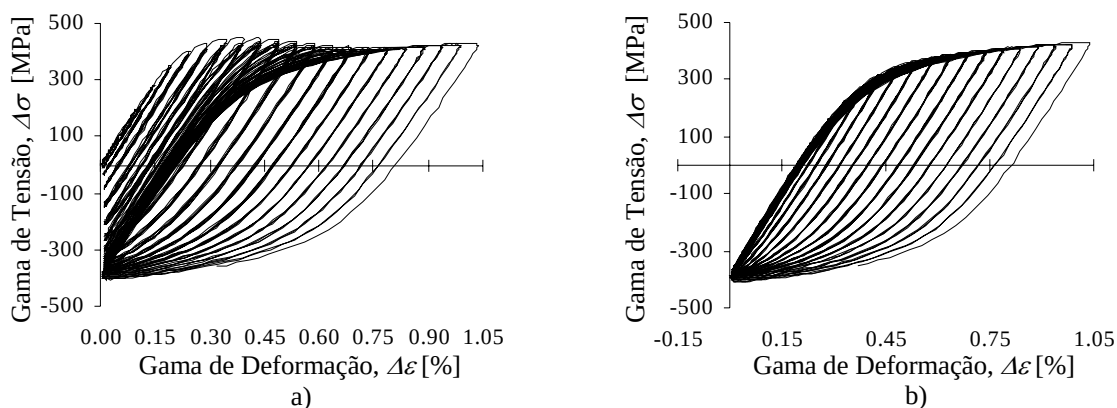


Figura 4.64 – Ciclos de histerese resultantes do espectro de carga L-H, com a gama de deformação máxima de 1.05%: a) Ciclos de histerese do primeiro bloco; b) Ciclos de histerese do segundo bloco.

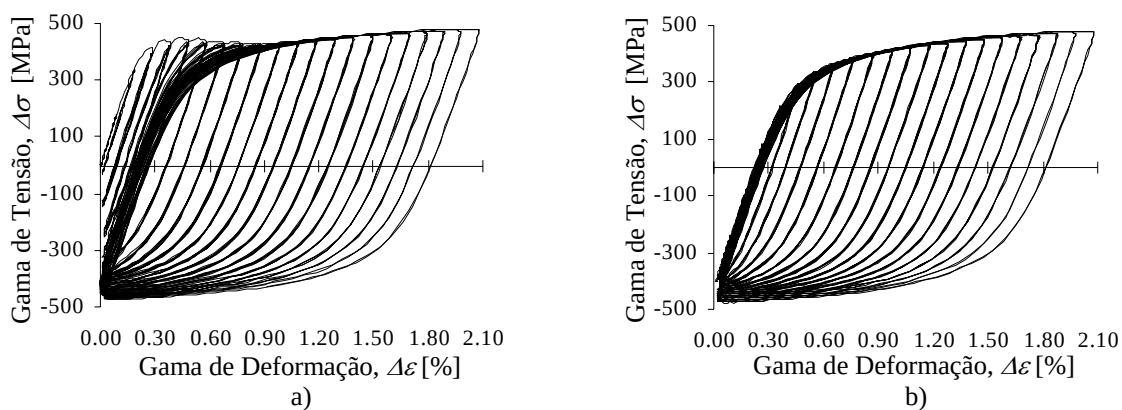


Figura 4.65 – Ciclos de histerese resultantes do espectro de carga L-H-L, com a gama de deformação máxima de 2.1%: a) Ciclos de histerese referente à parte L-H do primeiro bloco; b) Ciclos de histerese referente à parte H-L do primeiro bloco.

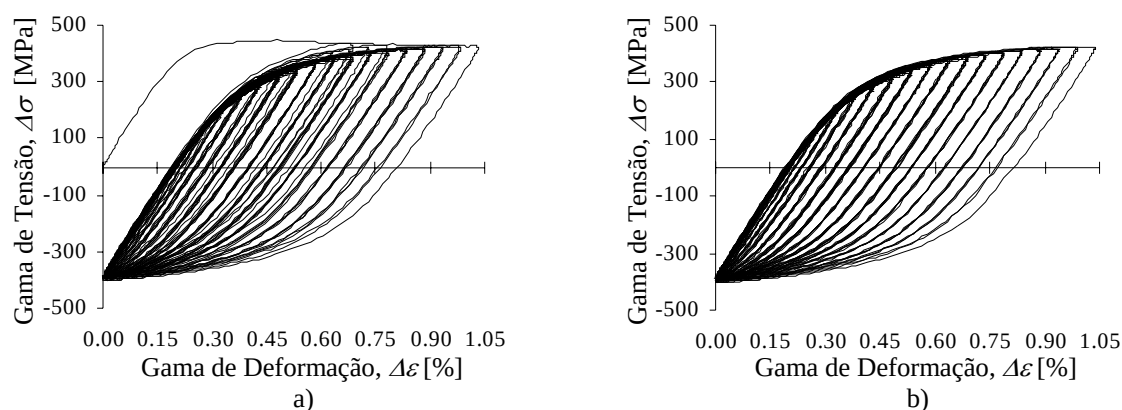


Figura 4.66 – Ciclos de histerese resultantes do espectro de carga aleatório, com a gama de deformação máxima de 1.05%: a) Ciclos de histerese do primeiro bloco; b) Ciclos de histerese do segundo bloco.

4.4.5 Acumulação de dano induzido pelos carregamentos aleatórios

O dano provocado pela aplicação dos diversos espectros de carga foi calculado recorrendo à lei de *Miner*. A previsão do número de ciclos até à rotura, a inserir na lei de *Miner*, foi determinado com recurso à curva deformação-vida obtida com os ensaios realizados sob amplitude de deformação constante. Estas previsões encontram-se na Tabela V.1 do Anexo V.

Assim, para as séries que foram sujeitas ao espectro L-H, obtiveram-se os valores de dano da Tabela 4.2. Por sua vez, a Tabela 4.3 contém os resultados do espectro H-L; os resultados do espectro L-H-L estão na Tabela 4.4 e os resultados relativos à aplicação do espectro aleatório encontram-se na Tabela 4.5. A média do dano, obtido para todas as séries de provetes, ou foi próxima da unidade ou superior. O maior dano foi obtido na aplicação do espectro H-L com a gama de deformação máxima de 2.1%. Aliás foi nos espectros com a gama de deformação máxima de 2.1% que se obtiveram as maiores médias de dano. A aplicação da lei de *Miner* conduz, em geral, a valores de dano conservativos para carregamentos definidos por espectros. Em algumas situações a lei de *Miner* pode ser considerada excessivamente conservadora.

Tabela 4.2 – Dano provocado pelo espectro L-H.

Proвете	$\Delta\epsilon_{\text{máx}}$ [%]	Dano	Dano médio
D1501	1.05	1.783	1.337
D1502	1.05	0.810	
D1503	1.05	1.418	
D1601	2.1	1.687	1.534
D1602	2.1	1.687	
D1603	2.1	1.228	

Tabela 4.3 – Dano provocado pelo espectro H-L.

Provete	$\Delta\epsilon_{\max}$ [%]	Dano	Dano médio
D1101	1.05	0.964	0.953
D1102	1.05	0.851	
D1103	1.05	1.044	
D1001	2.1	0.988	1.607
D1002	2.1	1.687	
D1003	2.1	2.147	

Tabela 4.4 – Dano provocado pelo espectro L-H-L.

Provete	$\Delta\epsilon_{\max}$ [%]	Dano	Dano médio
D1201	1.05	1.236	1.244
D1202	1.05	1.317	
D1203	1.05	1.378	
D1701	2.1	1.840	1.636
D1702	2.1	1.687	
D1703	2.1	1.380	

Tabela 4.5 – Dano provocado pelo espectro aleatório.

Provete	$\Delta\epsilon_{\max}$ [%]	Dano	Dano médio
D1301	1.05	0.892	0.986
D1302	1.05	0.993	
D1303	1.05	1.074	
D1401	2.1	1.687	1.457
D1402	2.1	1.227	

4.5 Conclusões

A caracterização do comportamento elastoplástico cíclico e à fadiga do aço P355NL1 foi efectuada com base num extensivo programa experimental, especialmente no que diz respeito aos carregamentos de amplitude variável. Os fenómenos mais importantes relacionados com o comportamento cíclico, tais como o amaciamento e o endurecimento cíclicos assim como a relaxação cíclica foram identificados e caracterizados. Foram apresentadas algumas relações que permitem descrever o comportamento cíclico estabilizado do aço, incluindo a forma dos ciclos de histerese. No que respeita à caracterização do comportamento à fadiga do aço P355NL1 foram propostas relações tipo na deformação-vida.

Os estudos anteriormente referidos foram efectuados quer para ensaios sob amplitude de deformação constante quer sob amplitude de deformação variável.

Relativamente aos ensaios efectuados com amplitude de deformação variável também foi efectuado o estudo de acumulação de dano, o qual revelou um comportamento não linear de acumulação de dano do aço P355NL1, com efeitos sequenciais do carregamento. A validade da lei de *Miner* foi testada em várias situações tendo-se concluído que ela tanto pode

conduzir a resultados conservadores como não conservadores, dependendo do tipo de carregamento variável.

CAPÍTULO 5

CARACTERIZAÇÃO DO COMPORTAMENTO À FADIGA DE UM DETALHE ESTRUTURAL

5.1 Introdução

Neste capítulo caracteriza-se a resistência à fadiga de um detalhe estrutural, sujeito a cargas de amplitude constante, cargas variáveis por blocos de amplitude constante e espectros de carga baseados numa distribuição normal. A caracterização da resistência à fadiga do detalhe estrutural baseou-se em ensaios de vinte e cinco séries de provetes. Os detalhes estruturais utilizados no programa experimental são de aço P355NL1; a respectiva geometria encontra-se representada na Figura 3.2.

Os resultados experimentais são apresentados na forma de curvas *S-N*, para os resultados das séries testadas com amplitude de tensão constante. Quanto às séries ensaiadas com carregamentos variáveis por blocos de amplitude constante, assim como por espectros, os resultados são apresentados na forma de curvas tensão equivalente *versus* vida e usando gráficos de acumulação de dano.

5.2 Ensaios de fadiga

Foram realizados ensaios de fadiga sob amplitude de tensão constante, amplitude de tensão variável por blocos de amplitude constante e aleatórios. Foram efectuados ensaios segundo as razões de tensões $R_\sigma = 0$, $R_\sigma = 0.15$ e $R_\sigma = 0.3$.

Os provetes utilizados na realização do programa experimental contêm um entalhe duplo (ver Figura 3.2). Estas descontinuidades geométricas são caracterizadas por um factor de concentração de tensões elastoestático, K_t , que segundo *Peterson* [184] apresenta a seguinte formulação:

$$K_t = 3.065 - 3.472\left(\frac{2r}{H}\right) + 1.009\left(\frac{2r}{H}\right)^2 + 0.405\left(\frac{2r}{H}\right)^3 \quad (5.1)$$

onde r é o raio do entalhe e H é a largura do detalhe.

A aplicação da equação (5.1) resulta num factor concentração de tensões elastoestático, $K_t = 2.17$. A Figura 5.1 reproduz a relação (5.1).

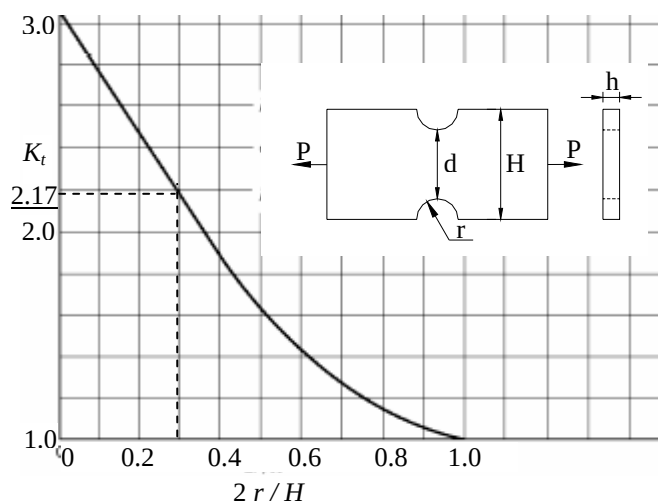


Figura 5.1 – Factor de concentração de tensões elastoestático K_t , para uma placa finita com duplo entalhe [184].

5.2.1 Ensaios a amplitude de carga constante

Nesta secção são apresentados os resultados de resistência à fadiga do detalhe estrutural do aço P355NL1 sob carregamentos de amplitude constante. Apresentam-se os resultados de ensaios realizados em controlo de tensão com as razões de tensões, $R_\sigma=0$, $R_\sigma=0.15$ e $R_\sigma=0.3$.

Na Figura 5.2 representam-se as curvas $S-N$ do detalhe estrutural relativas aos ensaios a amplitude de tensão constante. A tensão máxima considerada nas curvas $S-N$ é a tensão máxima nominal, remotamente aplicada nos provetes; o número de ciclos corresponde à rotura do detalhe estrutural. Nas Tabelas II.1, II.12 e II.23 do Anexo II são apresentados alguns resultados e dados dos ensaios efectuados a amplitude de tensão constante, nomeadamente tensões aplicadas, dimensões da primeira fenda detectada e o respectivo número de ciclos. As curvas $S-N$ foram obtidas através de uma regressão linear sobre os dados experimentais, representados em gráficos bi-logarítmicos. Foram excluídos da regressão todos os pontos com vida infinita. É de salientar que a curva tensão nominal máxima *versus* vida à fadiga, relativa à razão de tensões de 0.15 apenas é ilustrativa, pois só foram testadas três gamas de tensão para a sua determinação.

O efeito da tensão média na resistência à fadiga não está ilustrado de forma explícita, mas implicitamente na razão de tensões. Para uma amplitude de tensão constante, a tensão média aumenta com a razão de tensões. Esta observação permite constatar o efeito da tensão média na resistência à fadiga do detalhe estrutural. Tendo por base o gráfico da Figura 5.3 e mantendo constante a amplitude de tensão, qualquer aumento da razão de tensões representa um aumento da tensão média, produzindo uma redução da vida à fadiga do aço P355NL1.

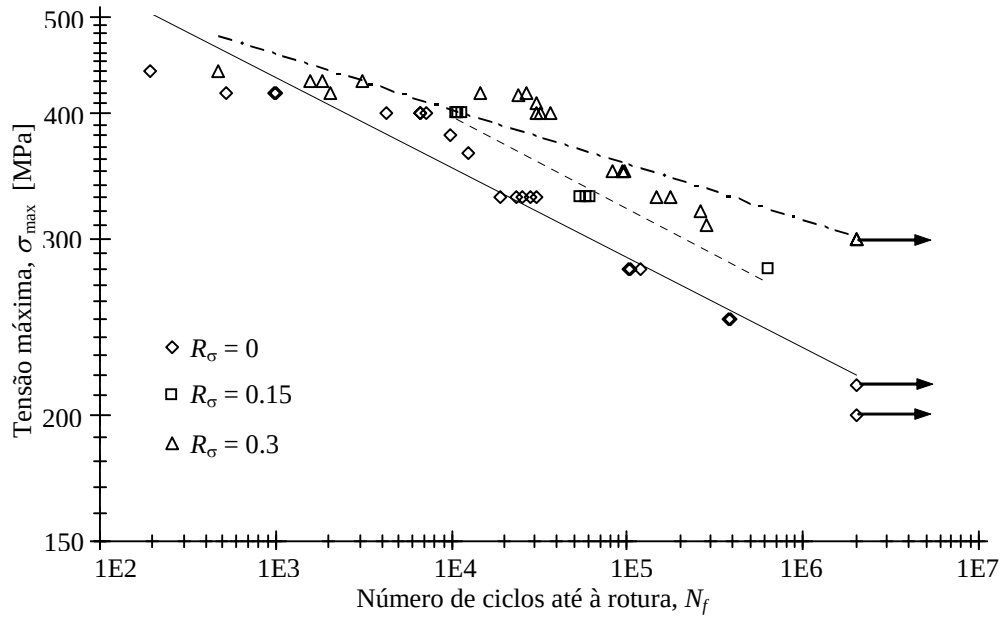


Figura 5.2 – Curvas tensão máxima *versus* vida à fadiga para o detalhe estrutural, segundo várias razões de tensões.

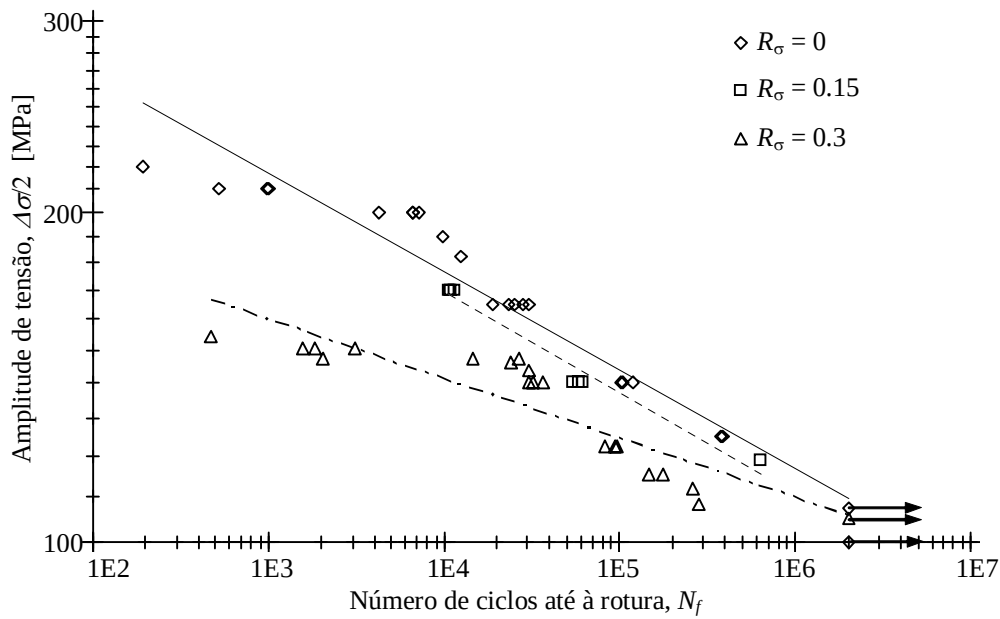


Figura 5.3 – Curvas amplitude de tensão *versus* vida à fadiga para o detalhe estrutural, segundo várias razões de tensões.

As curvas S - N podem ser representadas, analiticamente, através de uma relação do tipo potência do mesmo género da relação proposta por *Basquin* [7]. Uma das formas possíveis para essa relação é a que se segue:

$$\sigma^m \cdot N_f = C \quad (5.2)$$

onde σ representa a tensão máxima, a amplitude de tensão ou a gama de tensão, N_f representa o número de ciclos e m e C são constantes que resultam do ajustamento aos

resultados experimentais. Outra forma de exprimir a equação (5.2), com vantagens em termos de ajustamento aos resultados experimentais, resulta da aplicação de logaritmos a ambos os membros da equação:

$$\log(\sigma) = A + B \cdot \log(N_f) \quad (5.3)$$

onde A e B são novas constantes que podem ser determinadas através de uma regressão linear sobre as grandezas σ e N_f , transformadas através dos logaritmos. As constantes A , B , m e C relacionam-se do seguinte modo:

$$A = \frac{1}{m} \log C; \quad B = -\frac{1}{m} \quad (5.4)$$

Na Tabela 5.1 indicam-se os valores das constantes A , B , m e C para as razões de tensões $R_\sigma = 0$, $R_\sigma = 0.15$ e $R_\sigma = 0.3$. Estas constantes são usadas para exprimir a resistência à fadiga em termos de tensão máxima. O número de ciclos de rotura corresponde à rotura final do provete. Também são apresentados, na Tabela 5.1, os coeficientes de determinação, R^2 , relativos à análise de regressão. Constata-se que o coeficiente de determinação mais elevado corresponde à razão de tensões, $R_\sigma = 0.15$. Os dados experimentais poderiam ser melhor correlacionados se fosse adoptada outra representação para estas curvas, como por exemplo dois segmentos de recta.

Tabela 5.1 – Parâmetros das curvas S-N relativas ao detalhe estrutural, para as razões de tensões, $R_\sigma=0$, $R_\sigma=0.15$ e $R_\sigma=0.3$ ($\sigma=\sigma_{max}$ [MPa]).

$R_\sigma = 0$				
A	B	m	C	R^2
2.9063	-0.0896	11.16	2.73E+32	0.9309
$R_\sigma = 0.15$				
A	B	m	C	R^2
2.8953	-0.092	10.92	4.06E+31	0.9688
$R_\sigma = 0.3$				
A	B	m	C	R^2
2.6685	-0.055	18.35	9.19E+48	0.8295

Outros dados importantes que se podem extrair da análise das curvas S-N são as tensões limite de fadiga. Na presente análise foram estabelecidas como tensões limite de fadiga, as tensões que conduzem a uma vida à fadiga de 2×10^6 ciclos. A estimativa destas tensões foi feita com base nas curvas S-N resultantes do ajuste directo dos resultados experimentais. Na

Tabela 5.2 resumem-se as tensões limite de fadiga obtidas para o detalhe estrutural, para razões de tensões $R_\sigma = 0$ e $R_\sigma = 0.3$.

Tabela 5.2 – Tensões limite de fadiga do aço P355NL1, para as razões de tensões, $R_\sigma = 0$ e $R_\sigma = 0.3$.

	$R_\sigma = 0$	$R_\sigma = 0.3$
Tensão máxima limite de fadiga, $\sigma_{max,lf}$ [MPa]	200	300
Amplitude tensão limite de fadiga, $\sigma_{a,lf}$ [MPa]	100	105

5.2.2 Ensaios sob amplitude de carga variável definida por blocos

Os ensaios de amplitude variável definidos por blocos de amplitude constante, tal como nos ensaios realizados a amplitude constante, foram executados para três razões de tensões, $R_\sigma = 0$, $R_\sigma = 0.15$ e $R_\sigma = 0.3$. O programa experimental consistiu no ensaio de seis séries de provetes sujeitos a blocos de carga com razão de tensões, $R_\sigma = 0$, duas séries com a razão de tensões, $R_\sigma = 0.15$ e quatro com razão de tensões $R_\sigma = 0.3$.

As seis séries utilizadas nos ensaios com razão de tensões, $R_\sigma = 0$, foram divididas da seguinte forma: duas séries foram ensaiadas segundo a sequência de carga Alto-Baixo (H-L), com gamas de tensões aplicadas de 400/280 MPa e 330/280 MPa, respectivamente; outras duas séries foram testadas para a sequência de carga Baixo-Alto (L-H), com os pares de gamas de tensões referidos anteriormente. Também foram utilizadas duas séries para ensaios segundo as sequências de carga H-L-H-L... e L-H-L-H... com as gamas de tensões de 400 e 280 MPa. Os resultados referentes a estas seis séries encontram-se resumidos nas Tabelas II.2 a II.7 do Anexo II.

Por sua vez, as duas séries utilizadas nos ensaios com razão de tensões, $R_\sigma = 0.15$, foram divididas da seguinte forma: uma série foi sujeita à sequência de carga H-L, com as gamas de tensões aplicadas de 400/330 MPa; a outra série foi sujeita à sequência de carga L-H, as mesmas gamas de tensões. Quanto aos resultados referentes a estas duas séries são apresentados nas Tabelas II.24 e II.25 do Anexo II.

As quatro séries utilizadas nos ensaios com razão de tensões, $R_\sigma = 0.3$, foram divididas da seguinte forma: uma das séries foi sujeita à sequência de carga H-L, sendo as gamas de tensões de cada bloco de 400 e 350 MPa; a outra série foi sujeita à sequência de carga L-H, com as mesmas gamas de tensões referidas anteriormente. Também foram utilizadas duas séries para ensaios com as sequências H-L-H-L... e L-H-L-H...sendo as gamas de tensões

aplicadas de 400 e 350 MPa. As Tabelas II.13 e II.16 do Anexo II contêm os resultados referentes a estas quatro séries.

Nos ensaios segundo as sequências H-L e L-H, foi aplicado um número de ciclos preestabelecido durante o primeiro bloco de carga, após o qual é aplicado o novo bloco de carga que é mantido até à rotura. Relativamente às sequências H-L-H-L... e L-H-L-H... aplicou-se um número predefinido de ciclos de carga em cada bloco até ser detectada a iniciação de fendas, depois de iniciada a fenda o bloco era mantido até à rotura final.

Nos próximos parágrafos apresentam-se os resultados dos ensaios na forma de curvas tensão nominal equivalente máxima *versus* número de ciclos de rotura, para as diversas séries sujeitas a blocos de carga. A tensão nominal equivalente máxima foi obtida com base na equação seguinte, que é semelhante à equação 2.71, já apresentada no Capítulo 2:

$$\sigma_{eq,max} = \left(\frac{\sum \sigma_{max,i}^m \bar{n}_i}{\sum \bar{n}_i} \right)^{\frac{1}{m}} \quad (5.5)$$

O valor da constante m , utilizada na equação precedente, foi obtido nos ensaios sob amplitude de tensão constante (ver Tabela 5.1).

Na Figura 5.4 apresentam-se os resultados para as séries H-L e L-H com as gamas de tensão de 400 e 280 MPa e $R_\sigma = 0$. A análise da figura permite concluir que enquanto a aplicação da equação (5.5) aos dados experimentais resulta em previsões conservadoras para a sequência L-H, para a sequência H-L resultam alguns resultados ligeiramente não conservadores.

A Figura 5.5 apresenta os resultados referentes às sequências L-H e H-L com as gamas de tensões de 330 e 280 MPa. Enquanto que a aplicação da sequência L-H resulta em previsões conservadoras, a sequência H-L apresenta resultados essencialmente não conservadores.

Na Figura 5.6 apresentam-se os resultados referentes às sequências L-H-L-H... e H-L-H-L... com as gamas de tensões de 330 e 280 MPa. A aplicação destas sequências resultou em previsões essencialmente não conservadoras.

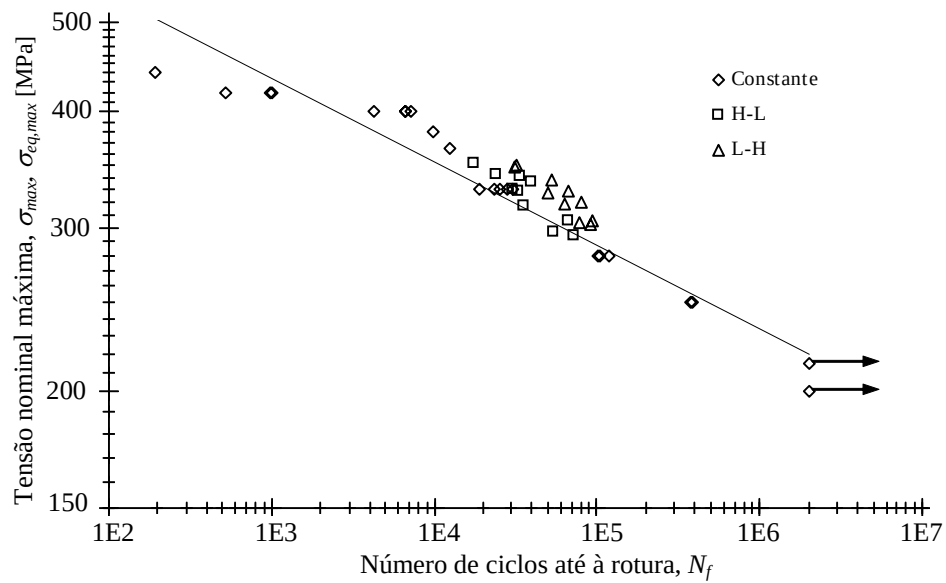


Figura 5.4 – Comparação entre a curva tensão-vida obtida a amplitude de tensão constante e os dados tensão equivalente *versus* vida, resultantes da aplicação dos blocos H-L e L-H, com as gamas de tensões de 400 e 280 MPa e $R_\sigma = 0$.

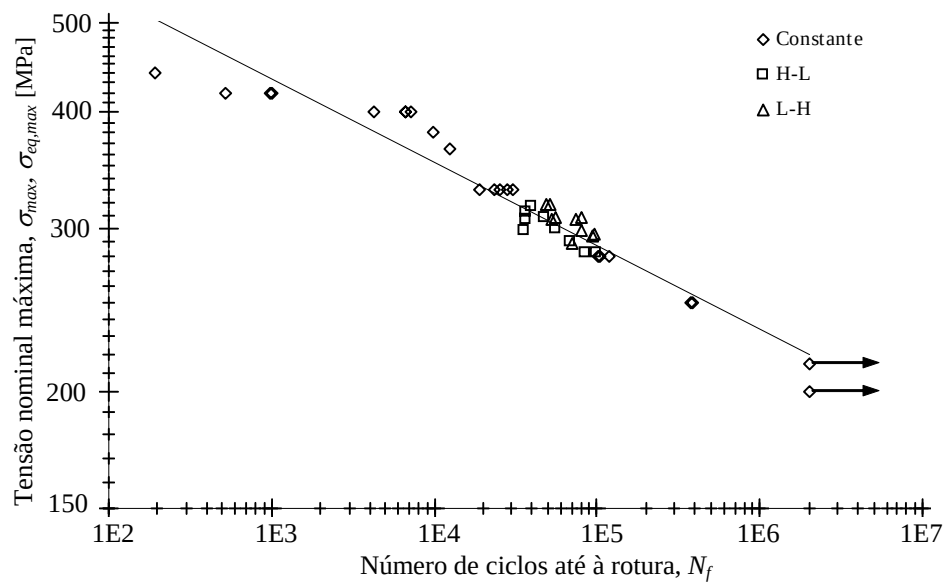


Figura 5.5 – Comparação entre a curva tensão-vida obtida a amplitude de tensão constante e os dados tensão equivalente *versus* vida, resultantes da aplicação dos blocos H-L e L-H, com as gamas de tensões de e 330 e 280 MPa e $R_\sigma = 0$.

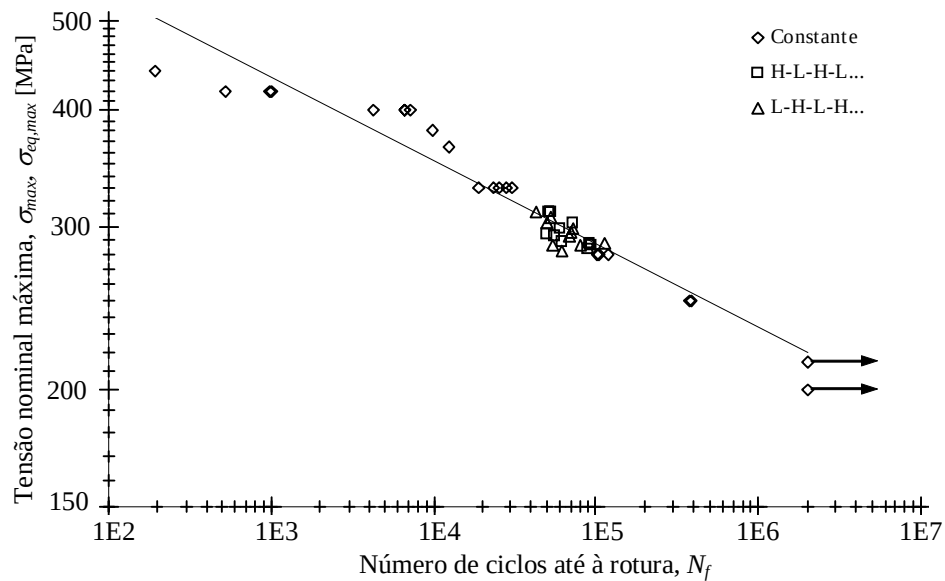


Figura 5.6 – Comparação entre a curva tensão-vida obtida a amplitude de tensão constante e os dados tensão equivalente *versus* vida, resultantes da aplicação dos blocos H-L-H-L... e L-H-L-H..., com as gamas de tensões de 330 e 280 MPa e $R_\sigma = 0$.

Na Figura 5.7 apresentam-se os resultados referentes às sequências L-H e H-L com as tensões máximas de 400 e 330 MPa e $R_\sigma = 0.15$. A análise da figura permite concluir que a aplicação da equação (5.5) aos dados experimentais resulta em previsões conservadoras tanto para a sequência L-H, como para a sequência H-L.

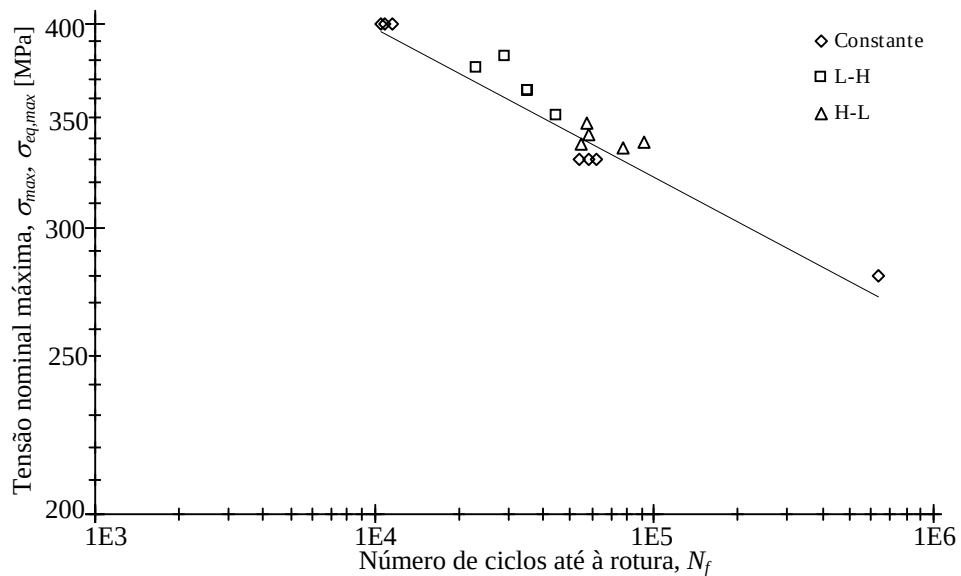


Figura 5.7 – Comparação entre a curva tensão-vida obtida a amplitude de tensão constante e os dados tensão equivalente *versus* vida, resultantes da aplicação dos blocos H-L e L-H, com as tensões máximas de 400 e 330 MPa e $R_\sigma = 0.15$.

A Figura 5.8 apresenta os resultados referentes às sequências L-H e H-L com as tensões máximas de 400 e 350 MPa, para a razão de tensões, $R_\sigma = 0.3$. A aplicação da sequência L-H

resultou em previsões conservadoras; a sequência H-L também apresenta resultados conservadores.

Na Figura 5.9 apresentam-se os resultados referentes às sequências L-H-L-H... e H-L-H-L... com as tensões máximas de 400 e 330 MPa, para a razão de tensões, $R_\sigma = 0.3$. A aplicação destas sequências resultou em previsões essencialmente conservadoras.

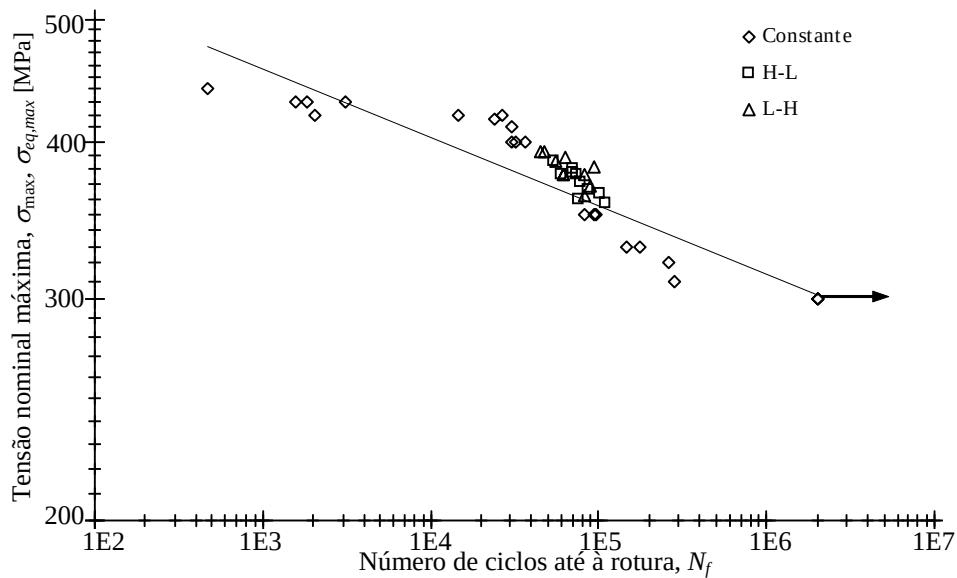


Figura 5.8 – Comparação entre a curva tensão-vida obtida a amplitude de tensão constante e os dados tensão equivalente *versus* vida, resultantes da aplicação dos blocos H-L e L-H, com as tensões máximas de 350 e 400 MPa e $R_\sigma = 0.3$.

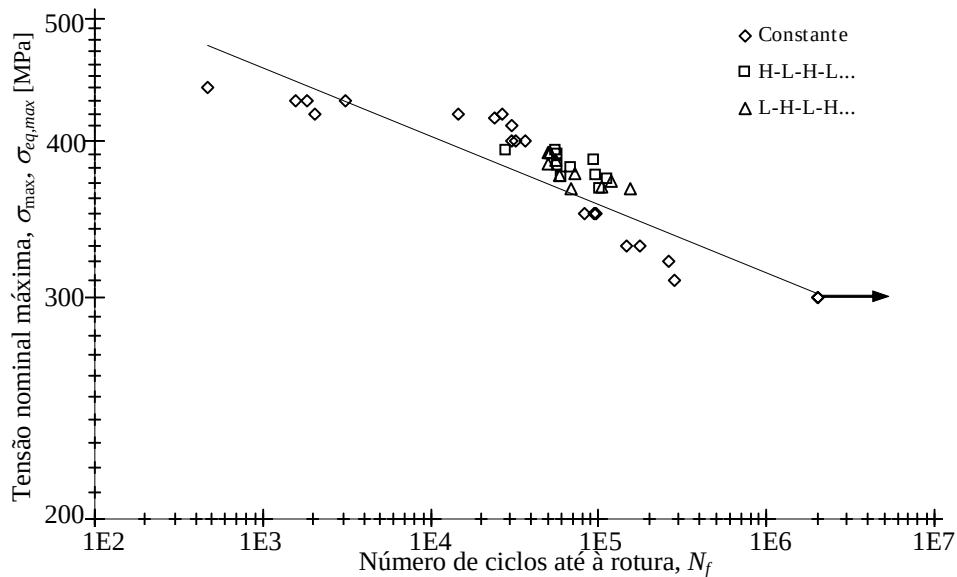


Figura 5.9 – Comparação entre a curva tensão-vida obtida a amplitude de tensão constante e os dados tensão equivalente *versus* vida, resultantes da aplicação dos blocos H-L-H-L... e L-H-L-H..., com as tensões máximas de 350 e 400 MPa e $R_\sigma = 0.3$.

Nas Figuras 5.10 a 5.15 apresentam-se as fracções de vida gastas em cada nível de tensão: Alto $\left(\frac{n_H}{N_{fH}}\right)$ e Baixo $\left(\frac{n_L}{N_{fL}}\right)$. Segundo a lei de *Miner*, a soma destas fracções de vida correspondem ao dano induzido pelo carregamento. O número de ciclos N_{fH} e N_{fL} foram obtidos com base na média dos valores experimentais relativos a cada nível de tensão. As Figuras 5.10 a 5.15 também incluem a condição de rotura de acordo com a lei de *Miner*.

A análise das figuras revela que a rotura ocorre de um modo geral para valores de dano, calculados com base na lei de *Miner*, inferiores ou superiores à unidade. Tal como já se tinha constatado com o aço P355NL1, o detalhe apresenta uma evolução de dano não linear. Recorrendo ao modelo proposto por *Marco* e *Starkey*, pode-se correlacionar os dados experimentais usando a seguinte condição de rotura:

$$D = \sum_{i=1}^m d_i = \left(\frac{n_H}{N_{fH}}\right)^{\alpha_H} + \left(\frac{n_L}{N_{fL}}\right)^{\alpha_L} = 1 \quad (5.6)$$

A partir da equação anterior foram determinados os expoentes α_H e α_L que melhor ajustam os dados experimentais de acumulação de dano.

A aplicação da equação (5.6) aos dados experimentais apresentados nas Figuras 5.10 a 5.15, resultou nas curvas de acumulação de dano não lineares apresentadas nas mesmas figuras.

Os valores de α_H e α_L , resultantes do método dos mínimos quadrados são os seguintes:

- Série 2, H-L (Figura 5.10): $\alpha_H = 1.2743$ e $\alpha_L = 0.3595$;
- Série 3, L-H (Figura 5.10): $\alpha_L = 2.3658$ e $\alpha_H = 1.6123$;
- Série 4, H-L (Figura 5.11): $\alpha_H = 1.6045$ e $\alpha_L = 0.3114$;
- Série 5, L-H (Figura 5.11): $\alpha_L = 2.6962$ e $\alpha_H = 1.9104$;
- Série 6, H-L-H-L... (Figura 5.12): $\alpha_H = 1.9807$ e $\alpha_L = 0.4644$;
- Série 7, L-H-L-H... (Figura 5.12): $\alpha_L = 0.2435$ e $\alpha_H = 2.4004$;
- Série 1B, H-L (Figura 5.13): $\alpha_H = 3.4844$ e $\alpha_L = 1.3449$;

- Série 1C, L-H (Figura 5.13): $\alpha_L = 3.4547$ e $\alpha_H = 1.2210$;
- Série B, H-L (Figura 5.14): $\alpha_H = 1.8287$ e $\alpha_L = 0.8846$;
- Série C, L-H (Figura 5.14): $\alpha_L = 1.9108$ e $\alpha_H = 1.0500$;
- Série D, H-L-H-L... (Figura 5.15): $\alpha_H = 2.4485$ e $\alpha_L = 2.3738$;
- Série E, L-H-L-H... (Figura 5.15): $\alpha_L = 2.2160$ e $\alpha_H = 2.1923$.

Na Figura 5.10 representam-se as fracções de vida gastas no carregamento composto por dois blocos com as gamas de tensão de 400 e 280 MPa, respectivamente e aplicadas segundo as sequências L-H e H-L. Na mesma figura também são apresentadas as curvas de acumulação de dano não lineares que melhor descreve os dados experimentais. Os dois pontos que se encontram no interior de círculos não foram considerados na obtenção da curva de ajuste aos dados experimentais, pois a obtenção de um dano superior à unidade pode estar relacionado com o facto de a mudança de nível de tensão ter ocorrido depois da iniciação de uma fenda (apesar de não ter sido detectada no decorrer do ensaio) induzindo uma sobrecarga na fenda e assim promovendo o seu retardamento. Como era de esperar a aplicação da regra de *Miner* resultou num dano acumulado superior à unidade para a sequência L-H e inferior à unidade para a sequência H-L.

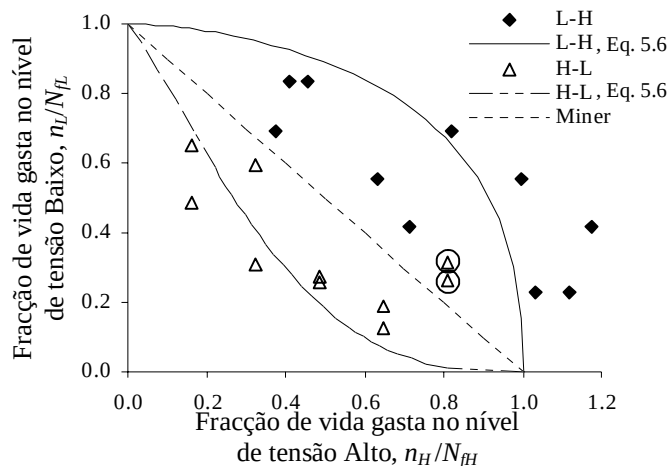


Figura 5.10 – Dados experimentais de acumulação de dano e correlações obtidas para o detalhe estrutural, carregado por blocos, com gamas de tensão de 400 e 280 MPa ($R_\sigma = 0$) e aplicados segundo as sequências H-L e L-H.

Os resultados de acumulação de dano obtidos pela aplicação da regra de *Miner*, para as duas séries que foram sujeitas aos blocos de carga definidos por gamas de tensão de 330 e 280

MPa e aplicados segundo as sequências L-H e H-L, são apresentados na Figura 5.11. A análise desta figura conduz a conclusões idênticas às retiradas da Figura 5.10.

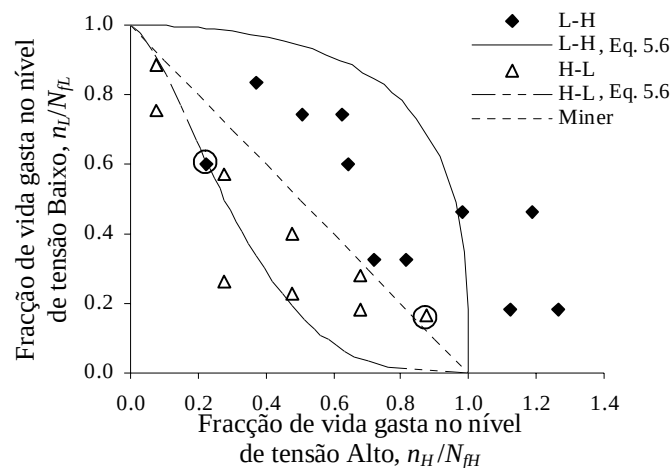


Figura 5.11 – Dados experimentais de acumulação de dano e correlações obtidas para o detalhe estrutural, carregado por blocos, com gamas de tensão de 330 e 280 MPa ($R_\sigma = 0$) e aplicados segundo as sequências H-L e L-H.

A Figura 5.12 contém os resultados de acumulação de dano obtidos pela aplicação da regra de *Miner*, para as duas séries que foram sujeitas aos blocos de carga com gamas de tensão de 330 e 280 MPa aplicadas segundo as sequências L-H-L-H... e H-L-H-L... A análise desta figura sugere que o dano acumulado é essencialmente inferior à unidade ou próximo da unidade, independente da sequência de carga. Neste caso não se verificam as tendências distintas da acumulação de dano superior ou inferior à unidade, quando associado com as sequências L-H-L-H... ou H-L-H-L..., respectivamente.

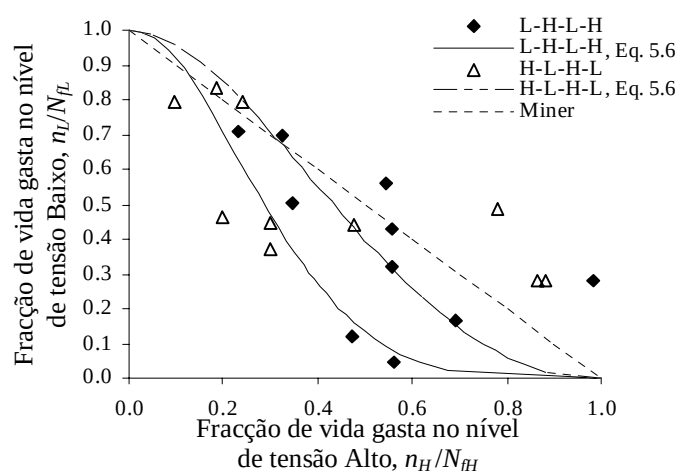


Figura 5.12 – Dados experimentais de acumulação de dano e correlações obtidas para o detalhe estrutural, carregado por blocos, com gamas de tensão de 330 e 280 MPa ($R_\sigma = 0$) e aplicados segundo as sequências H-L-H-L... e L-H-L-H...

Os valores de acumulação de dano obtidos pela aplicação da regra de *Miner* às duas séries que foram sujeitas a dois blocos de carga, definidos por tensões máximas de 400 e 330 MPa, aplicados segundo as sequências L-H e H-L e com razão de tensões, $R_\sigma = 0.15$, estão representados na Figura 5.13. Os dados experimentais tal como as curvas que melhor os ajustam mostram que a sequência de carga não tem praticamente nenhuma influência na acumulação de dano, dado que o dano é sempre superior à unidade. As curvas resultantes da correlação são praticamente coincidentes.

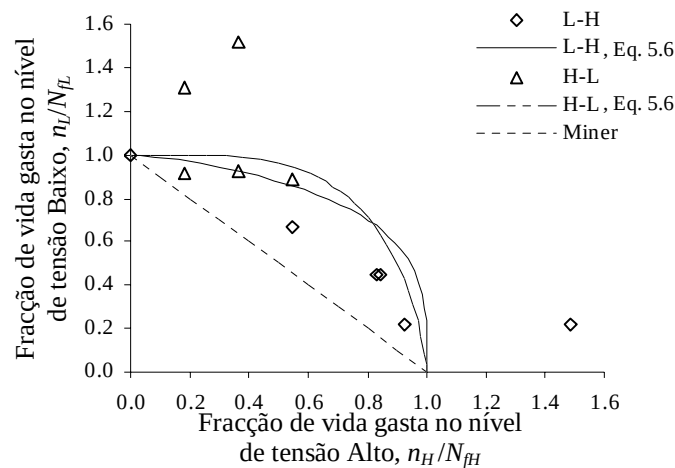


Figura 5.13 – Dados experimentais de acumulação de dano e correlações obtidas para o detalhe estrutural, carregado por blocos, com gamas de tensão de 400 e 330 MPa ($R_\sigma = 0.15$) e aplicados segundo as sequências H-L e L-H.

As Figuras 5.14 e 5.15 apresentam os valores de dano acumulados relativos aos provetes testados com razão de tensões $R_\sigma = 0.3$. A análise destas figuras mostra que a aplicação de blocos de carga com razão de tensões, $R_\sigma = 0.3$, conduz a valores de dano acumulado essencialmente superior à unidade, independentemente da sequência aplicada ser L-H ou H-L e composta por dois ou mais blocos de carga. Em conclusão, a acumulação de dano para razões de tensões positivas é praticamente insensível à sequência do carregamento, ao contrário do que se verificou para a razão de tensões nula. Para as razões de tensões positivas as curvas de ajuste aos resultados experimentais sugerem danos acumulados superiores à unidade.

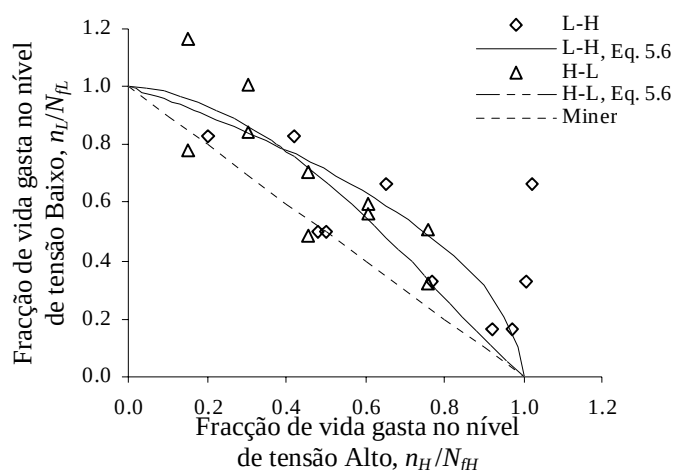


Figura 5.14 – Dados experimentais de acumulação de dano e correlações obtidas para o detalhe estrutural, carregado por blocos, com gamas de tensão de 400 e 350 MPa ($R_\sigma = 0.3$) e aplicados segundo as sequências H-L e L-H.

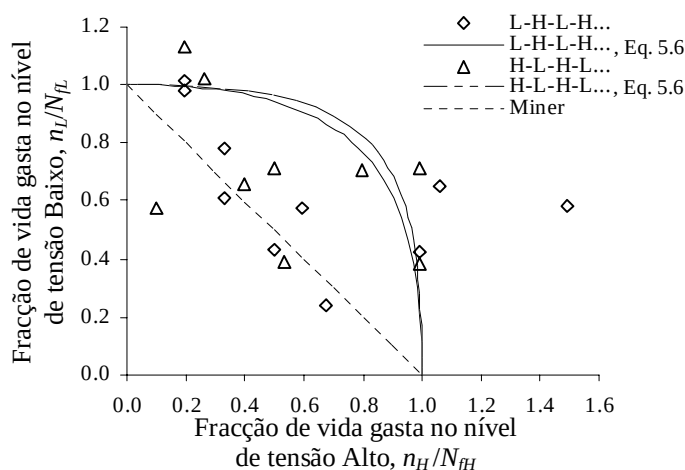


Figura 5.15 – Dados experimentais de acumulação de dano e correlações obtidas para o detalhe estrutural, carregado por blocos, com gamas de tensão de 400 e 350 MPa ($R_\sigma = 0.3$) e aplicados segundo as sequências H-L-H-L e L-H-L-H.

5.2.3 Ensaios sob amplitude de carga variável definida por espectros

Os espectros de carga utilizados no programa experimental seguem uma distribuição normal. No Anexo IV encontram-se os diversos espectros de carga que foram utilizados na execução do programa experimental. A distribuição normal adoptada apresenta os seguintes parâmetros: média de 220 MPa e desvio padrão de 124.1 MPa. A distribuição foi truncada nos valores de e 20 MPa 420 MPa, respectivamente. Todos estes valores referem-se à tensão nominal máxima.

Enquanto nas Tabelas II.8 à II.11 do Anexo II se apresentam os resultados obtidos com a aplicação dos espectros com razão de tensões, $R_\sigma = 0$, nas Tabelas II.17 à II.20 do Anexo II apresentam-se os resultados obtidos com a aplicação dos espectros de tensão nominal com

razão de tensões, $R_\sigma = 0.3$. Na Tabela II.21 do Anexo II encontram-se resultados relativos à aplicação de espectros de tensão com razão de tensões, $R_\sigma = 0$ e $R_\sigma = 0.3$. Na Tabela II.22 do Anexo II encontram-se resultados relativos à aplicação de espectros de carga com razão de tensões, $R_\sigma = 0$, $R_\sigma = 0.15$ e $R_\sigma = 0.3$.

Na Figura 5.16 apresentam-se os resultados da aplicação da equação (5.5) aos dados experimentais resultantes da aplicação dos espectros de carga, L-H, H-L, L-H-L e aleatórios, com $R_\sigma = 0$. Pela análise da Figura 5.16 pode-se dizer que a aplicação da equação (5.5) resulta em previsões conservadoras para os espectros com a sequência L-H-L e H-L, enquanto para os espectros com a sequência L-H e aleatório têm-se essencialmente previsões não conservadoras.

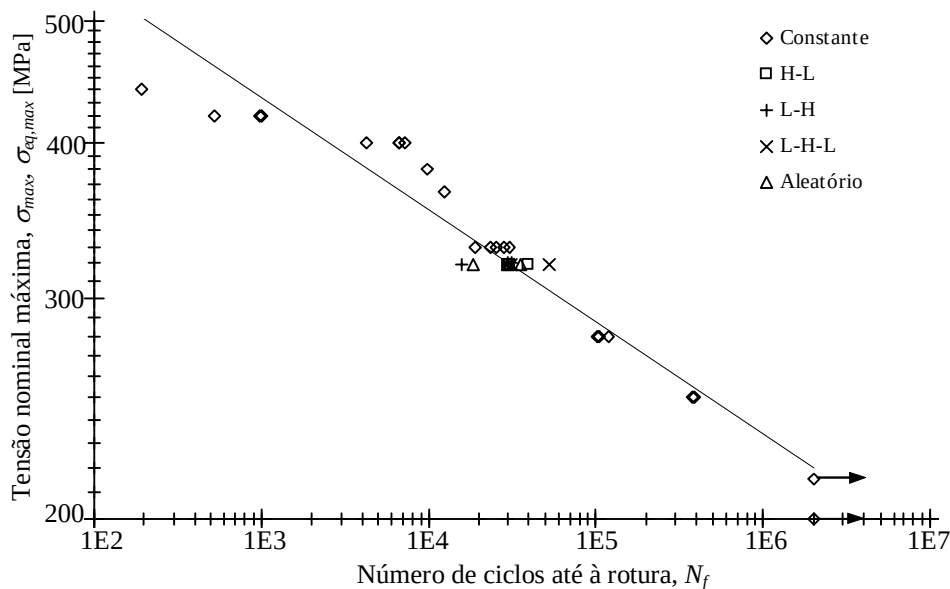


Figura 5.16 – Comparação entre a curva tensão-vida obtida a amplitude de tensão constante com os dados tensão equivalente *versus* vida, resultantes da aplicação dos espectros H-L, L-H, L-H-L e aleatório com $R_\sigma = 0$.

Na Figura 5.17 apresentam-se os resultados da aplicação da equação (5.5) aos dados experimentais resultantes da aplicação dos espectros de carga, L-H, H-L, L-H-L e aleatórios, com $R_\sigma = 0.3$. Pela análise da mesma figura pode-se dizer que a aplicação da equação (5.5) resulta em previsões ligeiramente não conservadoras para os espectros L-H, H-L, L-H-L e previsões não conservadoras para o espectro aleatório.

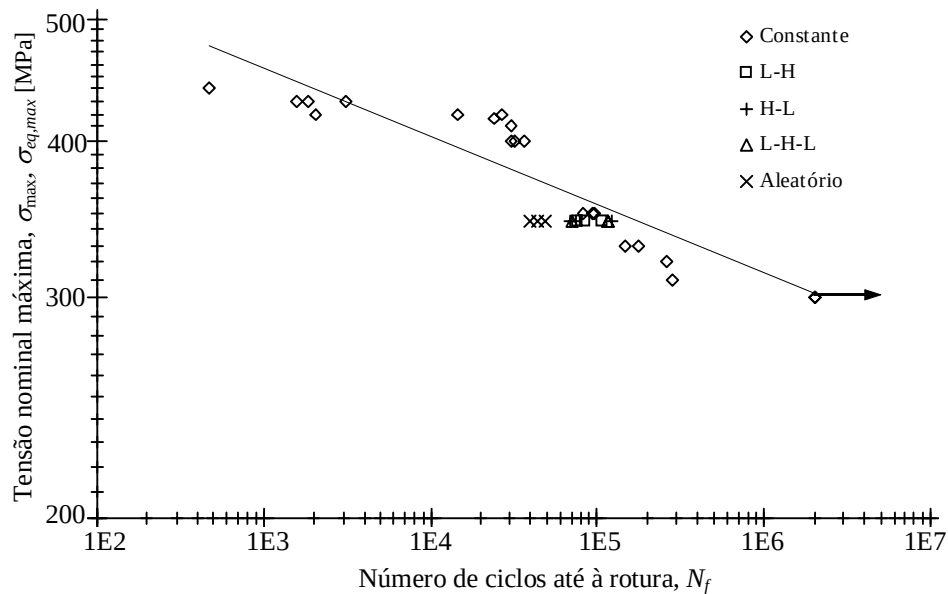


Figura 5.17 – Comparação entre a curva tensão-vida obtida a amplitude de tensão constante com os dados tensão equivalente *versus* vida, resultantes da aplicação dos espectros H-L, L-H, L-H-L e aleatório com $R_\sigma = 0.3$.

5.2.4 Acumulação de dano induzido pelos carregamentos definidos por espectros

O dano provocado pela aplicação dos diversos espectros de carga foi calculado pela lei de *Miner*. A previsão do número de ciclos até à rotura, a inserir na lei de *Miner*, foi realizada com recurso à curva tensão-vida para solicitações a amplitude constante. Os valores destas previsões encontram-se nas Tabelas VI.1 e VI.2 do Anexo VI, para as razões de tensões de $R_\sigma = 0$ e $R_\sigma = 0.3$, respectivamente.

Assim, para as séries que foram sujeitas aos espectros de tensões com razão de tensões, $R_\sigma = 0$, obtiveram-se os ciclos de rotura e os valores de dano acumulado apresentados na Tabela 5.3. Pela análise dos valores de dano, conclui-se, que eles são em geral muito próximo da unidade ou superiores, salvo os valores referentes aos provetes 902 e 1101 que apresentam um valor de dano acumulado de 0.5147 e 0.6118, respectivamente. Os valores de dano médio indicados na tabela mostram que para as séries 9 e 11, sequências L-H e aleatória, são inferiores à unidade. Assim, a lei de *Miner* é não conservadora quando aplicada na previsão do dano para estas séries. Contudo de um modo geral pode-se dizer que a aplicação da lei de acumulação de dano linear aos espectros de carga testadas, reproduz resultados satisfatórios relativamente à determinação da acumulação de dano, isto para a razão de tensões, $R_\sigma = 0$.

Nas Tabelas 5.4 e 5.5, encontram-se os valores de acumulação de dano referentes aos ensaios efectuados com a aplicação de espectros de carga com a razão de tensões, $R_\sigma = 0.3$.

Contrariamente ao que seria de esperar, tendo em conta a acumulação de dano resultante da aplicação de blocos de carga de amplitude constante, com esta razão de tensões, a acumulação de dano foi bastante inferior à unidade para todos os ensaios, tornando a lei de *Miner* não conservadora. Isto acontece no caso de se considerar a previsão do número de ciclos até à rotura, a inserir na lei de *Miner*, resultante da curva tensão-vida para solicitações a amplitude constante e razão de tensões $R_\sigma = 0.3$. Contudo o dano atingido pelos provetes sujeitos a espectros de carga com razão de tensões, $R_\sigma = 0.3$, pode ser efectuado de outro modo. A seguir é descrito este modo alternativo utilizado no cálculo de acumulação de dano dos provetes sujeitos a espectros de carga com razão de tensões superiores a zero.

A contagem do número de ciclos resultante da aplicação de um espectro de carga, com razão de tensões superior a zero, pode ser efectuada com base no método do reservatório. A determinação dos parâmetros que definem os ciclos foi efectuada com base no método do reservatório, e por recurso ao software FATVEN [198] (desenvolvido pelo autor da tese). A aplicação do método de contagem do reservatório aos espectros com $R_\sigma = 0.3$ produziu os resultados apresentados nas Tabelas VIII.1 do Anexo VIII. Com base nesses dados, o dano induzido pelos espectros de carga, apresentados nas Figuras IV.5 a IV.8 do Anexo IV aplicados respectivamente aos provetes das séries F, G, H e I, pode ser obtido pela lei de *Miner*. Para isso foi considerada a previsão do número de ciclos até à rotura, a inserir na lei de *Miner*, determinada com recurso à curva tensão-vida para solicitações a amplitude constante. Para os ciclos cuja razão de tensões, resultante da aplicação do método de contagem do reservatório, foi menor ou igual a 0.05, consideraram-se os dados obtidos a amplitude constante com $R_\sigma = 0$, isto para efeitos de cálculo do dano. Para os ciclos com razão de tensões maior que 0.05 considerou-se os dados obtidos a amplitude constante com $R_\sigma = 0.3$. A determinação do dano acumulado, com base nos pressupostos anteriormente expostos resultou nos valores apresentados na Tabela 5.5. Neste caso obtiveram-se valores de acumulação de dano bastante superiores à unidade, com excepção da série I, estando assim mais em acordo com os resultados obtidos com a aplicação de blocos de carga com razão de tensões, $R_\sigma = 0.3$, pois também nestes casos o dano foi superior à unidade.

Relativamente aos ensaios com os espectros de carga aleatórios, apresentados nas Figuras IV.9 e IV.10 do Anexo IV, apresenta-se na Tabela 5.6 o número de ciclos até à rotura dos provetes sujeitos a estes espectros de carga assim como o respectivo dano. Este cálculo do dano foi realizado com base nos pressupostos apresentados anteriormente. Contacta-se que a

média do dano da série J é ligeiramente superior à unidade enquanto que a da série K é ligeiramente inferior, ou seja, a aplicação da lei de *Miner* a espectros de carga tanto produz resultados conservadores como não conservadores, podendo considerar-se em média como satisfatórios.

Tabela 5.3 – Dano provocado pelos espectros de carga com $R_\sigma = 0$.

Provete	Sequência	R_σ	Ciclos	Dano	Dano médio
800	H-L	0	39606	1.3003	1.0915
801	H-L	0	30002	0.9845	
802	H-L	0	30115	0.9897	
900	L-H	0	29788	0.9736	0.8413
901	L-H	0	31600	1.0356	
902	L-H	0	15773	0.5147	
1000	L-H-L	0	52704	1.7243	1.2380
1001	L-H-L	0	30900	1.0129	
1002	L-H-L	0	29909	0.9769	
1100	Aleatório	0	29366	0.9624	0.9157
1101	Aleatório	0	18668	0.6118	
1102	Aleatório	0	35791	1.1730	

Tabela 5.4 – Dano provocado pelos espectros de carga com $R_\sigma = 0.3$.

Provete	Sequência	R_σ	Ciclos	Dano	Dano médio
F00	H-L	0.3	84000	0.4747	0.5017
F01	H-L	0.3	105800	0.5976	
F02	H-L	0.3	76600	0.4329	
G00	L-H	0.3	74100	0.4200	0.5003
G01	L-H	0.3	123000	0.6971	
G02	L-H	0.3	67700	0.3837	
H00	L-H-L	0.3	70100	0.3967	0.5721
H01	L-H-L	0.3	115530	0.6558	
H02	L-H-L	0.3	117100	0.6637	
I00	Aleatório	0.3	39868	0.2256	0.2507
I01	Aleatório	0.3	43996	0.2494	
I02	Aleatório	0.3	48832	0.2771	

Tabela 5.5 – Dano provocado pelos espectros de carga com $R_\sigma = 0.3$.

Provete	Sequência	R_σ	Ciclos	Dano	Dano médio
F00	H-L	0.3	84000	1.404	1.485
F01	H-L	0.3	105800	1.769	
F02	H-L	0.3	76600	1.281	
G00	L-H	0.3	74100	1.239	1.476
G01	L-H	0.3	123000	2.056	
G02	L-H	0.3	67700	1.132	
H00	L-H-L	0.3	70100	1.170	2.329
H01	L-H-L	0.3	115530	3.862	
H02	L-H-L	0.3	117100	1.956	
I00	Aleatório	0.3	39868	0.665	0.741
I01	Aleatório	0.3	43996	0.742	
I02	Aleatório	0.3	48832	0.816	

Tabela 5.6 – Dano provocado pelos espectros de carga com $R_\sigma = 0$, $R_\sigma = 0.3$ e $R_\sigma = 0.5$.

Provete	Sequência	R_σ	Ciclos	Dano	Dano médio
J00	Aleatório	0 e 0.3	53679	1.728	1.139
J01	Aleatório	0 e 0.3	25563	0.822	
J02	Aleatório	0 e 0.3	27591	0.866	
K00	Aleatório	0, 0.3 e 0.5	18919	0.604	0.852
K01	Aleatório	0, 0.3 e 0.5	27319	0.873	
K02	Aleatório	0, 0.3 e 0.5	33814	1.080	

5.3 Observação das superfícies de rotura do detalhe estrutural

As superfícies de fadiga resultantes de cinco provetes, testados com condições de ensaio distintas, foram observadas por microscopia electrónica de varrimento. Nas figuras 5.19 a 5.32 são apresentadas algumas das imagens das superfícies observadas.

Os provetes seleccionados para a observação por microscopia electrónica de varrimento foram sujeitos às seguintes condições de solicitação:

- Provete 112: solicitação a amplitude constante, razão de tensões, $R_\sigma = 0$, e tensão máxima, $\sigma_{\max} = 330$ MPa;
- Provete 201: solicitação por blocos segundo a sequência H-L, razão de tensões $R_\sigma = 0$, e tensões máximas, $\sigma_{\max} = 400$ e $\sigma_{\max} = 280$ MPa, respectivamente;
- Provete 1002: solicitação com o espectro L-H-L e razão de tensões, $R_\sigma = 0$;
- Provete 1102: solicitação com o espectro aleatório e razão de tensões, $R_\sigma = 0$;

- Provete 1A7: solicitação a amplitude constante com razão de tensões, $R_\sigma = 0.15$, e tensão máxima, $\sigma_{\max} = 280$ MPa.

Na Figura 5.18 ilustra-se uma micrografia relativa ao aço P355NL1. Esta micrografia mostra uma estrutura de equilíbrio típica de um aço ao carbono hipoeutectóide, composta por ferrite (zonas claras) e perlite (zonas escuras) [189]. O aço usado foi fornecido da forma de chapas obtidas por laminagem pelo que se pode constatar os efeitos deste processo no alinhamento da microestrutura.

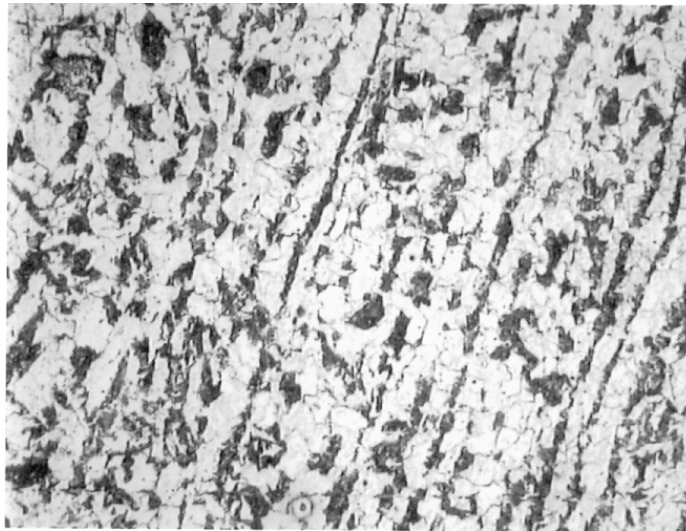


Figura 5.18 – Micrografia do aço P355NL1 (ampliação de 500×) [181].

Nas Figuras 5.19 a 5.21 apresentam-se imagens relativas às observações realizadas por microscopia electrónica de varrimento da superfície de rotura do provete 112. Na Figura 5.19a) é ilustrada a superfície de fractura do provete 112, onde se verificou a iniciação/propagação da fenda. Na Figura 5.19b) ilustra-se, com maior ampliação, a zona de iniciação da fenda de fadiga. Pode-se observar que a propagação foi essencialmente perpendicular à linha a traço interrompido de cor branca. Outra observação a destacar são as estrias diagonais, semelhantes à assinalada a traço interrompido com cor branca. Estas estrias resultam do processo de obtenção da chapa (laminagem), que provoca o alinhamento da microestrutura, como se pode ver na Figura 5.18. As imagens das Figuras 5.20a) e b) ilustram a superfície de fadiga do provete 112, onde se verificou a iniciação da fenda. Nestas figuras pode-se observar que a propagação se deve essencialmente à rotura intergranular. Contudo também se pode observar alguma clivagem, assinalada por “setas”. Na Figura 5.20b) é possível observar algumas estrias de fadiga. Nas Figuras 5.21a) e 5.21b) apresentam-se imagens das superfícies de fractura do provete 112 da zona de propagação instável da fenda.

Nestas figuras pode-se observar que a propagação se deve essencialmente à rotura intergranular.

Nas Figuras 5.22 e 5.23 apresentam-se as superfícies de fractura do provete 201. A iniciação de fendas de fadiga neste provete ocorreu a partir dos dois entalhes. Na Figura 5.22a) ilustra-se uma das fendas de fadiga. Esta fenda é claramente de canto, enquanto na Figura 5.22b) se ilustra a zona de transição entre a propagação estável e a propagação instável da fenda. Na Figura 5.23a) ilustra-se a fenda referente à iniciação ocorrida no entalhe oposto ao da fenda da Figura 5.22. A fenda da Figura 5.23a) é uma fenda passante. Na Figura 5.23b) ilustra-se a zona de propagação desta fenda com uma ampliação superior, que permite observar que a propagação se deve essencialmente à rotura intergranular.

Nas Figuras 5.24 a 5.26c), são apresentadas algumas imagens da superfície de fractura do provete 1002. Este provete foi sujeito a vários blocos de carga definidos de acordo com espectros L-H-L baseados numa distribuição normal. Na Figura 5.24a) e 5.24b) é ilustrada a superfície de fractura do provete 1002, onde se verificou a iniciação/propagação de uma fenda de canto. Nesta imagem é possível observar estrias de fadiga com nitidez. Nas imagens da Figura 5.25 pode observar-se a existência de sulcos perpendiculares à frente da fenda. Este fenómeno está associado ao alinhamento provocado pela laminagem do material para se obter uma chapa. Finalmente nas Figuras 5.26a), b) e c) apresentam-se imagens onde se podem observar estrias. Na figura 5.26a) observam-se com clareza as estrias provocadas por cada bloco do espectro de carga. Também se observam as estrias provocadas pelos picos de carga existentes em cada bloco, pois estas estrias são mais acentuadas. Na Figura 5.26b) pode observar-se com clareza as estrias provocadas pelos ciclos de carga entre os picos de dois blocos. As estrias provocadas pelo pico de carga máxima têm a particularidade de apresentarem sulcos profundos. Na Figura 5.26c) apresenta-se a zona junto da estria correspondente à aplicação do pico de carga máxima. As Figuras 5.26a), b), e c) mostram que a rotura foi predominantemente intergranular.

Nas Figuras 5.27 a 5.30 são apresentadas algumas imagens obtida por microscopia electrónica de varrimento do provete 1102. A imagem da Figura 5.27a) ilustra a superfície de fractura do provete 1102 (sujeito ao espectro de carga aleatório) incluindo as fases de iniciação, propagação estável e propagação instável de uma fenda de canto, iniciada a partir de um dos lados do provete. Na Figura 5.27b) é ilustrada, com maior ampliação, a zona de iniciação da fenda. A Figura 5.28a) permite a visualização de estrias. Observam-se com clareza as estrias provocadas pelo pico de carga máxima existente em cada bloco de carga.

Também se observam as estrias provocadas pelos outros ciclos de carga, entre os picos de carga máxima, embora estas não sejam tão nítidas. Nesta imagem observam-se estrias salientes ao contrário das imagens referentes ao provete 1002 onde as estrias eram penetrantes. Isto tem haver com a metade do provete analisada. Esta imagem permite ainda observar que a rotura foi intergranular. A Figura 5.28b) ilustra com clareza as estrias provocadas pelos ciclos de carga entre dois picos de carga máxima. Nas estrias provocadas pelos picos de carga máxima observa-se grandes saliências. Na Figura 5.29a) apresenta-se uma imagem da zona da estria provocada pela aplicação do ciclo de carga máxima. Na Figura 5.29b) ilustra-se um grão da superfície de fractura do provete 1102, onde se pode observar a existência de fendas/estrias de diferentes profundidades, provocadas por ciclos de carga com amplitudes diferentes.

As imagens da Figuras 5.30 a 5.32 apresentam a superfície de fractura do provete 1A7. A Figura 5.30 ilustra o aspecto global da superfície de fractura incluindo as fases de iniciação e de propagação. Na Figura 5.31 apresenta-se a imagem da superfície de fractura na fase de propagação estável com ampliação de 2000x. Verifica-se que nesta fase a rotura é essencialmente intergranular. As Figuras 5.32a) e b) ilustram a zona de propagação instável com diferentes ampliações. Nestas imagens observa-se um processo de rotura essencialmente intergranular.

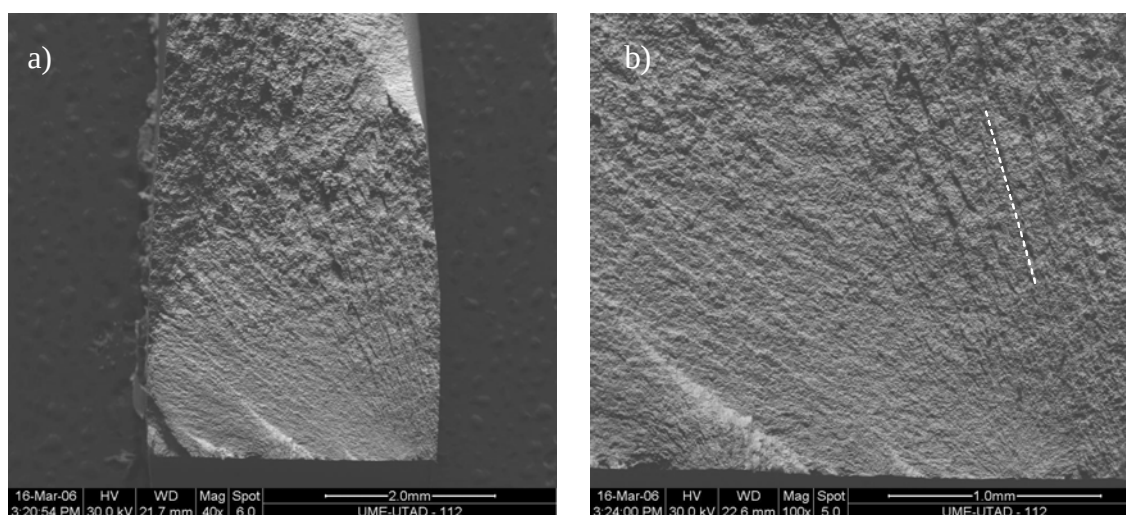


Figura 5.19 – Superfície de fractura do provete 112: a) vista geral (ampliação de 40x); b) observação da zona de iniciação (ampliação de 100x).

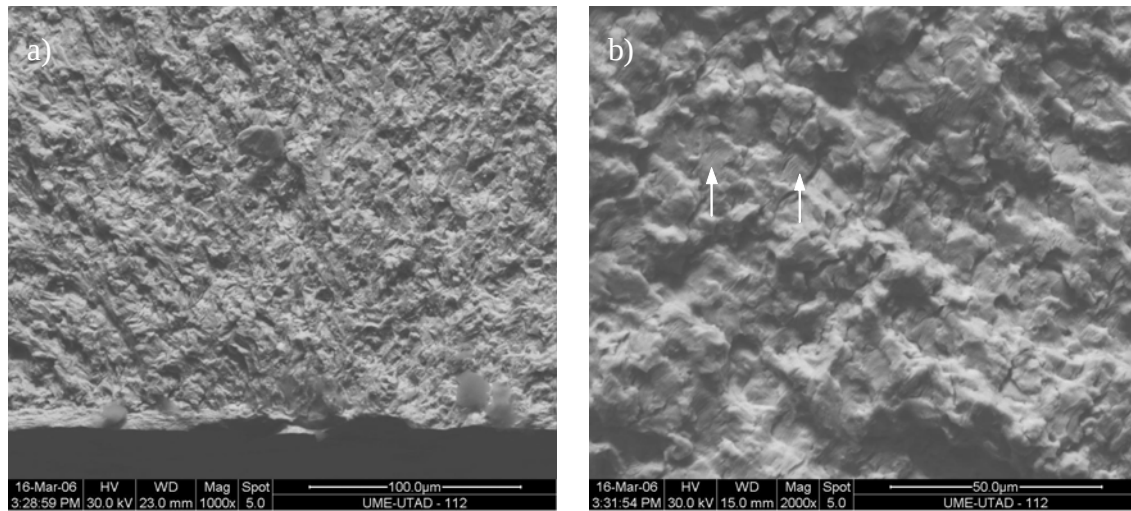


Figura 5.20 – Superfície de fractura da zona de iniciação do provete 112: a) ampliação de 1000×; b) ampliação de 2000×.

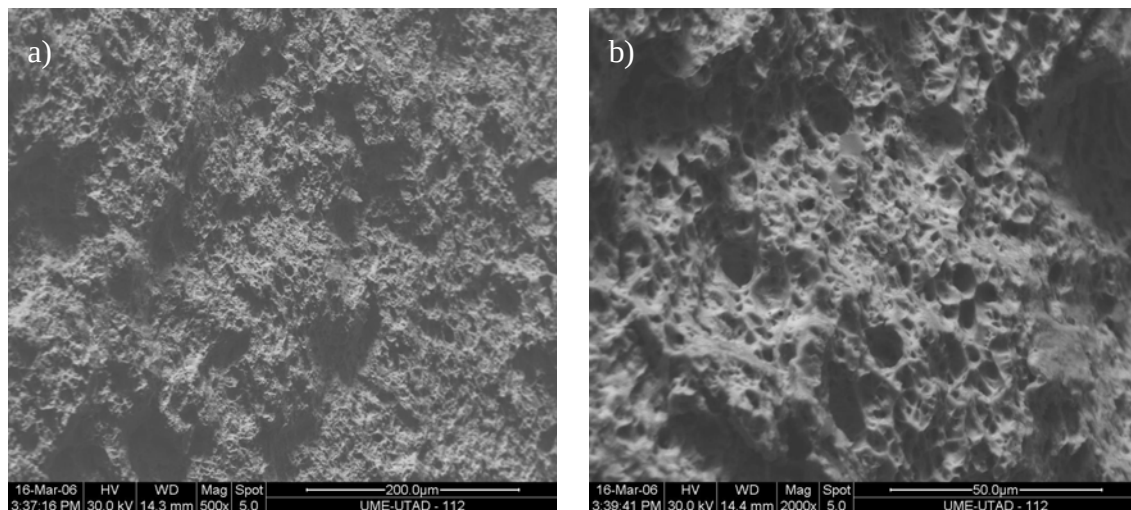


Figura 5.21 – Superfície de fractura da zona de propagação instável do provete 112: a) ampliação de 500×; b) ampliação de 2000×.

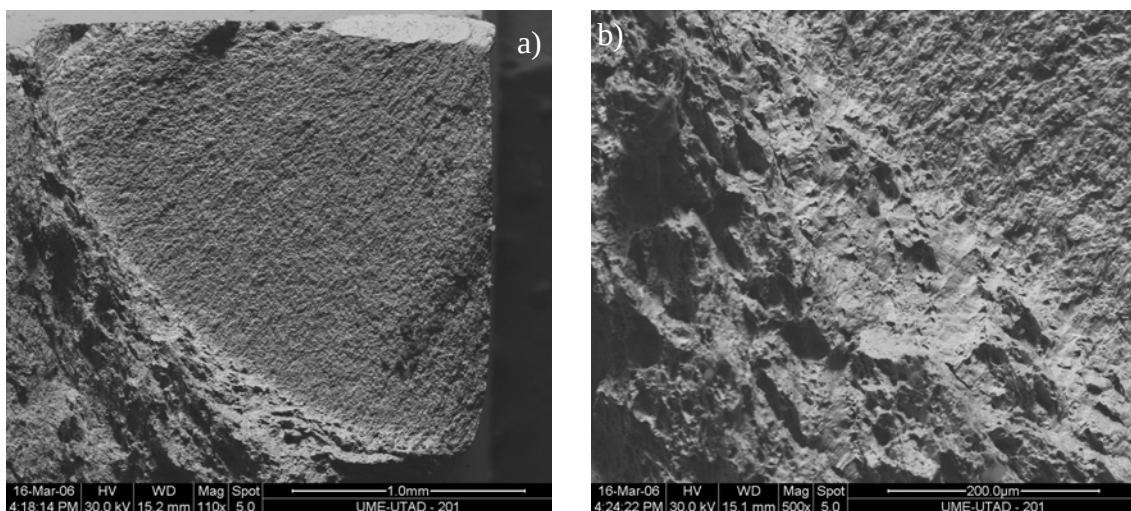


Figura 5.22 – Superfície de fractura do provete 201: a) zona de iniciação e propagação (ampliação de 110×); b) zona de transição da propagação estável para propagação instável (ampliação de 500×).

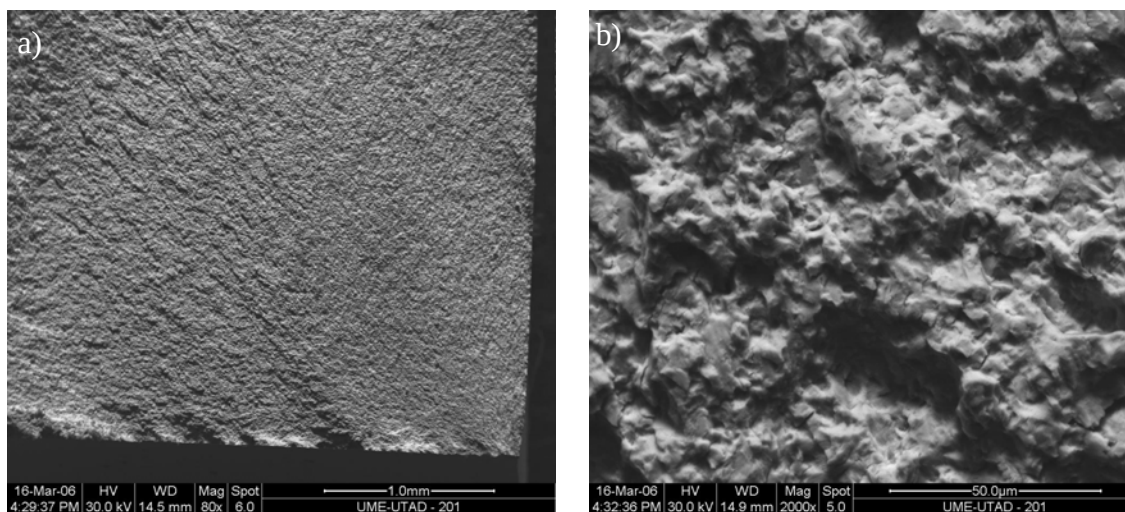


Figura 5.23 – Superfície de fractura do provete 201: a) zona de iniciação e propagação (ampliação de 80×); b) zona de propagação estável (ampliação de 2000×).

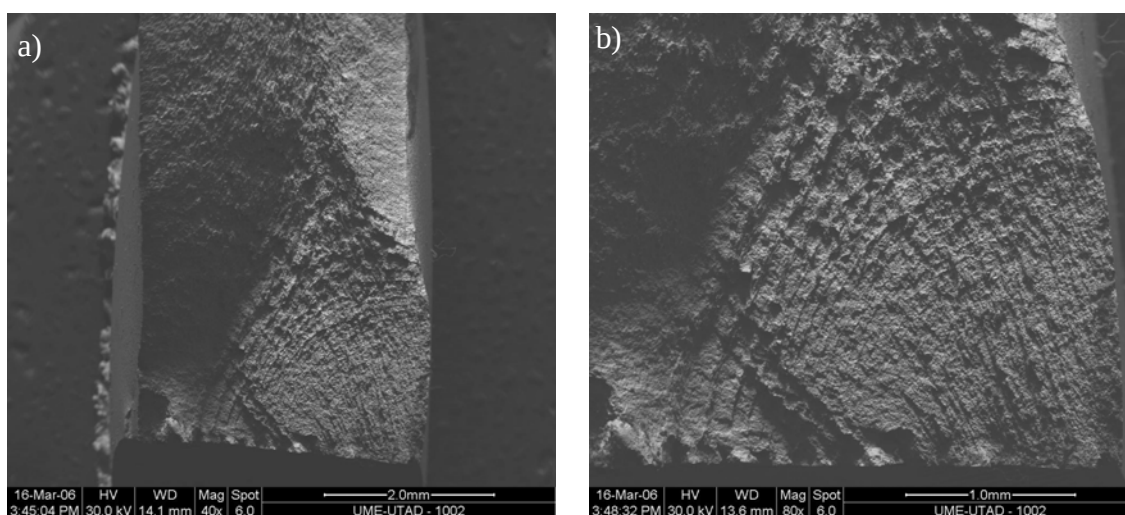


Figura 5.24 – Superfície de fractura do provete 1002: a) zona de iniciação e propagação (ampliação de 40×); b) zona de iniciação e propagação essencialmente estável (ampliação de 80×).

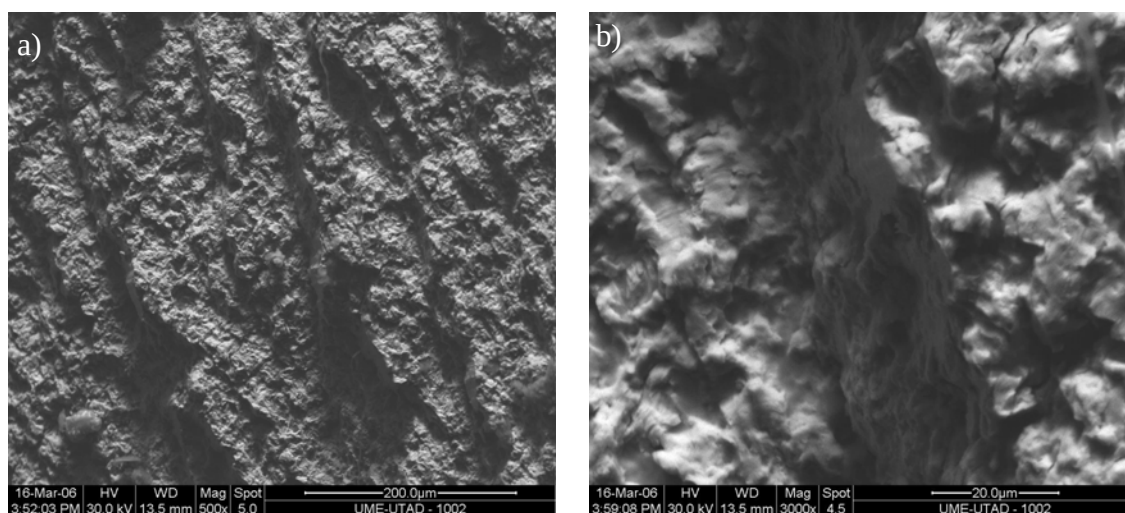


Figura 5.25 – Superfície de fractura do provete 1002: a) estrias de laminagem da chapa (ampliação de 500×); b) pormenor de uma estria de laminagem (ampliação de 3000×).

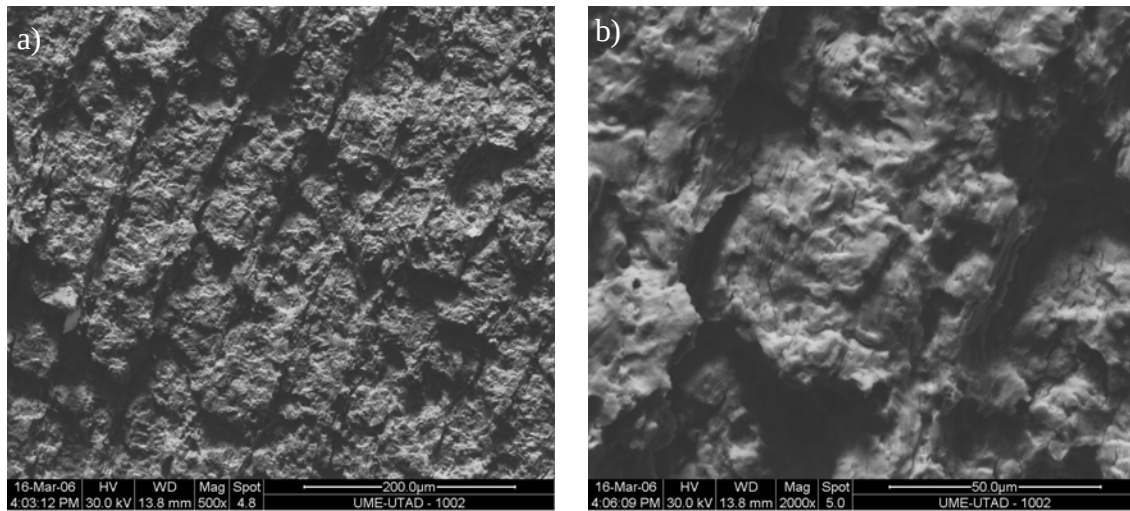


Figura 5.26 – Superfície de fractura do provete 1002: a) várias estrias de fadiga (ampliação de 500×); b) estrias localizadas entre a aplicação de dois picos de carga máximos do espectro (ampliação de 2000×).

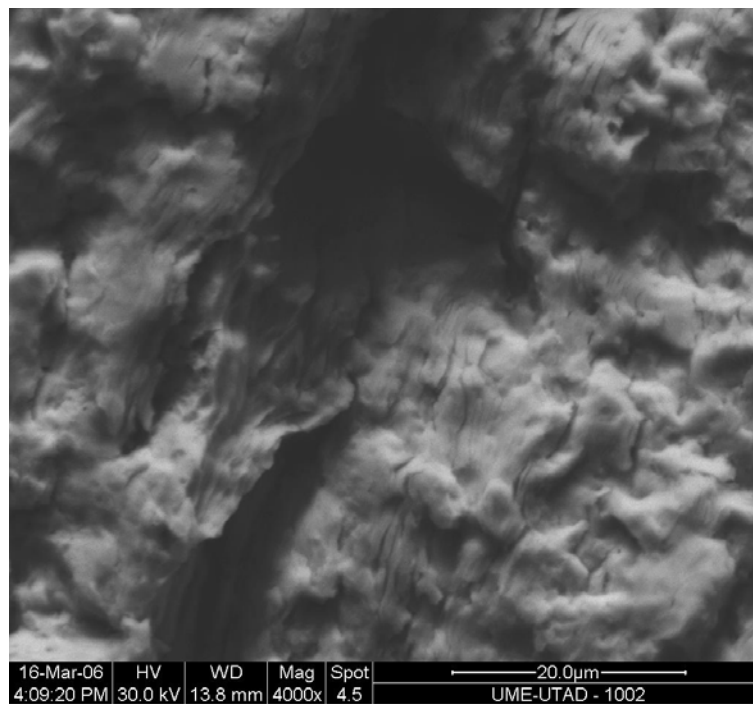


Figura 5.26c) – Ampliação da estria junto de um pico de carga máximo do espectro (ampliação de 4000×).

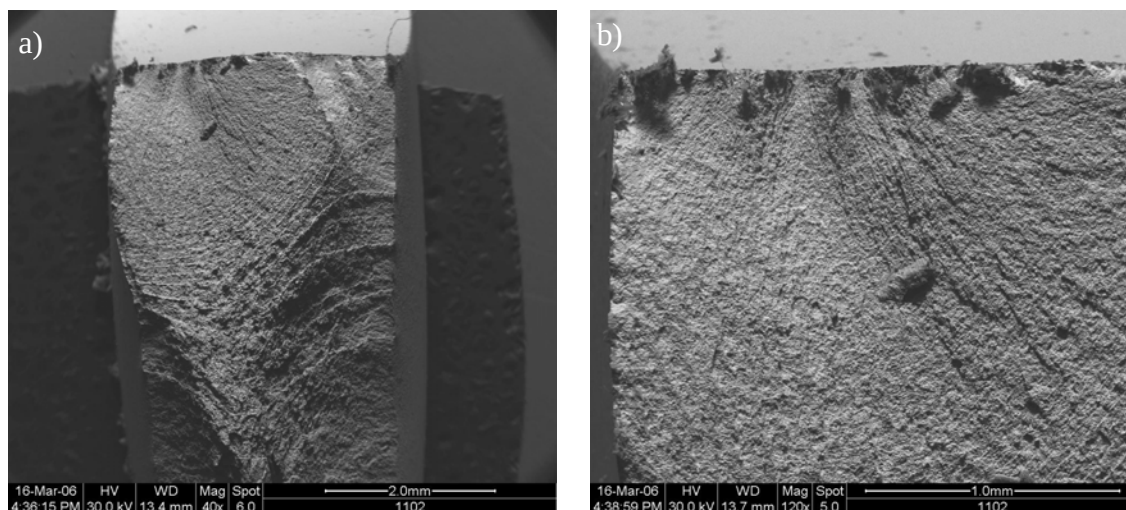


Figura 5.27 – Superfície de fractura do provete 1102: a) fase de iniciação e propagação estável e instável (ampliação de 40×); b) fase de iniciação e de propagação estável (ampliação de 120×).

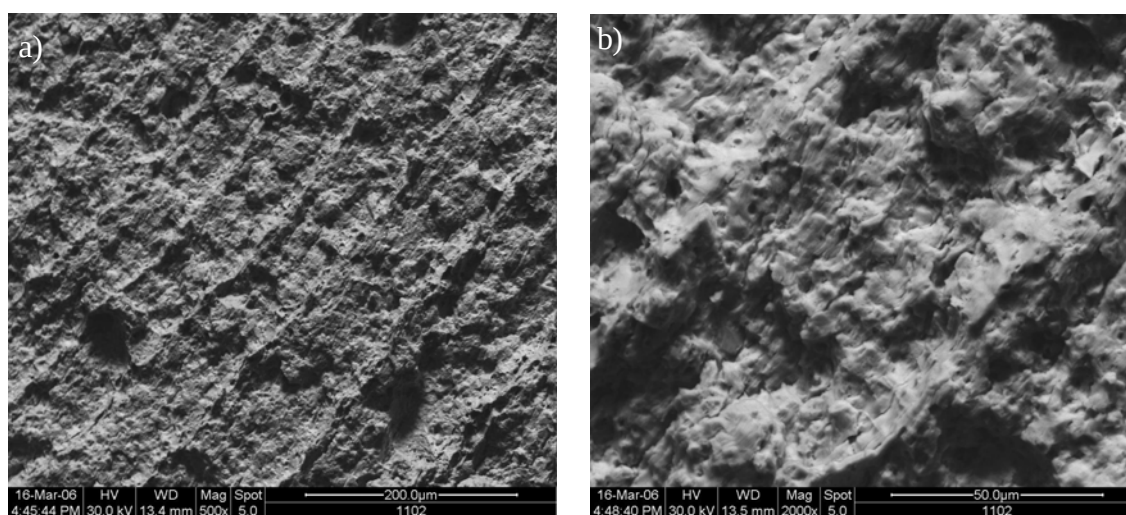


Figura 5.28 – Superfície de fractura do provete 1102: a) várias estrias na zona de propagação estável (ampliação de 500×); b) estrias entre a aplicação de dois picos de carga do espectro (ampliação de 2000×).

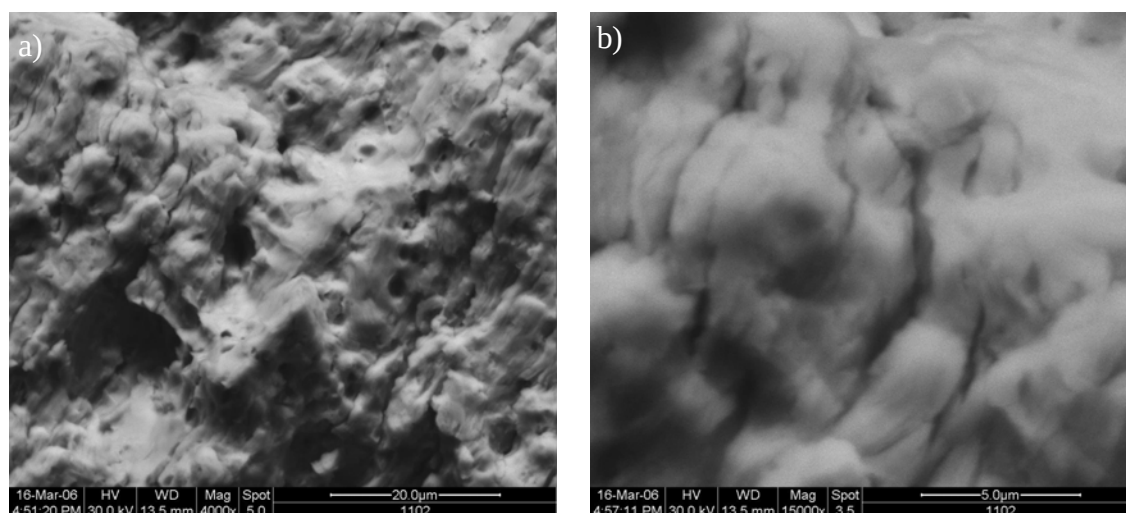


Figura 5.29 – Superfície de fractura do provete 1102: a) estrias localizadas na zona da aplicação de um pico de carga do espectro (ampliação de 4000×); b) pormenor da superfície de rotura (ampliação de 15000×).

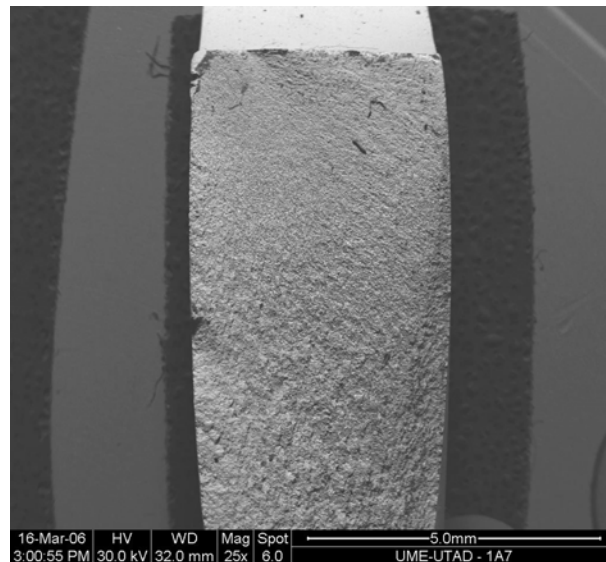


Figura 5.30 – Superfície de fractura do provete 1A7 (ampliação de 25×).

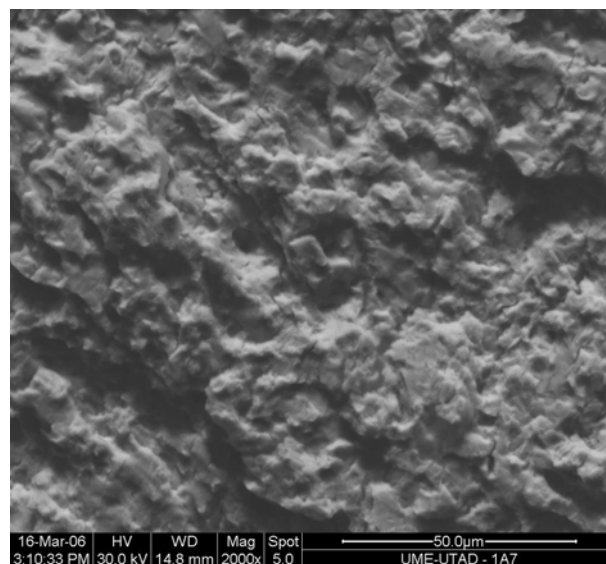


Figura 5.31 – Superfície de fractura da zona de iniciação do provete 1A7 (ampliação de 2000×).

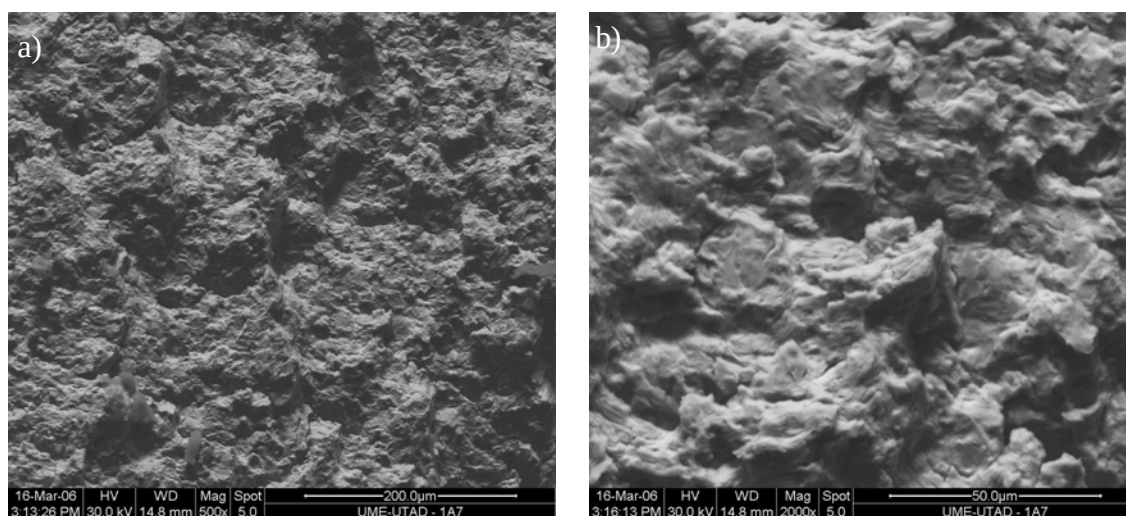


Figura 5.32 – Superfície de fractura da zona de propagação do provete 1A7: a) ampliação de 500×; b) ampliação de 2000×.

5.4 Conclusões

Neste capítulo foram apresentados os resultados dos ensaios de fadiga de um detalhe estrutural, sujeito a tensões de amplitude constante assim como tensões de amplitude variável por blocos de amplitude constante e compostos por espectros.

Foram determinadas curvas $S-N$ para três razões de tensões distintas, com base nas tensões nominais e para carregamentos de amplitude constante. Também foram determinadas curvas $S-N$ para carregamentos definidos por blocos, quer compostos por ciclos de amplitude constante quer definidos por espectros, com base nas tensões nominais equivalentes máximas.

Foi ainda feita uma análise de acumulação de dano referente aos carregamentos de amplitude variável definidos por blocos de amplitude constante e compostos por espectros. Os resultados desta análise sugerem que, valores da razão de tensões positivos conduzem a acumulação de dano superior à unidade, caso a aplicação de carga seja efectuada por blocos de amplitude constante. No caso da carga ser aplicada segundo blocos definidos por espectros resultam valores de acumulação de dano tanto inferiores como superiores à unidade.

Finalmente, foi efectuada a análise de microscopia electrónica de varrimento de algumas superfícies de fractura, nas quais observou-se essencialmente uma rotura do tipo intergranular. Também foram observadas estrias de fadiga para os provetes sujeitos aos espectros de tensão.

CAPÍTULO 6

MODELAÇÃO DOS COMPORTAMENTOS ELASTOPLÁSTICOS CÍCLICOS DO AÇO P355NL1 E DE UM DETALHE ESTRUTURAL

6.1 Introdução

A previsão da vida à fadiga de estruturas, mais concretamente a previsão da fase de iniciação de fendas, inclui normalmente três etapas distintas [185]:

- i. Determinação das equações constitutivas do material, ou seja, determinação das relações entre tensões e deformações, em função do tempo, incluindo fenómenos de endurecimento/amaciamento, efeitos da temperatura, etc;
- ii. Cálculo das tensões e deformações na estrutura, conhecendo as cargas aplicadas e a sua evolução, assim como os campos de temperatura;
- iii. Previsão do dano na estrutura ou, o número de ciclos necessário para ocorrer a iniciação de uma fenda macroscópica. Este cálculo baseia-se na aplicação das leis de dano à história das tensões/deformações, determinadas na etapa anterior.

Tradicionalmente, do ponto de vista da engenharia, os comportamentos elastoplástico e dano são tratados de modo independente. Por exemplo, a previsão da fase de iniciação de fendas no domínio da fadiga oligocíclica baseia-se nas características dos ciclos estabilizados, que em muitos casos correspondem a metade da vida total, obtidos usando apenas as equações constitutivas que relacionam as tensões com as deformações. A distinção entre o processo de deformação e dano pode revestir-se de carácter subjectivo. No entanto, podem enunciar-se algumas condições que permitem distinguir estes dois fenómenos [185]:

- i. Os processos de deformação causam deformações plásticas ou de fluência permanentes sendo, no entanto, possível a recuperação do estado inicial do material aplicando, por exemplo, uma solicitação oposta;
- ii. Nos processos de fadiga, as deformações plásticas acumulam, de forma localizada, segundo bandas de deslizamento, resultando uma degradação progressiva e irreversível do material designada de dano.

Os avanços verificados quer nos métodos numéricos (ex: Método dos Elementos Finitos (MEF)) quer nos modelos constitutivos, já não justificam a utilização generalizada de métodos de análise elastoplástica simplificados, como é o caso da regra de *Neuber* [22]. Os modelos constitutivos de plasticidade mais comuns, desenvolvidos para tratar solicitações do tipo monótono, revelam-se inadequados para a descrição do comportamento plástico cíclico dos materiais. Os modelos de plasticidade cíclica devem ser capazes de descrever um conjunto de fenómenos observados especificamente nos materiais metálicos sujeitos a solicitações cíclicas como, por exemplo, o endurecimento/amaciamento cíclicos, o efeito de

memória da deformação plástica máxima [185], a fluência e relaxação cíclica à temperatura ambiente [186, 187]. Os modelos de plasticidade cíclica também devem ser válidos para uma gama de deformação plástica alargada pois, normalmente, as tensões e deformações não se distribuem de forma uniforme na estrutura [188].

O presente capítulo encontra-se estruturado em 2 partes. Na primeira parte do capítulo, aplica-se um modelo de plasticidade cíclica, com uma variável de endurecimento cinemático não linear, na descrição do comportamento cíclico do aço P355NL1. Os resultados obtidos nos ensaios de fadiga de provetes lisos de pequenas dimensões, apresentados no Capítulo 4, servem de base à identificação do modelo de plasticidade cíclica.

Na segunda parte do capítulo é apresentada a modelação do comportamento elastoplástico cíclico de um detalhe estrutural com base num modelo de plasticidade cíclica, com uma variável de endurecimento cinemático não linear.

6.2 Modelação numérica

No Capítulo 4 foram demonstrados, com base em informação experimental, alguns dos fenómenos relacionados com o comportamento elastoplástico cíclico do aço P355NL1. Por exemplo, foi demonstrado que os comportamentos de amaciamento/endurecimento cíclicos podem ser desprezáveis, para as gamas de deformação testadas. Também foi observado o fenómeno de relaxação cíclica da tensão média. Este fenómeno está associado a carregamentos em controlo de deformação, com deformações plásticas cíclicas não simétricas. Estes fenómenos e outros, tal como o *ratchetting* ou deformação plástica progressiva podem ser descritos através do uso adequado de modelos constitutivos de plasticidade cíclica.

Alguns códigos comerciais de elementos finitos incorporam modelos constitutivos de plasticidade cíclica com endurecimentos cinemático e isotrópico não lineares, capazes de descrever, com algumas limitações, os fenómenos anteriormente descritos [163, 190]. Neste trabalho foi utilizado o código de elementos finitos ANSYS® para reproduzir os fenómenos cíclicos observados durante a realização do programa experimental, quer do aço P355NL1 quer do detalhe estrutural. Foi utilizado o modelo de plasticidade de *Chaboche* [191, 192] com endurecimento cinemático não linear, baseado no critério de cedência de *von Mises*. O modelo de *Chaboche* admite a sobreposição de várias constantes de endurecimento cinemático não linear, contudo apenas foi utilizada uma constante por motivos de

simplicidade. O endurecimento cinemático é essencial para se conseguir descrever convenientemente a resposta cíclica dos materiais (ex: efeito de *Bauschinger*). O modelo de *Chaboche* produz uma relação uniaxial tensão-deformação plástica não linear com uma tensão de saturação. Dado que o aço P355NL1 apresenta um comportamento cíclico praticamente estabilizado, como foi visto no Capítulo 4, não há necessidade de incluir endurecimento isotrópico na modelação deste.

6.2.1 Modelação do comportamento elastoplástico cíclico do aço P355NL1

Nesta secção apresentam-se os resultados da modelação do comportamento elastoplástico cíclico do aço P355NL1. Esta modelação foi realizada com o código comercial ANSYS®, sendo utilizado na modelação o elemento SOLID45, da livreria de elementos do ANSYS®. Um modelo de elementos finitos constituído por um único elemento hexaedro de quatro nós (SOLID45) foi utilizado para identificar as constantes de plasticidade e para simular os fenómenos cíclicos do aço P355NL1. A identificação das constantes que melhor ajustam o modelo numérico aos dados experimentais, relativos à curva tensão-deformação e aos ciclos de histerese, foi realizada com base num procedimento de tentativa e erro. Na Tabela 6.1 encontram-se as constantes utilizadas na modelação do comportamento do material (Modelo A), assim como as utilizadas na modelação do detalhe estrutural (Modelo B). Para além das constantes também se incluem as tensões de saturação uniaxiais previstas pelos modelos. Estas tensões são os valores máximos para os quais tendem, de forma assintótica, as curvas tensão-deformação numéricas. Em termos numéricos, a aplicação de uma tensão superior às tensões de saturação resulta em divergência na solução numérica. Em termos teóricos a tensão de saturação do material deveria ser igual à tensão de rotura. No entanto, com um único par de constantes não é possível ajustar de forma satisfatória a resposta numérica à curva experimental tensão-deformação completa. Deste modo, optou-se por apresentar um par de constantes que resultam num ajuste satisfatório da curva cíclica tensão-deformação para a gama dos ensaios experimentais dos provetes lisos ($0 \leq \Delta \varepsilon \leq 3\%$) (Modelo A). Estas constantes resultam numa tensão de saturação de 488 MPa, que é significativamente inferior à tensão de rotura do material. Para simular o comportamento do detalhe estrutural foi proposto outro par de constantes que embora produza um ajuste da curva cíclica para a gama testada menos satisfatório que o obtido com o modelo A, prevê uma tensão de saturação ($\sigma = 548$ MPa) mais próxima da tensão de rotura do material (Modelo B). Este par de constantes é usado na simulação do detalhe estrutural, pois este apresenta tensões/deformações locais, na raiz do entalhe, superiores aos valores testados com os

provetes lisos. Em alternativa à utilização de um par de constantes poder-se-ia ter utilizado um único modelo com sobreposição de múltiplas variáveis de endurecimento cinemático, tal como prevê o modelo de plasticidade de *Chaboche*. Deste modo era possível obter um melhor ajuste da relação tensão-deformação experimental em toda a sua extensão. Na Figura 6.1 encontra-se a aproximação dos resultados numéricos aos resultados experimentais, obtidos com o par de constantes utilizado na modelação do material; na Figura 6.2 é ilustrada a aproximação dos resultados numéricos aos resultados experimentais, obtidos com o par de constantes utilizado na modelação do detalhe estrutural.

Tabela 6.1 – Parâmetros do modelo de *Chaboche*.

	Limiar de plasticidade [MPa]	Constante C [MPa]	Constante γ [–]	Tensão de saturação [MPa]
Modelo A	215	1.35E+11	495	488
Modelo B	250	7.00E+10	235	548

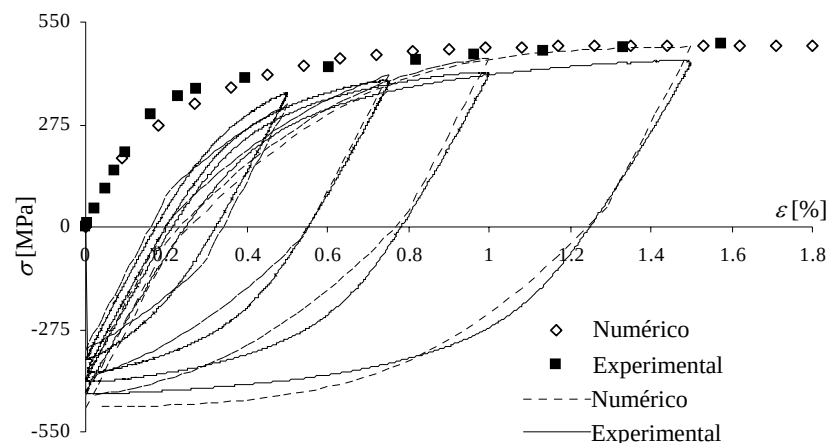


Figura 6.1 – Melhor aproximação da curva cíclica e dos ciclos de histerese obtidos com a configuração A do modelo de *Chaboche* com dois parâmetros. Modelo usado na simulação do comportamento do material.

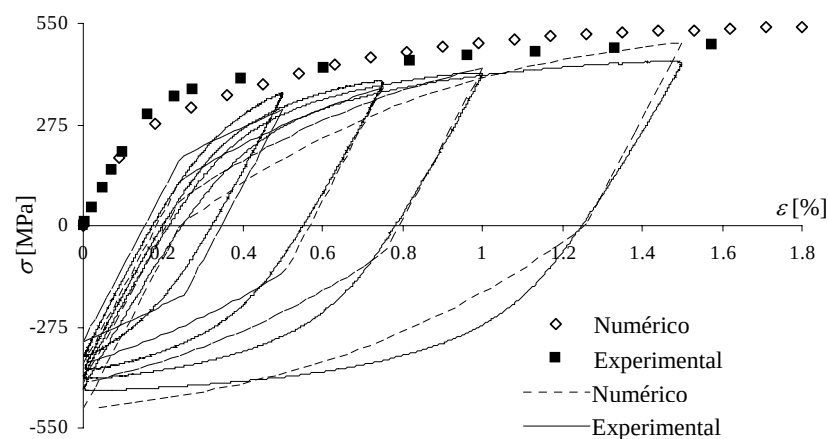


Figura 6.2 – Aproximação da curva cíclica e dos ciclos de histerese obtidos com a configuração B do modelo de *Chaboche* com dois parâmetros. Modelo usado na simulação do comportamento do detalhe estrutural

O modelo de plasticidade cíclica foi usado para simular quer o comportamento cíclico do aço P355NL1 quer o comportamento cíclico do detalhe estrutural, sob carregamentos de amplitude constante, variável por blocos de amplitude constante e variável por blocos definidos por espectros, usando uma estratégia de integração numérica do tipo *Cycle-by-Cycle*. Os modelos de elementos finitos foram solicitados de acordo com uma onda sinusoidal, durante vários ciclos sucessivos até ser alcançada uma resposta elastoplástica estável.

6.2.1.1 Modelação do comportamento elastoplástico cíclico sob carregamentos a amplitude constante

A modelação a amplitude de deformação constante foi efectuada para as gamas de deformação de 1.5, 1, 0.75 e 0.5%. A escolha destas quatro gamas está associada ao facto de nas simulações para carregamentos definidos por blocos de amplitude constante também se terem simulado estas gamas de deformação.

Nas Figuras 6.3 a 6.6 apresenta-se a resposta do modelo numérico para os carregamentos sob amplitude de deformação constante, para as quatro gamas de deformação anteriormente referidas e para as constantes utilizadas quer na modelação do aço P355NL1 quer na modelação do detalhe estrutural. As Figuras 6.3 e 6.5 ilustram o comportamento estabilizado do material, em termos da amplitude de tensão. As Figuras 6.4 e 6.6 ilustram a relaxação cíclica da tensão média que, tal como se verificou nos ensaios experimentais, foi total para estas gamas de deformação. Contudo, a velocidade de relaxação do modelo numérico é muito superior à verificada experimentalmente, tratando-se de uma limitação deste tipo de modelos de plasticidade cíclica.

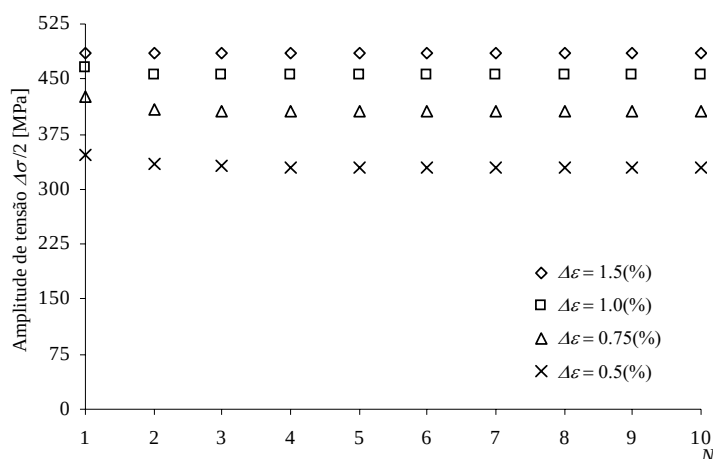


Figura 6.3 – Relação amplitude de tensão *versus* ciclos resultante de um carregamento com amplitude de deformação constante – Modelo A.

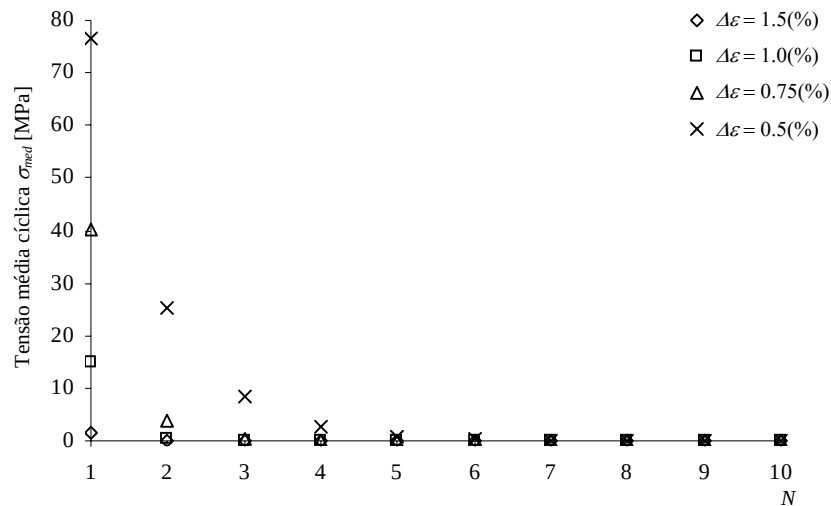


Figura 6.4 – Tensão média cíclica *versus* ciclos resultante de um carregamento com amplitude de deformação constante – Modelo A.

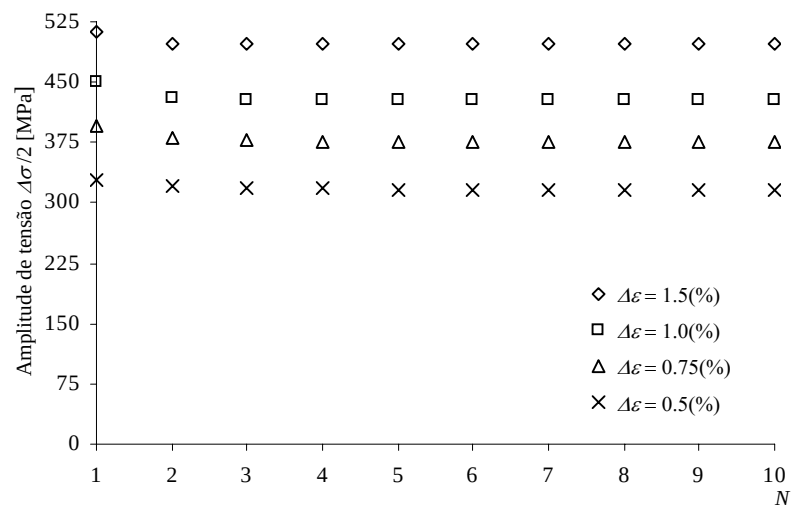


Figura 6.5 – Relação amplitude de tensão *versus* ciclos resultante de um carregamento com amplitude de deformação constante – Modelo B.

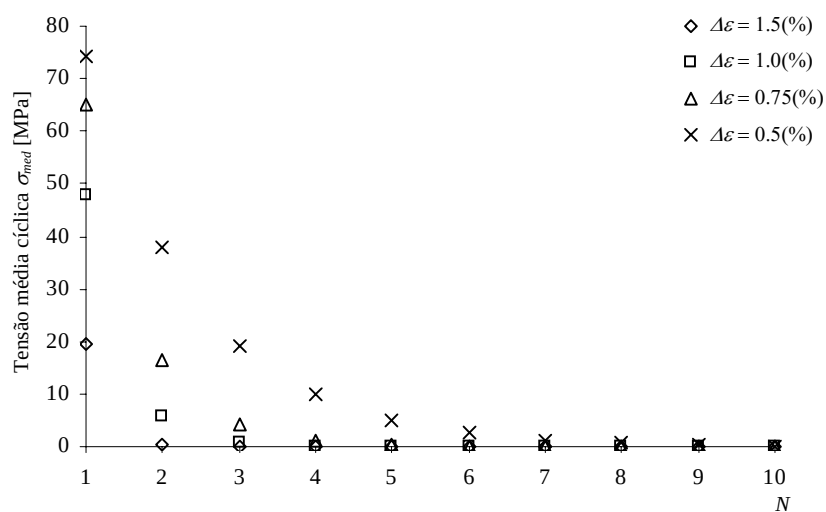


Figura 6.6 – Tensão média cíclica *versus* ciclos resultante de um carregamento com amplitude de deformação constante – Modelo B.

6.2.1.2 Modelação do comportamento elastoplástico cíclico sob carregamentos a amplitude de carga variável definidos por blocos de amplitude constante

Nesta secção são apresentados os resultados das simulações do comportamento do aço quando sujeito a carregamentos de amplitude de deformação variável definidos por blocos de amplitude constante. As Figuras 6.7, 6.8, 6.11 e 6.12 apresentam os resultados obtidos após a aplicação de blocos de carga com as amplitudes de deformação de 0.5 e 1.0%; enquanto as Figuras 6.9, 6.10, 6.13 e 6.14 ilustram os resultados obtidos com a aplicação de blocos de carga com as amplitudes de deformação de 0.75 e 1.5%. A observação das referidas figuras, sugere que o modelo de plasticidade utilizado permite uma excelente descrição qualitativa dos fenómenos cíclicos estudados. Tal como no caso das simulações a amplitude de deformação constante, também para os carregamentos por blocos de amplitude constante a relaxação cíclica da tensão média é muito acelerada, quando comparada com os resultados experimentais. Ao contrário do verificado experimentalmente, a relaxação cíclica da tensão média de compressão é total em todos os casos. Nos ensaios experimentais não se verificou a relaxação completa da tensão média cíclica de compressão porque é interrompida pela rotura do provete.

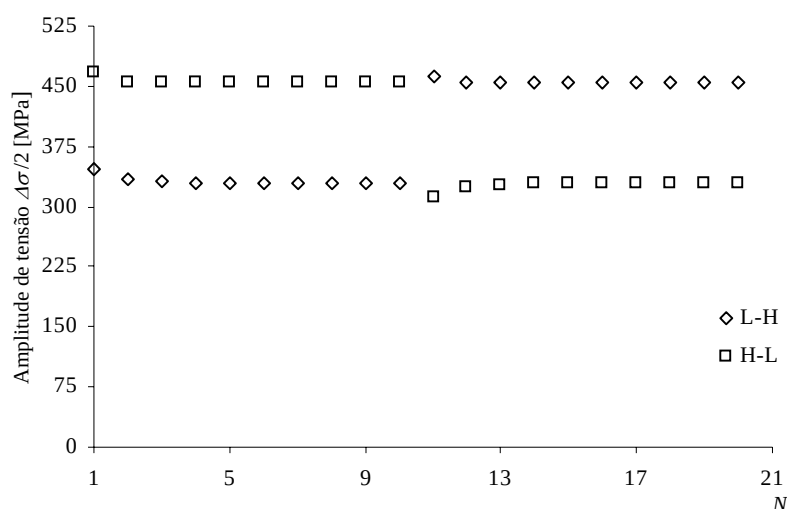


Figura 6.7 – Relação amplitude de tensão *versus* ciclos resultante de um carregamento definido por blocos de amplitude constante aplicados segundo as sequências L-H e H-L com gamas de deformação de 0.5 e 1.0%, respectivamente.

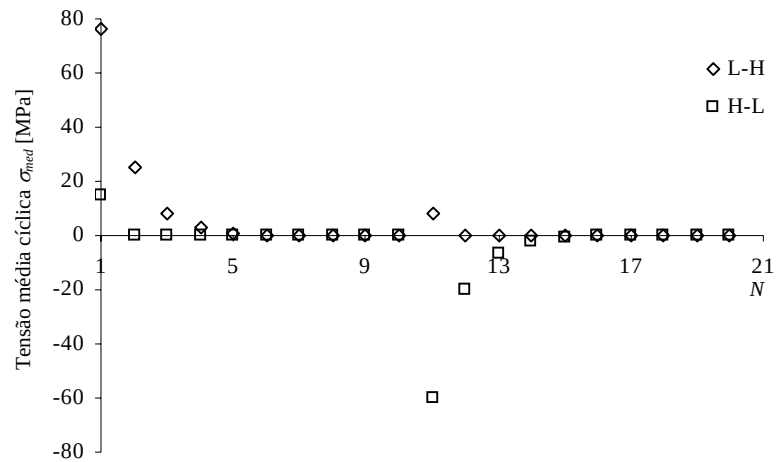


Figura 6.8 – Tensão média cíclica *versus* ciclos resultante de um carregamento definido por blocos de amplitude constante aplicados segundo as sequências L-H e H-L com gamas de deformação de 0.5 e 1.0%, respectivamente.

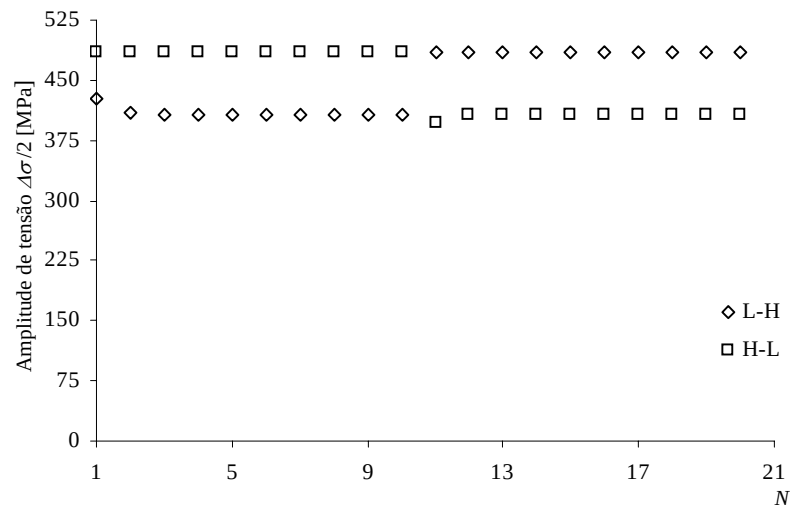


Figura 6.9 – Relação amplitude de tensão *versus* ciclos resultante de um carregamento definido por blocos de amplitude constante aplicados segundo as sequências L-H e H-L com gamas de deformação de 0.75 e 1.5%, respectivamente.

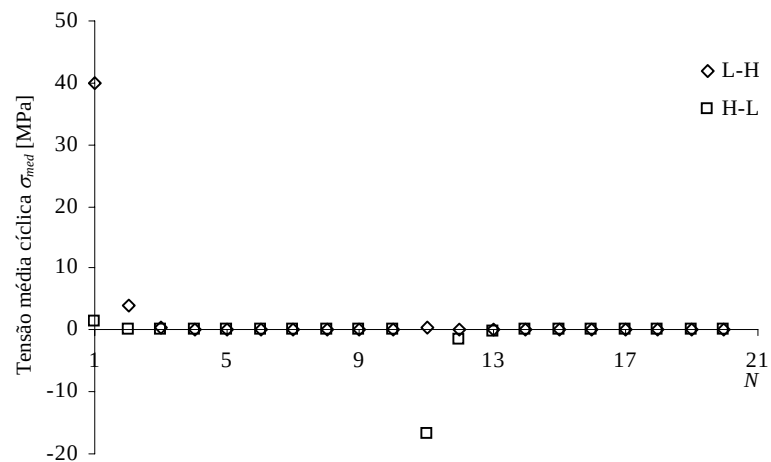


Figura 6.10 – Tensão média cíclica *versus* ciclos resultante de um carregamento definido por blocos de amplitude constante aplicados segundo as sequências L-H e H-L com gamas de deformação de 0.75 e 1.5%, respectivamente.

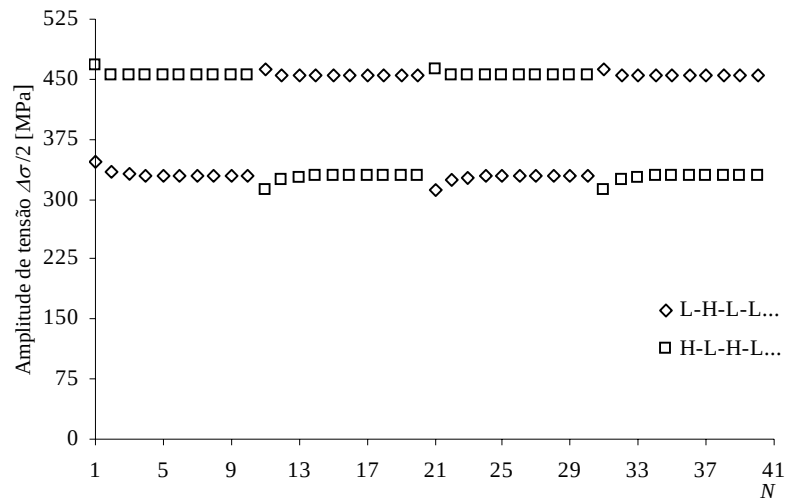


Figura 6.11 – Relação amplitude de tensão *versus* ciclos resultante de um carregamento definido por blocos de amplitude constante aplicados segundo as seqüências L-H-L-H... e H-L-L-H... com gamas de deformação de 0.5 e 1.0%, respectivamente.

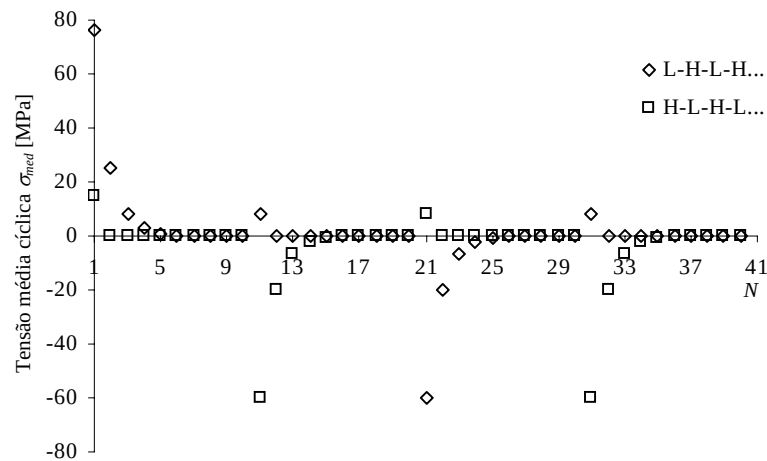


Figura 6.12 – Tensão média cíclica *versus* ciclos resultante de um carregamento definido por blocos de amplitude constante aplicados segundo as seqüências L-H-L-H... e H-L-L-H... com gamas de deformação de 0.5 e 1.0%, respectivamente.

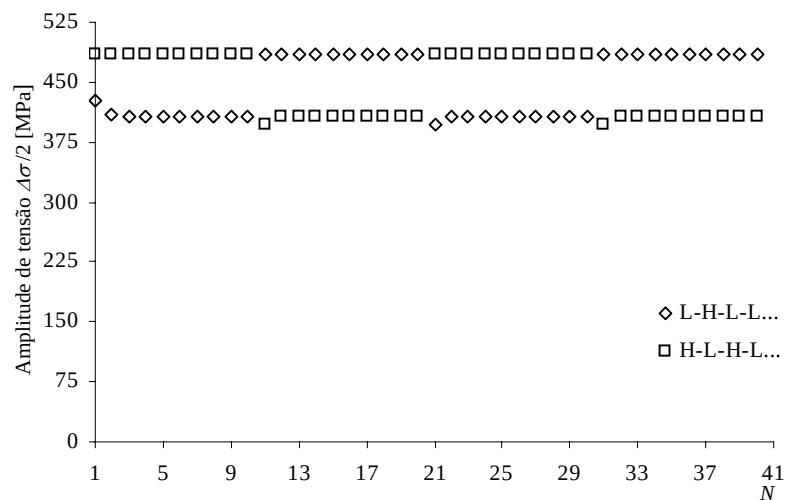


Figura 6.13 – Relação amplitude de tensão *versus* ciclos resultante de um carregamento definido por blocos de amplitude constante aplicados segundo as seqüências L-H-L-H... e H-L-L-H... com gamas de deformação de 0.75 e 1.5%, respectivamente.



Figura 6.14 – Tensão média cíclica *versus* ciclos resultante de um carregamento definido por blocos de amplitude constante aplicados segundo as sequências L-H-L-H... e H-L-L-H... com gamas de deformação de 0.75 e 1.5%, respectivamente.

6.2.1.3 Modelação do comportamento elastoplástico cíclico sob carregamentos a amplitude de carga variável definida por blocos de amplitude variável por espectros

As figuras apresentadas nesta secção são referentes à simulação do comportamento elastoplástico cíclico do aço P355NL1, quando sujeito a carregamentos variáveis definidos por blocos de amplitude variável de acordo com espectros de carga com uma distribuição normal, aplicados segundo as sequências L-H, H-L e L-H-L. As Figuras 6.15 a 6.20 apresentam uma boa descrição qualitativa do comportamento do aço P355NL1, quando sujeito a estes espectros de carga. São apresentadas as respostas quer em termos da amplitude de tensão quer em termos da tensão média cíclica (relaxação da tensão média cíclica) obtidas com a aplicação de dois blocos.

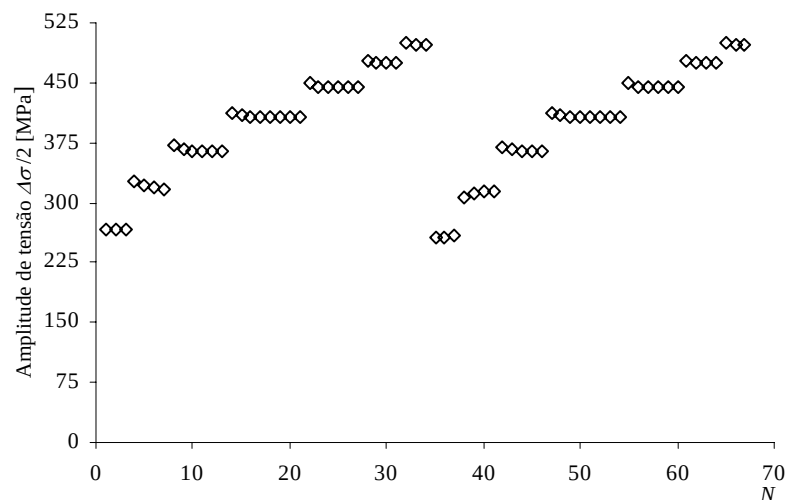


Figura 6.15 – Relação amplitude de tensão *versus* ciclos resultante de um carregamento definido pelo espectro L-H com 1.5% de gama de deformação máxima.

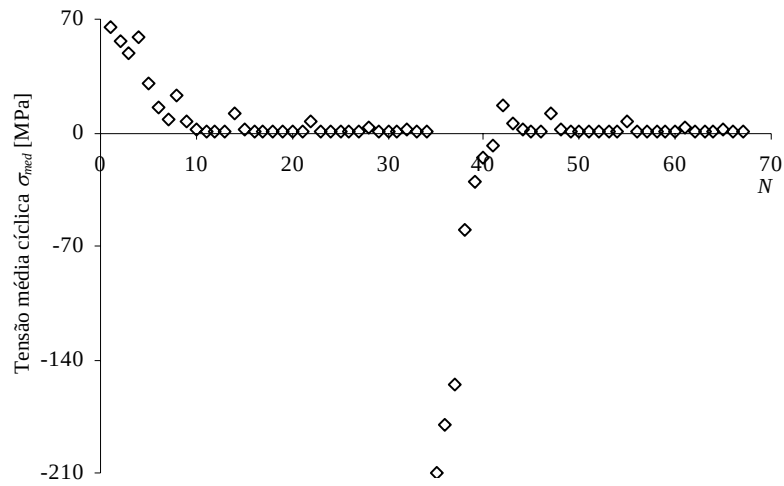


Figura 6.16 – Tensão média cíclica *versus* ciclos resultante de um carregamento definido pelo espectro L-H com 1.5% de gama de deformação máxima.

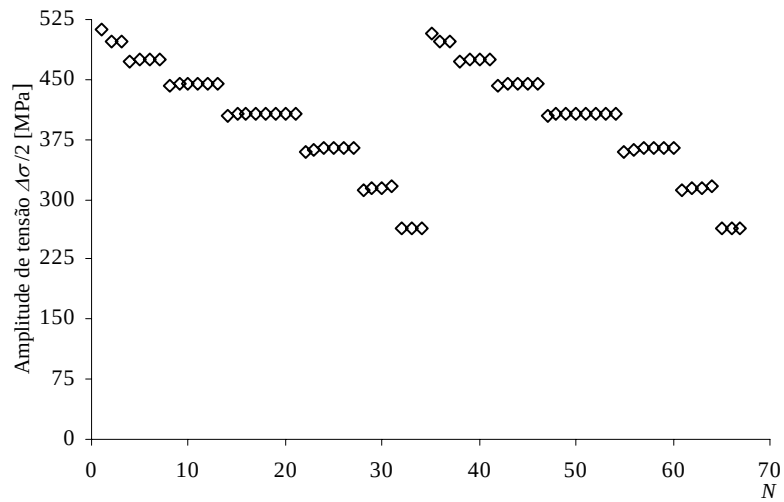


Figura 6.17 – Relação amplitude de tensão *versus* ciclos resultante de um carregamento definido pelo espectro H-L com 1.5% de gama de deformação máxima.

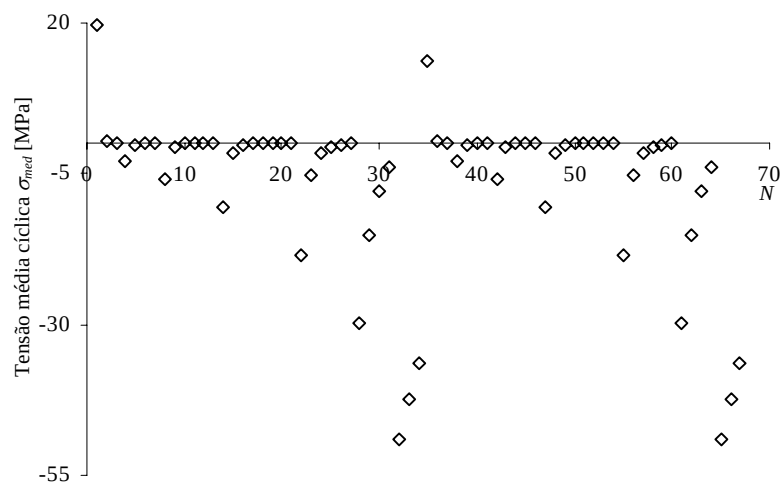


Figura 6.18 – Tensão média cíclica *versus* ciclos resultante de um carregamento definido pelo espectro H-L com 1.5% de gama de deformação máxima.

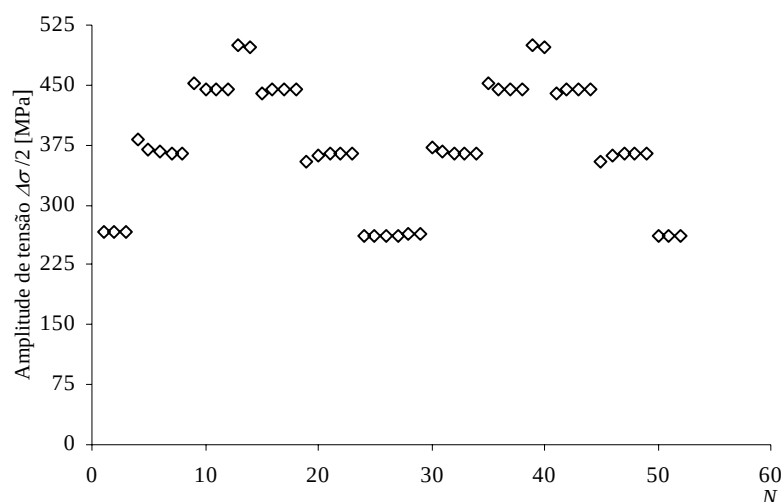


Figura 6.19 – Relação amplitude de tensão *versus* ciclos resultante de um carregamento definido pelo espectro L-H-L com 1.5% de gama de deformação máxima.

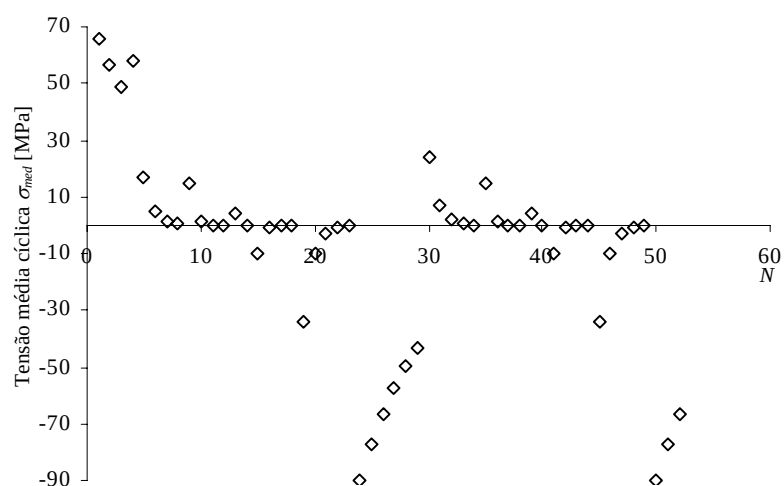


Figura 6.20 – Tensão média cíclica *versus* ciclos resultante de um carregamento definido pelo espectro L-H-L com 1.5% de gama de deformação máxima.

6.2.2 Modelação do detalhe estrutural

Os resultados das simulações de estruturas efectuadas com recurso ao MEF podem ser largamente influenciados pela malha utilizada, ou seja, pela dimensão dos elementos finitos, tipo de elemento, etc. A simulação numérica do comportamento elastoplástico cíclico do detalhe estrutural foi iniciada com a escolha da malha que apresentava uma melhor relação entre a qualidade dos resultados obtidos e o tempo necessário à simulação. Com este intuito foi efectuado um estudo de comparação entre os resultados obtidos com malhas tridimensionais e os obtidos com malhas bidimensionais. Enquanto na Figura 6.21 se ilustra a malha 2D, que foi utilizada na execução do programa numérico, na Figura 6.22 ilustra-se uma das malhas 3D que foi utilizada no processo da selecção da malha adequada. Os elementos do

ANSYS® utilizados nas simulações foram o PLANE42, simulações 2D, e o SOLID95 nas simulações 3D.

Na Figura 6.23 apresenta-se os resultados da simulação do provete sujeito a vários ciclos de carga aplicados em controlo de tensão remota. Foram aplicados 2 blocos de carga de amplitude constante segundo a sequência L-H e com valores de tensão nominal máxima de 280 e 400 MPa, respectivamente. Quer o modelo 3D quer o modelo 2D foram sujeitos às mesmas condições. Na Figura 6.25 pode-se observar que as deformações locais obtidas com os 2 modelos tendem para valores iguais. No entanto, o modelo 3D simula tensões locais superiores às resultantes da simulação com o modelo 2D. Apesar dos valores das tensões locais simuladas não serem iguais ambos os modelos podem conduzir a vidas de iniciação semelhantes se se usarem modelos baseados nas deformações locais. Enquanto que as simulações com as malhas 2D demoraram em média 10 minutos, as simulações com as malhas 3D demoraram mais de 24 horas. Deste modo, foram adoptadas nas simulações do comportamento elastoplástico cíclico do detalhe estrutural os modelos 2D, dados os baixos custos de cálculo associados.

Depois de se ter optado pelo modelo 2D foi realizado um estudo relativo ao refinamento da malha, com o objectivo de seleccionar uma malha com um refinamento adequado. O objectivo deste estudo foi obter uma densidade de malha que resulta no melhor compromisso entre os custos de cálculo e a qualidade dos resultados obtidos. A qualidade dos resultados foi aferida com o cálculo do factor teórico elastoestático de concentração de tensões, K_t . Na Tabela 6.2 apresentam-se alguns dados referentes às malhas 2D analisadas assim como os factores de concentração de tensões elastoestáticos obtido. Tendo em conta os critérios já referidos, a escolha recaiu na malha 1, ilustrada na Figura 6.21, porque as restantes malhas consideradas acarretavam um aumento do custo de cálculo elevado e o valor do K_t obtido com a malha 1 já é satisfatório quando comparado com o valor teórico, $K_t = 2.170$.

A simulação numérica do detalhe estrutural foi efectuada com o objectivo de analisar o comportamento elastoplástico cíclico do material do detalhe estrutural junto dos entalhes, quer ao nível da evolução das tensões quer ao nível da evolução das deformações. Assim, foram efectuadas simulações do detalhe estrutural para carregamentos em controlo de tensão remota quer a amplitude constante quer a amplitude variável. A simulação numérica foi realizada com base no modelo de plasticidade cíclica de *Chaboche*, usando uma estratégia de integração do tipo *Cycle-by-Cycle*. Esta estratégia de integração consiste em integrar o

modelo de plasticidade segundo a história de carga completa. A Tabela 6.1 contém as constantes do modelo de *Chaboche* utilizadas na modelação do detalhe estrutural (modelo B). Os modelos de elementos finitos foram solicitados de acordo com uma onda sinusoidal, durante vários ciclos até ser alcançada uma resposta estabilizada.

Tabela 6.2 – Valores de K_t obtidos para diferentes malhas 2D.

Malha	K_t	nº de elementos	nº de nós
1	2.104	1600	5041
2	2.135	3600	11161
3	2.148	6400	19681
4	2.159	14400	43921

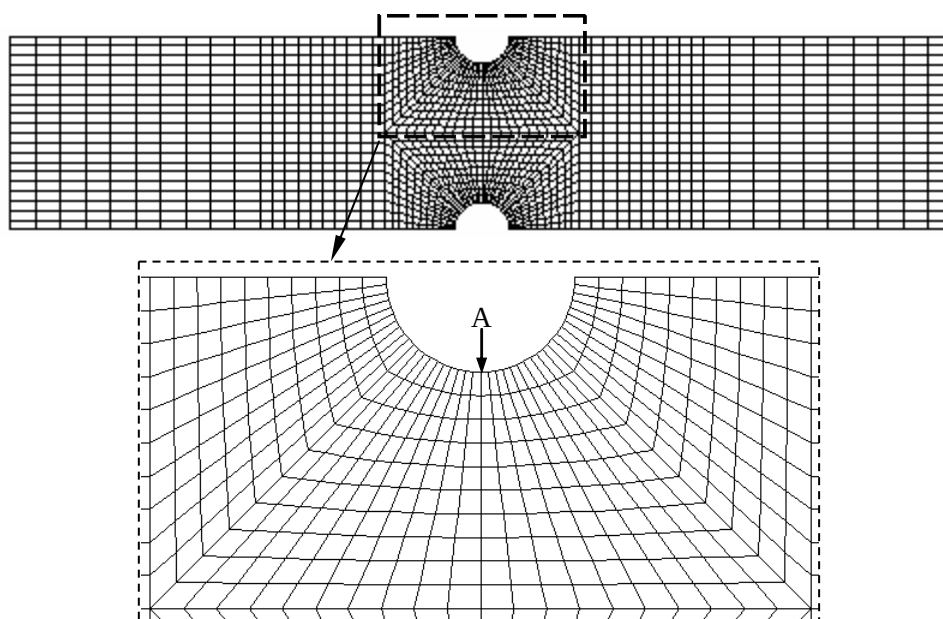


Figura 6.21 – Malha 2D utilizada na análise por elementos finitos do detalhe estrutural (malha 1).

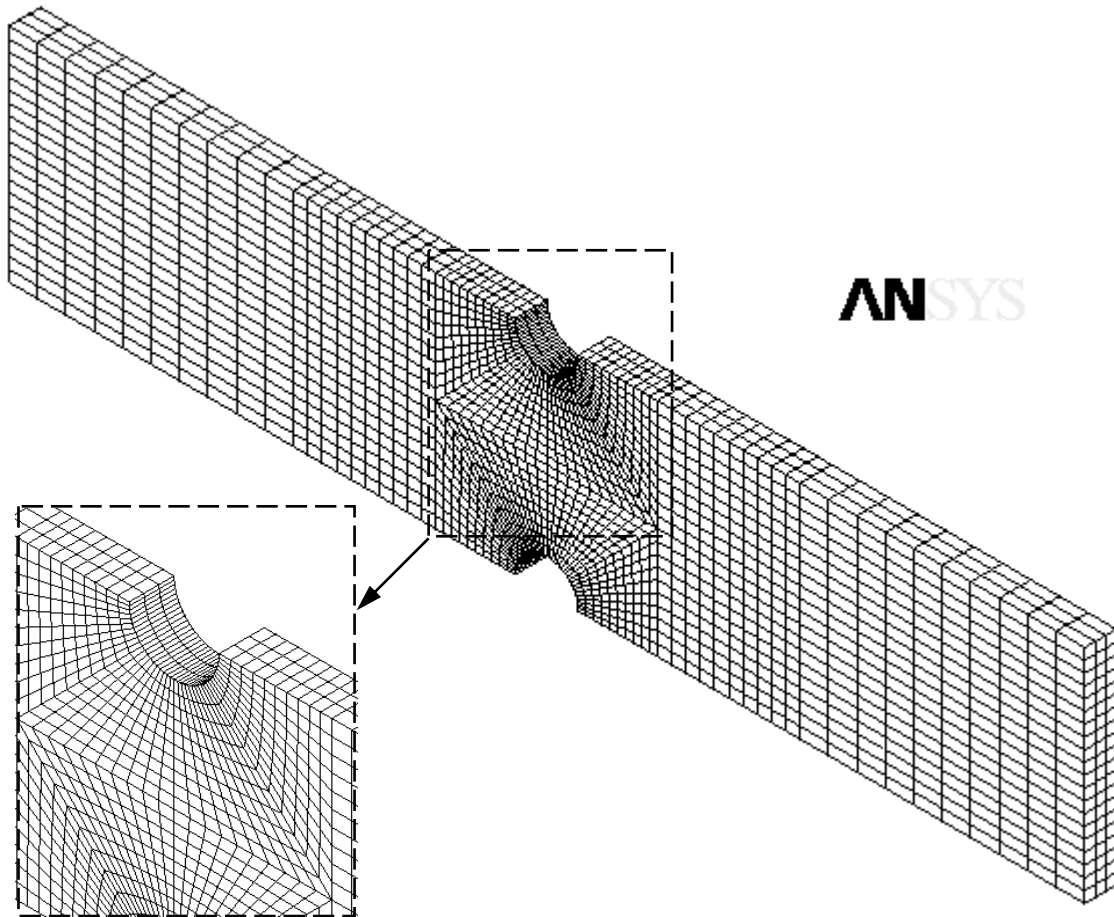


Figura 6.22 – Malha 3D utilizada na análise por elementos finitos do detalhe estrutural.

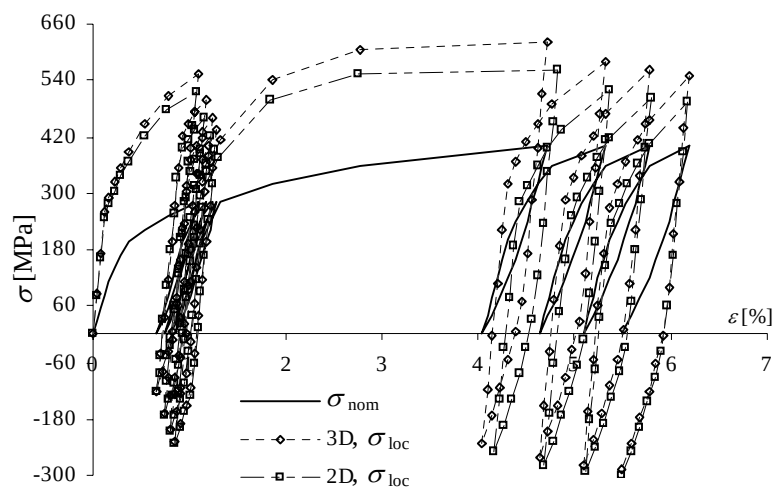


Figura 6.23 – Comparação entre resultados tensão-deformação obtidos nas simulações 2D e 3D, para um nó na raiz do entalhe.

6.2.2.1 Determinação do factor de concentração de tensões

Os factores de concentração de tensões, K_t , apresentados na Tabela 6.2, foram obtidos com base numa análise linear elástica realizada com o código comercial de elementos finitos ANSYS®, usando malhas 2D.

O factor de concentração de tensões, K_t , foi obtido com base na seguinte expressão:

$$K_t = \frac{\sigma_{loc}}{\sigma_{nom}} \quad (6.1)$$

sendo σ_{loc} a tensão local segundo a direcção longitudinal (direcção da solicitação) do provete, obtida no ponto A, assinalado na Figura 6.21, e σ_{nom} é a tensão aplicada remotamente ao detalhe estrutural.

Apesar do factor de concentração de tensões obtido por elementos finitos se aproximar do teórico ($K_t = 2.170$) com o refinamento da malha, nas análises elastoplásticas por elementos finitos foi usada a malha que deu origem ao $K_t = 2.104$, porque o respectivo custo de cálculo é substancialmente inferior ao custo de cálculo associado às malhas mais refinadas.

6.2.2.2 Modelação elastoplástica cíclica a amplitude de carga constante

A simulação numérica do comportamento elastoplástico cíclico do detalhe estrutural sob amplitude de tensão remota constante foi efectuada para as três razões de tensões estudadas experimentalmente, nomeadamente, $R_\sigma = 0$, $R_\sigma = 0.15$ e $R_\sigma = 0.3$. As tensões aplicadas remotamente ao detalhe estrutural, na simulação numérica, não excederam 400 MPa, pois para valores superiores a 400 MPa não se verificava convergência do modelo numérico.

Nas Figuras 6.24 a 6.27 ilustram-se vários aspectos da resposta elastoplástica cíclica do detalhe estrutural, solicitado sob tensões nominais de amplitude constante e com uma razão de tensões, $R_\sigma = 0$. Na Figura 6.24 ilustra-se, a título de exemplo, a resposta tensão *versus* deformação local (ponto A – Figura 6.21) e remota do detalhe estrutural. Nesta figura observa-se simultaneamente uma relaxação cíclica da tensão média, com o número de ciclos de carga, assim como uma deformação cíclica progressiva. Também é visível que a tensão local máxima tende para valores semelhantes aos da tensão nominal máxima.

Na Figura 6.25 apresenta-se a evolução da amplitude de tensão local, em função do número de ciclos de carga, para a razão de tensões, $R_\sigma = 0$. A partir desta imagem observa-se que existe uma estabilização da amplitude de tensão relativamente rápida, para a aplicação de quaisquer tensões nominais. Por sua vez, a Figura 6.26 ilustra a evolução da tensão média cíclica local. Pode-se constatar que existe relaxação da tensão média local para todos os valores de carga aplicados remotamente. No entanto esta relaxação apenas é total para as gamas de tensão remotas iguais ou inferiores a 330 MPa. Caso as simulações contemplassem mais ciclos de carga, ter-se-ia obtido a relaxação total da tensão média local, para todas as gamas de tensão aplicadas remotamente. Na Figura 6.27 apresenta-se o incremento de deformação plástica verificado de ciclo para ciclo. Este incremento foi estimado com base na seguinte expressão:

$$\delta\epsilon_{loc} = \epsilon_{loc,max_i} - \epsilon_{loc,max_{i-1}} \quad (6.2)$$

onde ϵ_{loc,max_i} e $\epsilon_{loc,max_{i-1}}$ são as deformações locais máximas observadas no ciclo i e $i-1$, respectivamente. Inclui-se esta informação com o objectivo de mostrar o comportamento e a duração da deformação cíclica progressiva. Observa-se que a deformação cíclica progressiva surge associada à relaxação cíclica da tensão média, desaparecendo quando cessa a relaxação.

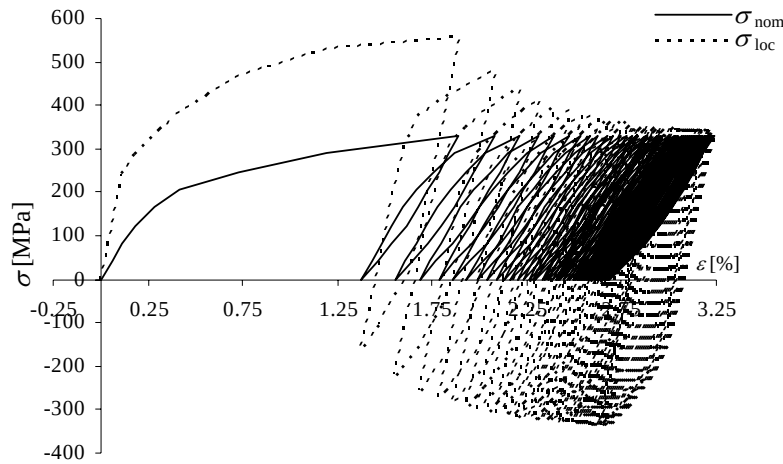


Figura 6.24 – Evolução da relação tensão *versus* deformação, nominal e local, com a aplicação de ciclos de carga com tensão nominal máxima de 330 MPa e $R_\sigma = 0$.

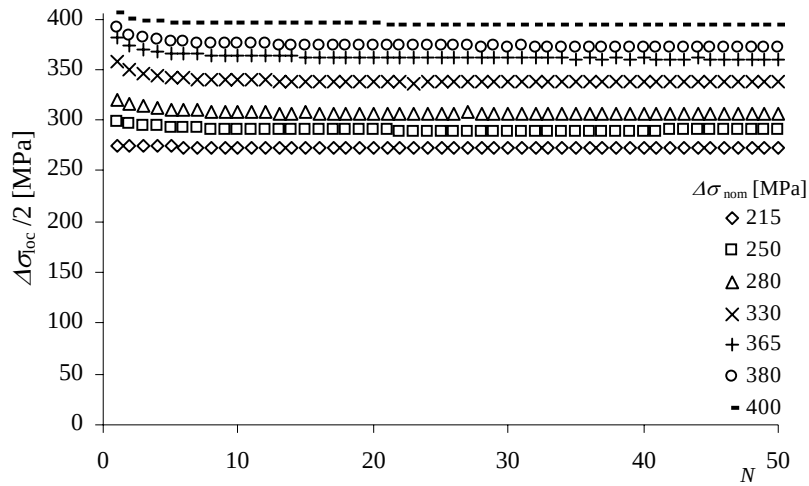


Figura 6.25 – Evolução da amplitude de tensão local com o número de ciclos de carga resultante da aplicação de uma tensão com amplitude constante e $R_\sigma = 0$.

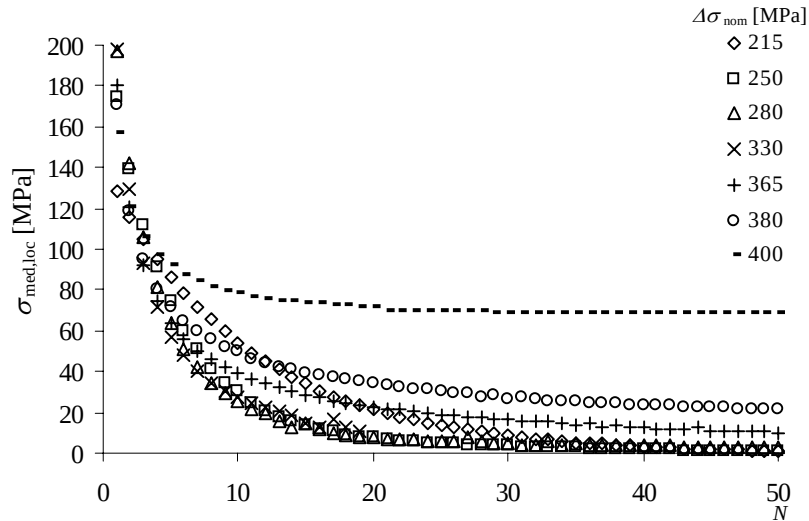


Figura 6.26 – Evolução da tensão média cíclica local com o número de ciclos de carga resultante da aplicação de uma tensão com amplitude constante e $R_\sigma = 0$.

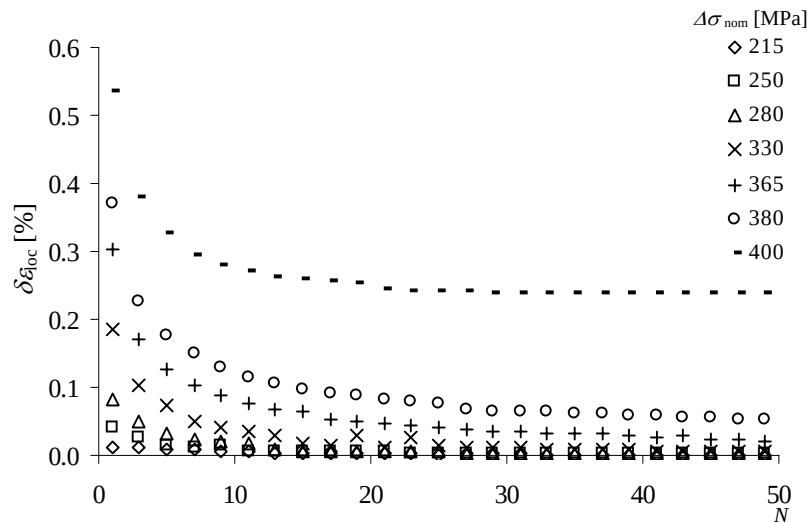


Figura 6.27 – Evolução do incremento da deformação plástica local com o número de ciclos de carga resultante da aplicação de uma tensão com amplitude constante e $R_\sigma = 0$.

As Figuras 6.28 a 6.31 ilustram as respostas resultantes da simulação do comportamento elastoplástico cíclico do detalhe estrutural, quando solicitado sob tensões nominais de amplitude constante e com uma razão de tensões, $R_\sigma = 0.15$. A Figura 6.28 ilustra o comportamento local e remoto do detalhe estrutural, em termos da resposta tensão *versus* deformação. Nesta figura é visível uma relaxação cíclica da tensão média com o número de ciclos de carga. Também se observa deformação cíclica progressiva. É ainda visível que a tensão local máxima tende para valores iguais ou ligeiramente inferiores aos da tensão nominal máxima.

A Figura 6.29 apresenta a evolução da amplitude de tensão local em função do número de ciclos de carga aplicados, para a razão de tensões, $R_\sigma = 0.15$. Com base neste gráfico constata-se que existe estabilização da amplitude de tensão, para qualquer valor da gama de tensão nominal aplicada. Por sua vez, a Figura 6.30 ilustra a evolução da tensão média cíclica local. Pode-se observar que existe relaxação cíclica da tensão média local para todos os valores de carga aplicados remotamente sendo, no entanto, total apenas para a gama de tensão remota de 280 MPa. Contudo se a simulação contemplasse mais ciclos de carga, obter-se-ia a relaxação total da tensão média local, para todas as gamas de tensão aplicadas remotamente. Na Figura 6.31 apresenta-se o incremento de deformação plástica verificado de ciclo para ciclo. A deformação cíclica progressiva tende a extinguir-se com o número de ciclos.

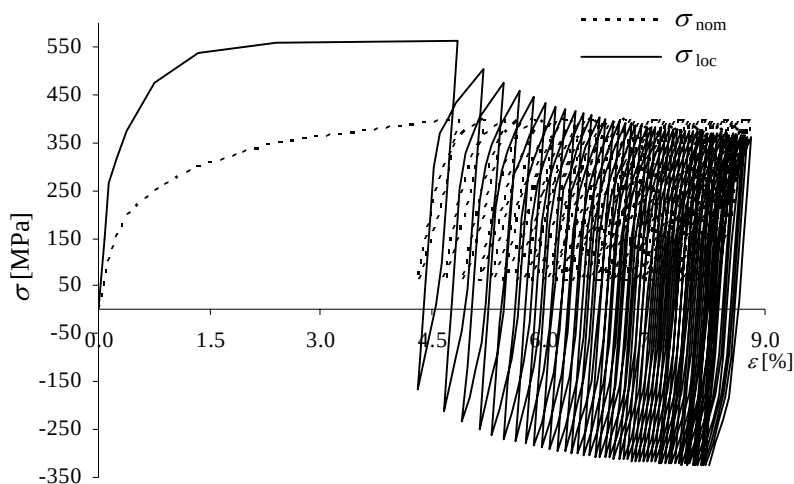


Figura 6.28 – Evolução da relação tensão *versus* deformação, nominal e local, com a aplicação de ciclos de carga com tensão nominal máxima de 400 MPa e $R_\sigma = 0.15$.

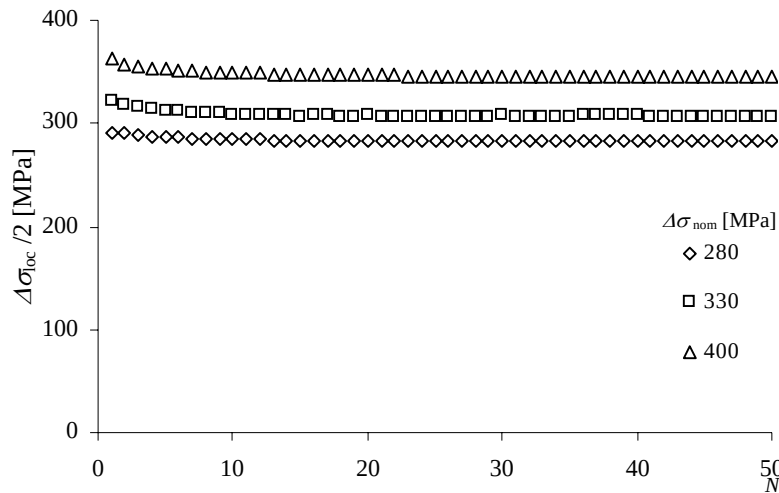


Figura 6.29 – Evolução da amplitude de tensão local com o número de ciclos de carga resultante da aplicação de uma tensão com amplitude constante e $R_\sigma = 0.15$.

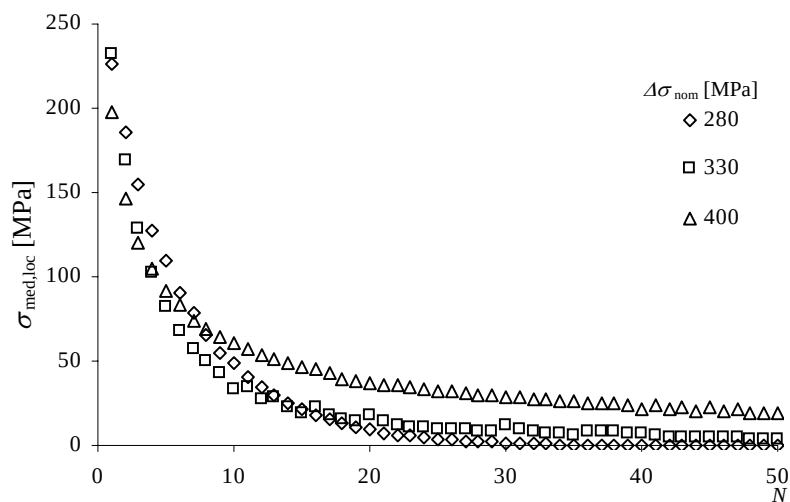


Figura 6.30 – Evolução da tensão média com o número de ciclos de carga resultante da aplicação de uma tensão com amplitude constante e $R_\sigma = 0.15$.

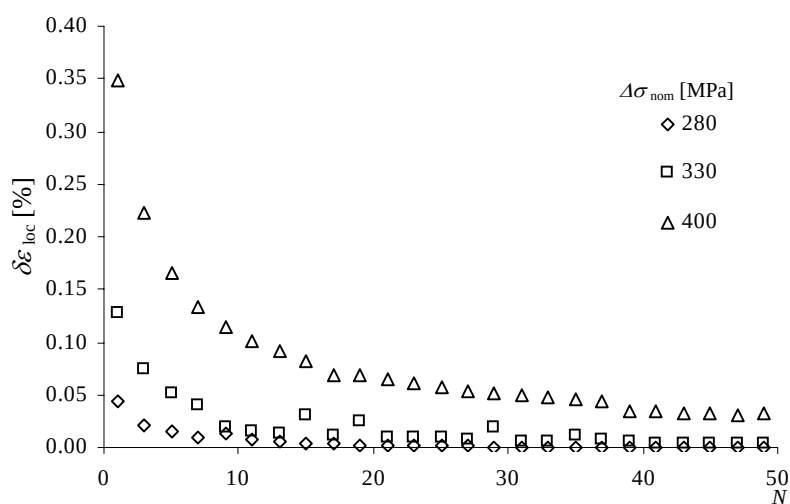


Figura 6.31 – Evolução do incremento da deformação plástica local com o número de ciclos de carga resultante da aplicação de uma tensão com amplitude constante e $R_\sigma = 0.15$.

As Figuras 6.32 a 6.35 ilustram as respostas observadas na simulação do comportamento cíclico do detalhe estrutural, quando solicitado sob tensões nominais de amplitude constante e com uma razão de tensões, $R_\sigma = 0.3$. A Figura 6.32 ilustra o comportamento local e remoto do detalhe estrutural, ao nível da relação tensões *versus* deformações. Nesta figura é visível uma relaxação cíclica da tensão média simultaneamente com uma deformação plástica progressiva. Também se constata que a tensão local máxima diminui progressivamente, chegando mesmo a ser inferior à tensão máxima aplicada remotamente.

A Figura 6.33 apresenta a evolução da amplitude de tensão local em função do número de ciclos de carga aplicados, para a razão de tensões, $R_\sigma = 0.3$. Constata-se uma estabilização da amplitude de tensão local para qualquer gama das tensões nominais aplicadas. Na Figura 6.34 ilustra-se a evolução da tensão média local. Pode-se observar uma relaxação da tensão média local, para todos os valores de tensão aplicados remotamente. No entanto, ela apenas é total para algumas gamas de tensão remota. Contudo, e no caso da simulação contemplar mais ciclos de carga, ter-se-ia a relaxação total da tensão média local, para todas as gamas de tensão aplicadas remotamente. Na Figura 6.35 apresenta-se o incremento de deformação plástica verificado de ciclo para ciclo. Tal como foi observado para as razões de tensões, $R_\sigma = 0$ e $R_\sigma = 0.15$ a deformação cíclica progressiva tende a extinguir-se com o número de ciclos, estabilizando o comportamento do material.

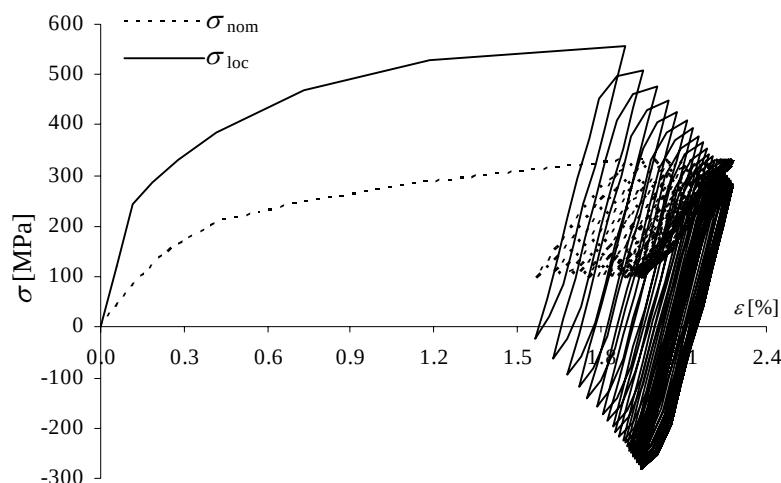


Figura 6.32 – Evolução da relação tensão *versus* deformação, nominal e local, com a aplicação de ciclos de carga com tensão nominal máxima de 350 MPa e $R_\sigma = 0.3$.

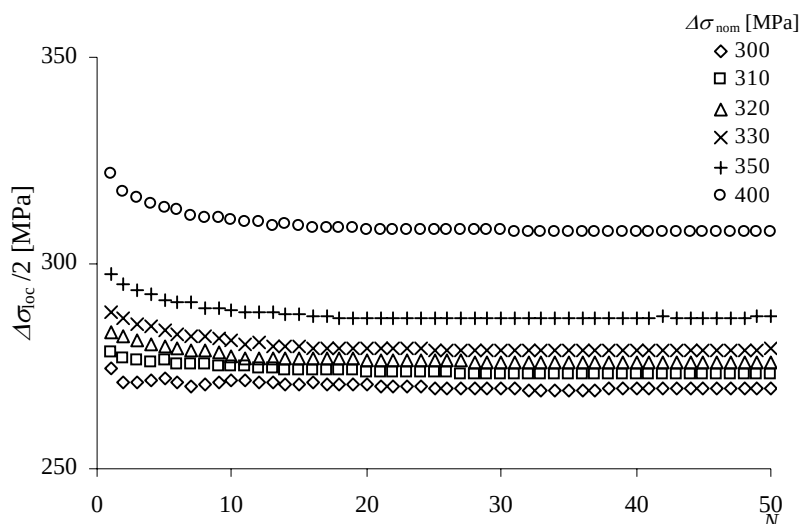


Figura 6.33 – Evolução da amplitude de tensão local com o número de ciclos de carga resultante da aplicação de uma tensão com amplitude constante e $R_\sigma = 0.3$.

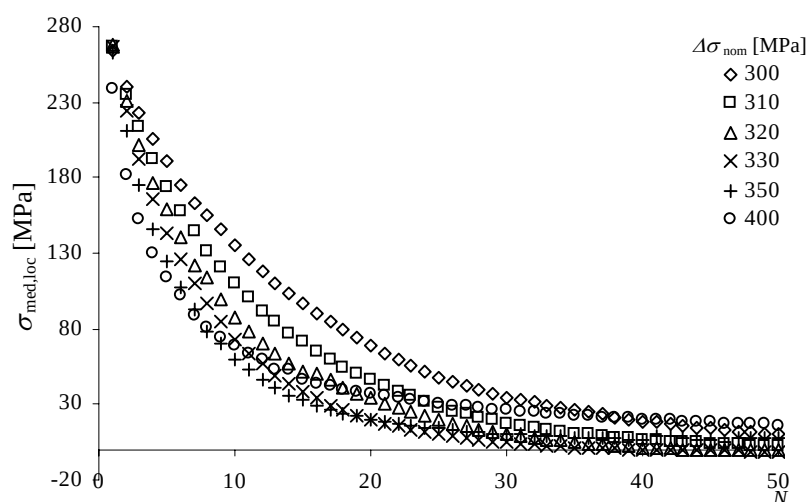


Figura 6.34 – Evolução da tensão média com o número de ciclos de carga resultante da aplicação de uma tensão com amplitude constante e $R_\sigma = 0.3$.

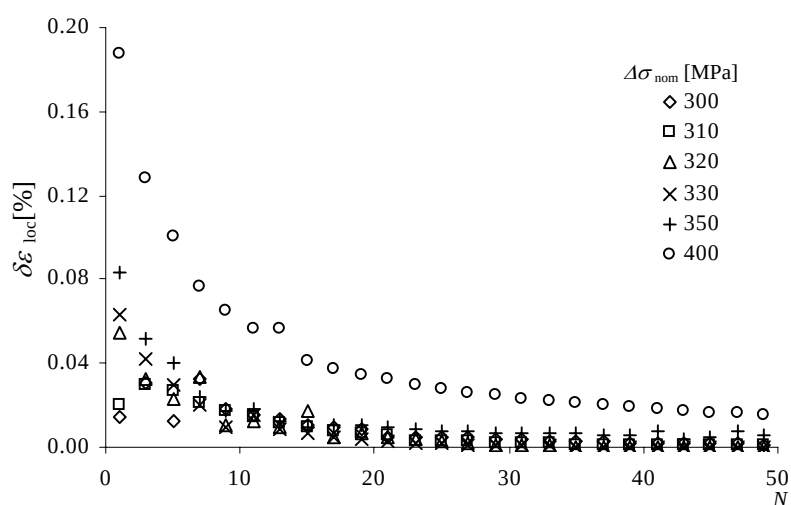


Figura 6.35 – Evolução do incremento da deformação plástica local com o número de ciclos de carga resultante da aplicação de uma tensão com amplitude constante e $R_\sigma = 0.3$.

6.2.2.3 *Modelação elastoplástica cíclica do detalhe estrutural sob amplitude de carga variável definida por blocos de amplitude constante*

As simulações numéricas do detalhe estrutural sob a acção de carregamentos definidos por blocos de amplitude constante, tal como as efectuadas a amplitude constante, foram realizadas com o objectivo de ajudar a compreender o comportamento elastoplástico local, ao nível do entalhe, do detalhe estrutural. Foram efectuadas simulações, com condições de carga semelhantes às do programa experimental, quer no que concerne às gamas de tensão aplicadas remotamente, quer quanto às razões de tensões utilizadas.

Nas Figuras 6.36 a 6.40 ilustram-se várias respostas associados ao comportamento cíclico do detalhe estrutural, solicitado sob a acção de tensões nominais definidas por blocos e com uma razão de tensões, $R_\sigma = 0$. Na Figura 6.36 ilustra-se a relação tensão-deformação local, ao nível da raiz do entalhe assim como a relação tensão-deformação remota para a sequência de dois blocos L-H, com as tensões nominais máximas de 280 e 330 MPa, respectivamente nos blocos baixo e alto. Na Figura 6.37 são ilustradas as relações tensão-deformação, local e remota, do detalhe estrutural obtidas para a sequência H-L, com as tensões nominais máximas de 330 e 280 MPa, respectivamente. Observa-se que a deformação local acumulada, obtida na sequência L-H, é ligeiramente superior à da sequência H-L. Isto deve-se ao facto de na sequência H-L apenas ter ocorrido deformação plástica progressiva durante a aplicação do bloco alto; na sequência L-H existiu deformação plástica progressiva durante a aplicação dos dois blocos. Enquanto na sequência L-H se observa deformação plástica progressiva durante a aplicação dos dois blocos, na sequência H-L só se observa deformação plástica progressiva durante a aplicação do primeiro bloco, já que no segundo existe estabilização plástica completa dos ciclos de histerese (*plastic shakedown*).

Na Figura 6.38 apresenta-se a evolução da amplitude de tensão local em função do número de ciclos aplicados em ambos os blocos, para a razão de tensões, $R_\sigma = 0$. Da análise do gráfico constata-se que existe estabilização na amplitude de tensão local para ambas as sequências de carga. É de referir que o valor da amplitude de tensão local estabilizada não é perturbado pela sequência do carregamento. Para além dos blocos com tensões máximas de 330 e 280 MPa também se considerou um bloco com tensão máxima de 400 MPa combinado com o bloco de tensão máxima de 280 MPa.

A Figura 6.39 ilustra a evolução da tensão média cíclica local. Pode observar-se relaxação parcial ou total da tensão média cíclica local em todas as sequências de carga. É

interessante notar que a transição entre dois blocos de carga tanto pode produzir tensões médias cíclicas quase nulas como pode produzir tensões médias cíclicas importantes. Por exemplo, para a sequência L-H (280 – 400 MPa) existe quase uma relaxação completa durante o primeiro bloco (280 MPa). Na transição para o bloco de 400 MPa surgem tensões médias cíclicas positivas de elevada intensidade, não se observando a sua total relaxação para o número de ciclos simulado. Na Figura 6.40 apresenta-se o incremento de deformação plástica verificado de ciclo para ciclo. Neste caso apenas há a salientar um incremento de deformação plástica nulo verificado no segundo bloco de tensão para as sequências H-L uma vez que existe estabilização dos ciclos de histerese no bloco baixo.

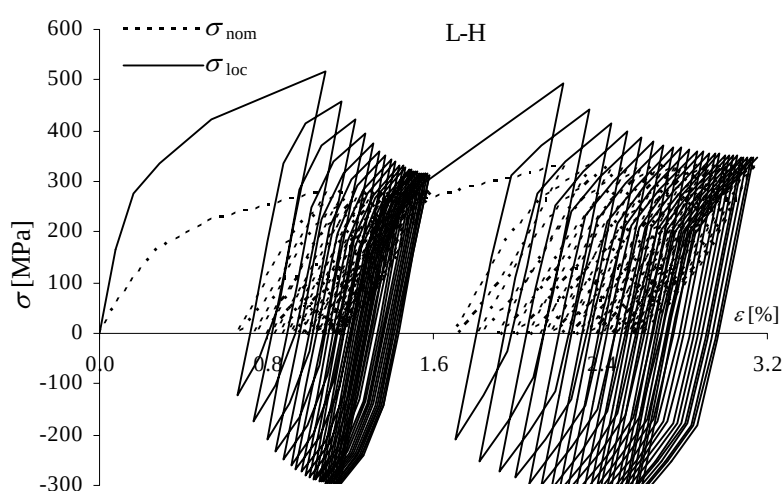


Figura 6.36 – Evolução das relações tensões-deformações, local e remota, com a aplicação dos blocos de carga L-H com tensões nominais de 280 e 330 MPa, respectivamente e $R_\sigma = 0$.

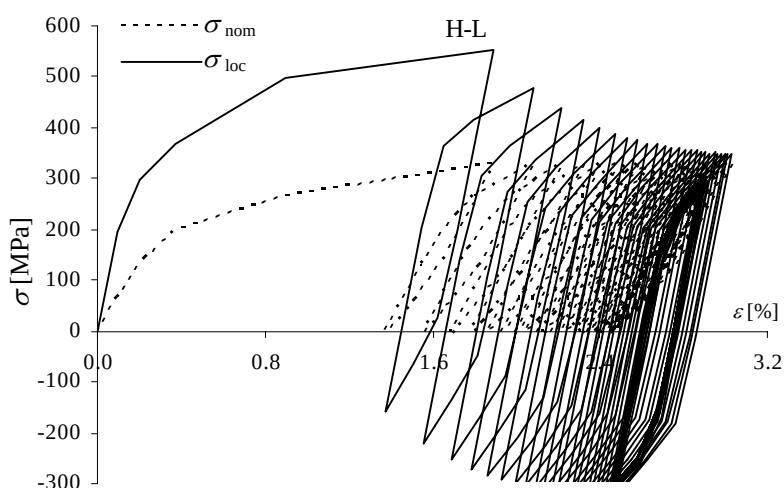


Figura 6.37 – Evolução das tensões-deformações, local e remota, com a aplicação dos blocos de carga H-L com tensões nominais de 330 e 280 MPa, respectivamente e $R_\sigma = 0$.

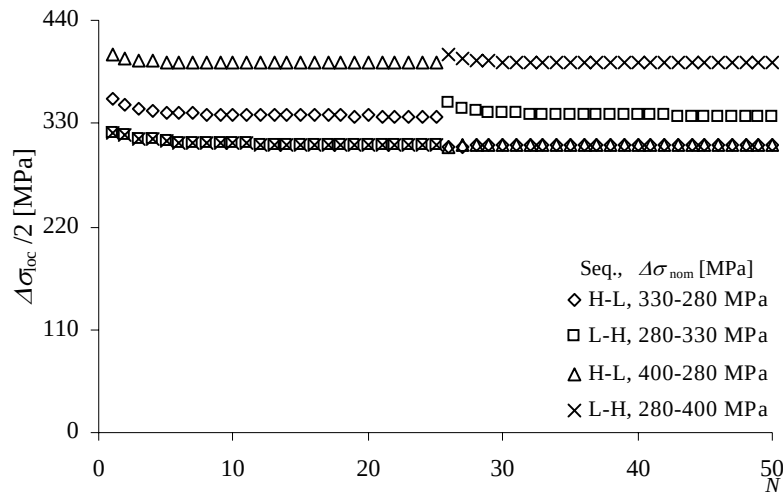


Figura 6.38 – Evolução da amplitude de tensão local com o número de ciclos de carga para carregamentos nominais definidos por blocos de amplitude constante e com $R_\sigma = 0$.

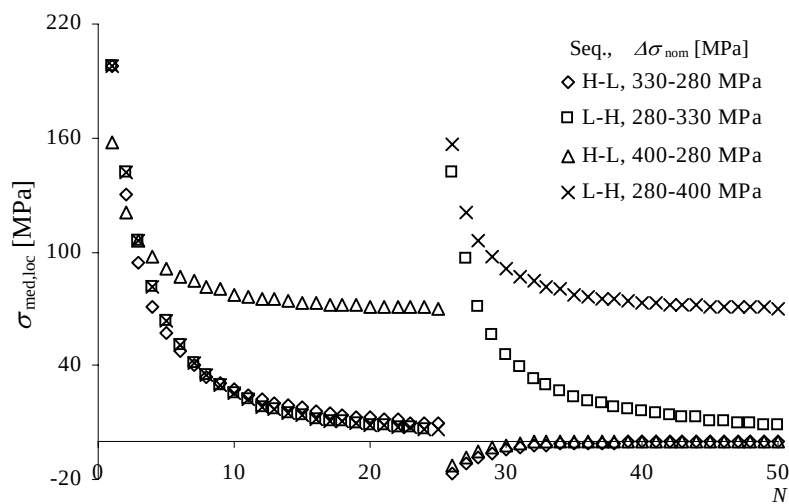


Figura 6.39 – Evolução da tensão média cíclica com o número de ciclos de carga para carregamentos nominais definidos por blocos de amplitude constante e com $R_\sigma = 0$.

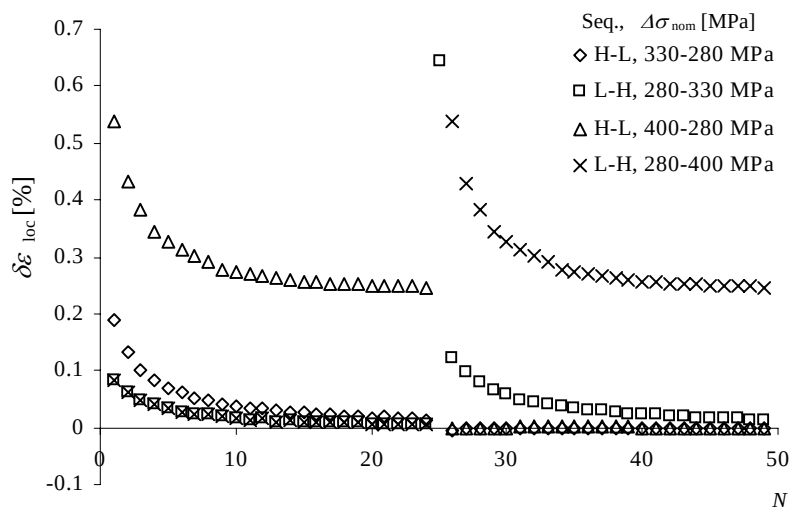


Figura 6.40 – Incremento de deformação plástica com o número de ciclos de carga para carregamentos nominais definidos por blocos de amplitude constante e com $R_\sigma = 0$.

As Figuras 6.41 a 6.45 ilustram vários fenómenos associados ao comportamento cíclico do detalhe estrutural sob a acção de tensões nominais aplicadas por blocos de amplitude constante e com uma razão de tensões, $R_\sigma = 0.15$. As Figuras 6.46 a 6.50 ilustram as respostas relativas ao comportamento cíclico do detalhe estrutural, solicitado remotamente segundo blocos de tensão de amplitude constante, com uma razão de tensões, $R_\sigma = 0.3$. A análise destas respostas merece comentários semelhantes aos efectuados para a razão de tensões, $R_\sigma = 0$.

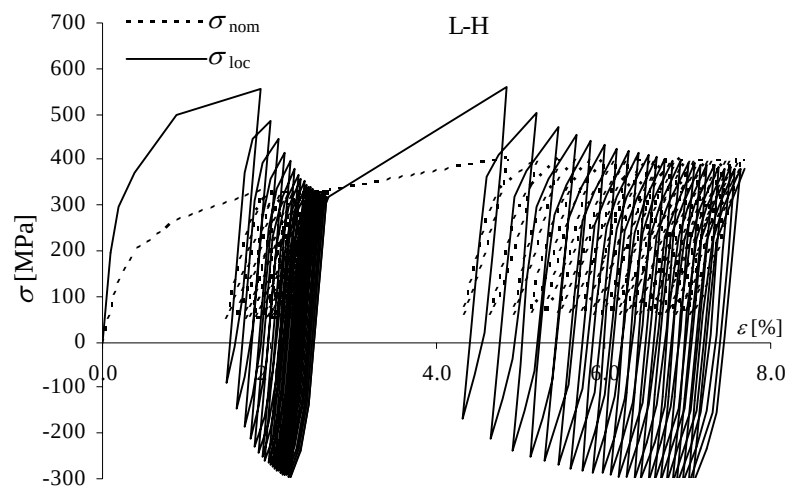


Figura 6.41 – Evolução das relações tensões-deformações, local e remota, com a aplicação dos blocos de carga L-H com tensões nominais de 330 e 400 MPa, respectivamente e $R_\sigma = 0.15$.

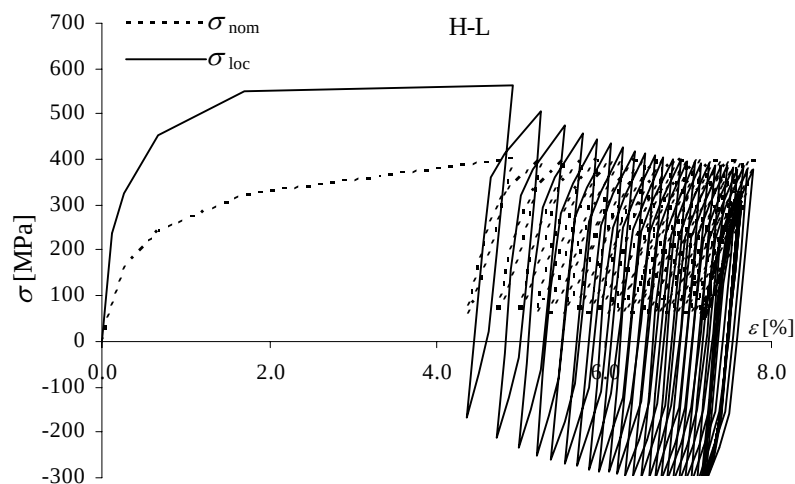


Figura 6.42 – Evolução das relações tensões-deformações, local e remota, com a aplicação dos blocos de carga H-L com tensões nominais de 400 e 330 MPa, respectivamente e $R_\sigma = 0.15$.

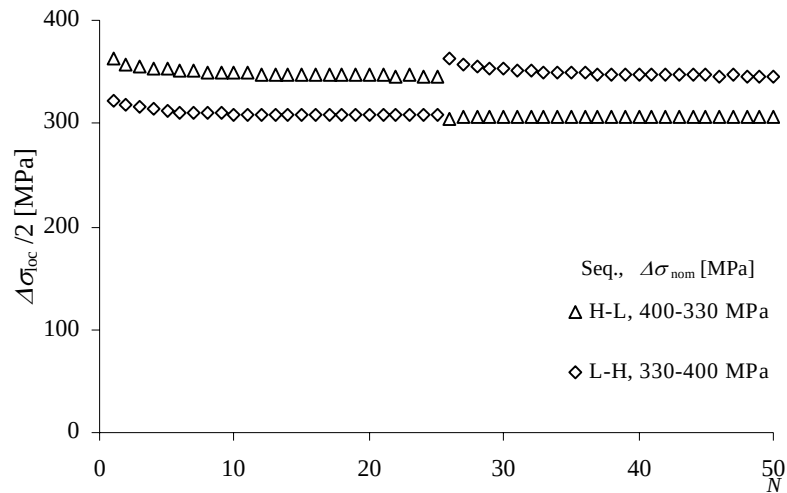


Figura 6.43 – Evolução da amplitude de tensão local com o número de ciclos de carga para carregamentos nominais definidos por blocos de amplitude constante e com $R_\sigma = 0.15$.

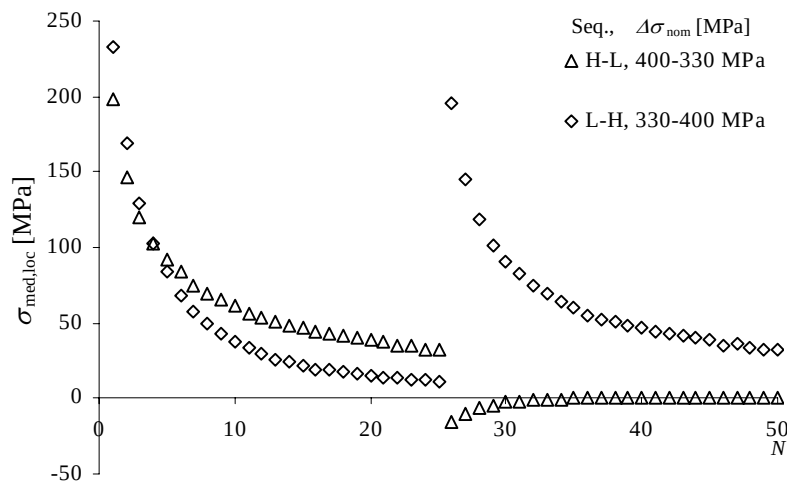


Figura 6.44 – Evolução da tensão média cíclica com o número de ciclos de carga para carregamentos nominais definidos por blocos de amplitude constante e com $R_\sigma = 0.15$.

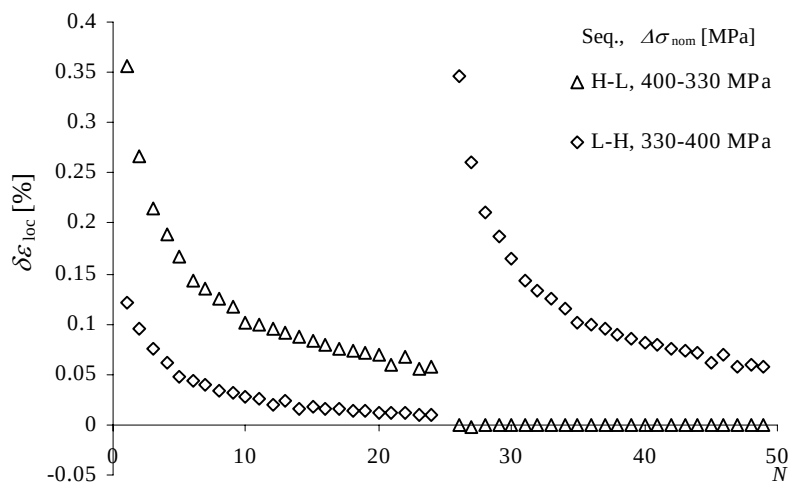


Figura 6.45 – Incremento de deformação plástica com o número de ciclos de carga para carregamentos nominais definidos por blocos de amplitude constante e com $R_\sigma = 0.15$.

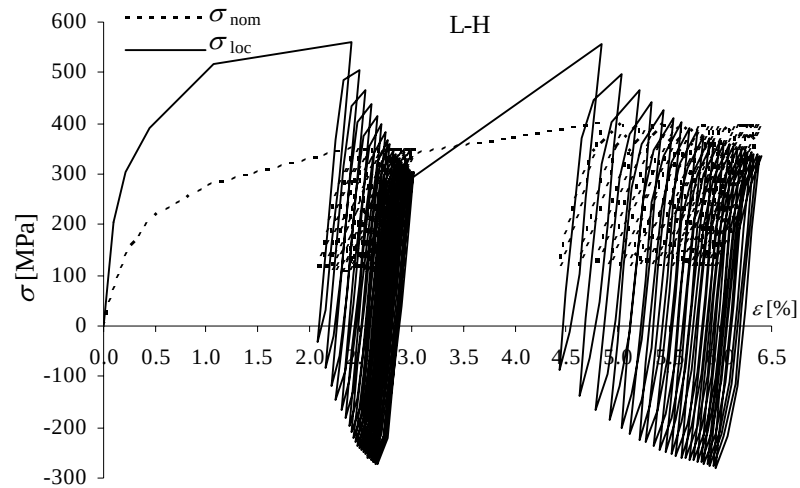


Figura 6.46 – Evolução das relações tensões-deformações, local e remota, com a aplicação dos blocos de carga L-H com tensões nominais de 350 e 400 MPa, respectivamente e $R_\sigma = 0.3$.

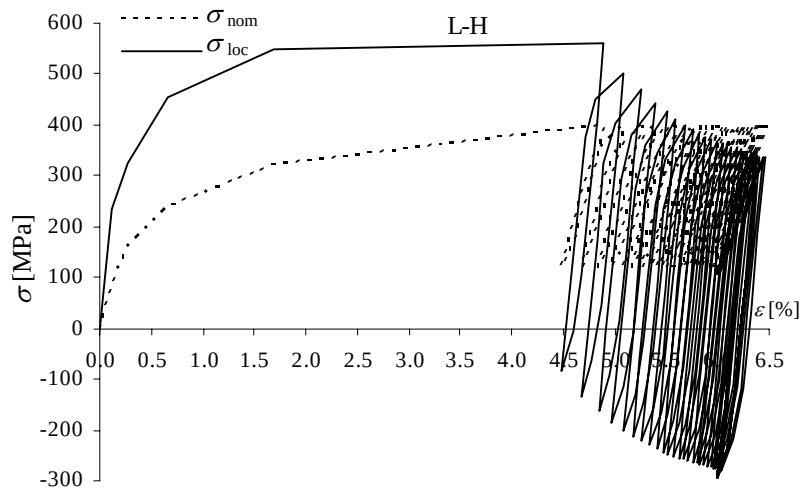


Figura 6.47 – Evolução das relações tensões-deformações, local e remota, com a aplicação dos blocos de carga H-L com tensões nominais de 400 e 350 MPa, respectivamente e $R_\sigma = 0.3$.

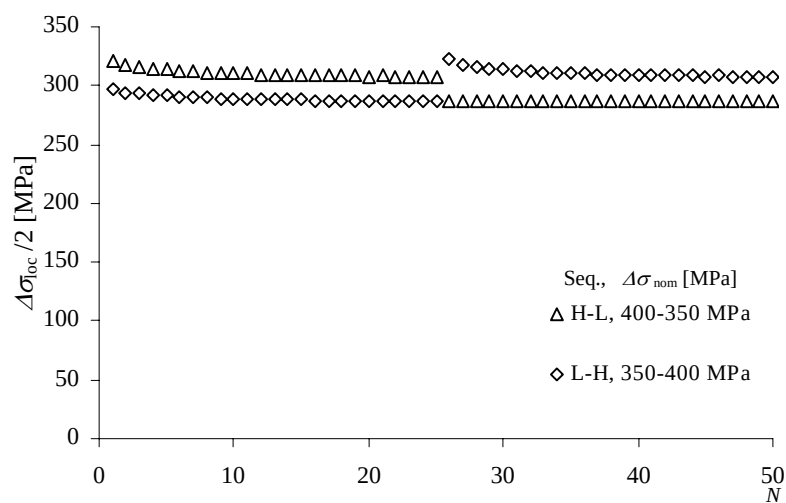


Figura 6.48 – Evolução da amplitude de tensão local com o número de ciclos de carga para carregamentos nominais definidos por blocos de amplitude constante e com $R_\sigma = 0.3$.

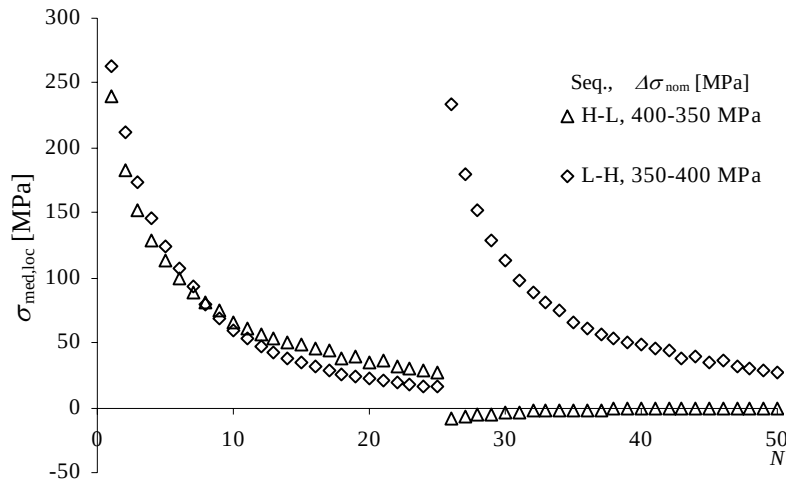


Figura 6.49 – Evolução da tensão média cíclica com o número de ciclos de carga para carregamentos nominais definidos por blocos de amplitude constante e com $R_\sigma = 0.3$.

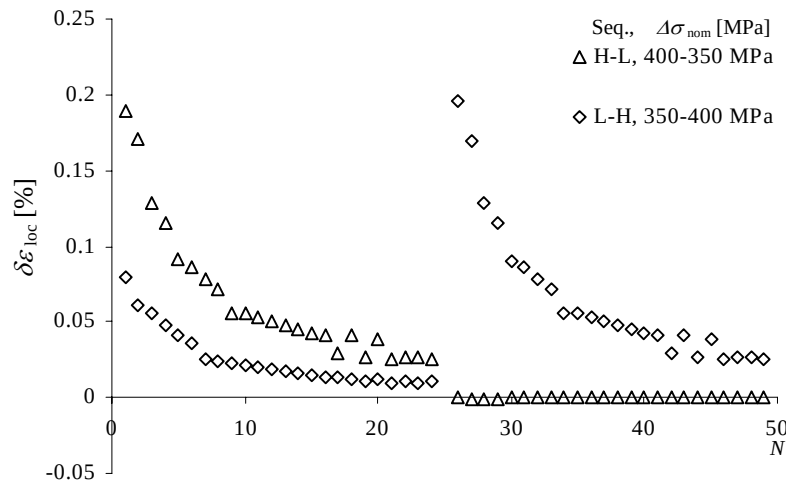


Figura 6.50 – Incremento de deformação plástica com o número de ciclos de carga para carregamentos nominais definidos por blocos de amplitude constante e com $R_\sigma = 0.3$.

Nas Figuras 6.51 a 6.55 ilustram-se as respostas cíclicas do detalhe estrutural, quando solicitado remotamente por múltiplos blocos de carga de amplitude constante com uma razão de tensões, $R_\sigma = 0$. Na Figura 6.51 ilustram-se as relações tensões-deformações, local e remota, do detalhe estrutural, para a sequência L-H-L-H..., sendo as respectivas tensões nominais máximas de 280 e 400 MPa. Na Figura 6.52 é ilustrada uma resposta similar à da Figura 6.51 mas relativa à sequência H-L-H-L..., com as mesmas tensões nominais máximas. Observa-se que a deformação plástica acumulada obtida na sequência L-H-L-H... é significativamente inferior à verificada na sequência H-L-H-L.... Note-se que foram aplicados o mesmo número de ciclos (15 ciclos) em cada um dos blocos das sequências L-H-L-H... e H-L-H-L.... Nestas figuras também é possível observar que a tensão local máxima, em ambas as sequências de carga, diminui com o número de ciclos de carga – relaxação da

tensão média cíclica. Observa-se ainda deformação plástica cíclica progressiva no primeiro bloco de carga baixo (L) e em todos os blocos de carga altos (H), na sequência L-H-L-H.... A deformação plástica cíclica progressiva na sequência H-L-H-L... apenas é observada na aplicação dos blocos de carga altos.

Na Figura 6.53 apresenta-se a evolução da amplitude de tensão local em função do número de ciclos de carga para todas as sequências de blocos de carga estudadas e com $R_\sigma = 0$. Observa-se a estabilização da amplitude de tensão para a aplicação de qualquer das sequências de carga.

A Figura 6.54 ilustra a evolução da tensão média cíclica local. Pode-se constatar, com base na análise da figura, que existe relaxação da tensão média cíclica local, para todas as sequências de blocos de carga, embora não seja total para algumas sequências. Existe uma recuperação das tensões médias cíclicas sempre que se aplica o nível alto, independentemente da sequência, para a gama de tensão nominal remota de 400 MPa. Na Figura 6.55 apresenta-se o incremento de deformação plástica verificada em função do número de ciclos. Constatase que o incremento de deformação plástica cíclica tende a anular-se (comportamento estabilizado) para as mesmas condições em que se verifica a relaxação total da tensão média cíclica.

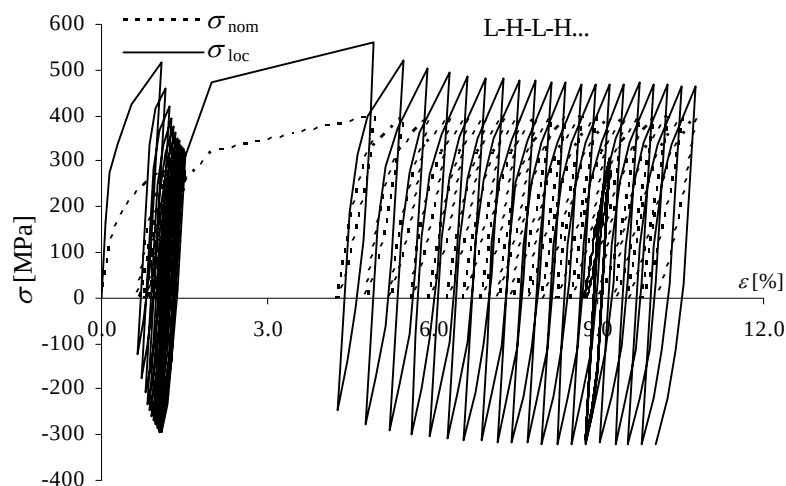


Figura 6.51 – Evolução das relações tensões-deformações, local e remota, com a aplicação dos blocos de carga L-H-L-H... com tensões nominais de 400 e 280 MPa, respectivamente e $R_\sigma = 0$.

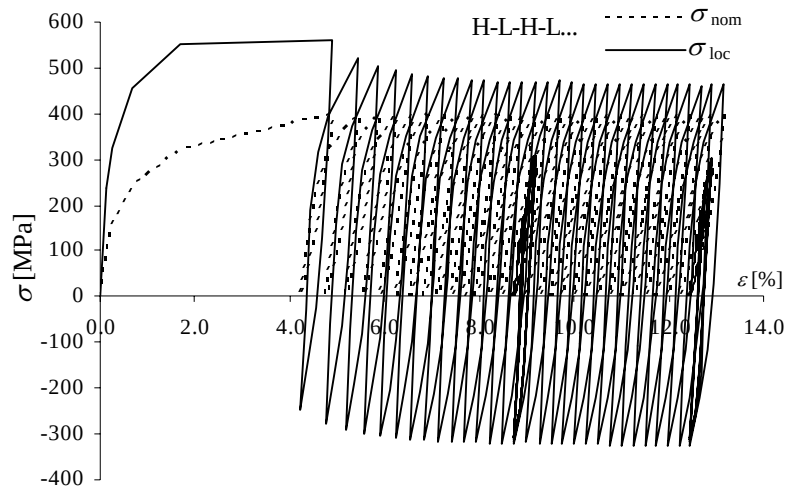


Figura 6.52 – Evolução das relações tensões-deformações, local e remota, com a aplicação dos blocos de carga H-L-H-L... com tensões nominais de 400 e 280 MPa, respectivamente e $R_\sigma = 0$.

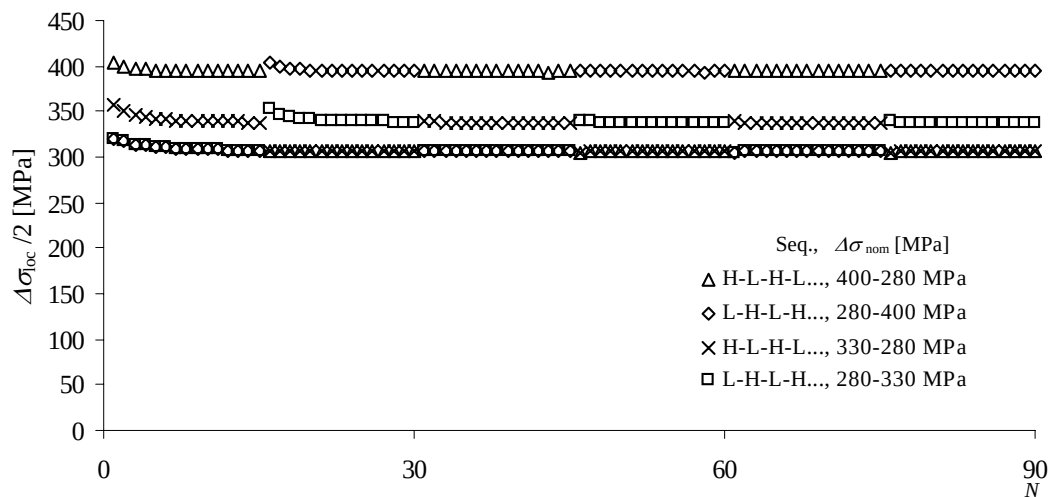


Figura 6.53 – Evolução da amplitude de tensão local com o número de ciclos de carga para carregamentos nominais definidos por blocos de amplitude constante e com $R_\sigma = 0$.

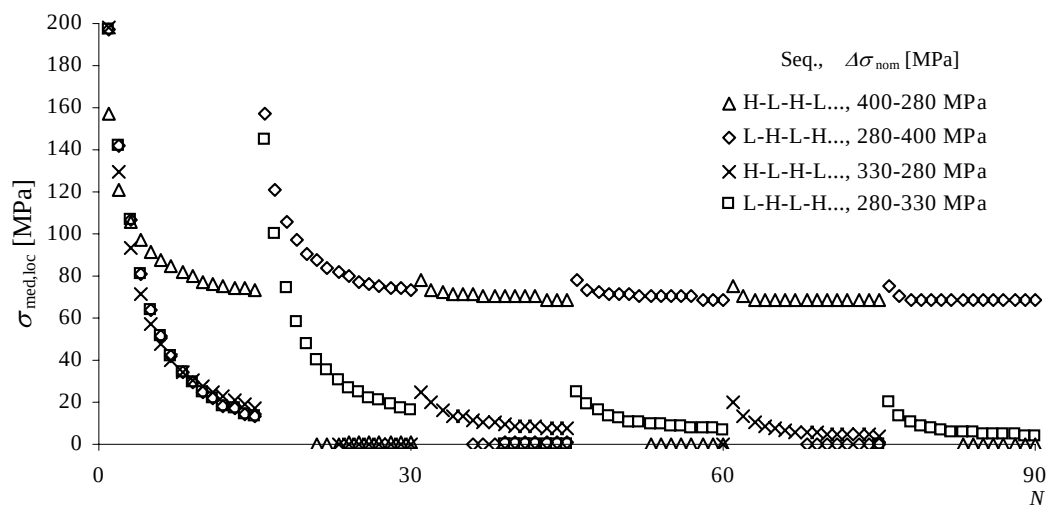


Figura 6.54 – Evolução da tensão média cíclica com o número de ciclos de carga para carregamentos nominais definidos por blocos de amplitude constante e com $R_\sigma = 0$.

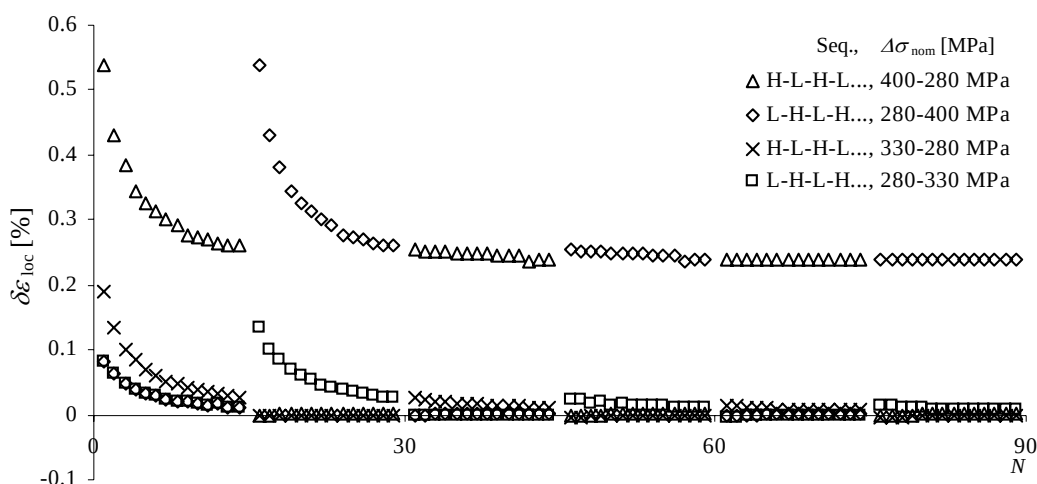


Figura 6.55 – Incremento de deformação plástica com o número de ciclos de carga para carregamentos nominais definidos por blocos de amplitude constante e com $R_\sigma = 0$.

6.2.2.4 Modelação elasto-plástica cíclica do detalhe estrutural sob blocos definidos segundo espectros

Nesta secção apresentam-se alguns resultados relativos às simulações numéricas do detalhe estrutural sujeito à acção de blocos de carga definidos segundo espectros de carga de amplitude variável. Os resultados apresentados dizem respeito à resposta elasto-plástica cíclica do material do detalhe estrutural.

As Figuras 6.56 a 6.59 ilustram a resposta cíclica do detalhe estrutural quando solicitado por espectros de tensões nominais com uma razão de tensões, $R_\sigma = 0$. Na Figura 6.56 ilustra-se as relações tensão-deformação, local e remota, resultante da repetição de um espectro de carga com a sequência L-H e limitando à tensão nominal máxima a 400 MPa. Observa-se que existe uma acumulação progressiva de deformação plástica local durante a aplicação do espectro de carga; durante a repetição do espectro observa-se inicialmente uma ligeira redução da deformação plástica acumulada voltando esta a aumentar depois da aplicação da carga com amplitude de 360 MPa. Nestas figuras também é possível observar que a tensão local máxima aumenta sempre que é aumentada a tensão aplicada remotamente, seguindo-se imediatamente a sua diminuição com a aplicação de ciclos de carga com a mesma amplitude, por relaxação cíclica.

Na Figura 6.57 apresenta-se a evolução das amplitudes de tensão, local e remota, em função do número de ciclos de carga aplicados, para uma razão de tensões, $R_\sigma = 0$. A partir deste gráfico pode-se dizer que a resposta local, em termos da amplitude de tensão é em geral estável. Este gráfico ilustra o espectro de tensões nominais aplicado ao detalhe estrutural.

A Figura 6.58 ilustra a evolução da tensão média cíclica local. Pode-se observar a existência de relaxação da tensão média cíclica local para os níveis de amplitude de tensão remota mais elevados ($\Delta\sigma/2 > 150$ MPa). Também é visível que na repetição do espectro de carga, a aplicação de tensões abaixo da tensão de cedência conduz a tensões médias cíclicas locais de compressão. Na Figura 6.59 apresenta-se o incremento de deformação plástica com o número de ciclos. Apenas existe deformação plástica progressiva quando os níveis de tensão aplicados excedem os valores de cedência do material.

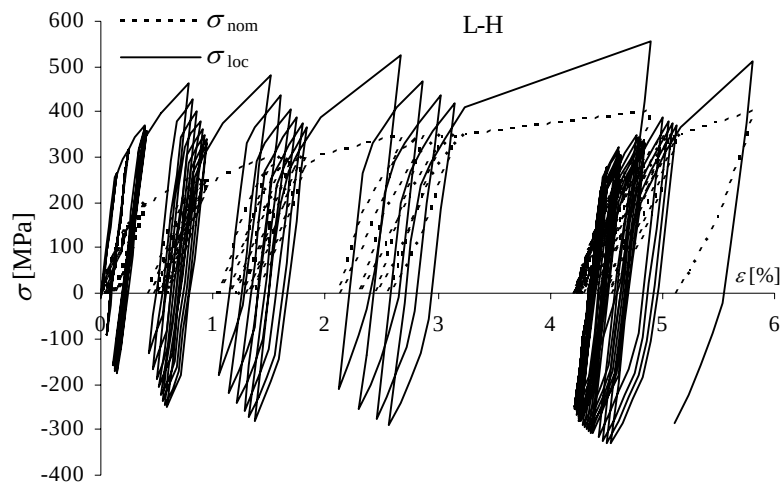


Figura 6.56 – Evolução das relações tensões-deformações, local e remota, com a aplicação do espectro de carga L-H com tensão nominal máxima de 400 MPa e $R_\sigma = 0$ (2 blocos).

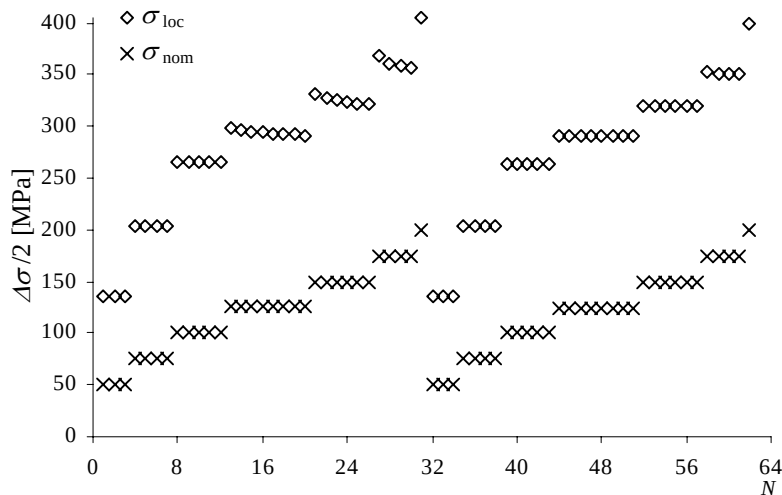


Figura 6.57 – Evolução das amplitudes de tensões, local e nominal, com o número de ciclos de carga referentes à aplicação do espectro de carga L-H com tensão máxima de 400 MPa e $R_\sigma = 0$ (2 blocos).

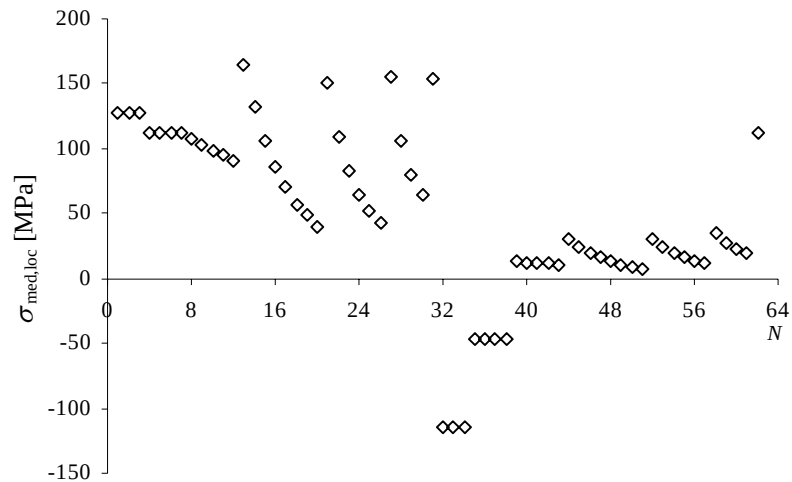


Figura 6.58 – Evolução da tensão média cíclica com o número de ciclos de carga referente à aplicação do espectro de carga L-H com tensão máxima de 400 MPa e $R_\sigma = 0$ (2 blocos).

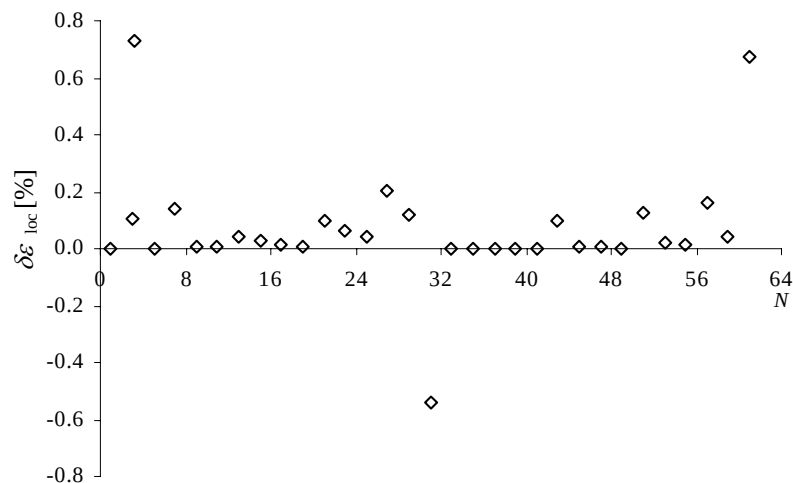


Figura 6.59 – Incremento de deformação plástica com o número de ciclos de carga referentes à aplicação do espectro de carga L-H com tensão máxima de 400 MPa e $R_\sigma = 0$ (2 blocos).

As Figuras 6.60 a 6.63 ilustram as respostas elasto-plásticas cíclicas do detalhe estrutural, quando solicitado por espectros de tensões nominais segundo a sequência H-L e com a razão de tensões, $R_\sigma = 0$. Na Figura 6.60 ilustra-se as relações tensões-deformações, local e remota, do detalhe estrutural, relativas à aplicação de dois espectros de carga com a sequência H-L e limitados à tensão nominal máxima de 400 MPa. Observa-se que apenas existe deformação local plástica progressiva durante a aplicação de tensões nominais com uma gama igual ou superior 360 MPa.

Na Figura 6.61 apresenta-se a evolução da amplitude de tensão local em função do número de ciclos de carga, constatando-se que existe estabilização da resposta cíclica em termos da amplitude de tensão, havendo ligeiras perturbações iniciais apenas para os níveis de tensões mais elevadas.

A Figura 6.62 ilustra a evolução da tensão média cíclica local. Pode-se observar, a partir desta figura, que existe relaxação da tensão média local para os níveis de tensão mais elevados. Também é visível que a aplicação de gamas de tensões nominais inferiores a 360 MPa geram tensões médias cíclicas locais de compressão. Na Figura 6.63 apresenta-se o incremento de deformação plástica verificado de ciclo para ciclo. Neste caso, o incremento de deformação plástica verificado sempre que é aplicado o ciclo referente à carga máxima é muito superior ao verificado com a aplicação das outras cargas.

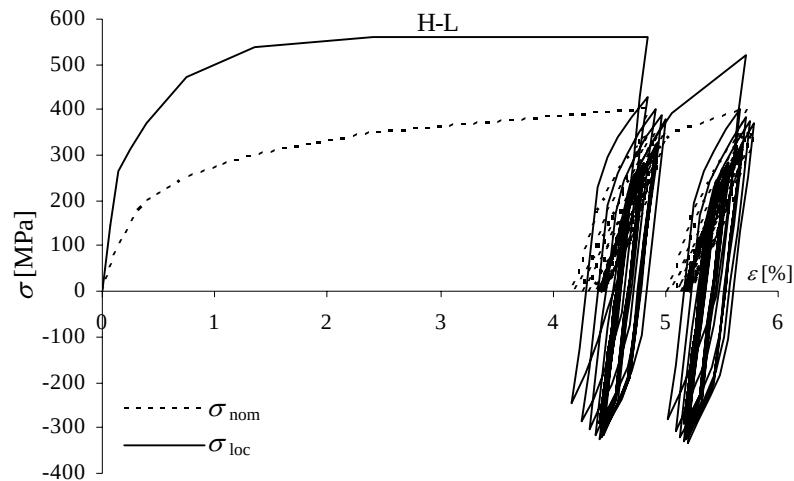


Figura 6.60 – Evolução das relações tensões-deformações, local e remota, com a aplicação do espectro de carga H-L com tensão nominal máxima de 400 MPa e $R_\sigma = 0$ (2 blocos).

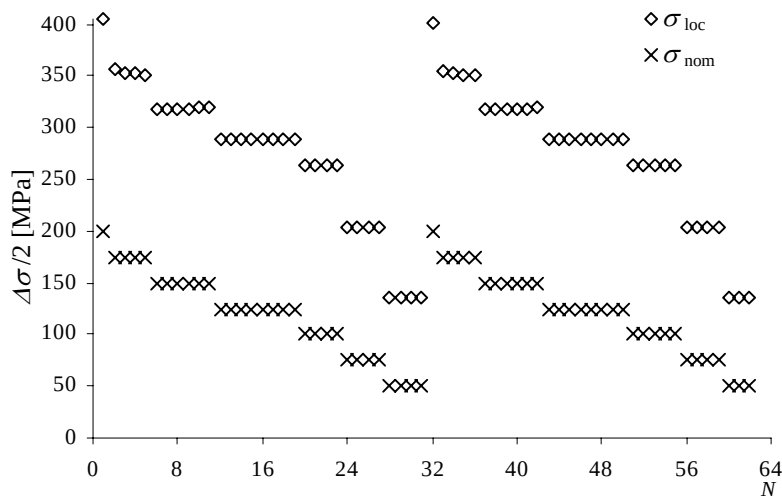


Figura 6.61 – Evolução das amplitudes de tensões, local e nomina, com o número de ciclos de carga referentes à aplicação do espectro de carga H-L com tensão máxima de 400 MPa e $R_\sigma = 0$ (2 blocos).

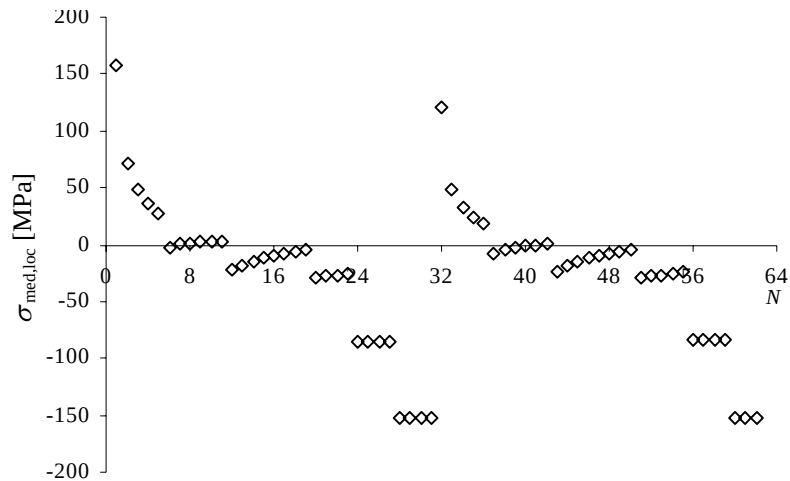


Figura 6.62 – Evolução da tensão média cíclica com o número de ciclos de carga referentes à aplicação do espectro de carga H-L com tensão máxima de 400 MPa e $R_\sigma = 0$ (2 blocos).

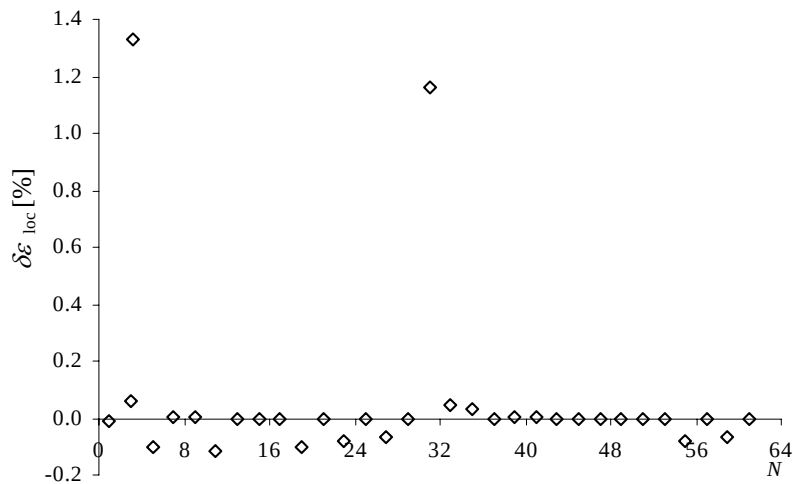


Figura 6.63 – Incremento de deformação plástica com o número de ciclos de carga referente à aplicação do espectro de carga H-L com tensão nominal máxima de 400 MPa e $R_\sigma = 0$ (2 blocos).

As Figuras 6.64 a 6.67 ilustram as respostas associadas ao comportamento cíclico do detalhe estrutural, quando solicitado por espectros de tensões nominais segundo a sequência L-H-L, e com uma razão de tensões, $R_\sigma = 0$. O comportamento do detalhe estrutural, observado nestas figuras, durante a aplicação das cargas crescentes do primeiro espectro, é semelhante ao verificado com o espectro L-H. Depois de ser alcançado o valor de carga máximo, o comportamento do detalhe (localmente) passa a ser semelhante ao verificado com a aplicação do espectro H-L.

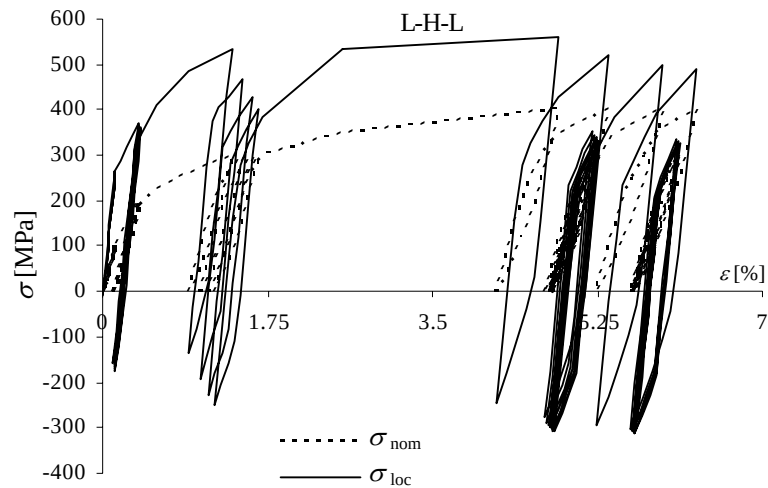


Figura 6.64 – Evolução das relações tensões-deformações, local e remota, com a aplicação do espectro de carga L-H-L com tensão nominal máxima de 400 MPa e $R_\sigma = 0$ (2 blocos).

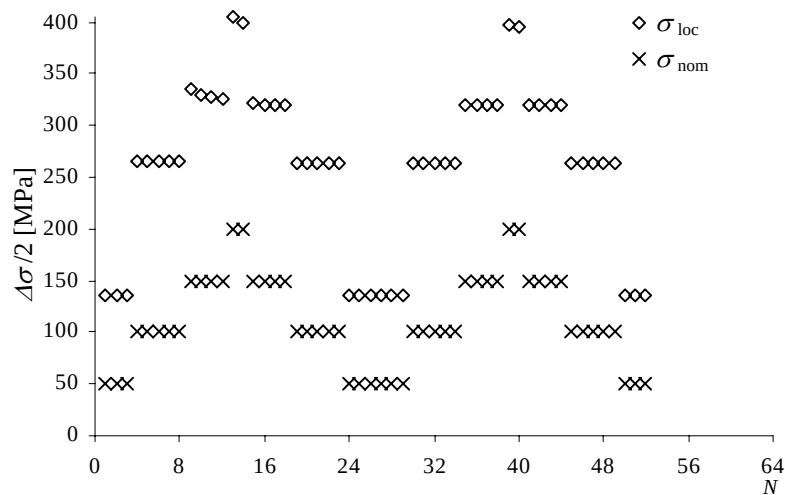


Figura 6.65 – Evolução das amplitudes de tensões, local e nominal, com o número de ciclos de carga referentes à aplicação do espectro de carga L-H-L com tensão máxima de 400 MPa e $R_\sigma = 0$ (2 blocos).

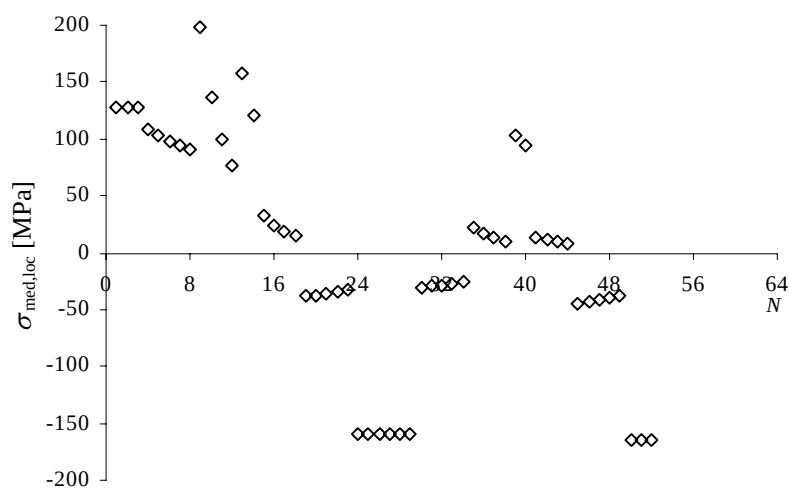


Figura 6.66 – Evolução da tensão média cíclica com o número de ciclos de carga referente à aplicação do espectro de carga L-H-L com tensão máxima de 400 MPa e $R_\sigma = 0$ (2 blocos).

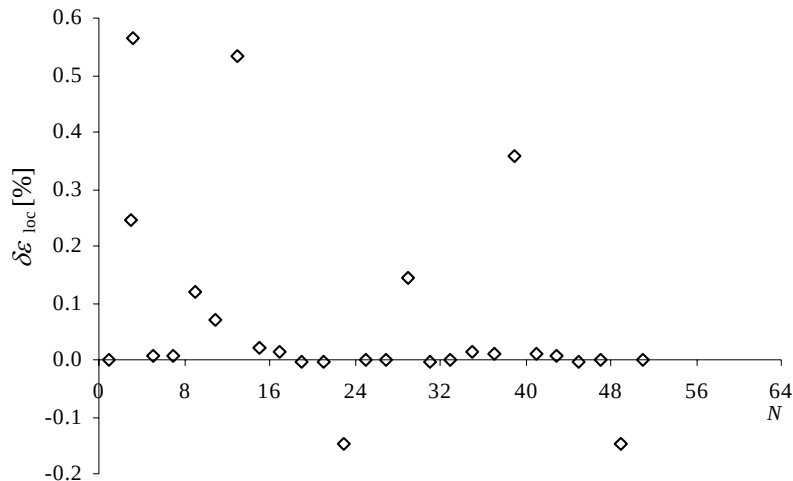


Figura 6.67 – Incremento de deformação plástica com o número de ciclos de carga referente à aplicação do espectro de carga L-H-L com tensão máxima de 400 MPa e $R_\sigma = 0$ (2 blocos).

6.3 Conclusões

Neste capítulo foram apresentados os resultados da simulação numérica do comportamento elasto-plástico cíclico quer do aço P355NL1 quer de um detalhe estrutural, também de aço P355NL1. A modelação foi efectuada recorrendo ao código comercial de elementos finitos ANSYS®, usando o modelo constitutivo de plasticidade cíclica proposto por *Chaboche* que inclui endurecimento cinemático do tipo não linear.

A modelação numérica do comportamento do detalhe estrutural ajudou a compreender o comportamento cíclico do detalhe estrutural, localmente ao nível do entalhe. De acordo com as simulações foi possível constatar fenómenos de relaxação cíclica da tensão média, associados a fenómenos de fluência cíclica ou de deformação plástica progressiva. Em geral, estes fenómenos eram observados em simultâneo desaparecendo ambos aquando da estabilização da resposta.

Para carregamentos de amplitude constante, a aplicação remota de tensões com razão de tensões nula resulta em tensões locais na raiz do entalhe com razões de tensões que tendem para -1, se o nível das tensões nominais for elevado. Também se constatou que a tensão máxima local elasto-plástica tendia para valores iguais ou inferiores aos da tensão máxima remota. As transições de nível de tensão alto para um nível baixo pode conduzir a tensões locais médias cíclicas de compressão se o nível alto produzir plasticidade local.

CAPÍTULO 7

PREVISÕES DA VIDA À FADIGA

7.1 Introdução

Neste capítulo são apresentadas previsões da vida à fadiga do detalhe estrutural, efectuadas com base em regras de análise elastoplástica propostas *Neuber*, *Glinka* e *Seeger* e *Heuler* e ainda usando os resultados de análises numéricas obtidos pelo Método dos Elementos Finitos, apresentados no Capítulo 6. As previsões foram realizadas tanto para carregamentos com amplitude constante como variável. Neste último caso, a determinação da vida à fadiga foi realizada com base na regra de Miner usando o conceito de tensão equivalente.

A vida total à fadiga de componentes estruturais pode ser estimada considerando um período de iniciação e um período de propagação de fendas de fadiga. O número total de ciclos de rotura, 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 :

$$N_f = N_i + N_p \quad (7.1)$$

Enquanto que 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 pode ser feita com base na MFLE. A transição entre a fase de iniciação e a fase de propagação é, em geral, definida através de uma dimensão característica da fenda.

7.2 Modelos para previsão da fase de iniciação de fendas

Nesta secção descreve-se um modelo geral para previsão da fase de iniciação de fendas de fadiga em detalhes estruturais, baseado na história das tensões/deformações locais.

O modelo descrito para a previsão da fase de iniciação é posteriormente usado na estimativa do número de ciclos necessários à iniciação de fendas de fadiga no detalhe estrutural testado no âmbito deste trabalho e cujos resultados experimentais foram apresentados no Capítulo 5. As previsões são comparadas com os resultados experimentais, de vida total até à rotura, obtidos para este detalhe. Nas previsões desprezar-se-á a fase de propagação das fendas no detalhe estrutural. Com efeito, constatou-se experimentalmente que a fase de propagação representa uma percentagem reduzida da vida total do provete, pelo menos para as vidas curtas/médias e para carregamentos de amplitude constante. Para outras

condições é de esperar um aumento da importância da fase de propagação, devendo os modelos baseados na estimativa da fase de iniciação subestimar a vida do detalhe estrutural.

O modelo de previsão da fase de iniciação de fendas de fadiga, empregue neste estudo, envolve, numa primeira etapa, uma análise elastoplástica local com vista à determinação das tensões e deformações nos pontos críticos do detalhe estrutural. Estas tensões e deformações locais são posteriormente usadas na estimativa do número de ciclos de iniciação, recorrendo a relações deformação *versus* vida adequadas.

A análise elastoplástica local pode ser realizada recorrendo à regra de *Neuber* [22,23] e à curva cíclica do material, na forma da relação de *Ramberg-Osgood* [18], resultando o seguinte sistema de equações, válido para carregamentos monótonos:

$$\begin{cases} \sigma_{loc}^2 + \sigma_{loc} \left(\frac{\sigma_{loc}}{K} \right)^{1/n} = \frac{K_t^2 \sigma_{nom}^2}{E} \\ \varepsilon_{loc} = \frac{\sigma_{loc}}{E} + \left(\frac{\sigma_{loc}}{K} \right)^{1/n} \end{cases} \quad (7.2)$$

As equações anteriores podem ser rescritas na forma seguinte, para carregamentos cíclicos:

$$\begin{cases} \frac{\Delta \sigma_{loc}^2}{E} + 2 \cdot \Delta \sigma_{loc} \left(\frac{\Delta \sigma_{loc}}{2K'} \right)^{1/n'} = \frac{K_f^2 \Delta \sigma_{nom}^2}{E} \\ \Delta \varepsilon_{loc} = \frac{\Delta \sigma_{loc}}{E} + 2 \left(\frac{\Delta \sigma_{loc}}{2K'} \right)^{1/n'} \end{cases} \quad (7.3)$$

Em alternativa à regra de *Neuber* poderá ser usada a regra de *Glinka* [26-28] conjuntamente com a curva cíclica do material, resultando os seguintes sistemas de equações, válidos para carregamentos monótonos e cíclicos, respectivamente:

$$\begin{cases} \frac{\sigma_{loc}^2}{2E} + \frac{\sigma_{loc}}{n+1} \left(\frac{\sigma_{loc}}{K} \right)^{1/n} = \frac{K_t^2}{2E} \sigma_{nom}^2 \\ \varepsilon_{loc} = \frac{\sigma_{loc}}{E} + \left(\frac{\sigma_{loc}}{K} \right)^{1/n} \end{cases} \quad (7.4)$$

$$\begin{cases} \frac{\Delta\sigma_{loc}^2}{4E} + \frac{\Delta\sigma_{loc}}{n'+1} \left(\frac{\Delta\sigma_{loc}}{2K'} \right)^{1/n'} = \frac{K_f^2}{4E} \Delta\sigma_{nom}^2 \\ \Delta\varepsilon_{loc} = \frac{\Delta\sigma_{loc}}{E} + 2 \left(\frac{\Delta\sigma_{loc}}{2K'} \right)^{1/n'} \end{cases} \quad (7.5)$$

As regras anteriores pressupõem que as tensões nominais se encontram no domínio elástico. No entanto, *Seeger e Heuler* [25] propuseram a extensão da regra de *Neuber* para situações em que a sollicitação nominal ultrapassa o limite elástico. Estes autores aplicaram a relação de Ramberg-Osgood para relacionar as tensões e deformações, quer locais quer nominais, resultando:

$$\begin{cases} \frac{\sigma_{loc}^2}{2E} + \sigma_{loc} \left(\frac{\sigma_{loc}}{K} \right)^{1/n} = K_t^2 \left[\frac{\sigma_{nom}^2}{2E} + \sigma_{nom} \left(\frac{\sigma_{nom}}{K} \right)^{1/n} \right] \\ \varepsilon_{loc} = \frac{\sigma_{loc}}{E} + \left(\frac{\sigma_{loc}}{K} \right)^{1/n} \end{cases} \quad (7.6)$$

$$\begin{cases} \frac{\Delta\sigma_{loc}^2}{2E} + 2 \cdot \Delta\sigma_{loc} \left(\frac{\Delta\sigma_{loc}}{2K'} \right)^{1/n'} = K_f^2 \left[\frac{\Delta\sigma_{nom}^2}{E} + 2 \cdot \Delta\sigma_{nom} \left(\frac{\Delta\sigma_{nom}}{2K'} \right)^{1/n'} \right] \\ \Delta\varepsilon_{loc} = \frac{\Delta\sigma_{loc}}{E} + 2 \left(\frac{\Delta\sigma_{loc}}{2K'} \right)^{1/n'} \end{cases} \quad (7.7)$$

As equações (7.2), (7.4) e (7.6) relacionam as tensões e deformações locais com as tensões remotas, para uma situação de carregamento monótono. As equações (7.3), (7.5) e (7.7) permitem determinar as gamas de tensão e deformação locais, caso seja conhecida a gama de tensão nominal, relativa a um determinado carregamento cíclico.

A análise elastoplástica apresentada anteriormente para a determinação quer das tensões quer das deformações locais pode alternativamente ser efectuada com recurso ao Método dos Elementos Finitos. Os resultados apresentados no Capítulo 6, obtidos recorrendo ao código comercial de elementos finitos ANSYS®, também serão usados nas previsões incluídas neste capítulo.

Os valores locais das deformações serão usados conjuntamente com relações deformação-vida, na estimativa do número de ciclos de iniciação de fendas. Estas relações deformação-vida exprimem, normalmente, a gama ou amplitude de deformação local em

função do número de reversões, podendo ainda incluir o efeito da tensão local média. Neste último caso é necessário determinar uma estimativa do valor da tensão local média. A tensão local média pode ser determinada através da equação seguinte, que se baseia no processo ilustrado na Figura 7.1:

$$\sigma_{loc,med} = \sigma_{loc,max} - \Delta\sigma_{loc} / 2 \quad (7.8)$$

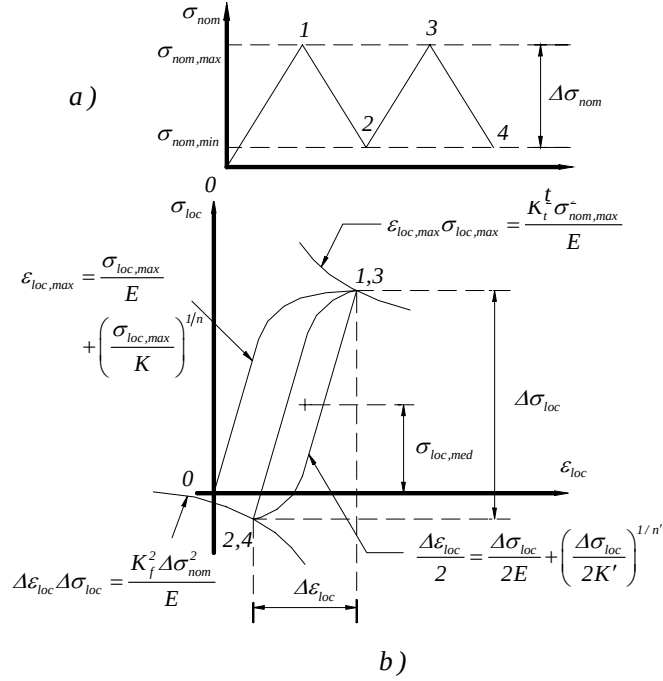


Figura 7.1 – Representação esquemática da análise local de tensões e deformações: a) solicitação nominal; b) relação tensão-deformação local.

A tensão local máxima, $\sigma_{loc,max}$, pode ser determinada empregando as equações para análise local de tensões/deformações monótonas, equações (7.2), (7.4) ou (7.6). A gama de tensão local, $\Delta\sigma_{loc}$, é determinada usando as equações de análise local de tensões/deformações cíclicas, equações (7.3), (7.5) ou (7.7).

Finalmente, conhecida a gama de deformação local e a tensão local média, pode-se determinar o número de reversões para iniciação de uma fenda de fadiga, aplicando a equação de Morrow [16]:

$$\frac{\Delta\epsilon_{loc}}{2} = \frac{\sigma_f' - \sigma_{loc,med}}{E} (2N_i)^b + \epsilon_f' (2N_i)^c \quad (7.9)$$

onde as constantes intervenientes estão definidas nos Capítulos 2 e 4.

7.3 Previsões da vida para carregamentos de amplitude constante

Nesta secção são apresentadas as previsões das gamas de tensão e deformação locais, em função da gama de tensão nominal, com base nos métodos de *Neuber*, *Glinka* e *Seeger* e *Heuler*, assim como recorrendo ao Método dos Elementos Finitos. Estes valores locais de tensões e deformações são posteriormente usados na previsão da fase de iniciação de fendas e os respectivos resultados comparados com os valores experimentais de vida total à fadiga.

7.3.1 Comparação dos métodos na previsão das tensões e deformações locais

As previsões da vida de iniciação de fendas, para carregamentos de amplitude constante, foram efectuadas com base nas tensões e deformações locais, obtidas nos pontos críticos do detalhe estrutural com base nas formulações de *Neuber*, *Glinka* e *Seeger* e *Heuler* assim como no Método de Elementos Finitos. Depois de determinada a gama de deformação local e a tensão local média, o número de reversões para iniciação de uma fenda de fadiga é estimado com base na equação de Morrow (equação (7.9)).

Na Figura 7.2 apresenta-se a previsão da tensão média local, $\sigma_{loc,med}$, em função da gama de tensão nominal aplicada, $\Delta\sigma_{nom}$, obtida com base nas formulações de *Glinka*, *Neuber* e de *Seeger* e *Heuler*, para as razões de tensões $R_\sigma = 0$, $R_\sigma = 0.15$ e $R_\sigma = 0.3$. A observação da Figura 7.2 permite constatar que, para os carregamentos com razão de tensões superiores a zero, a tensão média local aumenta com o aumento da gama de tensão nominal, isto para as gamas de tensão nominais estudadas. Também se constata que a tensão média local diminui com o aumento da razão de tensões, para a mesma gama de tensão nominal. Quando se aplica o carregamento com razão de tensões nula, a tensão média local aumenta com o aumento da gama de tensão nominal, até valores da ordem dos 290 MPa. A partir destes valores da gama de tensão nominal assiste-se a uma ligeira diminuição da tensão média. Em geral, a tensão média aumenta linearmente com a gama de tensão nominal, até valores que correspondem ao domínio elástico do material. Quando o material inicia a plastificação então a tensão média deixa de ser proporcional à tensão nominal. A concentração de tensões deixa de ser governada pelo factor elástico de concentração de tensões, passando a ser dominada pelo factor elastoplástico de concentração de tensões, que é inferior ao primeiro.

Nas Figuras 6.26, 6.30 e 6.34 do Capítulo 6 pôde-se observar que as tensões médias estimadas pelo Método dos Elementos Finitos tendem para zero com a aplicação do número

de ciclos, devido a um processo de relaxação. Esta relaxação foi observada para todas as gamas de tensão nominal.

A Figura 7.3 ilustra a previsão da gama de deformação local, $\Delta\epsilon_{loc}$, em função da gama de tensão nominal aplicada, $\Delta\sigma_{nom}$, obtida com base nas formulações de *Glinka*, *Neuber* e de *Seeger* e *Heuler*, para as razões de tensões $R_\sigma = 0$, $R_\sigma = 0.15$ e $R_\sigma = 0.3$. A partir deste gráfico pode-se constatar que a razão de tensões não tem influência na previsão da gama de deformação local. Também se pode observar que as gamas de deformação local obtidas com os métodos de *Neuber* e *Seeger* e *Heuler* são muito semelhantes entre si e superiores às gamas de deformação local obtidas com o método de *Glinka*. Esta diferença é tanto mais acentuada quanto maior for a gama de tensão nominal, ou seja, o nível de plasticidade existente. Assim, o método de *Glinka* é o menos conservador.

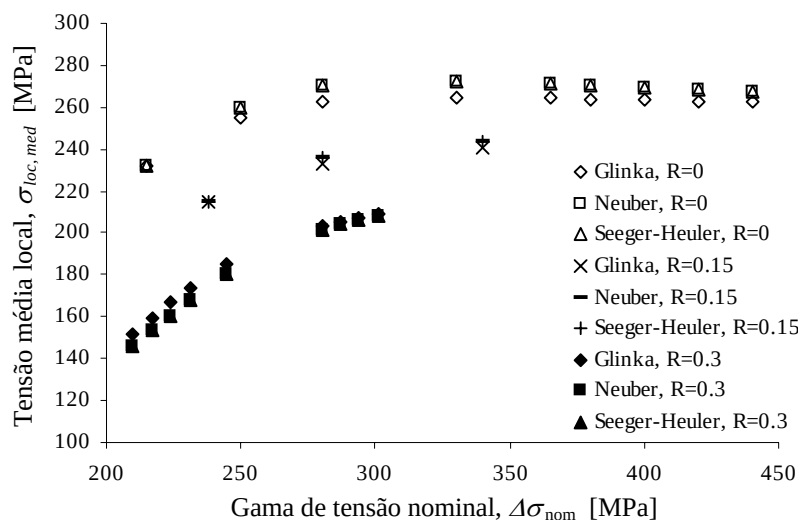


Figura 7.2 – Previsão da tensão média local, $\sigma_{loc,med}$, em função da gama de tensão nominal, $\Delta\sigma_{nom}$, pelos métodos de *Glinka*, *Neuber* e *Seeger* e *Heuler*, para as razões de tensões, $R_\sigma=0$, $R_\sigma=0.15$ e $R_\sigma=0.3$.

Na Figura 7.4 ilustra-se a previsão da gama de deformação local, $\Delta\epsilon_{loc}$, em função da tensão nominal aplicada, $\Delta\sigma_{nom}$, obtida com base nos resultados das análises numéricas realizadas com o código comercial ANSYS®, discutidas no Capítulo 6. A partir desta imagem pode-se constatar que a razão de tensões não tem influência na previsão da gama de deformação local. Também é possível constatar, por comparação com a Figura 7.3, que as gamas de deformação local, obtidas por elementos finitos, são bastante superiores às obtidas pelas formulações teóricas. Portanto, o Método de Elementos Finitos será o método que conduzirá a previsões de vida à fadiga mais conservadoras, uma vez que estima gamas de deformação mais elevadas, para as mesmas tensões nominais.

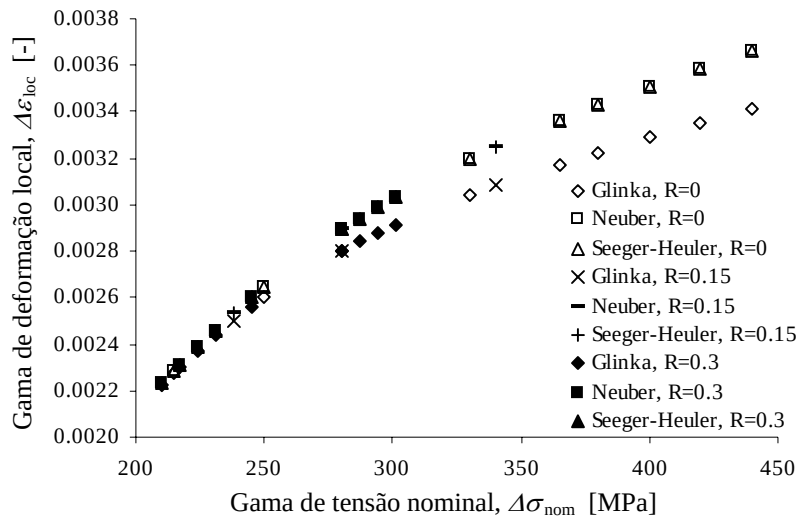


Figura 7.3 – Previsão da gama de deformação local, $\Delta\epsilon_{loc}$, em função da gama de tensão nominal, $\Delta\sigma_{nom}$, pelos métodos de *Glinka*, *Neuber* e *Seeger e Heuler*, para as razões de tensões, $R_\sigma=0$, $R_\sigma=0.15$ e $R_\sigma=0.3$.

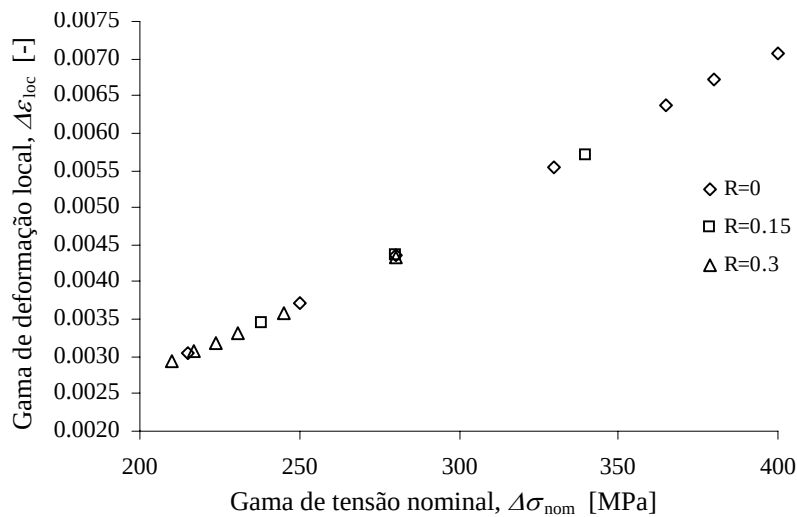


Figura 7.4 – Previsão da gama de deformação local, $\Delta\epsilon_{loc}$, em função da gama de tensão nominal, $\Delta\sigma_{nom}$, pelo Método dos Elementos Finitos, para as razões de tensões, $R_\sigma=0$, $R_\sigma=0.15$ e $R_\sigma=0.3$.

7.3.2 Comparação entre a vida experimental e a prevista pelos vários métodos

O número de ciclos de iniciação previstos pelos métodos de *Glinka*, *Neuber* e *Seeger e Heuler* e pelo Método dos Elementos Finitos, para a razão de tensões $R_\sigma = 0$, é apresentado na Figura 7.5. Nesta figura apresenta-se a comparação entre a previsão da vida de iniciação à fadiga e a vida até à rotura, obtida experimentalmente para o detalhe estrutural. Como era de esperar o método de *Glinka* é ligeiramente menos conservador que os outros dois métodos empíricos. O Método dos Elementos Finitos é o que apresenta as previsões mais conservadoras; é o único método que dá previsões conservadoras para todas as gamas de tensão nominal analisadas. É interessante notar que à medida que as tensões nominais aumentam, as previsões obtidas pelo Método dos Elementos Finitos tendem a aproximar-se dos resultados experimentais. Com efeito, para níveis de tensão mais elevados a fase de

propagação de fendas é desprezável, sendo os modelos de previsão da fase de iniciação uma boa solução para prever a vida total do detalhe estrutural. Os métodos empíricos apenas apresentam previsões conservadoras para as gamas de tensão nominal inferiores a 280 MPa; para gamas de tensão nominal mais elevadas, estes métodos prevêem vidas de iniciação de fendas superiores ao número de ciclos de rotura, verificado experimentalmente.

Os resultados da Figura 7.5 são novamente apresentados na Figura 7.6 com um formato alternativo que permite comparar facilmente os resultados das previsões com a vida total à fadiga experimental. O número de ciclos de iniciação previsto é representado em função do número de ciclos de rotura obtido experimentalmente. A linha diagonal representa a correlação perfeita entre os dados experimentais da vida de iniciação de fendas de fadiga e os previstos pelos modelos. Caso os resultados representados se encontrem abaixo dessa linha então as previsões são consideradas conservadoras; os pontos que estão acima da linha representam previsões não conservadoras.

A Figura 7.6 realça mais uma vez as previsões conservadoras obtidas com a aplicação do Método dos Elementos Finitos. Também se observa que os resultados obtidos pelo Método dos Elementos Finitos descrevem uma linha cujo declive se aproxima da linha a 45°, ou seja, as curvas $S-N$ experimentais e teóricas são aproximadamente paralelas. Já os resultados obtidos com as regras elastoplásticas empíricas conduzem a curvas $S-N$ cujos declives são significativamente diferentes do da curva $S-N$ experimental. Estas curvas previstas cruzam a experimental, resultando previsões quer satisfatórias quer não conservadoras, dependendo das gamas consideradas.

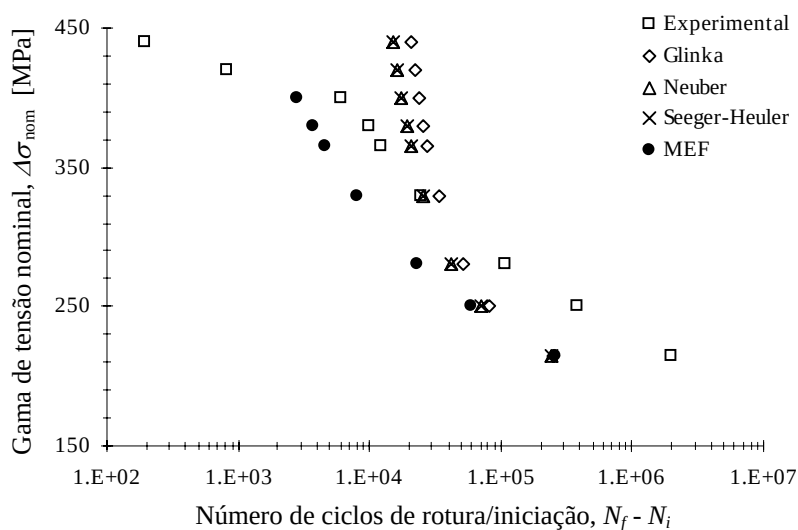


Figura 7.5 – Comparação entre os dados tensão-vida total experimental e as previsões tensão-vida de iniciação, efectuada por vários métodos, para carregamentos a amplitude constante, com razão de tensões $R_\sigma = 0$.

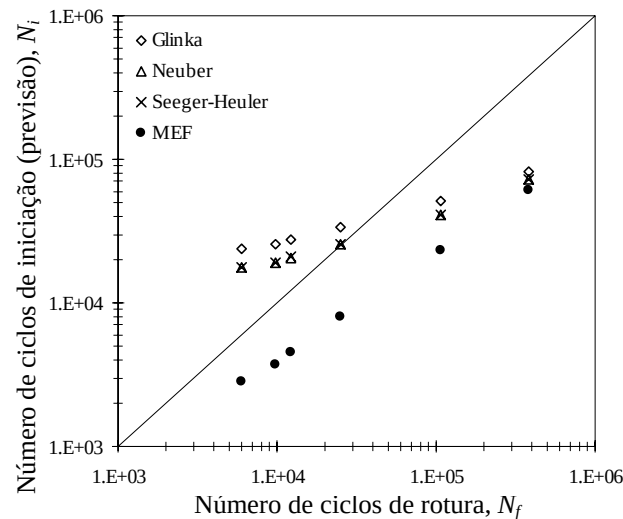


Figura 7.6 – Comparação entre a vida total experimental e as previsões da vida de iniciação, efectuada por vários métodos, para carregamentos a amplitude constante, com razão de tensões $R_\sigma=0$.

Na Figura 7.7 são comparados os valores da vida à rotura obtidos experimentalmente com número de ciclos de iniciação previstos pelos métodos de *Glinka*, *Neuber*, *Seeger* e *Heuler* e pelo Método dos Elementos Finitos, para a razão de tensões, $R_\sigma = 0.15$. Esta figura apresenta a vida à rotura experimental e a previsão do número de ciclos de iniciação em função da gama de tensão nominal. Tal como para a razão de tensões, $R_\sigma = 0$, o método de *Glinka* é ligeiramente menos conservador que os outros dois modelos empíricos. O Método dos Elementos Finitos apresenta as previsões mais conservadoras. A partir da Figura 7.7 observa-se, com mais nitidez que apenas o Método dos Elementos Finitos apresenta resultados conservadores para todas as gamas de tensão nominal estudadas. É também interessante verificar que os resultados obtidos com o Método dos Elementos Finitos se aproximam dos resultados experimentais à medida que a gama de tensão nominal aumenta e afasta-se destes quando a gama de tensão diminui. Estas observações são coerentes com o facto de que o modelo usado prevê apenas a iniciação de uma fenda macroscópica, desprezando assim a fase de propagação, que embora seja desprezável para vidas curtas é significativa para vidas longas, podendo ser da mesma ordem de grandeza da fase de iniciação. Os métodos empíricos apenas dão previsões conservadoras para a gama de tensão nominal mais baixa, pois para as duas gamas de tensão nominal superiores estes métodos prevêem vidas de iniciação de fendas iguais ou superiores à ocorrência de rotura, verificada experimentalmente. A Figura 7.8 apresenta a mesma informação que a Figura 7.7 mas de uma forma alternativa. O objectivo é ajudar a visualizar com mais nitidez a informação contida na Figura 7.7.

Nas Figuras 7.9 e 7.10 são comparados os valores da vida à rotura, obtidos experimentalmente, com número de ciclos de iniciação previstos pelas regras de *Glinka*, *Neuber*, *Seeger* e *Heuler* e pelo Método dos Elementos Finitos, para a razão de tensões, $R_\sigma = 0.3$. Na Figura 7.9 apresenta-se a vida de fadiga à rotura (dados experimentais) e a previsão da iniciação de fendas (resultados numéricos) em função da gama de tensão nominal. Por sua vez, a Figura 7.10 apresenta os resultados da previsão de iniciação de fendas em função da vida à rotura experimental. A partir da Figura 7.9 observa-se que apenas o Método dos Elementos Finitos apresenta resultados conservadores. Os métodos empíricos dão previsões conservadoras para a gama de tensão nominal correspondente à gama de tensão limite de fadiga considerada, pois para gamas de tensão nominal superiores, estes métodos prevêm vidas de iniciação de fendas superiores aos valores de rotura experimentais. Tal como para a razão de tensões, $R_\sigma = 0$ e $R_\sigma = 0.15$, o método de *Glinka* é ligeiramente menos conservador que os outros dois métodos empíricos.

As previsões baseadas no Método dos Elementos Finitos são, neste caso, muito próximas das vidas experimentais. Verifica-se que à medida que a razão de tensões aumenta, as previsões obtidas usando o Método dos Elementos Finitos vão-se aproximando dos valores experimentais de vida total até à rotura. Esta observação pode ser justificada pelo facto de a taxa de propagação de fendas aumentar com o aumento da razão de tensões, reduzindo assim o peso da fase de propagação.

Verificou-se nesta secção que o modelo de análise elastoplástica baseado no Método dos Elementos Finitos conduz a previsões de vida muito satisfatórias. Já os métodos empíricos de análise elastoplástica, propostos por *Glinka*, *Neuber* e *Seeger* e *Heuler* conduzem a previsões que se podem considerar inaceitáveis, pois são em geral não conservadoras.

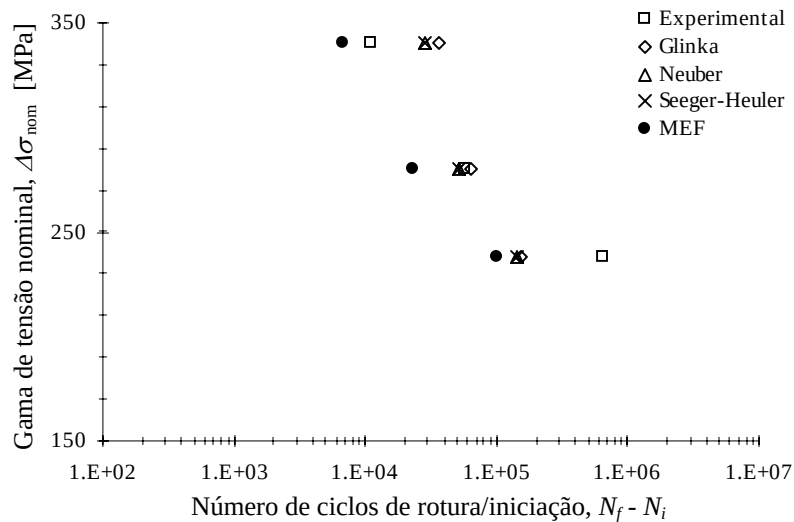


Figura 7.7 – Comparação entre os dados tensão-vida total experimental e as previsões tensão-vida de iniciação, efectuada por vários métodos, para carregamentos a amplitude constante, com razão de tensões $R_\sigma = 0.15$.

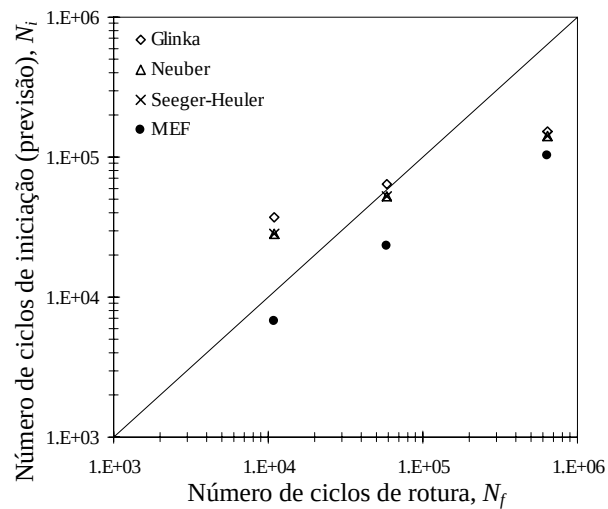


Figura 7.8 – Comparação entre a vida total experimental e as previsões da vida de iniciação, efectuada por vários métodos, para carregamentos a amplitude constante, com razão de tensões $R_\sigma = 0.15$.

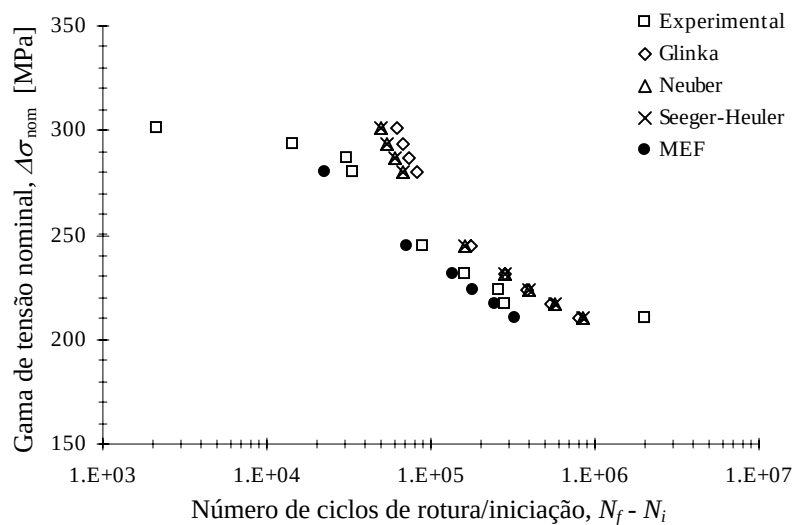


Figura 7.9 – Comparação entre os dados tensão-vida total experimental e as previsões tensão-vida de iniciação, efectuada por vários métodos, para carregamentos a amplitude constante, com razão de tensões $R_\sigma = 0.3$.

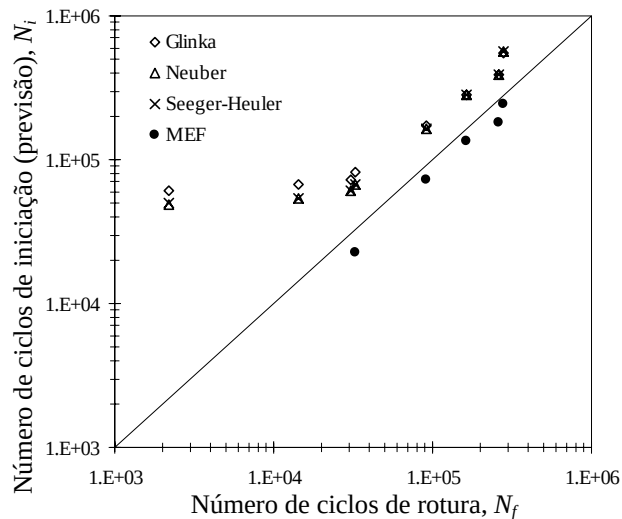


Figura 7.10 – Comparação entre a vida total experimental e as previsões da vida de iniciação, efectuada por vários métodos, para carregamentos a amplitude constante, com razão de tensões $R_\sigma = 0.3$.

7.4 Previsões da vida para carregamentos de amplitude variável definidos por blocos

As previsões da vida de iniciação de fendas de fadiga, para carregamentos de amplitude variável definidos por blocos, foram realizadas com base nos métodos de *Glinka*, *Neuber* e pelo Método dos Elementos Finitos. As previsões com base no método de *Seeger* e *Heuler* não foram consideradas, uma vez que se verificou nas previsões apresentadas na secção anterior que, estas previsões eram praticamente coincidentes com as resultantes da aplicação da regra de *Neuber*.

As previsões foram efectuadas usando as gamas de tensão nominal equivalente referentes aos ensaios experimentais, isto no que concerne aos métodos empíricos. Com efeito, os métodos empíricos foram aplicados a todas as gamas de tensão nominal equivalente utilizadas no programa experimental, com vista a uma comparação ponto a ponto da vida de iniciação prevista com a vida à rotura obtida experimentalmente. Evidentemente, neste caso também é possível a comparação entre curvas $S-N$ previstas e experimentais. Já as previsões efectuadas com base nas simulações numéricas foram realizadas para um conjunto de gamas de tensão nominal equivalentes que não coincidem com as experimentais. Neste caso apenas são possíveis as comparações entre curvas $S-N$.

A gama de tensão nominal equivalente usada nas simulações foi determinada com base na regra de Miner, utilizando uma equação semelhante à equação (5.4).

Nas Figuras 7.11, 7.13, 7.15, 7.17, 7.19, 7.21, 7.23, 7.25, 7.27, 7.29, 7.31 e 7.33 são apresentados e comparados os valores da vida à rotura obtidos experimentalmente com o número de ciclos de iniciação previstos pelos métodos de *Glinka*, *Neuber* e pelo Métodos dos Elementos Finitos, para todas as séries que foram sujeitas a carregamentos definidos por blocos. Por sua vez, nas Figuras 7.12, 7.14, 7.16, 7.18, 7.20, 7.22, 7.24, 7.26, 7.28, 7.30, 7.32 e 7.34 são apresentadas e comparadas as vidas à rotura obtidas experimentalmente com o número de ciclos de iniciação previstos pelos métodos de *Glinka*, *Neuber*. As previsões efectuadas com recurso aos valores das simulações numéricas apenas são apresentadas e comparadas nos gráficos tensão nominal equivalente *versus* vida, porque as simulações numéricas não foram efectuadas para os valores exactos das gamas de tensão nominal equivalente testadas experimentalmente. Nas Figuras 7.11 a 7.22 encontram-se os resultados das séries testadas com razão de tensões, $R_\sigma = 0$; nas Figuras 7.23 a 7.26 encontram-se os resultados das séries testadas com razão de tensões, $R_\sigma = 0.15$ e nas Figuras 7.27 a 7.34 encontram-se os resultados das séries testadas com razão de tensões, $R_\sigma = 0.3$.

Relativamente às previsões efectuadas para as séries com razão de tensões, $R_\sigma = 0$, observa-se que para as sequências L-H, H-L-H-L... e L-H-L-H... se obtiveram previsões conservadoras com a aplicação tanto do método de *Glinka* como do método de *Neuber*, sendo inclusive demasiado conservadoras para a sequência L-H. Para a série com a sequência de carregamento H-L com as gamas de tensão nominal de 400 MPa e 280 MPa, respectivamente, as Figuras 7.11 e 7.12 mostram que o método de *Neuber* deu resultados conservadores para todas as gamas de tensão equivalente, à excepção da gama mais elevada. Por sua vez o método de *Glinka* apenas apresenta previsões conservadoras para as gamas de tensão nominal equivalente inferiores a cerca de 310 MPa. Quanto à série com a sequência de carregamento H-L com as gamas de tensão nominal de 330 MPa e 280 MPa, respectivamente, as Figuras 7.15 e 7.16 mostram que tanto o método de *Neuber* como o de *Glinka* apresentam previsões conservadoras exclusivamente para as gamas de tensão equivalente inferiores a cerca de 290 MPa. As previsões resultantes da aplicação da equação (7.9) aos valores das gamas de deformação obtidas durante as simulações numéricas com o ANSYS® foram conservadoras em todos os casos, sendo mesmo em algumas situações demasiado conservadoras.

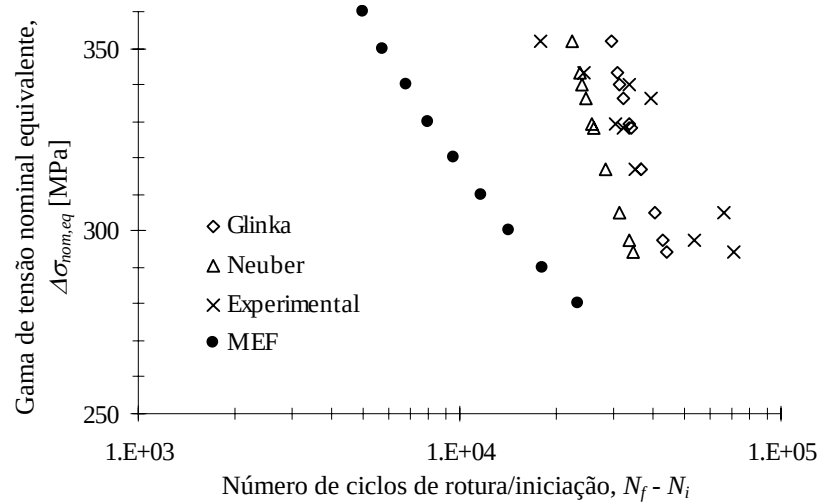


Figura 7.11 – Comparação entre os dados experimentais e as previsões tensão equivalente-vida para carregamentos de amplitude variável definidos por blocos, segundo a sequência H-L (série 2) e com razão de tensões $R_\sigma = 0$.

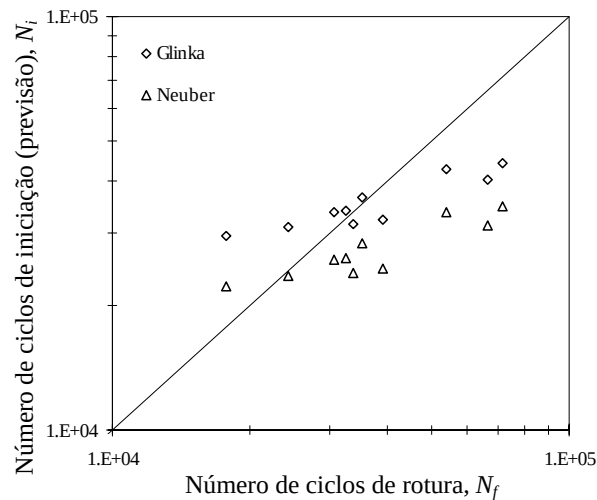


Figura 7.12 – Comparação entre a vida total experimental e as previsões da vida de iniciação para carregamentos de amplitude variável definidos por blocos, segundo a sequência H-L (série 2) e com razão de tensões $R_\sigma = 0$.

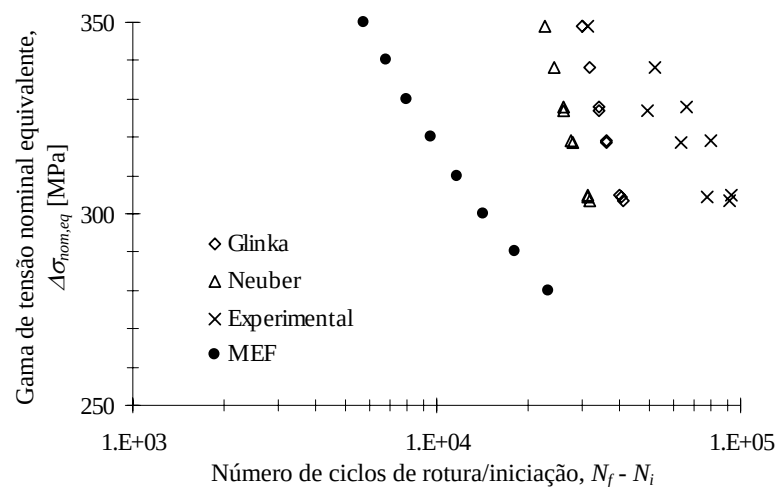


Figura 7.13 – Comparação entre os dados experimentais e as previsões tensão equivalente-vida para carregamentos de amplitude variável definidos por blocos, segundo a sequência L-H (série 3) e com razão de tensões $R_\sigma = 0$.

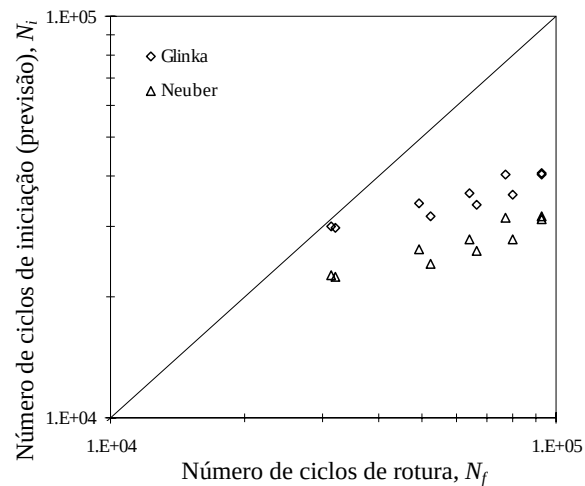


Figura 7.14 – Comparação entre a vida total experimental e as previsões da vida de iniciação para carregamentos de amplitude variável definidos por blocos, segundo a sequência L-H (série 3) e com razão de tensões $R_\sigma = 0$.

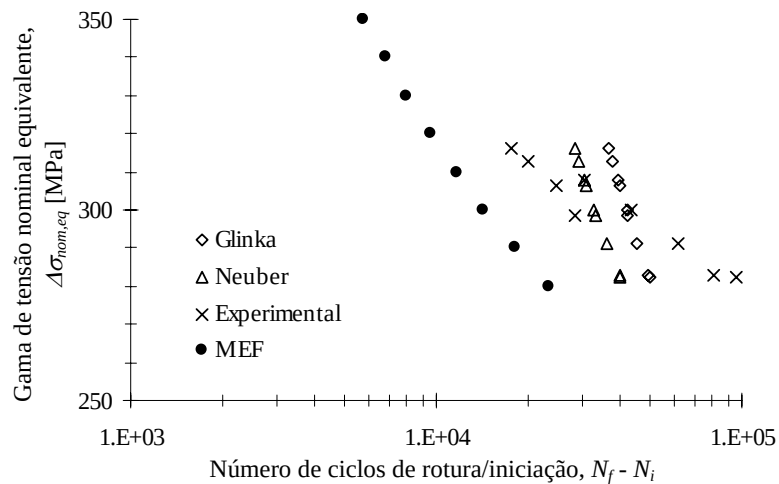


Figura 7.15 – Comparação entre os dados experimentais e as previsões tensão equivalente-vida para carregamentos de amplitude variável definidos por blocos, segundo a sequência H-L (série 4) e com razão de tensões $R_\sigma = 0$.

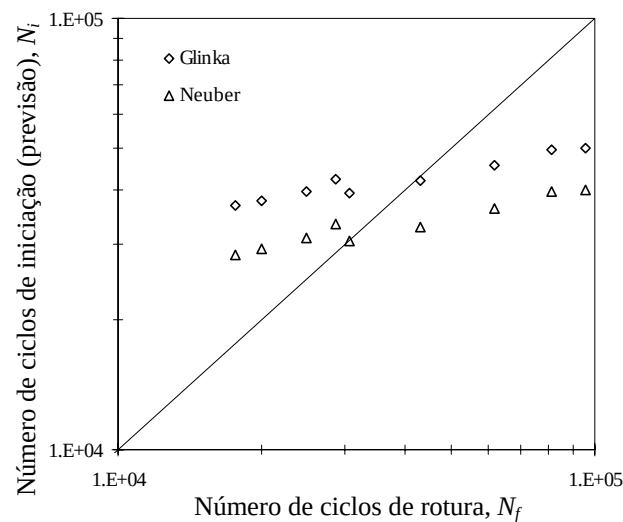


Figura 7.16 – Comparação entre a vida total experimental e as previsões da vida de iniciação para carregamentos de amplitude variável definidos por blocos, segundo a sequência H-L (série 4) e com razão de tensões $R_\sigma = 0$.

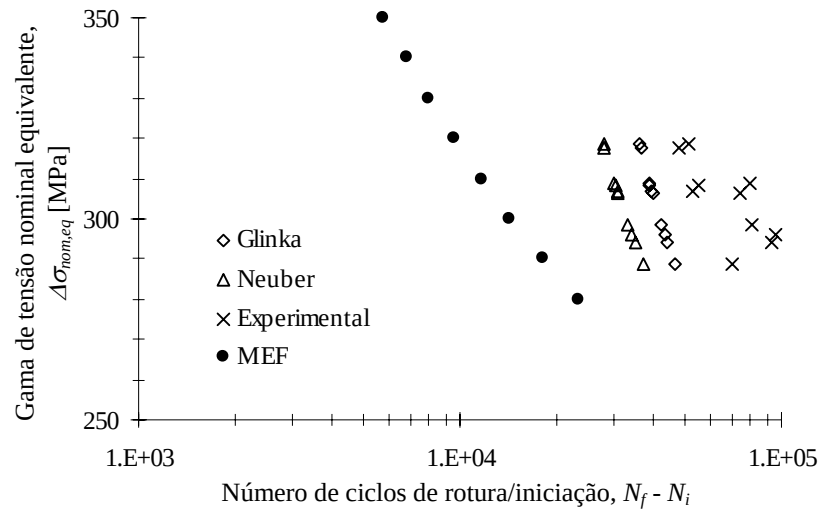


Figura 7.17 – Comparação entre os dados experimentais e as previsões tensão equivalente-vida para carregamentos de amplitude variável definidos por blocos, segundo a sequência L-H (série 5) e com razão de tensões $R_\sigma = 0$.

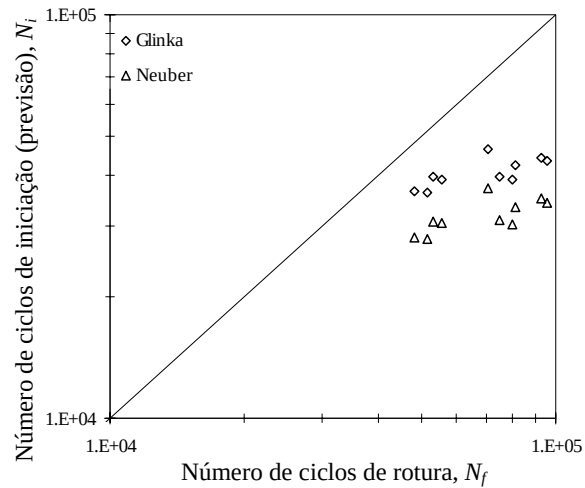


Figura 7.18 – Comparação entre a vida total experimental e as previsões da vida de iniciação para carregamentos de amplitude variável definidos por blocos, segundo a sequência L-H (série 5) e com razão de tensões $R_\sigma = 0$.

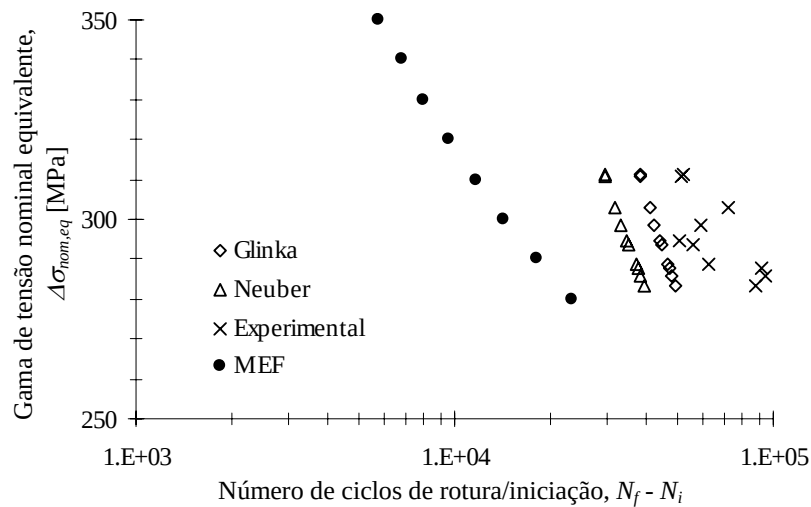


Figura 7.19 – Comparação entre os dados experimentais e as previsões tensão equivalente-vida para carregamentos de amplitude variável definidos por blocos, segundo a sequência H-L-H-L... (série 6) e com razão de tensões $R_\sigma = 0$.

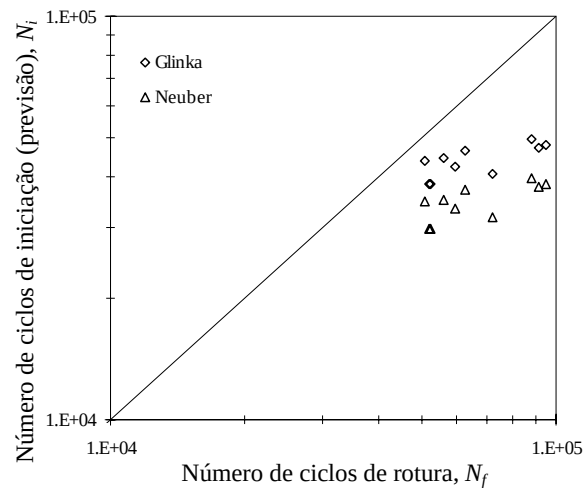


Figura 7.20 – Comparação entre a vida total experimental e as previsões da vida de iniciação para carregamentos de amplitude variável definidos por blocos, segundo a sequência H-L-H-L... (série 6) e com razão de tensões $R_\sigma = 0$.

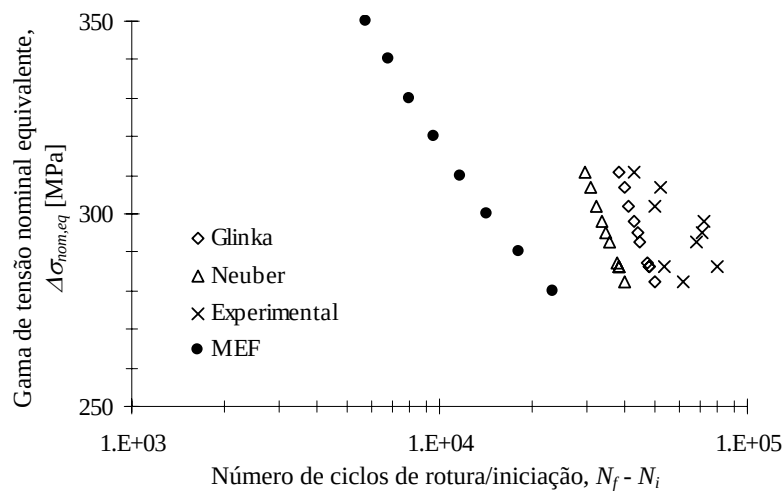


Figura 7.21 – Comparação entre os dados experimentais e as previsões tensão equivalente-vida para carregamentos de amplitude variável definidos por blocos, segundo a sequência L-H-L-H... (série 7) e com razão de tensões $R_\sigma = 0$.

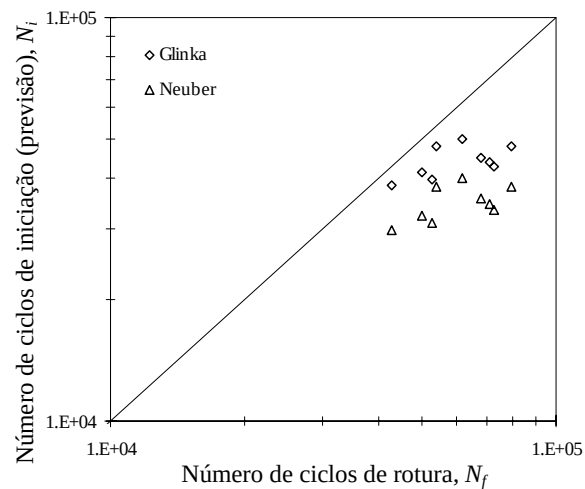


Figura 7.22 – Comparação entre a vida total experimental e as previsões da vida de iniciação para carregamentos de amplitude variável definidos por blocos, segundo a sequência L-H-L-H... (série 7) e com razão de tensões $R_\sigma = 0$.

Relativamente às previsões efectuadas para as séries com razão de tensões, $R_\sigma = 0.15$, observa-se que para a série sujeita à sequência H-L todas previsões foram conservadoras pelo método de *Neuber*, enquanto pelo método de *Glinka* apenas uma das previsões não foi conservadora, tal como ilustram as Figuras 7.23 e 7.24. Para a série com a sequência de carregamento L-H, as Figuras 7.25 e 7.26 mostram que quer o método de *Glinka* quer o método de *Neuber* dão resultados essencialmente não conservadores.

Para esta razão de tensões também se verifica que as previsões obtidas pelo Método dos Elementos Finitos foram todas conservadoras.

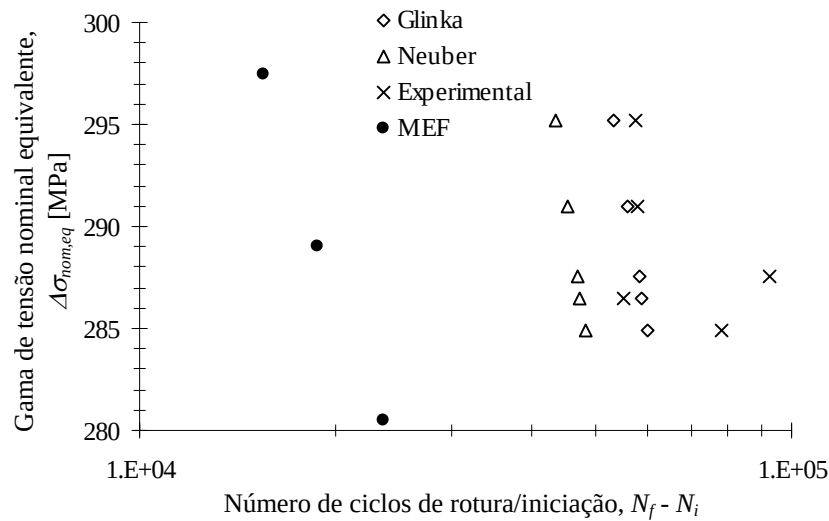


Figura 7.23 – Comparação entre os dados experimentais e as previsões tensão equivalente-vida para carregamentos de amplitude variável definidos por blocos, segundo a sequência H-L (série 1B) e com razão de tensões $R_\sigma = 0.15$.

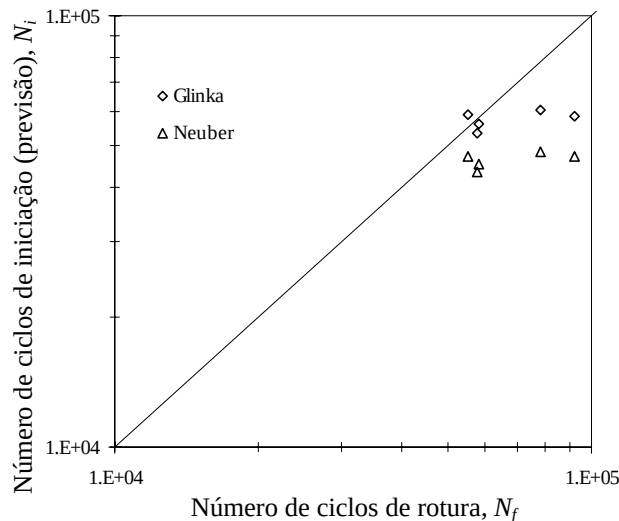


Figura 7.24 – Comparação entre a vida total experimental e as previsões da vida de iniciação para carregamentos de amplitude variável definidos por blocos, segundo a sequência H-L (série 1B) e com razão de tensões $R_\sigma = 0.15$.

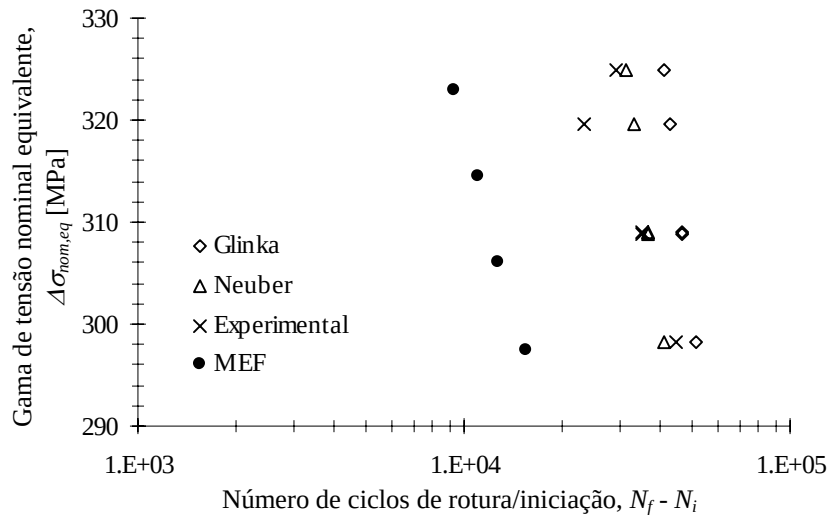


Figura 7.25 – Comparação entre os dados experimentais e as previsões tensão equivalente-vida para carregamentos de amplitude variável definidos por blocos, segundo a sequência L-H (série 1C) e com razão de tensões $R_\sigma = 0.15$.

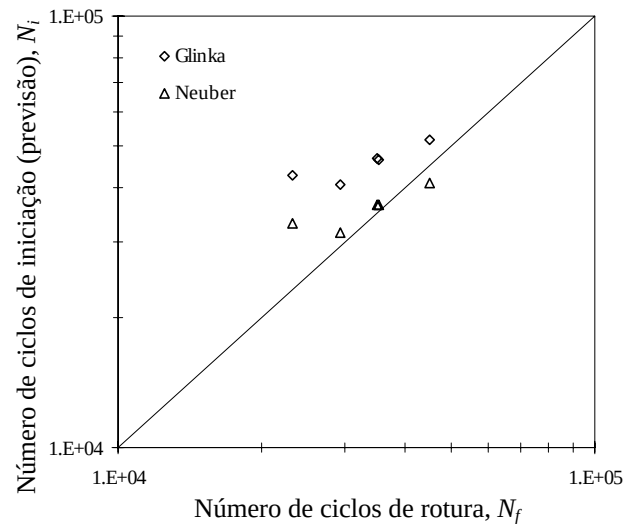


Figura 7.26 – Comparação entre a vida total experimental e as previsões da vida de iniciação para carregamentos de amplitude variável definidos por blocos, segundo a sequência L-H (série 1C) e com razão de tensões $R_\sigma = 0.15$.

Quanto as previsões efectuadas com razão de tensões, $R_\sigma = 0.3$, observa-se que para as séries sujeitas às sequências L-H, H-L e H-L-H-L... todas previsões são não conservadoras quando aplicados os métodos empíricos de *Neuber* e *Glinka*, como se pode observar pelas Figuras 7.27 a 7.32. Por sua vez para a série com a sequência de carregamento L-H-L-H... as Figuras 7.33 e 7.34 mostram que quer o método de *Glinka* quer o de *Neuber* dão resultados essencialmente conservadores. Tal como para as outras duas razões de tensões, também neste caso, as previsões obtidas com base no Método dos Elementos Finitos foram todas conservadoras.

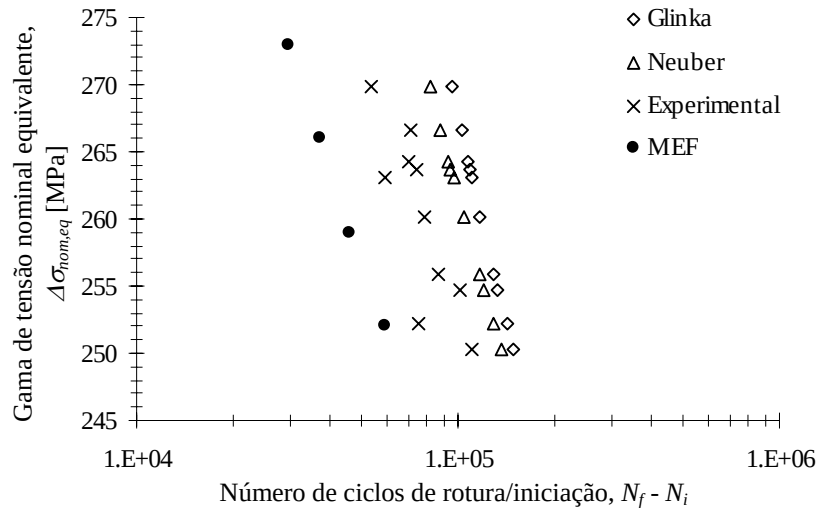


Figura 7.27 – Comparação entre os dados experimentais e as previsões tensão equivalente-vida para carregamentos de amplitude variável definidos por blocos, segundo a sequência H-L (série B) e com razão de tensões $R_\sigma = 0.3$.

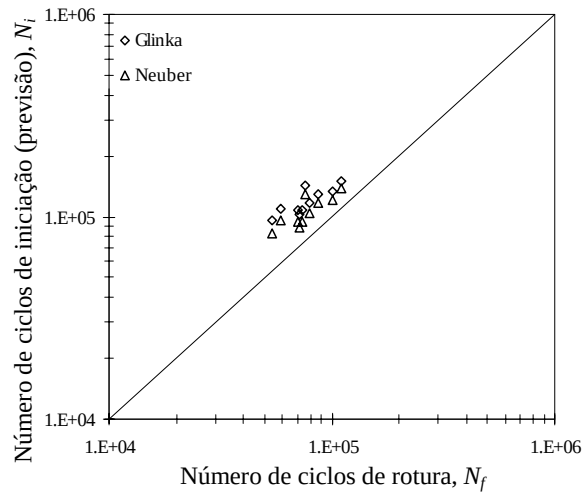


Figura 7.28 – Comparação entre a vida total experimental e as previsões da vida de iniciação para carregamentos de amplitude variável definidos por blocos, segundo a sequência H-L (série B) e com razão de tensões $R_\sigma = 0.3$.

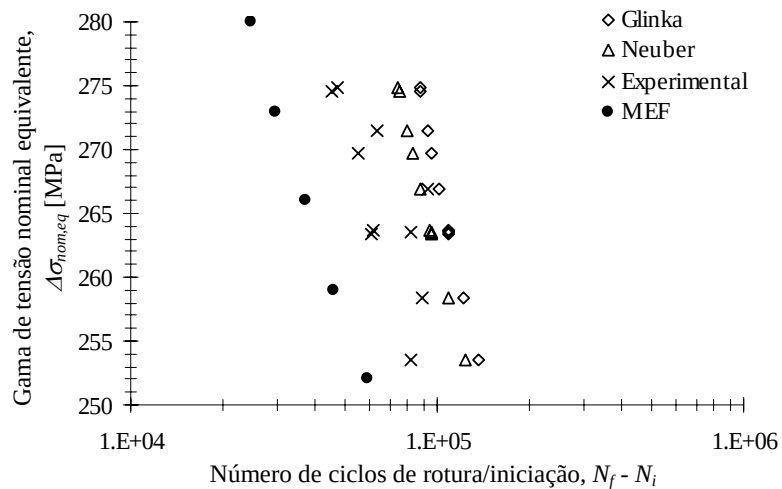


Figura 7.29 – Comparação entre os dados experimentais e as previsões tensão equivalente-vida para carregamentos de amplitude variável definidos por blocos, segundo a sequência L-H (série C) e com razão de tensões $R_\sigma = 0.3$.

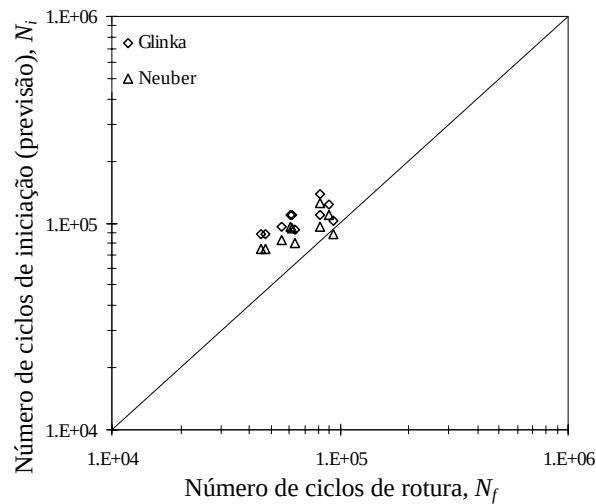


Figura 7.30 – Comparação entre a vida total experimental e as previsões da vida de iniciação para carregamentos de amplitude variável definidos por blocos, segundo a sequência L-H (série C) e com razão de tensões $R_\sigma = 0.3$.

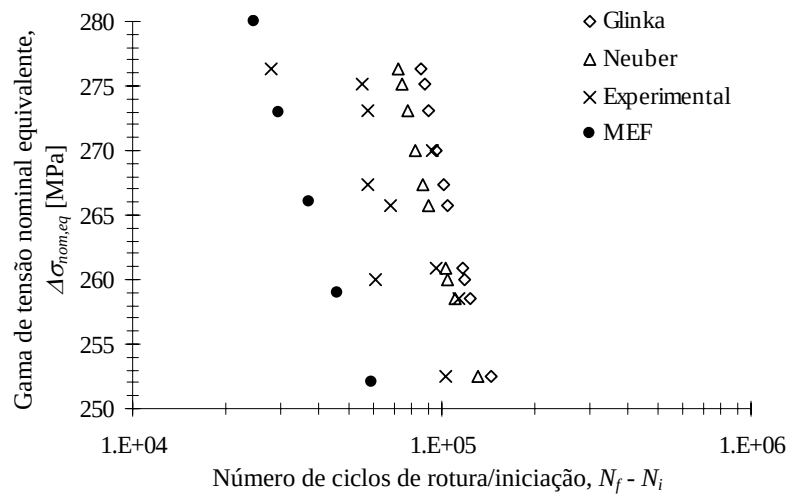


Figura 7.31 – Comparação entre os dados experimentais e as previsões tensão equivalente-vida para carregamentos de amplitude variável definidos por blocos, segundo a sequência H-L-H-L... (série D) e com razão de tensões $R_\sigma = 0.3$.

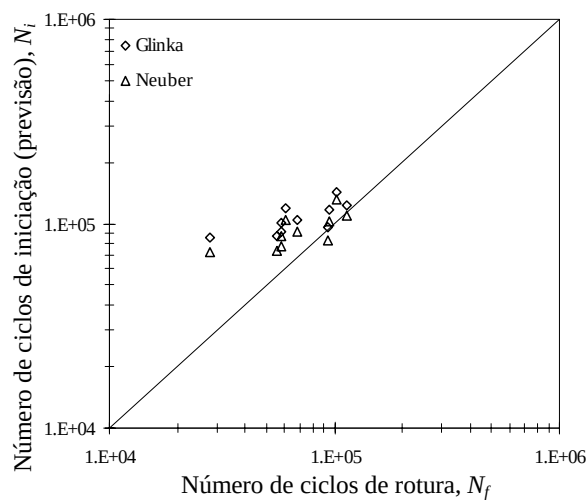


Figura 7.32 – Comparação entre a vida total experimental e as previsões da vida de iniciação para carregamentos de amplitude variável definidos por blocos, segundo a sequência H-L-H-L... (série D) e com razão de tensões $R_\sigma = 0.3$.

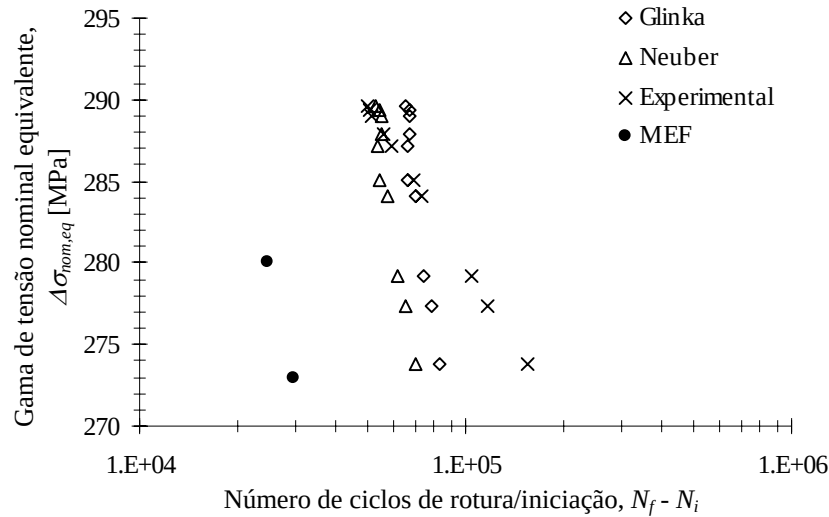


Figura 7.33 – Comparação entre os dados experimentais e as previsões tensão equivalente-vida para carregamentos de amplitude variável definidos por blocos, segundo a sequência L-H-L-H... (série E) e com razão de tensões $R_\sigma = 0.3$.

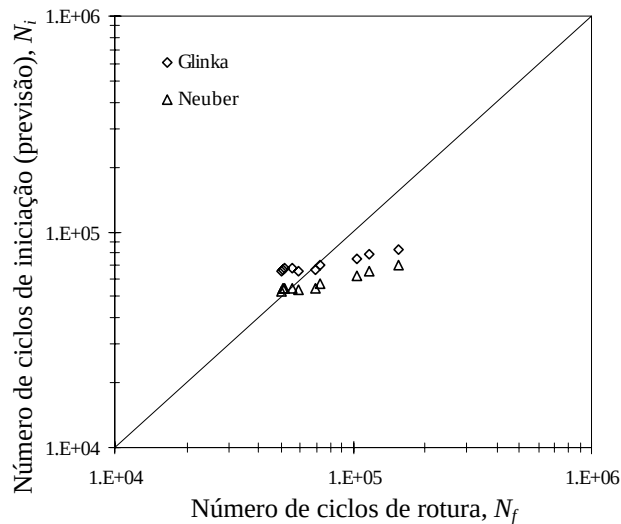


Figura 7.34 – Comparação entre a vida total experimental e as previsões da vida de iniciação para carregamentos de amplitude variável definidos por blocos, segundo a sequência L-H-L-H... (série E) e com razão de tensões $R_\sigma = 0.3$.

7.5 Previsões da vida para carregamentos de amplitude variável definidos por espectros

Na Figura 7.35 apresenta-se a comparação entre a vida de rotura experimental e a previsão da vida de iniciação de fendas relativas às séries que foram sujeitas a espectros de carga, segundo uma distribuição normal, com razão de tensões, $R_\sigma = 0$. As previsões foram efectuadas com base nas gamas de tensões nominais equivalentes. Observa-se que enquanto as previsões resultantes da aplicação do método de *Glinka* são não conservadoras, as

previsões resultantes da aplicação do método de *Neuber* apenas são não conservadoras para um provete sujeito à sequência L-H-L e para outro provete sujeito à sequência aleatória.

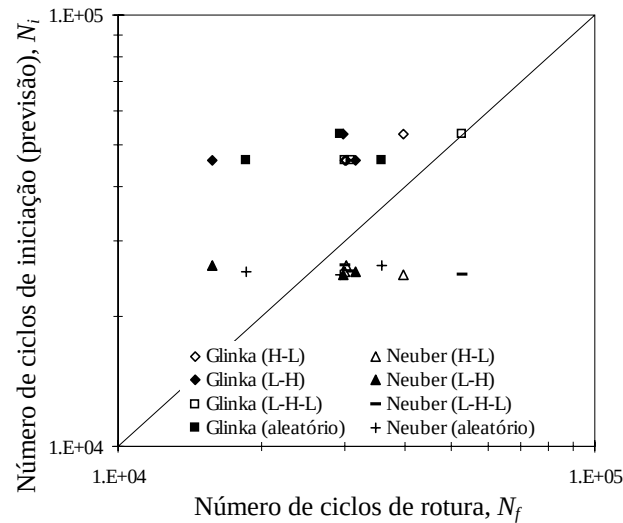


Figura 7.35 – Comparação entre a vida total experimental e as previsões da vida de iniciação, para carregamentos de amplitude variável definidos por espectros (séries 8, 9, 10 e 11) e com razão de tensões $R_\sigma = 0$.

A Figura 7.36 apresenta a comparação entre a vida de rotura e a previsão da vida de iniciação de fendas realizadas para as séries que foram sujeitas a espectros de carga, segundo uma distribuição normal, com razão de tensões, $R_\sigma = 0.3$. As previsões também foram efectuadas com base nas gamas de tensões nominais equivalentes. Observa-se que as previsões resultantes da aplicação quer do método de *Glinka* quer do método de *Neuber* resultaram em previsões não conservadoras.

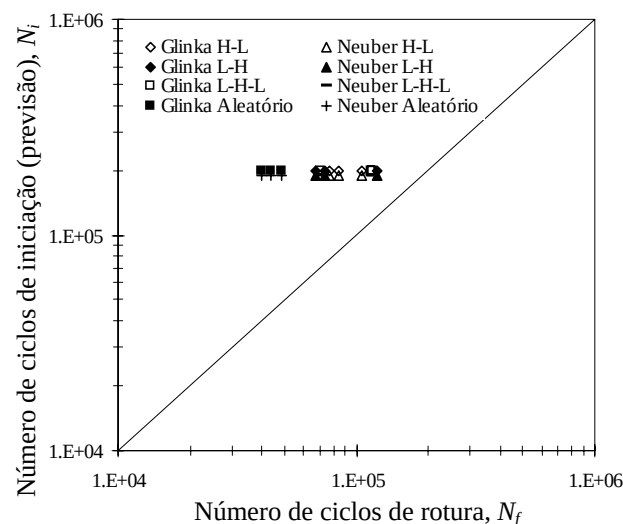


Figura 7.36 – Comparação entre a vida total experimental e as previsões da vida de iniciação, para carregamentos de amplitude variável definidos por espectros (séries F, G, G e I) e com razão de tensões $R_\sigma = 0.3$.

7.6 Conclusões

Neste capítulo foram apresentadas previsões da vida à fadiga de um detalhe estrutural com entalhe que foi testado no âmbito do programa experimental desta dissertação de mestrado. As previsões realizadas tiveram em conta os diversos carregamentos de fadiga utilizados no programa experimental: amplitude constante, amplitude variável definida por blocos e amplitude variável definida por espectros. Também foram consideradas várias razões de tensões, nomeadamente $R_\sigma=0$, $R_\sigma=0.15$ e $R_\sigma=0.3$. Os modelos usados assentaram na relação de Morrow e em ferramentas de análise elastoplástica empíricas, tais como as relações de Ramberg-Osgood, Neuber, Glinka e Seeger e Heuler, ou em modelos constitutivos de plasticidade cíclica.

Constatou-se que as regras empíricas de análise elastoplástica conduziram de um modo geral a previsões inconsistentes. Com efeito, estas regras tanto prevêm resultados conservadores como não conservadores. Já a aplicação do Método dos Elementos Finitos, na análise elastoplástica, conduziu a resultados exclusivamente conservadores em todas as análises efectuadas.

As previsões efectuadas com o método de *Glinka* são menos conservadoras que as obtidas com o método de *Neuber*. Já as previsões realizadas com o método de *Seeger* e *Heuler* foram muito semelhantes às do método de *Neuber*. A utilização dos métodos de *Glinka*, *Neuber* e *Seeger* e *Heuler* não são aconselhados para a previsão de vidas quando as gamas de tensão nominais são bastante elevadas.

CAPÍTULO 8

CONCLUSÕES E PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS

8.1 Conclusões finais

Na presente dissertação foi caracterizado o comportamento à fadiga do aço P355NL1 e de um detalhe estrutural do mesmo material, tanto para carregamentos de amplitude constante como para carregamentos de amplitude variável, definidos por blocos quer de amplitude constante quer definidos por espectros de carga. Todo o trabalho de caracterização foi suportado por um vasto programa experimental, que incluiu dois tipos de ensaios distintos, nomeadamente, ensaios de fadiga de provetes lisos, para caracterização do comportamento do aço P355NL1, que é tipicamente usado na construção de reservatórios sob pressão, e ensaios para caracterização do comportamento à fadiga de um detalhe estrutural.

As conclusões que advêm dos trabalhos conducentes à elaboração da presente dissertação foram referidas, oportunamente, ao longo dos vários capítulos que compõem a dissertação e, especialmente na secção final de cada capítulo. Neste capítulo procurar-se-á reproduzir apenas as conclusões mais relevantes referidas nos vários capítulos da dissertação. Para além destas conclusões, também se pretende apresentar outras, de âmbito mais geral, resultantes da análise global do trabalho realizado.

Considere-se, em primeiro lugar, o quarto capítulo da dissertação. Neste capítulo foram caracterizados, de modo mais ou menos exaustivo, os comportamentos elastoplástico cíclico e à fadiga do aço P355NL1, quer para carregamentos a amplitude constante quer para carregamentos a amplitude variável. De seguida, enumeram-se algumas das conclusões mais relevantes relativas ao comportamento do material anteriormente referido:

i. O aço P355NL1 é um aço ao carbono, com um baixo teor em elementos de liga que lhe confere uma resistência mecânica relativamente elevada ($\sigma_u \approx 570\text{MPa}$). Este aço apresenta um comportamento monótono típico de um aço macio, caracterizado por um patamar de cedência e por uma ductilidade elevada ($\varepsilon_r \approx 30\%$) [181];

ii. O aço P355NL1 exhibe um comportamento cíclico transitório, para solicitações em controlo de deformação, que pode ser de endurecimento ou de amaciamento, consoante o nível de deformação aplicado. Para níveis de deformação elevados, verifica-se um ligeiro endurecimento. Para níveis de deformação baixos, verifica-se um ligeiro amaciamento. A curva cíclica do material é satisfatoriamente correlacionada recorrendo à relação de *Ramberg-Osgood*;

iii. O aço P355NL1 apresenta um comportamento tipo não-*Masing*, pelo que a descrição da forma dos ciclos de histerese não pode ser realizada de forma satisfatória, recorrendo exclusivamente à relação de *Ramberg-Osgood*;

iv. Os comportamentos à fadiga do aço P355NL1, para solicitações em controlo de deformação, são satisfatoriamente descritos com base na relação de *Coffin-Manson*;

v. O comportamento cíclico do aço P355NL1, quando solicitado sob carregamentos de amplitude variável por blocos quer de amplitude constante quer por espectros é semelhante ao verificado a amplitude constante. Contudo as sequências e amplitudes de carga têm grande influência na acumulação de dano, ou seja, os ensaios executados para dois níveis de deformação distintos revelaram uma característica de acumulação de dano não linear e sensibilidade à sequência do carregamento; também foi verificada influência do nível da gama de deformação aplicada durante o carregamento. Os ensaios executados em controlo de deformação segundo um espectro com distribuição normal, revelaram comportamentos globais semelhantes aos verificados com a aplicação dos blocos de deformação de amplitude constante.

No Capítulo 5 foi caracterizado o comportamento à fadiga de um detalhe estrutural, sujeito a carregamentos de amplitude constante e variável definidos por blocos quer de amplitude constante quer definidos por espectros. Foram propostas, para o detalhe, curvas *S-N* baseadas nas tensões nominais, determinadas numa secção remota, no caso da aplicação de cargas de amplitude constante, e curvas *S-N* baseadas nas tensões nominais equivalentes, determinadas numa secção remota, no caso da aplicação de cargas de amplitude variável. Também foram propostas curvas de acumulação de dano para os ensaios realizados com carregamentos por blocos. Estas curvas resultaram da aplicação da lei de *Miner* no cálculo do dano e posterior ajuste usando relações do tipo não linear. Os resultados da acumulação de dano sugerem que valores de razões de tensões positivas e constantes conduzem a um dano acumulado superior à unidade. Já a aplicação de espectros de carga com razões de tensões positivas mas não constantes reduz significativamente a vida à fadiga. Finalmente, no Capítulo 5 são analisadas algumas superfícies de fractura do detalhe estrutural, obtidas por microscopia electrónica de varrimento, nas quais se observou que a rotura foi essencialmente intergranular; também foi possível observar o local de iniciação de fendas. Foram ainda observadas estrias de fadiga nas superfícies de fractura de alguns provetes.

No Capítulo 6 foi realizada a modelação do comportamento elastoplástico cíclico quer do aço P355NL1 quer do detalhe estrutural. A modelação foi efectuada com o modelo de plasticidade cíclica proposto por *Chaboche* e disponível no código comercial de elementos finitos ANSYS®. Na modelação do comportamento do material obteve-se uma boa descrição qualitativa do seu comportamento experimental. A modelação do detalhe estrutural permitiu compreender a evolução das tensões/deformações observadas localmente na raiz dos entalhes. Os valores das gamas de tensão e deformação obtidos localmente foram utilizados na previsão de fendas de fadiga, apresentadas no Capítulo 7 e resultaram em previsões muito aceitáveis.

No Capítulo 7 foram apresentadas previsões de iniciação de fendas de fadiga no detalhe estrutural de aço P355NL1. As previsões foram efectuadas com base na equação de *Morrow* usando as tensões e deformações locais totais, obtidas nos pontos críticos do detalhe estrutural pela aplicação das formulações de *Glinka*, *Neuber* e *Seeger* e *Heuler* assim como pelo Método dos Elementos Finitos. O Método Elementos dos Finitos foi o que proporcionou as previsões mais conservadoras. A utilização dos métodos de *Glinka*, *Neuber* e *Seeger* e *Heuler* apenas é aconselhada para carregamentos com razão de tensões nulas; estes métodos não são aconselhados para previsões de vidas quando as gamas de tensão nominais são bastante elevadas, nem para carregamentos de amplitude constante em que a razão de tensões é positiva, pois conduzem a previsões não conservadoras. Estas regras quando aplicadas em previsões para carregamentos de amplitude variável resultam em previsões conservadoras, excepto para as sequências de carga H-L.

8.2 Propostas para trabalhos futuros

O estudo da fadiga teve o seu início com os trabalhos pioneiros de *Wöhler* [6]. Hoje, cerca de 150 anos depois, e apesar dos enormes desenvolvimentos registados, tanto ao nível dos métodos experimentais como dos métodos numéricos, para melhor compreender e descrever o fenómeno da fadiga, este assunto continua em aberto e, possivelmente, nunca se esgotará.

Com a presente dissertação procurou-se dar um contributo para um melhor entendimento do fenómeno da fadiga, sobretudo da fadiga para carregamentos de amplitude variável, tendo sido atribuído igual realce aos métodos experimentais e numéricos. Tal como se vaticinou, no parágrafo precedente, o estudo da fadiga não se esgotou, antes pelo contrário,

o presente trabalho veio suscitar novas propostas de trabalhos futuros, que se passam a enunciar.

De um modo geral, sugere-se a continuação dos trabalhos de modelação da fadiga, nomeadamente sugere-se a modelação da acumulação de dano usando modelos não lineares capazes de descrever o comportamento observado para o aço P355NL1. Relativamente às simulações do comportamento elastoplástico cíclico sugere-se o recurso a modelos de plasticidade cíclica alternativos capazes de garantir uma descrição mais rigorosa dos fenómenos associados ao comportamento cíclico do material, sobretudo dos fenómenos de relaxação cíclica da tensão média e fluência cíclica.

Para além dos desenvolvimentos numéricos anteriores também se apresentam algumas propostas de trabalho experimental futuro. Tendo em consideração que em geral as estruturas não estão sujeitas apenas a carregamentos exclusivamente de tracção (razão de tensões igual ou superior a zero), sugere-se a realização de trabalho experimental com razão de tensões também negativas. Também é proposta a realização de ensaios de propagação de fendas resultantes da aplicação de carregamentos a amplitude constante e a amplitude variável. Por último propõem-se o desenvolvimento de um método mais expedito a utilizar na detecção da iniciação de fendas de fadiga. Esta informação será importante para o desenvolvimento de um modelo de previsão global que integre as fases de iniciação e propagação de fendas.

Finalmente sugere-se a aplicação de modelos de base estocástica para previsão do comportamento à fadiga para carregamentos de amplitude variável segundo espectros.

BIBLIOGRAFIA

Bibliografia

- [1] – Jaubert, A., Marigo, J., “L’approche variationnelle de la fatigue: des premiers résultats”, *Comptes Rendus Mecanique*, **333**, (2005) 550-556.
- [2] – Schijve, J., “Fatigue of structures and materials in the 20th century and the state of the art”, *Materials Science*, **39**(3), (2003) 307-333.
- [3] – Suresh, S., “Fatigue of Materials”, 2^a ed., Cambridge University Press (1998).
- [4] – Dowling, N.E., “Mechanical Behaviour of Materials”, 2^a ed., Prentice Hall, (1999).
- [5] – Ellyin, F., 1997, “Fatigue damage crack growth and life prediction”, Chapman & Hall Editions, Edmunds, Suffolk, UK, ISBN 0 412 59600 8.
- [6] – Wöhler, A., “Wöhler’s experiments on the strength of metals”, *Engineering*, **2**, (1867) 160.
- [7] – Basquin, O.H., “The exponential law of endurance tests”, *Proceedings of the American Society for Testing and Materials*, **10**, (1910) 625-630.
- [8] – Peterson, R.E., “Notch sensitivity”, *Metal Fatigue*, Sines, G. and Waisman, J.L., edition, McGraw-Hill Book Company, Inc., New York, (1959) 293-306.
- [9] – Peterson, R.E., “Stress Concentration Factors”, John Wiley and Sons, New York, (1974).
- [10] – Radaj, D., Sonsino, C.M., “Fatigue Assessment of Welded Joints by Local Approaches”, Abington Publishing, Abington, Cambridge, England, (1998).
- [11] – Radaj, D., “Design and analysis of fatigue resistant welded structures”, Abington Publishing, Abington, Cambridge, England, (1990).
- [12] – Du-Yi, Y., De-Jun, W., “A new approach to the prediction of fatigue notch reduction factor K_f ”, *Int. J. Fatigue*, **18**, (1996) 105-109.
- [13] – Topper, T.H., El Haddad, M.H., “Fatigue strength predictions for notches based on fracture mechanics”, in *Proc. Int. Conf. Fatigue Thresholds*, Stockholm, (1962) 777-798.
- [14] – Heywood, R.B., “Design against fatigue”, Chapman and Hall, London, (1962).
- [15] – Suresh, S., “Fatigue of Materials”, Second Edition, Cambridge University Press, Cambridge, United Kingdom, (1998).
- [16] – Morrow, J.D., “Cyclic plastic strain energy and fatigue of metals”, *Int. Friction, Damping and Cyclic Plasticity*, ASTM, STP **378**, (1965) 45-87.
- [17] – Landgraf, R.W., Morrow, J.D., Endo, T., “Determination of the cyclic stress-strain curve”, *Journal of Materials*, **4**, (1969) 176-188.

- [18] – Ramberg, W., Osgood, W.R., “Description of stress-strain curves by three parameters”, NACA Tech. Note No. 902, (1943).
- [19] – Coffin, L.F., “A study of the effects of the cyclic thermal stresses on ductile metal”, *Translations of the ASME*, **76**, (1954) 931-950.
- [20] – Manson, S.S., “Behaviour of materials under conditions of thermal stress”, NACA TN-2933, National Advisory Committee for Aeronautics, (1954.)
- [21] – Smith, K.N., Watson, P., Topper, T.H., “A Stress-Strain Function for the Fatigue of Metals”, *Journal of Materials*, JMLSA, **5**(4), (1970) 767-778.
- [22] – Neuber, H., “Theory of Stress Concentration for Shear-Strained Prismatical Bodies with Arbitrary Nonlinear Stress-Strain Law”, *Translations of the ASME, Journal of Applied Mechanics*, **28**, (1961) 544-550.
- [23] – Topper, T.H., Wetzell, R.M., Morrow, J., “Neuber’s Rule Applied to Fatigue of Notched Specimens”, *Journal of Materials*, **4**(1), (1969) 200-209.
- [24] – Stephens, R.I., Fatemi, A., Stephens, R.R., Fuchs, O.H., “Metal Fatigue in Engineering”, John Wiley & Sons, Inc., New York, US, (2001).
- [25] – Seeger, T., Heuler, P., “Generalised application of Neuber’s rule”, *Journal Testing Evaluation*, **8**(4), (1980) 199-204.
- [26] – Glinka, G., “Energy Density Approach to Calculation of Inelastic Strain-Stress Near Notches and Cracks”, *Engineering Fracture Mechanics*, **22**(3), (1985) 485-508.
- [27] – Glinka, G., “Calculation of Inelastic Notch-Tip Strain-Stress Histories under Cyclic Loading”, *Engineering Fracture Mechanics*, **22**(5), (1985) 839-854.
- [28] – Glinka, G., “Relations Between the Strain Energy Density Distribution and Elastic-Plastic Stress-Strain Fields Near Cracks and Notches and Fatigue Life Calculation”, *Low Cycle Fatigue*, ASTM STP 942, H.D. Solomon, G.R. Halford, L.R. Kaisand, and B.N. Leis, Eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, (1988) 1022-1047.
- [29] – Paris, P.C., Tada, H., Donald, J.K., “Service load fatigue damage – a historical perspective”, *International Journal of Fatigue*, **21** (1999) S35-S46.
- [30] – Irwin, G.R., “Fracture”, *Handbuch der Physik*, S. Flügge, editor, Vol. 6, (1958) 551-590.
- [31] – Branco, C.M., Fernandes, A.A., Castro, P. M. S. T., “Fadiga de Estruturas Soldadas”, Fundação Calouste Gulbenkian, Lisboa, (1986).
- [32] – Rooke, D.P., Cartwright, D.J., “Compendium of stress intensity factors”, Her Majesty’s Stationery Office, London, (1976).

- [33] – Tada, H., Paris, P. C., Irwin, G., “The stress analysis of cracks handbook”, Del Research Corporation, Missouri, USA, (1973).
- [34] – Paris, P.C., Sih, G.C., “Stress analysis of cracks”, em: Fracture Toughness Testing and its Applications, ASTM STP **381**, (1964) 30-81.
- [35] – Newman, J. C. Jr., Raju, I. S., “Stress-intensity factor equations for cracks in three-dimensional finite bodies subjected to tension and bending loads”, NASA Technical Memorandum 85793, (1984).
- [36] – Sih, G. C., “Handbook of stress intensity factors”, Institute for Fracture and Solid Mechanics, Lehigh University Bethlehem, Pennsylvania, (1974).
- [37] – Newman, J. C., Raju, I.S., “An empirical stress-intensity factor equation for the surface crack”, Engineering Fracture Mechanics, **15**, (1981) 185-192.
- [38] – Holdbrook, S.J., Dover, W.D., “The stress intensity factor for a deep surface crack in a finite plate”, Engineering Fracture Mechanics, **12**, (1979) 347-364.
- [39] – Griffith, A.A., “The phenomena of rupture and flow in solids”, Philosophical Transactions of the Royal Society of London, **A221**, (1921) 163-198.
- [40] – Griffith, A.A., “The theory of rupture”, em: Proceedings of the First International Conference for Applied Mechanics, C. B. Biezeno e J. M. Burgers, eds., (1925) 55-63.
- [41] – Irwin, G.R., “Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate”, Journal of Applied Mechanics, **24**, (1957) 361-364.
- [42] – Irwin, G. R., “A continuum-mechanics view of crack propagation”, Metallurgical Reviews, **10**(38), (1965) 223-270.
- [43] – Paris, P.C., Gomez, M.P., Anderson, W.E., “A rational analytic theory of fatigue”, The Trend in Engineering, **13**(1), (1961) 9-14.
- [44] – Paris, P., Erdogan, F., “A critical analysis of crack propagation laws”, Journal of Basic Engineering, **85**, (1963) 528-534.
- [45] – Forman, R. G., Kearney, V. E., Engle, R. M., “Numerical analysis of crack propagation in cyclic-loaded structures”, Journal of Basic Engineering, **89**, (1967) 459-464.
- [46] – Hoepfner, D. W., Krupp, W. E., “Prediction of component life by application of fatigue crack growth knowledge”, Engineering Fracture Mechanics, **6**, (1974) 47-70.
- [47] – Schijve, J., “Fatigue crack growth under variable amplitude loading”, ASM Handbook, Vol. 19 – Fatigue and Fracture, ASM International, USA, (1996), 110-133.
- [48] – Skorupa, M., “Load interaction effects during fatigue crack growth under variable amplitude loading – a literature review. Part I: empirical trends”, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, **21** (1998) 987-1006.

- [49] – Skorupa, M., “Load interaction effects during fatigue crack growth under variable amplitude loading – a literature review. Part II: qualitative interpretation”, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, **22** (1999) 905-926.
- [50] – Shin, C. S., Fleck, N. A., “Overload retardation in a structural steel”, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, **9** (1987) 379-393.
- [51] – Ng’ Ang’a, S. P., James, M. N., “Variable amplitude loading in En8 (080M40) a steel: detailed experimental study of crack growth”, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, **19** (1996) 207-216.
- [52] – Tsukuda, H., Ogiyama, H., Shiraishi, T., “Transient fatigue crack growth behaviour following single overloads at high stress ratios”, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, **19** (1996) 879-891.
- [53] – Koo, J., Song, J., Kang, J., “A quantitative evaluation of ΔK_{eff} estimation methods based on random loading crack growth data”, *International Journal of Fatigue*, **26** (2004) 193-200.
- [54] – Jr. Newman, J. C., “Prediction of crack growth under variable-amplitude loading in thin-sheet 2024-T3 aluminum alloys”, *Engineering Against Fatigue*, J. H. Beynon, M. W. Brown, R. A. Smith, T. C. Lindley, B. Tomkins, A. A. Balkema (eds.), Rotterdam, (1999) 261-268.
- [55] – Jr. Newman, J. C., “A crack-closure model for predicting fatigue crack growth under aircraft spectrum loading” *Methods and Models for Predicting Fatigue Crack Growth under Random Loading*, ASTM STP 748, J. B. Chang and C. M. Hudson, Eds., American Society for Testing and Materials, (1981) 53-84.
- [56] – Jr. Newman, J. C., Philips, E. P., “Fatigue analyses under constant- and variable-amplitude loading using small-crack theory” NASA TM 1999-209329, (1999).
- [57] – Philips, E. P., “Periodic overload and transport spectrum fatigue crack growth test of Ti62222STA and Al2024T3 sheet” NASA TM 1999-208995, (1999).
- [58] – Huang, X.P., Zhang, J.B., Cui, W.C., Leng, J.X., “Fatigue crack growth with overload under spectrum loading”, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, **44** (2005) 105-115.
- [59] – Lee, S., Song, J., “Crack closure and growth behavior of physically short fatigue cracks under random loading”, *Engineering Fracture Mechanics*, **66** (2000) 321-346.
- [60] – Jono, M., “Fatigue damage and crack growth under variable amplitude loading with reference to the counting methods of stress-strain ranges”, *International Journal of Fatigue*, **27** (2005) 1006-1015.

- [61] – Huang, X.P., Zhang, J.B., Cui, W.C., Leng, J.X., “Fatigue crack growth with overload under spectrum loading”, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, **44** (2005) 105-115.
- [62] – Zou, X.L., “Statistical moments of fatigue crack growth under random loading”, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, **39** (2003) 1-5.
- [63] – Kim, S. T., Tadjiev, D., Yang, H. T., “Fatigue life prediction under random loading conditions in 7475-T7351 aluminum alloy using RMS model”, *International Journal of Damage Mechanics*, **15** (2006) 89-102.
- [64] – Hudson, C. M., “A root-mean-square approach for predicting fatigue crack growth under random loading”, *Methods and Models for Predicting Fatigue Crack Growth under Random Loading*, ASTM STP 748, J. B. Chang and C. M. Hudson, Eds., American Society for Testing and Materials, (1981) 41-52.
- [65] – Chang, J. B., Szamosi, M.m Liu, K-W., “Random spectrum fatigue crack life predictions with or without considering load interactions” *Methods and Models for Predicting Fatigue Crack Growth under Random Loading*, ASTM STP 748, J. B. Chang and C. M. Hudson, Eds., American Society for Testing and Materials, (1981) 115-132.
- [66] – Mansson, T., Oberg, H., Nilsson, F., “Closure effects on fatigue crack growth rates at constant and variable amplitude loading”, *Engineering Fracture Mechanics*, **71** (2004) 1273-1288.
- [67] – Elber, W., “Fatigue crack closure under cyclic tension”, *Engineering Fracture Mechanics*, **2**, (1970) 37.
- [68] – Elber, W., “The significance of fatigue crack closure”, *Damage Tolerance in Aircraft Structures*, ASTM STP 486, American Society for Testing and Materials, (1971) 230-242.
- [69] – Rice, J.R., “A path-independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks”, *Journal of Applied Mechanics*, *Translations of the ASME*, **35**, (1968) 379-386.
- [70] – Eshelby, J.D., “The continuum theory of lattice defects”, *Solid State Physics*, Vol. 3, Academic Press, New York, pgs., (1956) 79-144.
- [71] – Hutchinson, J. W., “Singular behaviour at the end of a tensile crack in a hardening material”, *J. Mech. Phys. Solids*, **16**, (1968) 13-31.
- [72]– Wells, A.A., 1961, “Unstable crack propagation in metals: cleavage and fast fracture”, *Proceedings of the Crack Propagation Symposium*, Vol. 1, paper 84, Cranfield, England, (1961) 210.

- [73] – British Standard Institute, “BS 7448: Fracture mechanics toughness tests – Part 1. Method for determination of K_{IC} critical CTOD and critical J values of metallic materials”, British Standard, ISBN 0 580 20037 X, (1991).
- [74] – American Society for Testing and Materials, “E813: Standard test method for J_{IC} , a measure of fracture toughness”, Annual Book of ASTM Standards, Vol. 03.01, West Conshohocken, PA, (1989) 713-727.
- [75] – Hutchinson, J. W., “Fundamentals of the phenomenological theory of nonlinear fracture mechanics”, Journal of Applied Mechanics, **50**, (1983) 1042-1051.
- [76] – Begley, J.A., Landes, J.D., “The J-integral as a fracture criterion”, Fracture Toughness, Part II, ASTM STP 514, ASTM, West Conshohocken, PA, p. 1, (1972).
- [77] – Anderson, T.L., “Fracture mechanics: Fundamentals and applications”, 2^a Ed., CRC Press, Boca Raton, FL, (1995).
- [78] – Saxena, A., “Nonlinear fracture mechanics for engineer”, CRC Press, Boca Raton, FL, (1998).
- [79] – Dowling, N.E., Begley, J.A., “Fatigue crack growth during gross plasticity and the J-integral”, Mechanics of Crack Growth, ASTM STP 590, ASTM, West Conshohocken, PA, (1976) 82.
- [80] – Brose, W.R., Dowling, N.E., “Fatigue crack growth under high stress intensities in 304 stainless steel”, Elasto-Plastic Fracture, ASTM STP 668, ASTM, West Conshohocken, PA, (1979) 720.
- [81] – Rice, J.R., “Elastic-Plastic Crack Growth”, Mechanics of Solids, H.G. Hopkins e M.J. Sewell, eds. Pergamon Press, Oxford, (1982) 539.
- [82] – Schuntz, W., “The prediction of fatigue life in the crack initiation and propagation stages – a state of the art survey”, Engineering Fracture Mechanics, **11** (1979) 405-421.
- [83] – Manson, S. S., Halford, G. R., “Re-examination of cumulative fatigue damage analysis – an engineering perspective”, Engineering Fracture Mechanics, **25** (1986) 538-571.
- [84] – Fatemi, A. Yang, L., “Cumulative fatigue damage and life prediction theories: a survey of the state of the art for homogeneous materials”, International Journal of Fatigue, **20** (1998) 9-34.
- [85] – “SAE Fatigue Design Handbook”, Third Edition, (1997) 139-142.
- [86] – “Standard Practices for cycle counting in fatigue analysis” ASTM E 1049 – 85 (1990).
- [87] – Miner, M.A., “Cumulative Damage in Fatigue”, Journal of Applied Mechanics, **67** (1945) A159-A164.

- [88] – Langer, B., “Fatigue failure from stress cycles of varying amplitude”, *Journal of Applied Mechanics*, **59**, (1937) A160-A162.
- [89] – Stickley, G. W., “Effect of alternately high and low repeated stresses upon the fatigue strength of 25ST aluminium alloy”, *NACA TN 792* (1941).
- [90] – Stickley, G. W., “Improvement of fatigue life of an aluminium alloy by overstressing”, *NACA TN 857* (1942)
- [91] – Bruggeman, W. C., Jr. Nayer, M., Smith, W. H., “Preliminary results from fatigue tests with reference to operational statistics”, *NACA TN 983* (1945).
- [92] – Hardrath, H.F., Utley Jr, E.C., “An experimental investigation of the behavior of 24S-T4 aluminum alloy subjected to repeated stresses of constant and varying amplitudes”, *NACA TN 2798* (1952).
- [93] – Marco, S.M., Starkey, W.L., “A Concept of Fatigue Damage”, *Translations of the ASME*, **76**(4), (1954) 627-632.
- [94] – Dieter, G.E., Horne, G.T., Mehl, R.F., “Statistical study of overstressing in steel”, *NACA TN 3211* (1954).
- [95] – Rey, W.K., “Cumulative fatigue damage at elevated temperature”, *NACA TN 4284* (1958)
- [96] – Grover, H. J., “An observation concerning the cycle ratio in cumulative damage”, *Symposium on Fatigue of Aircraft Structures*, ASTM STP 274, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA, (1960) 120-124.
- [97] – Gatts, R.R., “Application of a Cumulative Damage Concept to Fatigue”, *Journal of Basic Engineering*, *Translations of the ASME*, (1961) 529-540.
- [98] – Manson, S.S., Nachtigall, A.J., Ensign, C.R., Freche, J.C., “Further investigation of a relation for cumulative fatigue damage in bending”, *Journal of Engineering for Industry* (1965) 25-35.
- [99] – Manson, S.S., Freche, J.C., Ensign, S.R., “Application of a double linear damage rule to cumulative fatigue”, *Fatigue Crack Propagation*, ASTM STP 415, ASTM, West Conshohocken, PA, (1967) p. 384.
- [100] – Kirkby, W. T., Edwards, P. R., “Cumulative fatigue damage studies of pinned-lug and clamped-lug structural elements in aluminium alloy”, *R.A.E. CP 1089* (1969).
- [101] – Thang, B.Q., Dubuc, J., Bazergui, A., Biron, A., “Cumulative Fatigue Damage under Stress-Controlled Conditions”, *Journal of Basic Engineering*, *Translations of the ASME*, (1971) 691-698.

- [102] – Thang, B.Q., Dubuc, J., Bazergui, A.; Biron, A., “Cumulative fatigue damage under strain controlled conditions”, *Journal of Materials* **6**(3) (1971) 718-737.
- [103] – Edwards, P.R., “Cumulative damage in fatigue with particular reference to the effects of residual stresses”, *Aeronautical Research Council CP 1185* (1971).
- [104] – Chaboche, J.L., “Une loi différentielle d’endommagement de fatigue avec cumulation non linéaire”, *Revue Française de Mécanique* **50-51** (1974) 71-82.
- [105] – Cardrick, A.W., Perrett, B.H.E., “Fatigue tests on plain specimens of Titanium 6Al-4V under variable amplitude loading”, *Aeronautical Research Council CP 1276* (1974).
- [106] – Subramanyan, S., “A Cumulative Damage Rule Based on the Knee Point of the S-N Curve”, *Journal of Engineering Materials and Technology, Translations of the ASME*, (1976) 316-321.
- [107] – Miller, K.J., “An experimental linear cumulative damage law”, *Journal of Strain Analysis*, **5**(3) (1970) 177-184.
- [108] – Miller, K.J., Garniner, T., “High-temperature cumulative damage for stage I crack growth”, *Journal of Strain Analysis*, **12** (1977) 253-261.
- [109] – Miller, K.J., Zachariah, K., “Cumulative damage laws for fatigue crack initiation and stage I propagation”, *Journal of Strain Analysis*, **12** (4) (1977) 262-270.
- [110] – Lemaitre, J., Chaboche, J.L., “Aspect phénoménologique de la rupture par endommagement”, *Journal Mécanique appliqué*, **2**(3), (1978) 317-365.
- [111] – Hashin, Z., Laird, C., “Cumulative Damage Under Two Level Cycling: Some Theoretical Prediction and Test Data”, *Fatigue of Engineering Materials and Structures*, **2** (1980) 345-350.
- [112] – Ibrahim, M.F.E., Miller, K.J., “Determination of Fatigue Crack Initiation Life”, *Fatigue of Engineering Materials and Structures*, **2**, (1980) 351-360.
- [113] – Miller, K.J., Ibrahim, M.F.E., “Damage accumulation during initiation and short crack growth regimes”, *Fatigue of Engineering Materials and Structures* **4** (1981) 236-277.
- [114] – Manson, S.S., Halford, G.R., “Practical implementation of the double linear damage rule and damage curve approach for treating cumulative fatigue damage”, *International Journal of Fracture* **17** (1981) 169-192.
- [115] – Chaboche, J.L., “Continuous damage mechanics – a tool to describe phenomena before crack initiation”, *Nuclear Engineering and Design* **64** (1981) 233-247.
- [116] – Bathias, C., Gabra, M., Aliaga, D., “Low-cycle fatigue damage accumulation of aluminium alloys”, *Low-Cycle Fatigue and Life Prediction, ASTM STP 770* (1982) 23-44.

- [117] – Kujawski, D., Ellyin, F., “A cumulative damage theory for fatigue crack initiation and propagation”, *International Journal of Fatigue* **6** (1984) 83-88.
- [118] – Chaudonneret, M., Chaboche, J.L., “Fatigue life prediction of notched specimens”, *IMech E C296/86* (1986) 503-510.
- [119] – Kujawski, D., Ellyin, F., “On the concept of cumulative fatigue damage”, *International Journal of Fracture*, **37**, (1988) 263-78.
- [120] – Golos, K., Ellyin, F., “A total strain energy density theory for cumulative fatigue damage”, *Journal of Pressure Vessel Technology* **110** (1988) 36-41.
- [121] – Chaboche, J.L., Lesne, P.M., “A non-linear continuous fatigue damage model”, *Fatigue & Fracture Engineering Materials & Structures* **11** (1988) 1-17.
- [122] – Ben-Amoz, M., “A cumulative damage theory for fatigue life prediction”, *Engineering Fracture Mechanics* **37** (1990) 341-347.
- [123] – Bilir, O. G., “Experimental investigation of fatigue damage accumulation in 1100 Al alloy”, *International Journal of Fatigue* **13** (1991) 3-6.
- [124] – Wu, W. F., Liou, H. Y., Tse, H. C., “Estimation of fatigue damage and fatigue life of components under random loading”, *International Journal of Pressure Vessels & Piping* **72** (1997) 243-249.
- [125] – Gong, Y., “Cyclic response and cumulative fatigue of steels subjected to complex loading histories”, Ph. D. Thesis, University of Western Australia, (1998).
- [126] – Shang, D., Yao, W., “A nonlinear damage cumulative model for uniaxial fatigue”, *International Journal of Fatigue* **21** (1999) 187-194.
- [127] – Nielsen, J. A., Agerskov, H., Vejrum, T., “Fatigue in steel highway bridges under random loading”, *Danmarks Tekniske Universitet, Report n° 15* (1997)
- [128] – Agerskov, H., “Fatigue in steel structures under random loading”, *Journal of constructional Steel Research* **53** (2000) 283-305.
- [129] – Wong, Y. K., Hu, X. Z., Norton, M. P., “Plastically elastically dominant fatigue interaction in 316L stainless steel and 6061-T6 aluminium alloy”, *Fatigue & Fracture Engineering Materials and Structures* **25** (2001) 201-213.
- [130] – Ngiau, C., Kujawski, D., “Sequence effects of small amplitude cycles on fatigue crack initiation and propagation in 2024-T351 aluminum”, *International Journal of Fatigue* **23** (2001) 807-815.
- [131] – Li, Z. X., Ko, J. M., Chan, T. H. T., “Modelling of load interaction and overload effect on fatigue damage of steel bridges”, *Fatigue and Fracture Engineering of Materials and Structures* **24** (2001) 379-390.

- [132] – Košťut, J., “History influence exponent in cumulative fatigue damage determined using two-step loading experiments”, *Fatigue & Fracture Engineering Materials & Structures* **25** (2002) 575-586.
- [133] – Goodin, E., Kallmeyer, A., Kurath, P., “Evaluation of Nonlinear Cumulative Damage Models for Assessing HCF/LCF interactions in multiaxial loadings”.
- [134] – Found, M. S., Quaresimin, M., “Two-stage fatigue loading of woven fibre reinforced laminates”, *Fatigue and Fracture Engineering of Materials and Structures* **26** (2003) 17-26.
- [135] – Wong, Y., “A phenomenological and mechanistic study of fatigue under complex loading”, Ph. D. Thesis, University of Western Australia, (2003).
- [136] – Silva, V. R. C., “Iniciação de fendas de fadiga em componentes entalhados na liga de alumínio AlMgSi” Tese de Mestrado, Universidade de Coimbra, (2004).
- [137] – Costa, J. D. M., Antunes, F. J. V., Silva, V. R., Ferreira, J. A. M., “Comparative analysis of fatigue life predictions in central notched specimens of Al-Mg-Si alloys”, *Fatigue and Fracture Engineering of Materials and Structures* **27** (2004) 837-848.
- [138] – Hayashi, M., “Discussion on Miner’s rule in type 304 stainless steel in air at 288°C”, *Preceedings of PVP2005, 2005 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference*, July 17-21, Denver, Colorado USA, (2005).
- [139] – Laue, S., Bomas, H., “Spectrum fatigue life assessment of notched specimens based on the initiation and propagation of short cracks”, *International Journal of Fatigue*, Article in Press (2005).
- [140] – Dattoma, V., Giancane, S., Nibile, R., Panella, F.W., “Fatigue life prediction under variable loading based on a new non-linear continuum damage mechanics model”, *International Journal of Fatigue* **28** (2006) 89-95.
- [141] – Łagoda, T., “Energy models for fatigue life estimation under uniaxial random loading. Part I: The model elaboration”, *International Journal of Fatigue* **23** (2001) 467-480.
- [142] – Łagoda, T., “Energy models for fatigue life estimation under uniaxial random loading. Part II: Verification of the model”, *International Journal of Fatigue* **23** (2001) 481-489.
- [143] – Łagoda, T., Macha, E., Bedkowski, “A critical plane approach based on energy concepts: application to biaxial random tension-compression high-cycle fatigue regime”, *International Journal of Fatigue* **21** (1999) 431-443.
- [144] – Lachowicz, C. T., “Calculation of the elastic-plastic strain energy density ubder cyclic and random loading”, *International Journal of Fatigue* **23** (2001) 643-652.
- [145] – Košťut, J., “Quadratic damage rule in random loading case”, *Fatigue & Fracture Engineering Materials & Structures* **27** (2004) 679-700.

- [146] – Košťút, J., “Cumulative fatigue damage hypothesis based on immediate and history damage factors and its basic loading sequence properties”, Life assessment and Management for Structural Conference, Proceedings of the Conference (2000) 113-118.
- [147] – Košťút, J., “Analysis of hypothesis of cumulative fatigue damage based on the damage factors in repeated block loading case”, Strojnický Casopis **51** (2000) 161-173.
- [148] – Košťút, J., “A simple phenomenological hypothesis of cumulative fatigue damage part I. Half-cycle formulation”, Kovove Materialy **38** (2000) 96-106.
- [149] – Košťút, J., “A simple phenomenological hypothesis of cumulative fatigue damage part II. General formulation and discussion”, Kovove Materialy **38** (2000) 178-187.
- [150] – Kachanov, L. M., “Introduction to Continuum Damage Mechanics” Martinus Nijhoff, The Netherlands, (1986).
- [151] – Cheng, G., Plumtree, A., “A fatigue damage accumulation model based on continuum damage mechanics and ductility exhaustion”, International Journal of Fatigue, **20** (1998) 495-501.
- [152] – Chaboche, J.L., “Continuum damage mechanics: Part I – general concepts”, Journal of Applied Mechanics **55** (1988) 59-64.
- [153] – Chaboche, J.L., “Continuum damage mechanics: Part I – damage growth, crack initiation, and crack growth”, Journal of Applied Mechanics **55** (1988) 65-72.
- [154] – Chaboche, J.L., “Continuum damage mechanics and its application to structural lifetime predictions”, ONERA **72** (1987) 37-54.
- [155] – Shang, D.G., Yao, W.X.Y., Wang, D.J., “A new nonlinear damage cumulative model for multiaxial fatigue”, Low Cycle Fatigue and Elasto-plastic Behaviour of Materials, Editor: Rie, K.-T., Portella, P. D., Elsevier, (1998) 253-258.
- [156] – Xiao, Y.-C., Li, S., Gao, Z., “A continuum damage mechanics model for high cycle fatigue”, International Journal of Fatigue **20** (1998) 503-508.
- [157] – Oller, S., Salomón, O., Oñate, E., “A continuum mechanics model for mechanical fatigue analysis”, Computational Materials Science **32** (2005) 175-195.
- [158] – Chaboche, J.L., “Continuum damage mechanics: present state and future trends”, Nuclear Engineering and Design, **105** (1987) 19-33.
- [159] – European Committee for Standardization - CEN, “EN 13445: Unfired Pressure Vessels”, European Standard, (2002).
- [160] – Yigang, Z., Shijie, Z., Minggao, Y., “A cycle counting method considering load sequence”, International Journal of Fatigue **5** (1993) 407-411.

- [161] – Anthes, R. J., “Modified rainflow counting keeping the load sequence”, *International Journal of Fatigue* **19** (1997) 529-535.
- [162] - Tchankov, D. S., Ohta, A., Suzuki, N., Maeda, Y., “Random loading fatigue life assessments for notched plates”, *International Journal of Fatigue* **21** (1999) 941-946.
- [163] – Pereira, H. F. S. G., de Jesus, A. M. P., Fernandes, A. A., Ribeiro, A. S., “Fatigue damage under block loading”, 5th International Conference on Mechanics and Materials in Design, Porto, 24-26 de Julho, (2006).
- [164] – Xiulin, Z., Zhen, L., Boatong, L., “Prediction of probability distribution of fatigue life of 15MnVN steel notched elements under variable-amplitude loading”, *International Journal of Fatigue* **18** (1996) 81-86.
- [165] – Johannesson, P., Svensson, T., de Maré, M., “Fatigue life prediction on variable tests - methodology”, *International Journal of Fatigue* **27** (2005) 954-965.
- [166] – Svensson, T., Johannesson, P., de Maré, M., “Fatigue life prediction on variable tests – specific applications”, *International Journal of Fatigue* **27** (2005) 966-973.
- [167] – Sonsino, C. M., Lagoda, T., Demofonti, G., “Damage accumulation under variable amplitude loading of welded medium- and high-strength steels”, *International Journal of Fatigue* **26** (2004) 487-495.
- [168] – Wu, W., Huang, T., “Prediction of fatigue damage and fatigue life under random loading”, *International Journal Pressure Vessels & Piping* **53** (1993) 273-298.
- [169] – Kim, S. T., Tadjiev, D., Yang, H. T., “Fatigue life prediction under random loading conditions in 7475-T7351 aluminum alloy using RMS model”, *International Journal of Damage Mechanics* **15** (2006) 89-102.
- [170] – Sonsino, C. M., Dieterich, K., “Fatigue design with cast magnesium alloys under constant and variable amplitude loading”, *International Journal of Fatigue* **28** (2006) 183-193.
- [171] – Sonsino, C. M., Kueppers, M., “Multiaxial fatigue of welded joints under constant and variable amplitude loadings”, *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* **24** (2001) 309-327.
- [172] – Stagg, A.M., “An investigation of the scatter in variable-amplitude fatigue-test results of 2024 and 7075 materials”, *Aeronautical Research Council CP 1123* (1970).
- [173] – Benasciutti, D., Tovo, R., “Fatigue life assessment in non-Gaussian random loadings”, *International Journal of Fatigue* **28** (2006) 733-746.
- [174] – Ni, K., Zhang, S., “Fatigue reliability analysis under two-stage loading”, *Reliability Engineering & System Safety* **68** (2000) 153-158.

- [175] – EN10028-3, “Produit plats en aciers pour appareils à pression – Partie 3 : Aciers soudables à grain fins, normalisés”, Norme Européenne, (1996).
- [176] – De Jesus, A.M.P., Ribeiro, A.S, and Fernandes, A.A. “Low Cycle Fatigue and Cyclic Elastoplastic Behaviour of the P355NL1 steel”, *Journal of Pressure Vessel Technology*; **128**(3), (2006), em impressão.
- [177] – American Society for Testing and Materials, ASTM E606: Standard Practice for Strain-Controlled Fatigue Testing, Annual Book of ASTM Standards; Vol. 03.01 ASTM, West Conshohocken, PA.; (1986), 557-571.
- [178] –Jr. Everett, R. A., “The effects of load sequencing on fatigue life of 2024-T3 aluminum alloy”, *International Journal of Fatigue* 19 Supp 1 (1997) S289-S293.
- [179] – Jhansale, H.R., Topper, T.H., “Engineering analysis of the inelastic stress response of a structural metal under variable cyclic strains”, em: *Cyclic Stress-Strain Behavior. Analysis, Experimentation, and Failure Prediction*, ASTM STP 519, (1973) 246-270.
- [180] – Burk, J.D., “The effect of residual stresses on weld fatigue life”, PhD thesis, Univ. of Illinois, Urbana, (1978).
- [181] – De Jesus, A. M. P., “Validação de procedimentos de cálculo à fadiga de reservatórios sob pressão” Tese de Doutorado, Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro, Vila Real, (2004).
- [182] – Gassner, E., “Preliminary results from fatigue tests with reference to operational statistics”, NACA TM 1266 (1950).
- [183] – Frost, N. E., Marsh, K. J., Pook, L. P., “Metal Fatigue”, Dover Publications, Inc. (1999).
- [184] – Pilkey, W. D., “Peterson’s stress concentration factors”, Second Edition, John Wiley & Sons, Inc. (1997).
- [185] – Chaboche, J.L., “On the constitutive equations of materials under monotonic or cyclic loadings”, *Recherche Aérospatiale*, No. 1983-5, (1983), 31-43.
- [186] – Chaboche, J.L., Nouailhas, D., “Constitutive Modelling of Ratchetting Effects –Part I: Experimental Facts and Properties of the Classical Models”, *Translations of the ASME - Journal of Engineering Materials and Technology*, **111**, (1989) 384-392.
- [187] – Chaboche, J.L., Nouailhas, D., “Constitutive Modelling of Ratchetting Effects –Part II: Possibilities of Some Additional Kinematic Rules”, *Translations of the ASME - Journal of Engineering Materials and Technology*, **111**, (1989), 409-416.

- [188] – Ohno, N., Kachi, Y., “A constitutive model for cyclic plasticity for nonlinear hardening materials”, *Journal of Applied Mechanics*, **53**, (1986), 395-403.
- [189] –Soares, P., “Aços. Características e Tratamentos”, 5ª Edição, Livraria Livroluz, Porto, (1992).
- [190] – De Jesus, A.M.P., Pereira, H.F.S.G., Ribeiro, A.S., Fernandes, A.A.F. “A Discussion on the Performance of Continuum Plasticity Models for fatigue lifetime assessment based on the local strain approach”, PVP2006-ICPVT11-93460. Proceedings of PVP2006-ICPVT-11 conference, 23-27 July, Vancouver, BC, Canada, (2006).
- [191] – Chaboche, J.L., “Cailletaud, G. On the calculation of structures in cyclic plasticity or viscoplasticity”. *Computer and Structures*, **23**(1), (1986), 23-31.
- [192] – Chaboche, J.L., “On some modifications of kinematic hardening to improve the description of ratchetting effects”. *International Journal of Plasticity*, **7**, (1991), 661-678.
- [193] –SAS: Swanson Analysis Systems Inc, ANSYS, Houston, Version 8.1, (2005).
- [194] – Itoh, T., Sakane, M., Tchankov, D., Hamada, N., “Universal J-Integral to assess multiaxial low cycle fatigue”, PVP2006-ICPVT11-93810. Proceedings of PVP2006-ICPVT-11 , 23-27 July, Vancouver, BC, Canada, (2006).
- [195] – Itoh, T., “J-Integral estimate for biaxially stresses mode I cracks based on COD strain”, *International Journal of Fatigue* **21** (1999) 1087-1097.
- [196] – Sobczyk, K., Spencer Jr., B. F., “Random Fatigue: from Data to Theory”, Academic Press, Inc., (1992).
- [197] – Lee, B. –H., Lee, H. –B., “Stochastic modelling of low-cycle fatigue damage in 316L stainless steel under variable multiaxial loading”, *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* **23** (2000) 1007-1018.
- [198] – Pereira, H. F. S. G., de Jesus, A. M. P., Fernandes, A. A., Ribeiro, A. S., Software development for fatigue assessment of unfired pressure vessels according to the en13445 standard”, Proceedings of 10th Portuguese Conference on Fracture, ISBN: 972-99596-1-7, Guimarães, 22-24 Fevereiro 2006.

ANEXO I

TABELAS RELATIVAS AOS DADOS EXPERIMENTAIS DO AÇO P355NL1

Este anexo apresenta os dados relativos aos ensaios de fadiga realizados com provetes lisos de aço P355NL1. São apresentados os dados dos ensaios realizados tanto a amplitude constante como variável. Todos os ensaios foram realizados em controlo de deformação com razão de deformações nula. A Tabela I.1 apresenta os dados dos ensaios de fadiga realizados em controlo de deformação com amplitude constante. A gama de tensão incluída na tabela corresponde ao valor obtido para metade da vida dos provetes. A frequência dos ensaios é variável de modo a resultar uma taxa de deformação média de 0.8%/s. O número de ciclos apresentado corresponde ao número de ciclos de rotura. A Tabela I.2 apresenta os dados dos ensaios de fadiga realizados em controlo de deformação com amplitude de deformação variável definida por 2 blocos de amplitude constante, aplicados segundo a sequência H-L e com as gamas de deformação de 1 e 0.5%, respectivamente. Esta tabela também inclui o dano de fadiga calculado com base na regra de *Miner*. De igual modo apresenta-se na Tabela I.3 os dados dos ensaios de fadiga realizados em controlo de deformação, com amplitude de deformação variável definida por 2 blocos de amplitude constante, aplicados segundo a sequência L-H e com as gamas de deformação de 0.5 e 1%, respectivamente.

Tabela I.1 – Resultados dos ensaios de fadiga realizados em controlo de deformação a amplitude constante ($R_e = 0$).

Provete	f	$\Delta\epsilon$	$\Delta\sigma$	R_e	e	l	N_{total}
	Hz	%	MPa		mm	mm	ciclos
D101	0.133	3	498.52	0	4.41	6.00	77
D102	0.200	2	469.15	0	4.42	5.99	260
D103	0.400	1	445.80	0	4.44	6.00	1625
D104	0.533	0.75	440.57	0	4.43	6.04	2440
D105	0.800	0.5	452.90	0	4.41	6.04	14760
D106	1.000	0.4	413.16	0	4.42	6.04	16000
D107	0.533	0.75	409.80	0	4.42	6.00	3300
D108	0.400	1	411.46	0	4.45	6.01	1133
D109	0.666	0.6	387.08	0	4.44	6.02	7805
D110	0.800	0.5	387.46	0	4.43	6.17	14197
D111	0.666	0.6	387.17	0	4.43	6.03	5700
D112	0.400	1	367.17	0	4.41	6.02	1280
D113	1.330	0.3	374.76	0	4.42	6.01	597512
D114	0.800	0.5	351.74	0	4.43	6.05	8520
D115	0.266	1.5	355.71	0	4.45	6.16	503
D116	0.266	1.5	348.81	0	4.42	5.99	433
D117	0.266	1.5	336.86	0	4.46	6.04	511
D118	0.533	0.75	291.26	0	4.44	6.17	3565

A Tabela I.4 apresenta os dados dos ensaios de fadiga realizados em controlo de deformação com amplitude de deformação variável definida por múltiplos blocos de amplitude constante, aplicados segundo a sequência H-L-H-L... e respectivamente com

gamas de deformação de 1 e 0.5%. A Tabela I.5 apresenta informação para os ensaios similares mas executados segundo a sequência L-H-L-H.... Estas tabelas indicam, para além do número de ciclos de cada bloco, o número de blocos aplicados em cada nível de deformação.

Tabela I.2 – Resultados dos ensaios de fadiga realizados em controlo de deformação a amplitude variável definida por blocos segundo a sequência H-L e com as gamas de deformação de 1 e 0.5 % ($R_\varepsilon = 0$).

Provete	f_H	f_L	n_H	$\Delta\varepsilon_H$	$\Delta\varepsilon_L$	R_ε	e	l	$n_{H+} n_L$	n_L	n_H/N_H^*	n_L/N_L^{**}	D
	Hz	Hz	ciclos	%	%		mm	mm	ciclos	ciclos			
D201	0.4	0.8	337	1	0.5	0	4.43	5.87	2862	2525	0.25	0.20	0.45
D202	0.4	0.8	337	1	0.5	0	4.43	6.03	3937	3600	0.25	0.29	0.54
D203	0.4	0.8	673	1	0.5	0	4.44	6.02	1650	977	0.50	0.08	0.58
D204	0.4	0.8	673	1	0.5	0	4.44	6.04	3400	2727	0.50	0.22	0.72
D205	0.4	0.8	1010	1	0.5	0	4.44	6.00	2800	1790	0.75	0.14	0.89
D206	0.4	0.8	1010	1	0.5	0	4.43	6.03	2414	1404	0.75	0.11	0.86

* O número de ciclos de rotura, N_H é a média da vida à fadiga dos provetes D103, D108 e D112 (ver Tabela I.1).

** O número de ciclos de rotura, N_L é a média da vida à fadiga dos provetes D105, D110 e D114 (ver Tabela I.1).

Tabela I.3 – Resultados dos ensaios de fadiga realizados em controlo de deformação a amplitude variável definida por blocos segundo a sequência L-H e com as gamas de deformação de 0.5 e 1 % ($R_\varepsilon = 0$).

Provete	f_L	f_H	n_L	$\Delta\varepsilon_L$	$\Delta\varepsilon_H$	R_ε	e	l	$n_{L+} n_H$	n_H	n_L/N_L^*	n_H/N_H^{**}	D
	Hz	Hz	ciclos	%	%		mm	mm	ciclos	ciclos			
D301	0.8	0.4	3620	0.5	1	0	4.45	5.89	4542	922	0.29	0.68	0.97
D302	0.8	0.4	3620	0.5	1	0	4.43	6.07	4712	1092	0.29	0.81	1.10
D303	0.8	0.4	7240	0.5	1	0	4.44	5.99	8747	1507	0.58	1.12	1.70
D304	0.8	0.4	7240	0.5	1	0	4.43	6.03	8284	1044	0.58	0.78	1.36
D305	0.8	0.4	9377	0.5	1	0	4.43	6.02	10905	1528	0.75	1.14	1.89
D306	0.8	0.4	9377	0.5	1	0	4.43	6.05	11070	1693	0.75	1.26	2.01

* O número de ciclos de rotura, N_L é a média da vida à fadiga dos provetes D105, D110 e D114 (ver Tabela I.1).

** O número de ciclos de rotura, N_H é a média da vida à fadiga dos provetes D103, D108 e D112 (ver Tabela I.1).

Tabela I.4 – Resultados dos ensaios de fadiga realizados em controlo de deformação a amplitude variável definida por blocos segundo a sequência H-L-H-L... e com as gamas de deformação de 1 e 0.5 % ($R_\varepsilon = 0$).

Provete	f_H	f_L	n_H	n_L	Blocos H	$n_{H+total}$	Blocos L	$\Delta\varepsilon_H$	$\Delta\varepsilon_L$	R_ε	e	l	$n_{H+} n_L$	n_H/N_H^*	n_L/N_L^{**}	D
	Hz	Hz	ciclos	ciclos		ciclos		%	%		mm	mm	ciclos			
D401	0.4	0.8	84	905	4	336	3	1	0.5	0	4.46	6.00	3274	0.250	0.235	0.485
D402	0.4	0.8	84	905	4	336	3	1	0.5	0	4.4	5.88	3878	0.250	0.284	0.533
D403	0.4	0.8	168	1810	5	840	4	1	0.5	0	4.43	6.04	8227	0.624	0.591	1.215
D404	0.4	0.8	168	1810	4	747	4	1	0.5	0	4.43	6.03	7987	0.555	0.580	1.135
D405	0.4	0.8	252	2715	2	504	1	1	0.5	0	4.43	6.04	4634	0.374	0.331	0.705
D406	0.4	0.8	252	2715	3	756	2	1	0.5	0	4.44	6.05	6186	0.562	0.435	0.996

* O número de ciclos de rotura, N_H é a média da vida à fadiga dos provetes D103, D108 e D112 (ver Tabela I.1).

** O número de ciclos de rotura, N_L é a média da vida à fadiga dos provetes D105, D110 e D114 (ver Tabela I.1).

As tabelas I.6 a I.9 apresentam resultados semelhantes aos das Tabelas I.2 a I.5 mas para as gamas de deformação de 0.75 e 1.5%, respectivamente.

Tabela I.5 – Resultados dos ensaios de fadiga realizados em controlo de deformação com a amplitude variável definida por blocos segundo a sequência L-H-L-H... e com as gamas de deformação de 0.5 e 1 % ($R_\epsilon = 0$).

Provete	f_L	f_H	n_L	n_H	Blocos	$n_{L,total}$	Blocos	$\Delta\epsilon_L$	$\Delta\epsilon_H$	R_ϵ	e	l	$n_L + n_H$	n_L/N_L^*	n_H/N_H^{**}	D
	Hz	Hz	ciclos	ciclos	L	ciclos	H	%	%		mm	mm	ciclos			
D501	0.8	0.4	905	84	7	6761	7	1	0.5	0	4.45	6.04	7349	0.541	0.437	0.978
D502	0.8	0.4	905	84	6	5493	6	1	0.5	0	4.43	6.14	5997	0.440	0.374	0.814
D503	0.8	0.4	1810	168	4	7999	4	1	0.5	0	4.44	6.00	8671	0.633	0.499	1.132
D504	0.8	0.4	1810	168	3	5688	3	1	0.5	0	4.43	6.03	6192	0.455	0.374	0.830
D505	0.8	0.4	2715	252	4	12489	4	1	0.5	0	4.41	6.01	13497	1.000	0.749	1.749
D506	0.8	0.4	2715	252	2	5796	2	1	0.5	0	4.41	6.00	6300	0.464	0.374	0.838

* O número de ciclos de rotura, N_L é a média da vida à fadiga dos provetes D105, D110 e D114 (ver Tabela I.1).

** O número de ciclos de rotura, N_H é a média da vida à fadiga dos provetes D103, D108 e D112 (ver Tabela I.1).

Tabela I.6 – Resultados dos ensaios de fadiga realizados em controlo de deformação a amplitude variável definida por blocos segundo a sequência H-L e com as gamas de deformação de 1.5 e 0.75 % ($R_\epsilon = 0$).

Provete	f_H	f_L	n_H	$\Delta\epsilon_H$	$\Delta\epsilon_L$	R_ϵ	e	l	$n_H + n_L$	n_L	n_H/N_H^*	n_L/N_L^{**}	D
	Hz	Hz	ciclos	%	%		mm	mm	ciclos	ciclos			
D601	0.3	0.5	121	1.5	0.75	0	4.44	6.15	1907	1786	0.251	0.576	0.827
D602	0.3	0.5	121	1.5	0.75	0	4.43	6.18	1264	1143	0.251	0.368	0.620
D603	0.3	0.5	241	1.5	0.75	0	4.43	6.15	1370	1129	0.500	0.364	0.864
D604	0.3	0.5	241	1.5	0.75	0	4.44	6.09	1860	1619	0.500	0.522	1.022
D605	0.3	0.5	362	1.5	0.75	0	4.45	6.02	1584	1222	0.751	0.394	1.145
D606	0.3	0.5	362	1.5	0.75	0	4.42	5.86	1170	808	0.751	0.260	1.012
D607	0.3	0.5	60	1.5	0.75	0	4.43	6.00	2490	2430	0.124	0.783	0.908
D608	0.3	0.5	181	1.5	0.75	0	4.44	6.17	1581	1400	0.376	0.451	0.827
D609	0.3	0.5	301	1.5	0.75	0	4.38	6.00	800	499	0.624	0.161	0.785
D610	0.3	0.5	421	1.5	0.75	0	4.44	6.11	1361	940	0.873	0.303	1.176

* O número de ciclos de rotura, N_H é a média da vida à fadiga dos provetes D115, D116 e D117 (ver Tabela I.1).

** O número de ciclos de rotura, N_L é a média da vida à fadiga dos provetes D104, D107 e D118 (ver Tabela I.1).

Tabela I.7 – Resultados dos ensaios de fadiga realizados em controlo de deformação a amplitude variável definida por blocos segundo a sequência L-H e com as gamas de deformação de 0.75 e 1.5 % ($R_\epsilon = 0$).

Provete	f_L	f_H	n_L	$\Delta\epsilon_L$	$\Delta\epsilon_H$	R_ϵ	e	l	$n_L + n_H$	n_H	n_L/N_L^*	n_H/N_H^{**}	D
	Hz	Hz	ciclos	%	%		mm	mm	ciclos	ciclos			
D701	0.5	0.3	776	0.75	1.5	0	4.43	6.03	1216	440	0.250	0.913	1.163
D702	0.5	0.3	776	0.75	1.5	0	4.42	6.01	1506	730	0.250	1.515	1.765
D703	0.5	0.3	1551	0.75	1.5	0	4.45	6.02	2118	567	0.500	1.176	1.676
D704	0.5	0.3	1551	0.75	1.5	0	4.44	6.03	1839	288	0.500	0.598	1.098
D705	0.5	0.3	2327	0.75	1.5	0	4.43	6.02	2496	169	0.750	0.351	1.101
D706	0.5	0.3	2327	0.75	1.5	0	4.43	6.16	2677	350	0.750	0.726	1.476

* O número de ciclos de rotura, N_L é a média da vida à fadiga dos provetes D104, D107 e D118 (ver Tabela I.1).

** O número de ciclos de rotura, N_H é a média da vida à fadiga dos provetes D115, D116 e D117 (ver Tabela I.1).

As tabelas I.10 a I.17 apresentam os dados dos ensaios de fadiga realizados segundo espectros baseados numa distribuição normal, mas aplicados segundo sequências diversas. A informação mais detalhada sobre os espectros aplicados está reunida no Anexo III.

Tabela I.8 – Resultados dos ensaios de fadiga realizados em controlo de deformação a amplitude variável definida por blocos segundo a sequência H-L-H-L... e com as gamas de deformação de 1.5 e 0.75 %, ($R_\varepsilon = 0$).

Provete	f_H	f_L	n_H	n_L	Blocos	$n_{H,total}$	Blocos	$\Delta\varepsilon_H$	$\Delta\varepsilon_L$	R_ε	e	l	n_H, n_L	n_H/N_H^*	n_L/N_L^{**}	D
	Hz	Hz	ciclos	ciclos	H	ciclos	L	%	%		mm	mm	ciclos			
D801	0.266	0.533	25	250	10	250	9	1.5	0.75	0	4.45	6.04	2627	0.519	0.766	1.285
D802	0.266	0.533	25	250	7	175	7	1.5	0.75	0	4.44	6.03	1925	0.363	0.564	0.927
D803	0.266	0.533	50	500	5	250	4	1.5	0.75	0	4.44	5.99	2250	0.519	0.645	1.163
D804	0.266	0.533	50	500	5	250	5	1.5	0.75	0	4.46	6.13	2750	0.519	0.806	1.325
D805	0.266	0.533	75	750	3	225	2	1.5	0.75	0	4.44	5.86	2025	0.467	0.580	1.047
D806	0.266	0.533	75	750	2	150	1	1.5	0.75	0	4.46	5.87	1499	0.311	0.435	0.746

* O número de ciclos de rotura, N_H é a média da vida à fadiga dos provetes D115, D116 e D117 (ver Tabela I.1).** O número de ciclos de rotura, N_L é a média da vida à fadiga dos provetes D104, D107 e D118 (ver Tabela I.1).Tabela I.9 – Resultados dos ensaios de fadiga realizados em controlo de deformação a amplitude variável definida por blocos segundo a sequência L-H-L-H... e com amplitudes de deformação de 0.75e 1.5 % ($R_\varepsilon = 0$).

Provete	f_L	f_H	n_L	n_H	Blocos	$n_{L,total}$	Blocos	$\Delta\varepsilon_L$	$\Delta\varepsilon_H$	R_ε	e	l	n_1, n_2	n_1/N_1^*	n_2/N_2^{**}	D
	Hz	Hz	ciclos	ciclos	L	ciclos	H	%	%		mm	mm	ciclos			
D901	0.533	0.266	250	25	7	1750	6	0.75	1.5	0	4.44	5.86	1900	0.564	0.311	0.875
D902	0.533	0.266	250	25	8	1925	8	0.75	1.5	0	4.42	6.00	2125	0.621	0.415	1.036
D903	0.533	0.266	500	50	4	2205	4	0.75	1.5	0	4.43	6.02	2405	0.711	0.415	1.126
D904	0.533	0.266	500	50	5	2600	5	0.75	1.5	0	4.42	6.15	2850	0.838	0.519	1.357
D905	0.533	0.266	750	75	3	1900	2	0.75	1.5	0	4.44	6.14	2050	0.613	0.311	0.924
D906	0.533	0.266	750	75	3	2710	3	0.75	1.5	0	4.44	6.16	2935	0.874	0.467	1.340

* O número de ciclos de rotura, N_L é a média da vida à fadiga dos provetes D104, D107 e D118 (ver Tabela I.1).** O número de ciclos de rotura, N_H é a média da vida à fadiga dos provetes D115, D116 e D117 (ver Tabela I.1).Tabela I.10 – Resultados dos ensaios de fadiga realizados em controlo de deformação a amplitude variável definidos de acordo com um espectro baseado na distribuição normal, aplicado segundo a sequência H-L e com deformação máxima de 2.1% ($R_\varepsilon = 0$).

Provete	Blocos	Ciclos	R_ε	e (mm)	l (mm)
D1001	6	614	0	4.44	6.16
D1002	11	1100	0	4.43	5.98
D1003	14	1400	0	4.41	5.98

Tabela I.11 – Resultados dos ensaios de fadiga realizados em controlo de deformação a amplitude variável definida de acordo com um espectro baseado na distribuição normal, aplicado segundo a sequência H-L e com deformação máxima de 1.05% ($R_\varepsilon = 0$).

Provete	Blocos	Ciclos	R_ε	e (mm)	l (mm)
D1101	47	4719	0	4.43	6.02
D1102	42	4200	0	4.43	6.03
D1103	51	5100	0	4.44	6.02

Tabela I.12 – Resultados dos ensaios de fadiga realizados em controlo de deformação com a amplitude variável definida de acordo com um espectro baseado na distribuição normal, aplicado segundo a sequência L-H-L e com deformação máxima de 1.05% ($R_\varepsilon = 0$).

Provete	Blocos	Ciclos	R_ε	e (mm)	l (mm)
D1201	61	6100	0	4.43	6.02
D1202	65	6500	0	4.43	6.14
D1203	68	6800	0	4.46	6.15

Tabela I.13 – Resultados dos ensaios de fadiga realizados em controlo de deformação a amplitude variável definida de acordo com um espectro baseado na distribuição normal, aplicado aleatoriamente e com deformação máxima de 1.05% ($R_\varepsilon = 0$).

Provete	Blocos	Ciclos	R_ε	e (mm)	l (mm)
D1301	44	4400	0	4.43	6.04
D1302	49	4900	0	4.44	6.03
D1303	53	5300	0	4.42	6.00

Tabela I.14 – Resultados dos ensaios de fadiga realizados em controlo de deformação a amplitude variável definida de acordo com um espectro baseado na distribuição normal, aplicado aleatoriamente e com deformação máxima de 2.1% ($R_\varepsilon = 0$).

Provete	Blocos	Ciclos	R_ε	e (mm)	l (mm)
D1401	11	1100	0	4.43	6.02
D1402	8	800	0	4.43	6.00

Tabela I.15 – Resultados dos ensaios de fadiga realizados em controlo de deformação a amplitude variável definida de acordo com um espectro baseado na distribuição normal, aplicado segundo a sequência L-H e com deformação máxima de 1.05% ($R_\varepsilon = 0$).

Provete	Blocos	Ciclos	R_ε	e (mm)	l (mm)
D1501	88	8800	0	4.43	6.03
D1502	40	4000	0	4.43	6.04
D1503	70	7000	0	4.44	6.03

Tabela I.16 – Resultados dos ensaios de fadiga realizados em controlo de deformação a amplitude variável definida de acordo com um espectro baseado na distribuição normal, aplicado segundo a sequência L-H e com deformação máxima de 2.1% ($R_\varepsilon = 0$).

Provete	Blocos	Ciclos	R_ε	e (mm)	l (mm)
D1601	11	1100	0	4.42	6.01
D1602	11	1100	0	4.47	6.15
D1603	8	819	0	4.43	6.10

Tabela I.17 – Resultados dos ensaios de fadiga realizados em controlo de deformação a amplitude variável definida de acordo com um espectro baseado na distribuição normal, aplicado segundo a sequência L-H-L e com deformação máxima de 2.1% ($R_\varepsilon = 0$).

Provete	Blocos	Ciclos	R_ε	e (mm)	l (mm)
D1701	12	1200	0	4.44	6.02
D1702	11	1100	0	4.43	6.04
D1703	9	900	0	4.41	6.04

ANEXO II

TABELAS RELATIVAS AOS DADOS EXPERIMENTAIS DO DETALHE ESTRUTURAL

Este anexo apresenta os dados dos ensaios de fadiga de um detalhe estrutural de aço P355NL1 testado no âmbito desta dissertação de mestrado. Todos os ensaios foram realizados em controlo de tensão remota, sendo testadas várias razões de tensões. Todos os provetes foram medidos com vista à determinação das dimensões representadas na Figura II.1. Para cada ensaio foi calculado o dano usando a lei de *Miner*.

As Tabelas II.1, II.12 e II.23 apresentam os dados dos ensaios realizados com amplitude de tensão constante com razão de tensões $R_\sigma = 0$, $R_\sigma = 0.3$ e $R_\sigma = 0.15$, respectivamente. Estas tabelas incluem o número de ciclos total até à rotura final (N_{total}). Para alguns provetes também se indica o número de ciclos de iniciação ($N_{iniciação}$) de uma fenda assim como a respectiva dimensão da fenda (a_i). Este número de ciclos corresponde ao menor número de ciclos para o qual foi possível detectar a existência de uma fenda. Em alguns casos não foi detectada a iniciação quer por falha do operador quer pelo facto da fase de propagação ser muito curta (gamas de tensão muito elevadas).

As Tabelas II.2, II.3, II.4 e II.5 apresentam os dados dos ensaios de fadiga realizados em controlo de tensão com amplitude variável definida por dois blocos de amplitude constante aplicados segundo as sequências L-H e H-L, para os pares de gamas de tensão de 280/400 MPa e 280/330 MPa e para uma razão de tensões nula ($R_\sigma = 0$).

As Tabelas II.6 e II.7 apresentam os dados dos ensaios de fadiga realizados em controlo de tensão com amplitude variável definida por múltiplos blocos de amplitude constante aplicados segundo as sequências H-L-H-L... e L-H-L-H... para as gamas de tensão de 280/330 MPa e para uma razão de tensões nula ($R_\sigma = 0$).

As Tabelas II.8 a II.11 apresentam os dados dos ensaios de fadiga realizados em controlo de tensão com amplitude variável segundo espectros baseados numa distribuição normal e com razão de tensões nula.

As Tabelas II.13 a II.20 apresentam os dados dos ensaios de fadiga realizados em controlo de tensão com amplitude variável, para a razão de tensões, $R_\sigma = 0.3$.

Nas Tabelas II.21 e II.22 apresentam-se os resultados dos ensaios realizados em controlo de tensão baseados em espectros de tensão aleatórios e com várias razões de tensões.

Finalmente, nas Tabelas II.24 e II.25 apresentam-se resultados de ensaios realizados com amplitude de tensão variável, definida por blocos de amplitude constante e com uma razão de tensões, $R_\sigma = 0.15$.

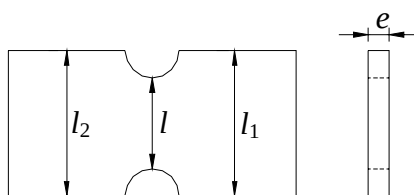


Figura II.1 – Provete entalhado.

Tabela II.1 – Resultados dos ensaios de fadiga do detalhe estrutural realizados em controlo de tensão com amplitude constante, $R_\sigma = 0$.

Provete	f	$\Delta\sigma$	R_σ	e	l	l_1	l_2	a_i	$N_{\text{iniciação}}$	N_{total}
	Hz	MPa		mm	mm	mm	mm	mm	ciclos	ciclos
100	10	440	0	3.65	25.00	34.80	34.81	-	-	192
101	10	380	0	3.67	24.98	34.87	34.8	-	-	9785
102	10	365	0	4.19	25.02	34.88	34.87	-	-	12336
103	10	330	0	3.64	25.06	34.87	34.8	3.751	29933	30270
104	10	280	0	3.66	25.05	34.82	34.81	1.926	97930	100743
105	10	280	0	4.20	25.04	34.88	34.86	1.486	100000	105230
106	10	280	0	4.20	24.99	34.86	34.88	0.0859	114043	118254
107	10	400	0	3.64	25.04	34.79	34.76	-	-	4221
108	10	400	0	3.64	24.99	34.82	34.86	-	-	6619
109	10	400	0	3.66	25.03	34.84	34.84	-	-	7201
110	15	200	0	3.67	25.02	34.77	34.77	-	-	2000000
111	10	330	0	3.67	25.03	34.87	34.87	-	-	19157
112	10	330	0	3.65	25.02	34.82	34.82	2.053	26714	27780
113	5	420	0	3.64	25.05	34.81	34.82	-	-	1009
114	15	250	0	3.65	25.03	34.80	34.81	-	-	372701
115	15	250	0	3.66	25.00	34.78	34.79	1.4555	380224	385760
116	15	215	0	4.19	25.03	34.78	34.79	-	-	2000000
117	10	400	0	4.17	24.98	34.76	34.71	0.305	4500	6632
118	5	330	0	4.17	25.02	34.78	34.82	1.129	22000	25217
119	5	330	0	4.24	25.02	34.78	34.82	2.77	22000	23215
120	5	420	0	5.00	24.98	34.94	34.94	-	-	969
121	5	420	0	5.00	24.97	34.91	34.92	-	-	521

Tabela II.2 – Resultados dos ensaios de fadiga do detalhe estrutural realizados em controlo de tensão com amplitude variável definida por blocos de amplitude constante segundo a sequência H-L e com gamas de tensão de 400 e 280 MPa, respectivamente ($R_\sigma = 0$).

Provete	f_H	f_L	n_H	$\Delta\sigma_H$	$\Delta\sigma_L$	R_σ	e	l	l_1	l_2	$n_H + n_L$	n_H/N_H^*	n_L/N_L^{**}	D
	Hz	Hz	ciclos	MPa	MPa		mm	mm	mm	mm	ciclos			
200	5	10	1000	400	280	0	4.18	25.02	34.78	34.78	71408	0.162	0.651	0.814
201	5	10	1000	400	280	0	4.18	25.00	34.76	34.78	53758	0.162	0.488	0.650
202	5	10	2000	400	280	0	4.24	25.05	34.68	34.73	66205	0.324	0.594	0.918
203	5	10	2000	400	280	0	4.19	24.98	34.80	34.80	35139	0.324	0.307	0.631
204	5	10	3000	400	280	0	4.18	25.04	34.88	34.86	32519	0.486	0.273	0.760
205	5	10	3000	400	280	0	4.19	24.96	34.89	34.88	30613	0.486	0.255	0.742
206	5	10	4000	400	280	0	4.19	24.98	34.86	34.86	17742	0.649	0.127	0.776
207	5	10	4000	400	280	0	4.17	24.98	34.84	34.83	24288	0.649	0.188	0.836
208	5	10	5000	400	280	0	4.17	25.01	34.80	34.81	33618	0.811	0.265	1.075
209	5	10	5000	400	280	0	4.21	24.98	34.77	34.74	39216	0.811	0.317	1.127

* O número de ciclos de rotura, N_H é a média da vida à fadiga dos provetes 107, 108, 109 e 117 (ver Tabela II.1).

** O número de ciclos de rotura, N_L é a média da vida à fadiga dos provetes 104, 105 e 106 (ver Tabela II.1).

Tabela II.3 – Resultados dos ensaios de fadiga do detalhe estrutural realizados em controlo de tensão com amplitude variável definida por blocos de amplitude constante segundo a sequência L-H e com gamas de tensão de 280 e 400 MPa, respectivamente ($R_\sigma = 0$).

Provete	f_L	f_H	n_L	$\Delta\sigma_L$	$\Delta\sigma_H$	R_σ	e	l	l_1	l_2	$n_L + n_H$	n_L/N_L^*	n_H/N_H^{**}	D
	Hz	Hz	ciclos	MPa	MPa		mm	mm	mm	mm	ciclos			
300	10	5	90000	280	400	0	4.22	24.99	34.92	34.92	92821	0.833	0.457	1.290
301	10	5	90000	280	400	0	4.22	24.95	34.91	34.91	92518	0.833	0.408	1.241
302	10	5	75000	280	400	0	4.17	24.99	34.84	34.83	80044	0.694	0.818	1.512
303	10	5	75000	280	400	0	4.18	24.97	34.82	34.79	77300	0.694	0.373	1.067
304	10	5	60000	280	400	0	4.17	24.99	34.85	34.84	66137	0.555	0.995	1.550
305	10	5	60000	280	400	0	4.20	25.02	34.86	34.84	63899	0.555	0.632	1.187
306	10	5	45000	280	400	0	4.19	24.99	34.81	34.82	49397	0.416	0.713	1.129
307	10	5	45000	280	400	0	4.19	25.00	34.82	34.81	52254	0.416	1.176	1.592
308	10	5	25000	280	400	0	4.17	24.97	34.83	34.86	31379	0.231	1.034	1.266
309	10	5	25000	280	400	0	4.19	24.98	34.81	34.80	31905	0.231	1.119	1.351

* O número de ciclos de rotura, N_L é a média da vida à fadiga dos provetes 104, 105 e 106 (ver Tabela II.1).

** O número de ciclos de rotura, N_H é a média da vida à fadiga dos provetes 107, 108, 109 e 117 (ver Tabela II.1).

Tabela II.4 – Resultados dos ensaios de fadiga do detalhe estrutural realizados em controlo de tensão com amplitude variável definida por blocos de amplitude constante segundo a sequência H-L e com gamas de tensão de 330 e 280 MPa, respectivamente ($R_\sigma = 0$).

Provete	f_H	f_L	n_H	$\Delta\sigma_H$	$\Delta\sigma_L$	R_σ	e	l	l_1	l_2	$n_H + n_L$	n_H/N_H^*	n_L/N_L^{**}	D
	Hz	Hz	ciclos	MPa	MPa		mm	mm	mm	mm	ciclos			
400	5	10	2000	330	280	0	4.19	25.00	34.80	34.78	97672	0.080	0.885	0.965
401	5	10	2000	330	280	0	4.17	25.00	34.77	34.80	83454	0.080	0.754	0.833
402	5	10	7000	330	280	0	4.19	24.99	34.81	34.82	68824	0.279	0.572	0.851
403	5	10	7000	330	280	0	4.20	24.97	34.85	34.87	35507	0.279	0.264	0.542
404	5	10	12000	330	280	0	4.19	24.96	34.86	34.86	55203	0.478	0.400	0.877
405	5	10	12000	330	280	0	4.17	25.02	34.81	34.84	36868	0.478	0.230	0.708
406	5	10	17000	330	280	0	4.21	24.98	34.79	34.81	36942	0.677	0.185	0.861
407	5	10	17000	330	280	0	4.20	25.00	34.84	34.84	47503	0.677	0.282	0.959
408	5	10	22000	330	280	0	4.20	25.00	34.86	34.86	39682	0.876	0.164	1.039

* O número de ciclos de rotura, N_H é a média da vida à fadiga dos provetes 111, 112 e 119 (ver Tabela II.1).

** O número de ciclos de rotura, N_L é a média da vida à fadiga dos provetes 104, 105 e 106 (ver Tabela II.1).

Tabela II.5 – Resultados dos ensaios de fadiga do detalhe estrutural realizados em controlo de tensão com amplitude variável definida por blocos de amplitude constante segundo a sequência L-H e com gamas de tensão de 280 e 330 MPa, respectivamente ($R_\sigma = 0$).

Provete	f_L	f_H	n_L	$\Delta\sigma_L$	$\Delta\sigma_H$	R_σ	e	l	l_1	l_2	$n_L + n_H$	n_L/N_L^*	n_H/N_H^{**}	D
	Hz	Hz	ciclos	MPa	MPa		mm	mm	mm	mm	ciclos			
500	10	5	80000	280	330	0	4.20	24.95	34.82	34.82	92775	0.740	0.508	1.249
501	10	5	80000	280	330	0	4.17	24.87	34.77	34.78	95757	0.740	0.627	1.367
502	10	5	65000	280	330	0	4.18	25.02	34.82	34.83	81215	0.601	0.645	1.247
503	10	5	65000	280	330	0	4.18	25.01	34.81	34.82	70615	0.601	0.223	0.825
504	10	5	50000	280	330	0	4.27	25.02	34.73	34.72	74686	0.463	0.982	1.445
505	10	5	50000	280	330	0	4.26	25.02	34.74	34.75	79825	0.463	1.187	1.650
506	10	5	35000	280	330	0	4.17	25.02	34.84	34.79	55553	0.324	0.818	1.142
507	10	5	35000	280	330	0	4.18	25.03	34.81	34.81	53041	0.324	0.718	1.042
508	10	5	20000	280	330	0	4.17	25.01	34.83	34.83	48205	0.185	1.122	1.308
509	10	5	20000	280	330	0	4.17	24.99	34.79	34.78	51706	0.185	1.262	1.447
510	10	10	90000	280	330	0	4.26	25.04	34.79	37.80	99329	0.833	0.371	1.204

* O número de ciclos de rotura, N_L é a média da vida à fadiga dos provetes 104, 105 e 106 (ver Tabela II.1).

** O número de ciclos de rotura, N_H é a média da vida à fadiga dos provetes 111, 112 e 119 (ver Tabela II.1).

Tabela II.6 – Resultados dos ensaios de fadiga do detalhe estrutural realizados em controlo de tensão com amplitude variável definida por blocos de amplitude constante segundo a sequência H-L-H-L... e com gamas de tensão de 330 e 280 MPa, respectivamente ($R_\sigma = 0$).

Provete	f	n_H	n_L	Blocos H	$n_{H,total}$ ciclos	Blocos L	$\Delta\sigma_H$ MPa	$\Delta\sigma_L$ MPa	R_σ	e	l	l_1	l_2	$n_H + n_L$	n_H/N_H^*	n_L/N_L^{**}	D
	Hz	ciclos	ciclos							mm	mm	mm	mm	ciclos			
600	10	400	15000	6	2400	5	330	280	0	4.18	25.01	34.80	34.81	87989	0.096	0.792	0.887
601	10	400	15000	6	4620	6	330	280	0	4.25	25.00	34.85	34.86	94620	0.184	0.833	1.017
602	10	1000	12500	6	6000	5	330	280	0	4.21	24.98	34.79	34.82	91572	0.239	0.792	1.031
603	10	1000	12500	5	5000	4	330	280	0	4.17	24.97	34.86	34.85	62458	0.199	0.463	0.662
604	10	1500	10000	5	7500	4	330	280	0	4.23	24.98	34.77	34.81	55964	0.298	0.448	0.747
605	10	1500	10000	5	7500	4	330	280	0	4.21	25.01	34.88	34.87	50699	0.298	0.370	0.669
606	10	2000	7500	7	19568	7	330	280	0	4.20	25.00	34.81	34.78	72068	0.779	0.486	1.265
607	10	2000	7500	6	12000	5	330	280	0	4.18	25.00	34.83	34.83	59542	0.478	0.440	0.917
608	10	2500	5000	6	21740	6	330	280	0	4.23	24.97	34.83	34.83	51740	0.865	0.278	1.143
609	10	2500	5000	7	22170	6	330	280	0	4.24	24.99	34.81	34.82	52170	0.882	0.278	1.160

* O número de ciclos de rotura, N_H é a média da vida à fadiga dos provetes 111, 112 e 119 (ver Tabela II.1).

** O número de ciclos de rotura, N_L é a média da vida à fadiga dos provetes 104, 105 e 106 (ver Tabela II.1).

Tabela II.7 – Resultados dos ensaios de fadiga do detalhe estrutural realizados em controlo de tensão com amplitude variável definida por blocos de amplitude constante segundo a sequência L-H-L-H... e com gamas de tensão de 280 e 330 MPa, respectivamente ($R_\sigma = 0$).

Provete	f	n_L	n_H	Blocos	$n_{L,total}$	Blocos	$\Delta\sigma_L$	$\Delta\sigma_H$	R_σ	e	l	l_1	l_2	$n_L + n_H$	n_L/N_L^*	n_H/N_H^{**}	D
	Hz	ciclos	ciclos	L	ciclos	H	MPa	MPa		mm	mm	mm	mm	ciclos			
700	10	15000	400	4	60501	3	280	330	0	4.20	25.04	34.84	34.85	61701	0.048	0.560	0.608
701	10	15000	400	5	75000	5	280	330	0	4.19	25.01	34.83	34.85	79214	0.168	0.694	0.862
702	10	12500	1000	4	51000	3	280	330	0	4.20	25.00	34.82	34.81	54000	0.119	0.472	0.591
703	10	12500	1000	7	106394	7	280	330	0	4.22	25.04	34.83	34.81	113394	0.279	0.984	1.263
704	10	10000	1500	6	60000	5	280	330	0	4.22	25.03	34.81	34.79	68092	0.322	0.555	0.877
705	10	10000	1500	6	60000	6	280	330	0	4.23	25.01	34.84	34.79	70819	0.431	0.555	0.986
706	10	7500	2000	5	37500	5	280	330	0	4.23	24.99	34.82	34.82	50069	0.500	0.347	0.847
707	10	7500	2000	7	58646	7	280	330	0	4.19	25.04	34.82	34.82	72646	0.557	0.543	1.100
708	10	5000	2500	5	25000	4	280	330	0	4.20	25.00	34.82	34.83	42792	0.708	0.231	0.939
709	10	5000	2500	7	35000	7	280	330	0	4.19	25.00	34.84	34.86	52562	0.699	0.324	1.023

* O número de ciclos de rotura, N_L , é a média da vida à fadiga dos provetes 104, 105 e 106 (ver Tabela II.1).

** O número de ciclos de rotura, N_H , é a média da vida à fadiga dos provetes 111, 112 e 119 (ver Tabela II.1).

Tabela II.8 – Resultados dos ensaios de fadiga do detalhe estrutural realizados em controlo de tensão com amplitude variável definida de acordo com um espectro baseado numa distribuição normal e aplicado segundo a sequência H-L ($R_\sigma = 0$).

Provete	R_σ	e	l	l_1	l_2	Blocos	N_{total}
		mm	mm	mm	mm		ciclos
800	0	4.18	25.00	34.83	34.83	396	39600
801	0	4.21	25.05	34.85	34.84	300	30002
802	0	4.19	25.04	34.81	34.80	311	300115

Tabela II.9 – Resultados dos ensaios de fadiga do detalhe estrutural realizados em controlo de tensão com amplitude variável definida de acordo com um espectro baseado numa distribuição normal e aplicado segundo a sequência L-H ($R_\sigma = 0$).

Provete	R_σ	e	l	l_1	l_2	Blocos	N_{total}
		mm	mm	mm	mm		ciclos
900	0	4.24	25.03	34.80	34.77	297	29788
901	0	4.24	25.02	34.77	34.77	316	31600
902	0	4.24	25.04	34.76	34.79	157	15773

Tabela II.10 – Resultados dos ensaios de fadiga do detalhe estrutural realizados em controlo de tensão com amplitude variável definida de acordo com um espectro baseado numa distribuição normal e aplicado segundo a sequência L-H-L ($R_\sigma = 0$).

Provete	R_σ	e	l	l_1	l_2	Blocos	N_{total}
		mm	mm	mm	mm		ciclos
1000	0	4.18	25.00	34.86	34.86	526	52704
1001	0	4.34	24.99	34.91	34.93	308	30900
1002	0	4.51	25.00	34.91	34.90	298	29909

Tabela II.11 – Resultados dos ensaios de fadiga do detalhe estrutural realizados em controlo de tensão com amplitude variável definida de acordo com um espectro baseado numa distribuição normal ($R_\sigma = 0$).

Provete	R_σ	e	l	l_1	l_2	Blocos	N_{total}
		mm	mm	mm	mm		ciclos
1100	0	4.44	25.01	34.87	34.87	293	29366
1101	0	4.33	25.00	34.85	34.87	186	18668
1102	0	4.56	24.98	34.85	34.85	357	35791

Tabela II.12 – Resultados dos ensaios de fadiga do detalhe estrutural realizados em controlo de tensão com amplitude constante e $R_\sigma = 0.3$.

Provete	f	$\Delta\sigma$	$\sigma_{máx}$	R_σ	e	l	l_1	l_2	a_i	$N_{iniciação}$	N_{total}
	Hz	MPa	MPa		mm	mm	mm	mm	mm	ciclos	ciclos
A00	5	294	420	0.3	4.44	25.00	34.83	34.84	-	-	2053
A01	10	210	300	0.3	4.44	25.01	34.85	34.85	-	-	200000
A02	10	280	400	0.3	5.00	24.99	34.93	34.93	2.758	30000	30584
A03	10	280	400	0.3	5.01	24.98	34.93	34.94	1.528	30085	32317
A04	10	231	330	0.3	4.98	24.98	34.91	34.93	-	-	148107
A05	10	231	330	0.3	4.99	25.00	34.93	34.93	0.618	150000	177076
A06	10	245	350	0.3	5.00	25.01	34.95	34.95	0.835	70000	81913
A07	10	245	350	0.3	4.98	25.00	34.80	34.84	1.21	87000	96072
A08	10	245	350	0.3	4.51	24.98	34.78	34.76	1.612	87000	93357
A09	10	280	400	0.3	4.56	25.00	34.86	34.85	0.663	31000	36153
A10	15	287	410	0.3	5.00	25.04	34.93	34.94	0.326	28500	30608
A11	10	291.9	417	0.3	5.00	24.98	34.80	34.82	1.085	23500	24120
A12	10	224	320	0.3	4.44	24.98	34.83	34.85	1.548	250000	259402
A13	5	294	420	0.3	5.00	24.99	34.82	34.83	0.345	12000	14498
A14	15	294	420	0.3	4.99	25.00	34.83	34.83	0.439	24000	26656
A15	10	217	310	0.3	4.36	24.98	34.78	34.8	-	-	279331
A16	5	308	440	0.3	5.00	25.01	34.96	34.94	-	-	470
A17	5	301	430	0.3	4.99	24.97	34.86	34.88	-	-	1831
A18	5	301	430	0.3	4.99	24.98	34.78	34.77	-	-	3078
A19	5	301	430	0.3	4.98	25.00	34.81	34.82	-	-	1581
A20	15	210	300	0.3	4.22	24.99	34.79	34.76	-	-	200000

Tabela II.13 – Resultados dos ensaios de fadiga do detalhe estrutural realizados em controlo de tensão com amplitude variável definida por blocos de amplitude constante segundo a sequência H-L e com gamas de tensão de 280 e 245 MPa, respectivamente ($R_\sigma = 0.3$).

Provete	f_H	f_L	n_H	$\Delta\sigma_H$	$\Delta\sigma_L$	R_σ	e	l	l_1	l_2	n_H, n_L	n_H/N_H^*	n_L/N_L^{**}	D
	Hz	Hz	ciclos	MPa	MPa		mm	mm	mm	mm	ciclos			
B00	10	10	5000	400	350	0.3	4.99	24.99	34.93	34.93	69000	0.151	0.780	0.932
B01	10	10	5000	400	350	0.3	5.01	25.02	34.94	34.93	110000	0.151	1.169	1.320
B02	10	10	10000	400	350	0.3	5.00	24.98	34.92	34.92	82000	0.303	1.007	1.310
B03	10	10	10000	400	350	0.3	5.00	25.01	34.94	34.93	78000	0.303	0.846	1.148
B04	10	10	15000	400	350	0.3	4.99	25.00	34.89	34.90	55569	0.454	0.490	0.945
B05	10	10	15000	400	350	0.3	4.99	25.01	34.93	34.89	76000	0.454	0.707	1.161
B06	10	10	20000	400	350	0.3	5.01	24.99	34.91	34.91	71587	0.606	0.599	1.205
B07	10	10	20000	400	350	0.3	5.01	25.02	34.93	34.92	65000	0.606	0.559	1.165
B08	10	10	25000	400	350	0.3	5.00	24.98	34.92	34.93	50000	0.757	0.320	1.077
B09	10	10	25000	400	350	0.3	5.01	25.02	34.93	34.92	63000	0.757	0.510	1.267

* O número de ciclos de rotura, N_H é a média da vida à fadiga dos provetes A02, A03 e A09 (ver Tabela II.12).** O número de ciclos de rotura, N_L é a média da vida à fadiga dos provetes A06, A07 e A08 (ver Tabela II.12).

Tabela II.14 – Resultados dos ensaios de fadiga do detalhe estrutural realizados em controlo de tensão com amplitude variável definida por blocos de amplitude constante segundo a sequência L-H e com gamas de tensão de 245 e 280 MPa, respectivamente ($R_\sigma = 0.3$).

Provete	f_L	f_H	n_L	$\Delta\sigma_L$	$\Delta\sigma_H$	R_σ	e	l	l_1	l_2	$n_L + n_H$	n_L/N_L^*	n_H/N_H^{**}	D
	Hz	Hz	ciclos	MPa	MPa		mm	mm	mm	mm	ciclos			
C00	10	10	15000	350	400	0.3	5.00	25.00	34.92	34.91	45351	0.166	0.919	1.085
C01	10	10	15000	350	400	0.3	5.00	24.98	34.88	34.88	47109	0.166	0.972	1.138
C02	10	10	30000	350	400	0.3	5.00	25.00	34.89	34.91	55358	0.332	0.768	1.100
C03	10	10	30000	350	400	0.3	4.99	25.00	34.91	34.90	63296	0.332	1.008	1.340
C04	10	10	45000	350	400	0.3	4.99	25.00	34.90	34.91	60935	0.498	0.483	0.980
C05	10	10	45000	350	400	0.3	4.98	24.98	34.80	34.81	61516	0.498	0.500	0.998
C06	10	10	60000	350	400	0.3	5.00	24.99	34.81	34.82	81607	0.663	0.654	1.318
C07	10	10	60000	350	400	0.3	4.98	25.00	34.75	34.76	93690	0.663	1.020	1.684
C08	10	10	75000	350	400	0.3	4.99	24.98	34.89	34.90	81738	0.829	0.204	1.033
C09	10	10	75000	350	400	0.3	4.98	25.02	34.84	34.82	88864	0.829	0.420	1.249

* O número de ciclos de rotura, N_L é a média da vida à fadiga dos provetes A06, A07 e A08 (ver Tabela II.12).

** O número de ciclos de rotura, N_H é a média da vida à fadiga dos provetes A02, A03 e A09 (ver Tabela II.12).

Tabela II.15 – Resultados dos ensaios de fadiga do detalhe estrutural realizados em controlo de tensão com amplitude variável definida por blocos de amplitude constante segundo a sequência H-L-H-L... e com gamas de tensão de 280 e 245 MPa, respectivamente ($R_\sigma = 0.3$).

Provete	f	n_H	n_L	Blocos H	$n_{H,total}$	Blocos L	$\Delta\sigma_H$	$\Delta\sigma_L$	R_σ	e	l	l_1	l_2	$n_H + n_L$	n_H/N_H^*	n_L/N_L^{**}	D
	Hz	Hz	ciclos		ciclos		MPa	MPa		mm	mm	mm	mm	ciclos			
D00	10	1000	15000	7	12607	6	400	350	0.3	5.00	25.02	34.84	34.83	102607	0.382	0.995	1.377
D01	10	1000	15000	7	23469	6	400	350	0.3	4.37	24.99	34.81	34.83	113469	0.711	0.995	1.706
D02	10	2000	12000	5	12826	4	400	350	0.3	4.54	25.03	34.81	34.81	60826	0.388	0.531	0.919
D03	10	2000	12000	7	23256	6	400	350	0.3	4.39	24.97	34.82	34.83	95256	0.704	0.796	1.500
D04	10	3000	9000	6	23443	5	400	350	0.3	4.36	25.03	34.85	34.85	68443	0.710	0.498	1.208
D05	10	3000	9000	5	21799	4	400	350	0.3	4.44	25.00	34.86	34.86	57799	0.660	0.398	1.058
D06	10	4000	6000	9	44886	8	400	350	0.3	4.52	25.00	34.90	34.90	92886	1.359	0.531	1.890
D07	10	4000	6000	5	33730	4	400	350	0.3	4.44	25.00	34.81	34.83	57730	1.022	0.265	1.287
D08	10	5000	3000	7	37250	6	400	350	0.3	4.33	24.97	34.76	34.72	55250	1.128	0.199	1.327
D09	10	5000	3000	3	19113	3	400	350	0.3	4.33	24.99	34.89	34.88	28113	0.579	0.100	0.678

* O número de ciclos de rotura, N_H é a média da vida à fadiga dos provetes A02, A03 e A09 (ver Tabela II.12).

** O número de ciclos de rotura, N_L é a média da vida à fadiga dos provetes A06, A07 e A08 (ver Tabela II.12).

Tabela II.16 – Resultados dos ensaios de fadiga do detalhe estrutural realizados em controlo de tensão com amplitude variável definida por blocos de amplitude constante segundo a sequência L-H-L-H... e com gamas de tensão de 245 e 280 MPa, respectivamente ($R_\sigma = 0.3$).

Provete	f	n_L	n_H	Blocos L	$n_{L,total}$	Blocos H	$\Delta\sigma_L$	$\Delta\sigma_H$	R_σ	e	l	l_1	l_2	$n_L + n_H$	n_L/N_L^*	n_H/N_H^{**}	D
	Hz	Hz	ciclos		ciclos		MPa	MPa		mm	mm	mm	mm	ciclos			
E00	10	15000	1000	6	90000	6	350	400	0.3	4.34	24.97	34.91	34.90	103972	0.995	0.423	1.418
E01	10	15000	1000	9	135000	9	350	400	0.3	4.56	24.99	34.83	34.82	154148	1.493	0.580	2.073
E02	10	12000	2000	8	96000	8	350	400	0.3	4.49	25.00	34.84	34.84	117497	1.061	0.651	1.712
E03	10	12000	2000	5	61061	4	350	400	0.3	4.43	24.96	34.89	34.89	69061	0.675	0.242	0.917
E04	10	9000	3000	5	45000	4	350	400	0.3	4.43	24.99	34.89	34.88	59302	0.498	0.433	0.931
E05	10	9000	3000	6	54000	5	350	400	0.3	4.43	24.97	34.88	34.88	72940	0.597	0.574	1.171
E06	10	6000	4000	5	30000	5	350	400	0.3	4.43	24.98	34.80	34.80	55815	0.332	0.782	1.114
E07	10	6000	4000	5	30000	5	350	400	0.3	4.55	25.01	34.86	34.87	50261	0.332	0.614	0.945
E08	10	3000	5000	6	18000	6	350	400	0.3	4.55	24.95	34.85	34.85	51429	0.199	1.012	1.211
E09	10	3000	5000	6	18000	6	350	400	0.3	4.55	25.00	34.81	34.83	50449	0.199	0.983	1.182

* O número de ciclos de rotura, N_L é a média da vida à fadiga dos provetes A06, A07 e A08 (ver Tabela II.12).

** O número de ciclos de rotura, N_H é a média da vida à fadiga dos provetes A02, A03 e A09 (ver Tabela II.12).

Tabela II.17 – Resultados dos ensaios de fadiga do detalhe estrutural realizados em controlo de tensão com amplitude variável definida de acordo com um espectro baseado numa distribuição normal e aplicado segundo a sequência L-H ($R_\sigma = 0.3$).

Provete	R_σ	e	l	l_1	l_2	Blocos	N_{total}
		mm	mm	mm	mm		ciclos
F00	0.3	4.53	24.99	34.88	34.88	840	84000
F01	0.3	4.43	25.00	34.83	34.85	1058	105800
F02	0.3	4.44	24.99	34.92	34.88	765	76600

Tabela II.18 – Resultados dos ensaios de fadiga do detalhe estrutural realizados em controlo de tensão com amplitude variável definida de acordo com um espectro baseado numa distribuição normal e aplicado segundo a sequência H-L ($R_\sigma = 0.3$).

Provete	R_σ	e	l	l_1	l_2	Blocos	N_{total}
		mm	mm	mm	mm		ciclos
G00	0.3	4.35	25.00	34.88	34.87	741	74100
G01	0.3	4.56	25.00	34.76	34.77	1230	123000
G02	0.3	4.24	24.99	34.79	34.76	677	67700

Tabela II.19 – Resultados dos ensaios de fadiga do detalhe estrutural realizados em controlo de tensão com amplitude variável definida de acordo com um espectro baseado numa distribuição normal e aplicado segundo a sequência L-H-L ($R_\sigma = 0.3$).

Provete	R_σ	e	l	l_1	l_2	Blocos	N_{total}
		mm	mm	mm	mm		ciclos
H00	0.3	4.37	24.99	34.83	34.82	701	70100
H01	0.3	4.51	24.01	34.81	34.79	1155	115530
H02	0.3	4.55	25.03	34.89	34.87	1170	117100

Tabela II.20 – Resultados dos ensaios de fadiga do detalhe estrutural realizados em controlo de tensão com amplitude variável definida de acordo com um espectro baseado numa distribuição normal ($R_\sigma = 0.3$).

Provete	R_σ	e	l	l_1	l_2	Blocos	N_{total}
		mm	mm	mm	mm		ciclos
I00	0.3	4.54	24.97	34.87	34.88	398	39868
I01	0.3	4.25	24.96	34.78	34.78	440	43996
I02	0.3	4.54	25.01	34.77	34.80	488	48832

Tabela II.21 – Resultados dos ensaios de fadiga do detalhe estrutural realizados em controlo de tensão com amplitude variável definida de acordo com um espectro baseado numa distribuição normal ($R_\sigma = 0$ e $R_\sigma = 0.3$).

Provete	R_σ	e	l	l_1	l_2	Blocos	N_{total}
		mm	mm	mm	mm		ciclos
J00	0 e 0.3	4.55	24.98	34.82	34.83	536	53679
J01	0 e 0.3	4.54	24.98	34.91	34.90	255	25568
J02	0 e 0.3	4.44	25.00	34.88	34.87	275	27591

Tabela II.22 – Resultados dos ensaios de fadiga do detalhe estrutural realizados em controlo de tensão com amplitude variável definida de acordo com um espectro baseado numa distribuição normal ($R_\sigma = 0$, $R_\sigma = 0.3$ e $R_\sigma = 0.5$).

Provete	R_σ	e	l	l_1	l_2	Blocos	N_{total}
		mm	mm	mm	mm		ciclos
K00	0, 0.3 e 0.5	4.35	24.98	34.86	34.84	189	18919
K01	0, 0.3 e 0.5	4.50	24.97	34.86	34.86	273	27319
K02	0, 0.3 e 0.5	4.56	25.03	34.85	34.84	338	33814

Tabela II.23 – Resultados dos ensaios de fadiga do detalhe estrutural realizados em controlo de tensão com amplitude constante e $R_\sigma = 0.15$.

Provete	f	$\Delta\sigma$	$\sigma_{m\acute{a}x}$	R_σ	e	l	l_1	l_2	a_i	$N_{inici\acute{a}ção}$	N_{total}
	Hz	MPa	MPa		mm	mm	mm	mm	mm	ciclos	ciclos
1A1	10	340	400	0.15	4.34	24.98	34.86	34.88	-	-	11550
1A2	10	340	400	0.15	4.35	24.99	34.85	34.84	0.5985	10000	10582
1A3	10	340	400	0.15	4.43	25.01	34.87	34.88	1.304	10000	10827
1A4	10	280.5	330	0.15	4.35	25.00	34.87	34.86	0.285	7500	58685
1A5	10	280.5	330	0.15	4.34	25.01	34.86	34.86	-	-	53745
1A6	10	280.5	330	0.15	4.45	29.99	34.86	34.86	2.088	50000	62456
1A7	10	238	280	0.15	4.52	25.01	34.82	34.81	-	-	637314

Tabela II.24 – Resultados dos ensaios de fadiga do detalhe estrutural realizados em controlo de tensão com amplitude variável definida por blocos de amplitude constante segundo a sequência H-L e com gamas de tensão de 340 e 281 MPa, respectivamente ($R_\sigma = 0.15$).

Provete	f_H	f_L	n_H	$\Delta\sigma_H$	$\Delta\sigma_L$	R_σ	e	l	l_1	l_2	$n_H + n_L$	n_H/N_H^*	n_L/N_L^{**}	D
	Hz	Hz	ciclos	MPa	MPa		mm	mm	mm	mm	ciclos			
1B0	10	10	2000	400	330	0.15	4.42	25.02	34.85	34.84	55105	0.182	0.911	1.093
1B1	10	10	2000	400	330	0.15	4.42	25.01	34.85	34.83	77974	0.182	1.303	1.485
1B2	10	10	4000	400	330	0.15	4.43	25.01	34.83	34.84	58095	0.364	0.928	1.292
1B3	10	10	4000	400	330	0.15	4.43	24.99	34.81	34.79	92394	0.364	1.516	1.880
1B4	10	10	6000	400	330	0.15	4.34	25.00	34.83	34.84	57623	0.546	0.886	1.432
1B5	10	10	6000	400	330	0.15	4.44	24.98	34.83	34.83	45435	0.182	0.911	1.093

* O número de ciclos de rotura, N_H é a média da vida à fadiga dos provetes 1A1, 1A2 e 1A3 (ver Tabela II.23).

** O número de ciclos de rotura, N_L é a média da vida à fadiga dos provetes 1A4, 1A5 e 1A6 (ver Tabela II.23).

Tabela II.25 – Resultados dos ensaios de fadiga do detalhe estrutural realizados em controlo de tensão com amplitude variável definida por blocos de amplitude constante segundo a sequência L-H e com gamas de tensão de 281 e 340 MPa, respectivamente ($R_\sigma = 0.15$).

Provete	f_L	f_H	n_L	$\Delta\sigma_L$	$\Delta\sigma_H$	R_σ	e	l	l_1	l_2	$n_L + n_H$	n_L/N_L^*	n_H/N_H^{**}	D
	Hz	Hz	ciclos	MPa	MPa		mm	mm	mm	mm	ciclos			
1C0	10	10	13000	330	400	0.15	4.24	25.01	34.76	34.76	29307	0.223	1.484	1.707
1C1	10	10	13000	330	400	0.15	4.44	25.02	34.87	34.87	23183	0.223	0.927	1.150
1C2	10	10	26000	330	400	0.15	4.42	24.99	34.81	34.80	35281	0.446	0.845	1.291
1C3	10	10	26000	330	400	0.15	4.36	25.02	34.86	34.87	35098	0.446	0.828	1.274
1C4	10	10	39000	330	400	0.15	4.35	25.01	34.87	34.87	45000	0.669	0.546	1.215

* O número de ciclos de rotura, N_L é a média da vida à fadiga dos provetes 1A4, 1A5 e 1A6 (ver Tabela II.23).

** O número de ciclos de rotura, N_H é a média da vida à fadiga dos provetes 1A1, 1A2 e 1A3 (ver Tabela II.23).

ANEXO III

ESPECTROS USADOS NOS ENSAIOS EXPERIMENTAIS DO AÇO P355NL1

Este anexo apresenta os espectros usados nos ensaios de fadiga de caracterização do aço P355NL1. Estes ensaios foram realizados em controlo de deformação usando provetes lisos. Estes espectros foram definidos de acordo com uma distribuição de deformação máxima tipo normal com média 0.55% e desvio padrão 0.31%, tendo-se truncado as respectivas caudas. Apenas se consideraram ciclos com razão de deformações nula.

Com vista ao esclarecimento do efeito da sequência do carregamento, consideraram-se diversas sequências de aplicação da carga. A Figura III.1 representa um espectro tipo H-L, a Figura III.2 ilustra um espectro tipo L-H e a Figura III.3 mostra um espectro aleatório. A Figura III.4 representa um espectro L-H-L. Os espectros das Figuras III.1, III.2 e III.3 têm o mesmo número de ciclos; o espectro da Figura III.4 apresenta o dobro dos ciclos dos espectros anteriores. Estes espectros formam um bloco de ciclos que é aplicado sucessivamente até se observar a rotura final dos provetes.

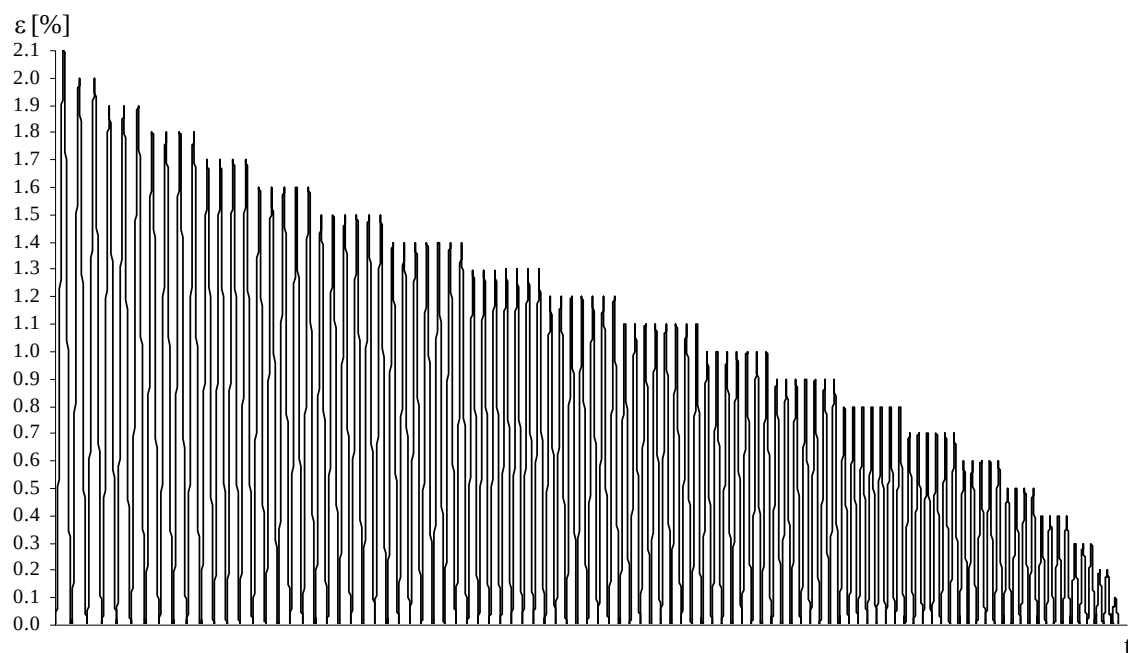


Figura III.1 – Espectro H-L com $R_\epsilon = 0$.

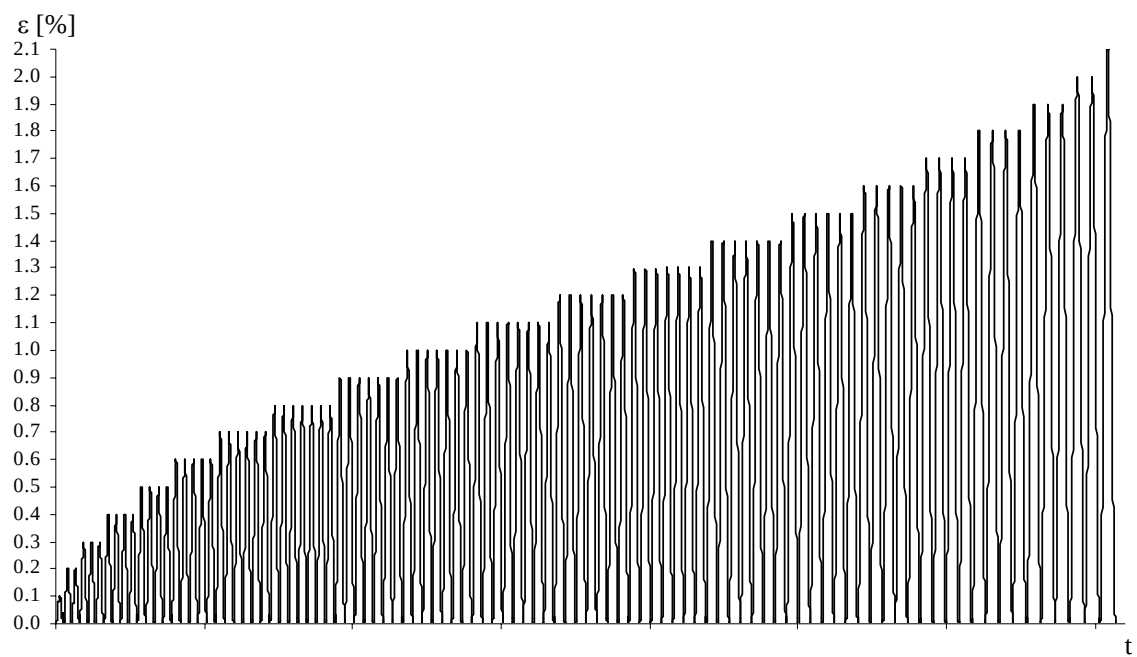


Figura III.2 – Espectro L-H com $R_\varepsilon = 0$.

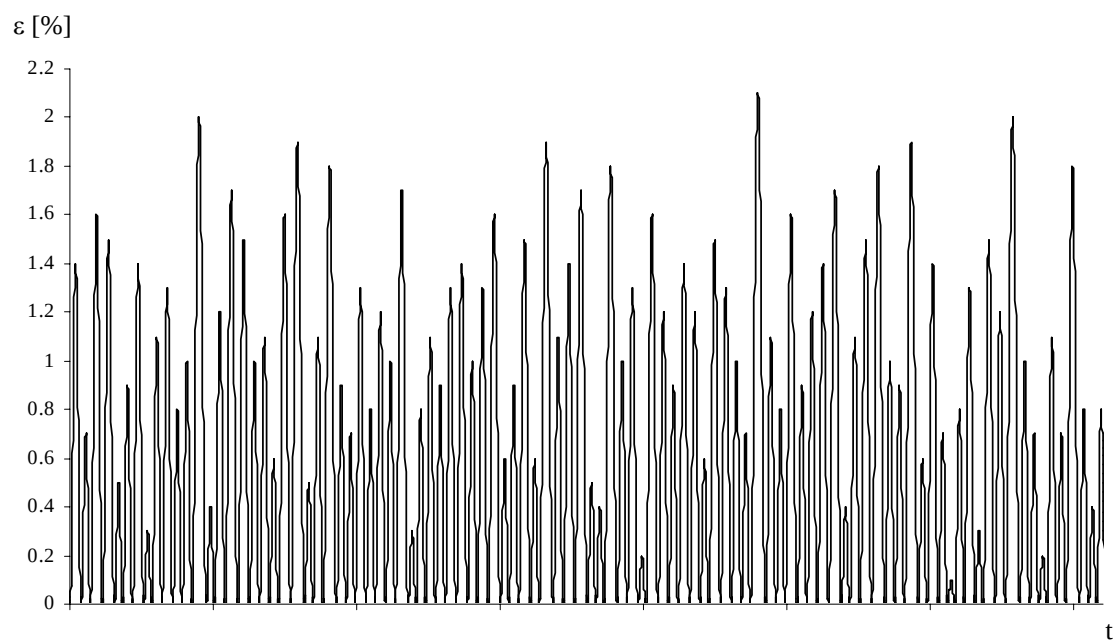


Figura III.3 – Espectro aleatório com $R_\varepsilon = 0$.

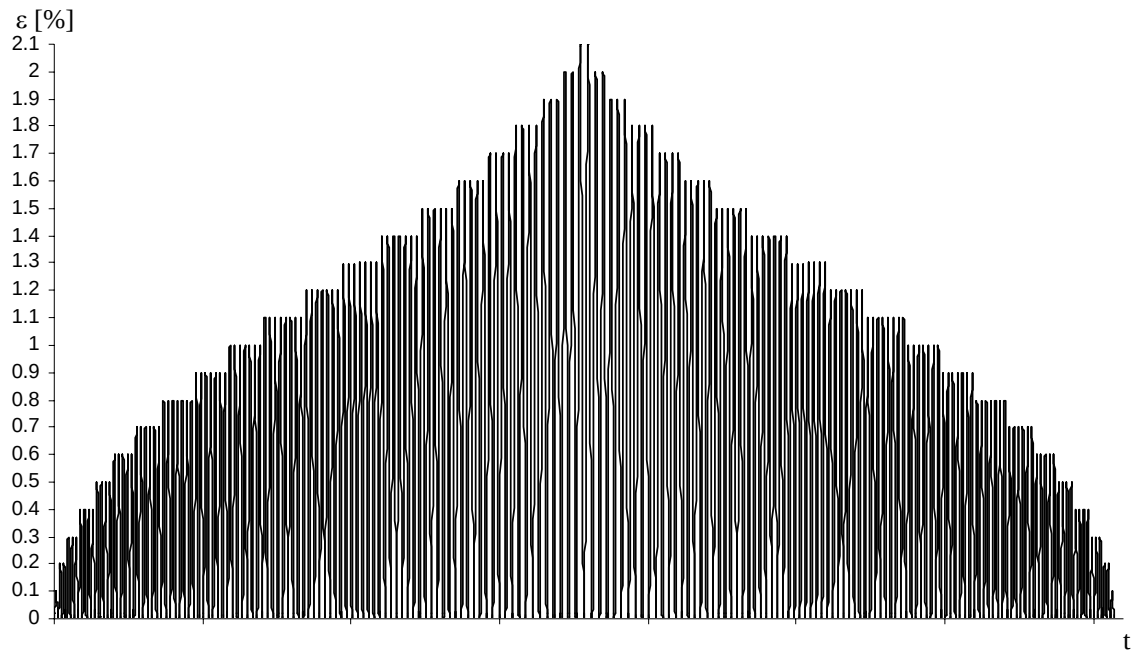


Figura III.4 – Espectro L-H-L com $R_\varepsilon = 0$.

ANEXO IV

ESPECTROS USADOS NOS ENSAIOS EXPERIMENTAIS DO DETALHE ESTRUTURAL

Neste anexo apresentam-se os espectros usados nos ensaios de fadiga do detalhe estrutural. O detalhe estrutural foi testado em controlo de tensão remota. Os espectros foram definidos com base em distribuições normais da gama de tensão. Os espectros representados nas Figuras IV.1 a IV.4 foram obtidos de acordo com uma distribuição normal de média 220 MPa e desvio padrão 124.1 MPa. Esta distribuição foi truncada nas caudas. Estas figuras apresentam espectros resultantes de ciclos com razão de tensões nula. Os espectros das Figuras IV.5 a IV.7 foram obtidos com base numa distribuição normal de tensões máximas com média de 220 MPa e desvio padrão 124.1 MPa. Estes espectros foram obtidos com ciclos individuais com $R_\sigma = 0.3$. Finalmente, os espectros das Figuras IV.8 a IV.10 representam espectros aleatórios.

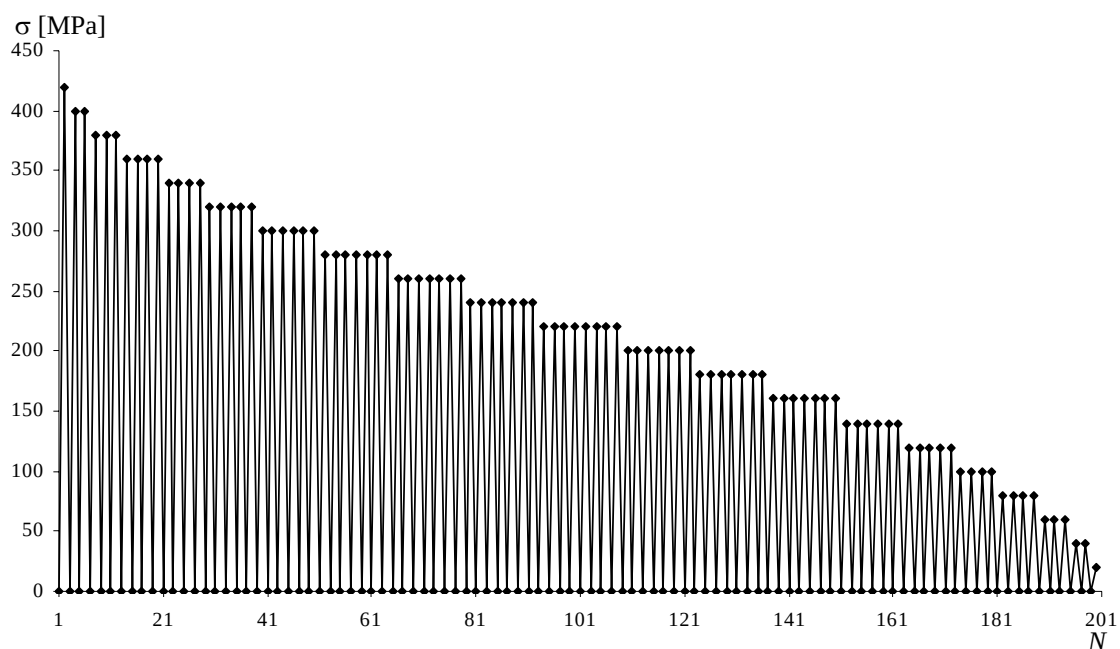


Figura IV.1 – Espectro H-L com $R_\sigma = 0$.

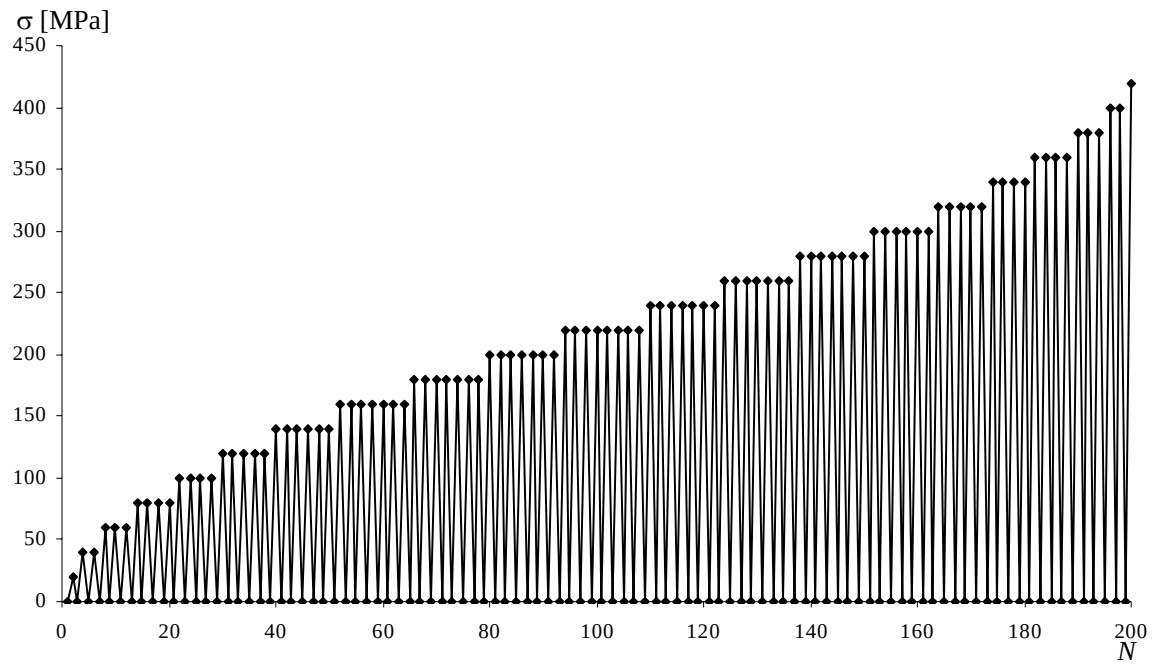


Figura IV.2 – Espectro L-H com $R_\sigma = 0$.

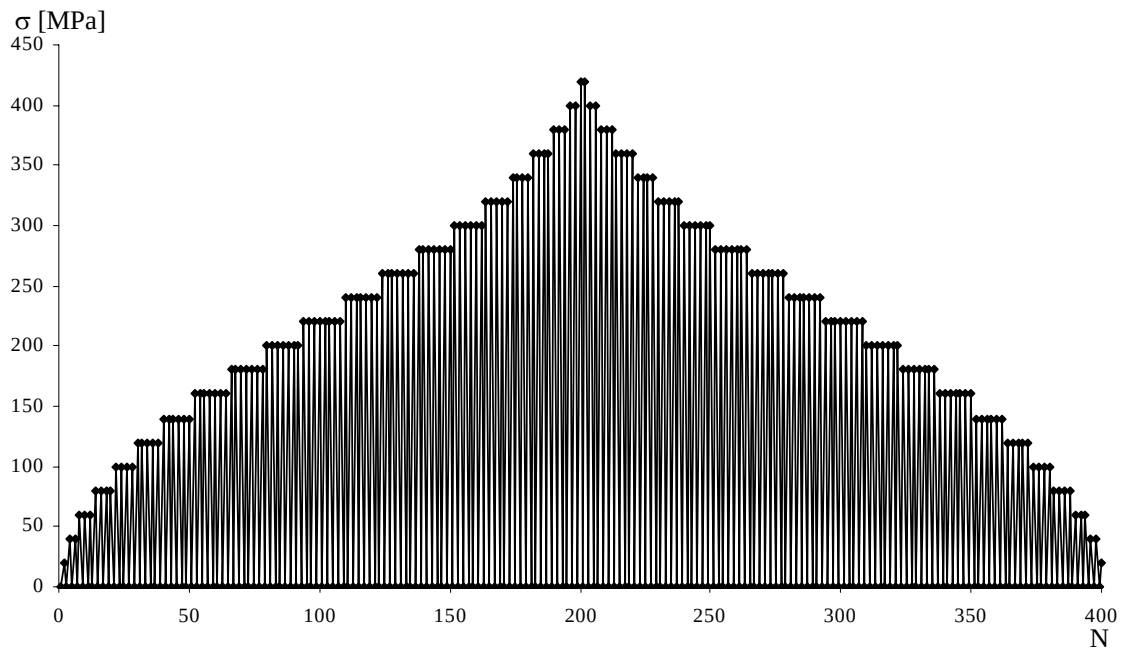
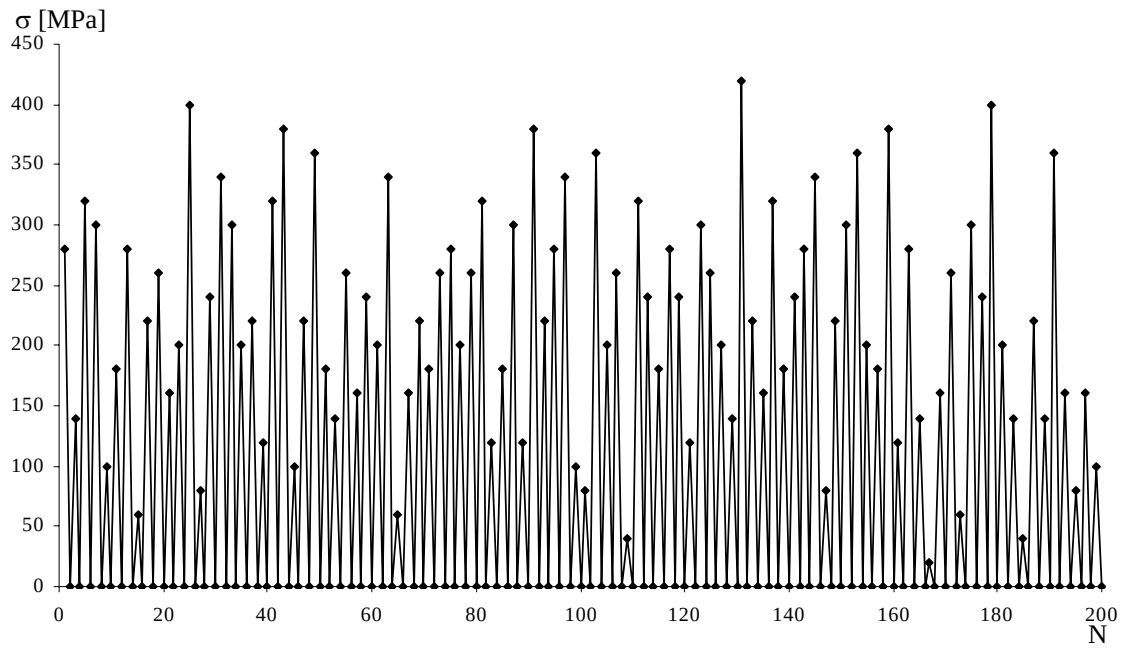
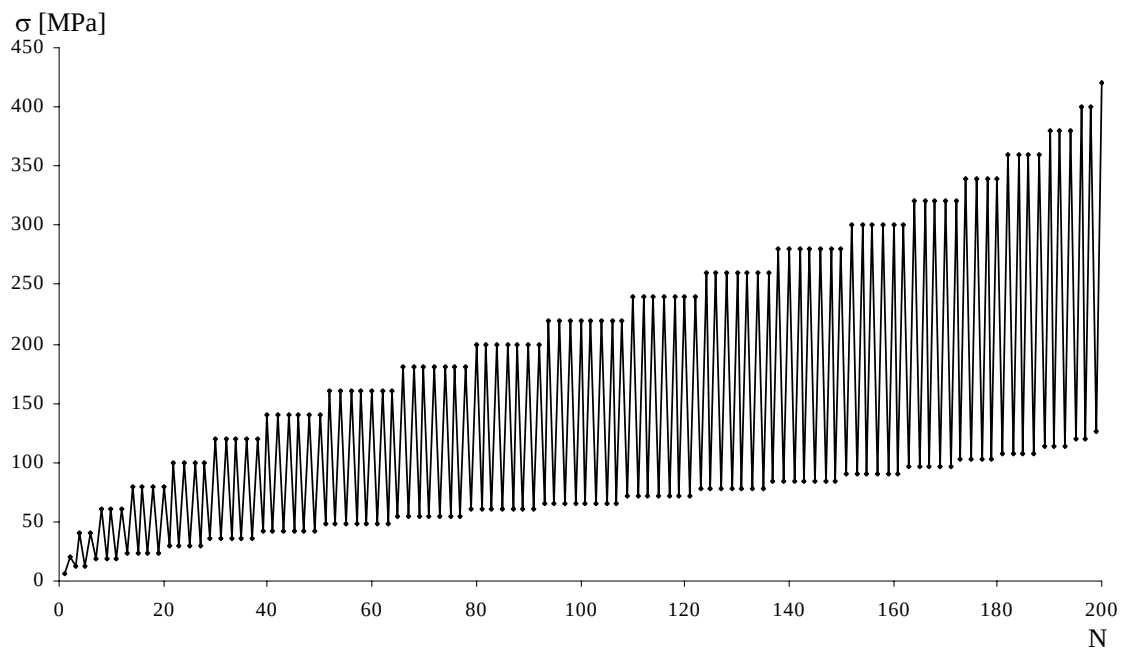


Figura IV.3 – Espectro L-H-L com $R_\sigma = 0$.

Figura IV.4 – Espectro aleatório com $R_\sigma = 0$.Figura IV.5 – Espectro L-H com $R_\sigma = 0.3$.

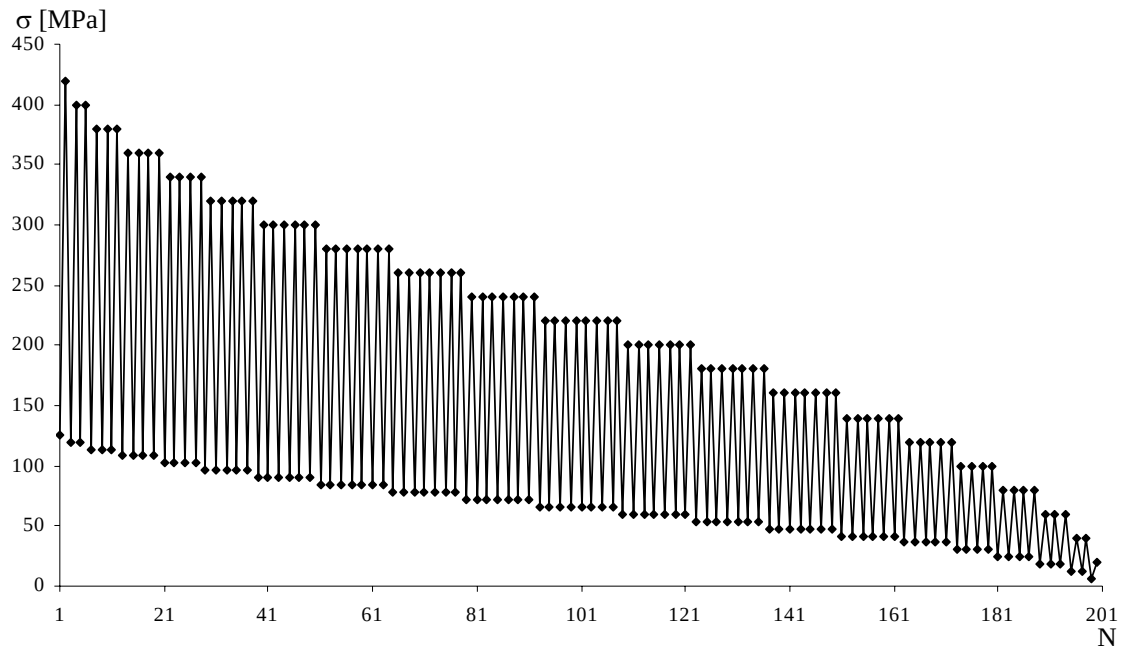


Figura IV.6 – Espectro H-L com $R_\sigma = 0.3$.

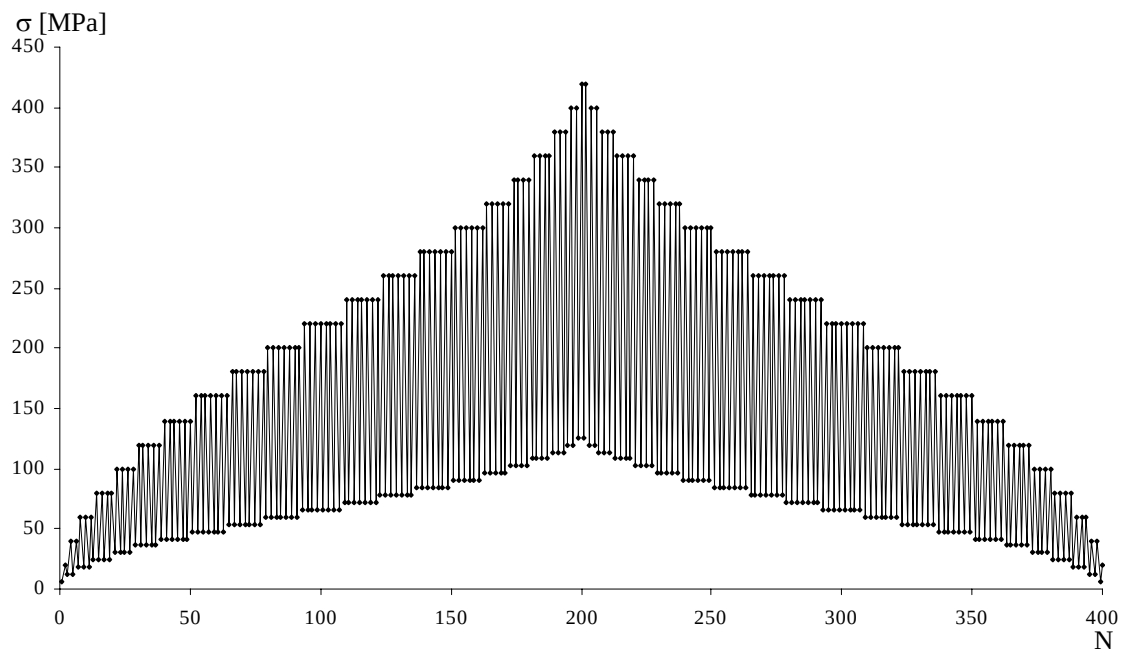
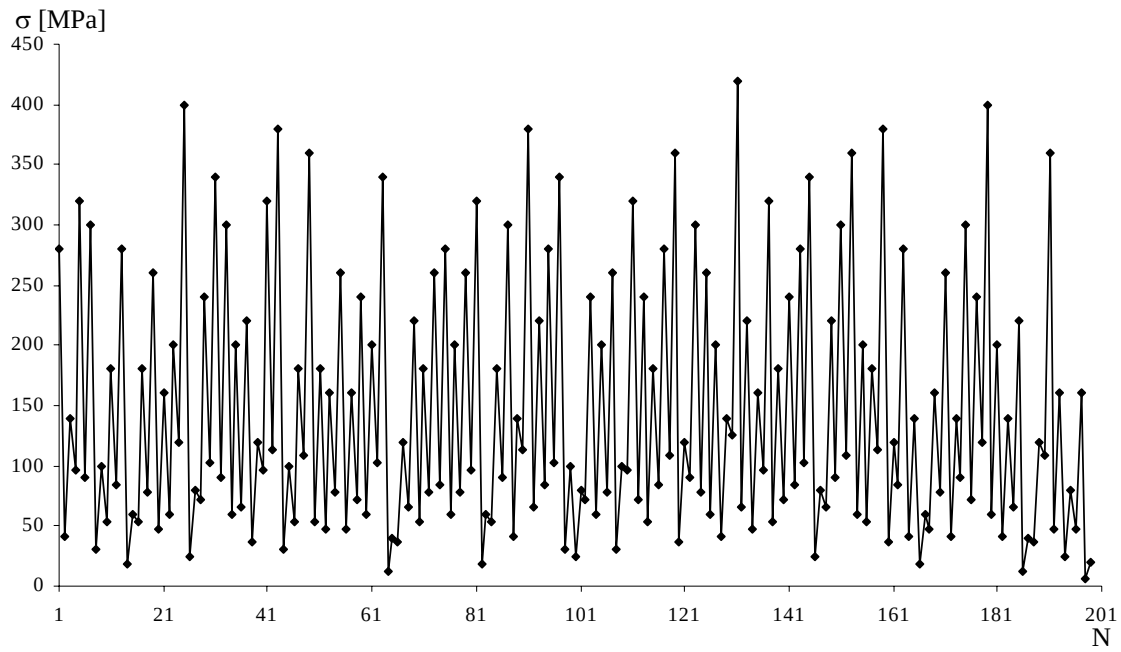
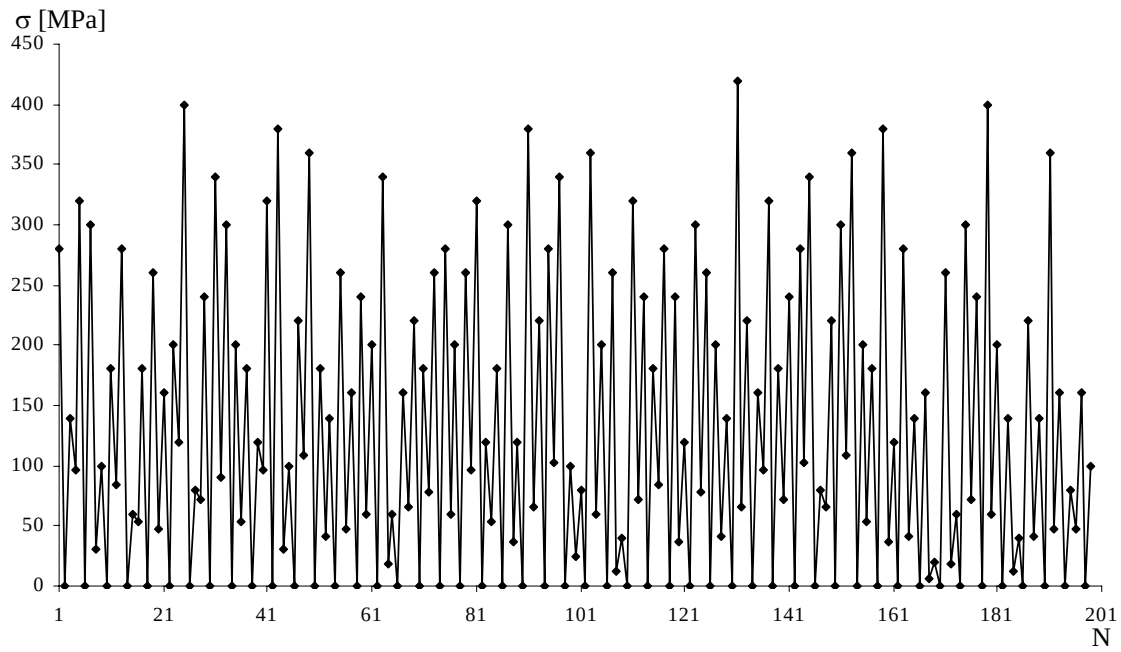


Figura IV.7 – Espectro L-H-L com $R_\sigma = 0.3$.

Figura IV.8 – Espectro aleatório com $R_\sigma = 0.3$.Figura IV.9 – Espectro aleatório com $R_\sigma = 0$ e $R_\sigma = 0.3$.

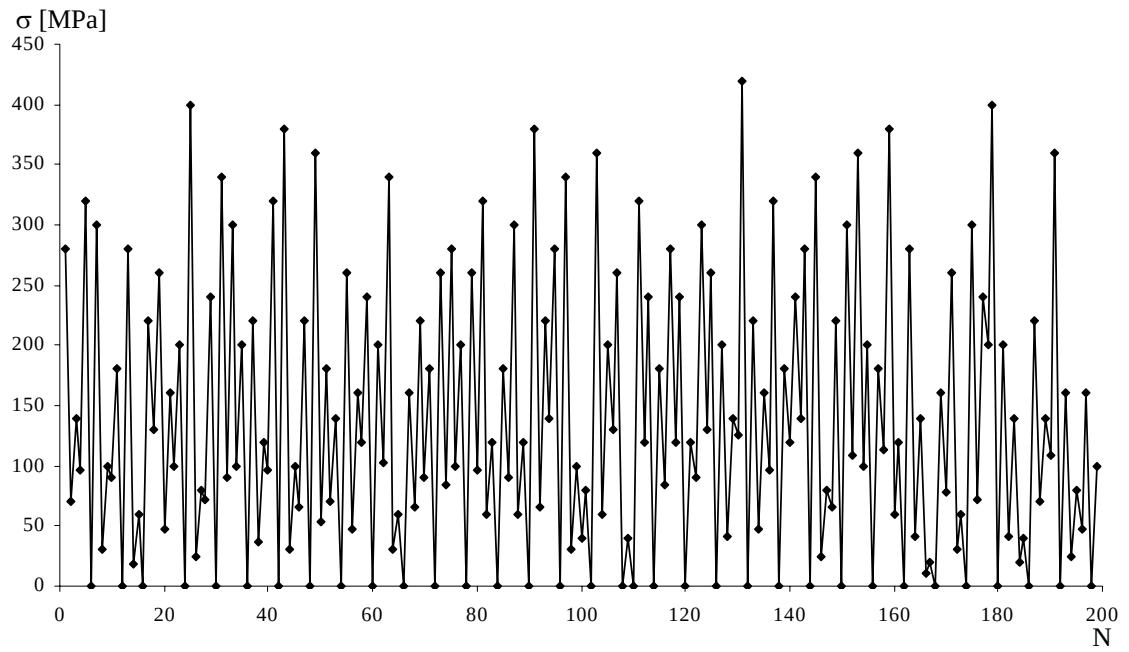


Figura IV.10 – Espectro aleatório com $R_\sigma = 0$, $R_\sigma = 0.3$ e $R_\sigma = 0.5$.

ANEXO V

RELAÇÃO DE COFFIN-MANSON NA FORMA TABELAR PARA O AÇO P355NL1

Neste anexo é apresentada uma tabela (Tabela V.1) com o número de ciclos de rotura previsto para várias gamas de deformação. Estes valores foram obtidos pela aplicação da equação de *Coffin-Manson*, obtida para o aço P355NL1, para vida superiores a 2000000 ciclos considerou-se vida infinita. Estes valores foram utilizados na determinação da acumulação de dano das séries sujeita a carregamentos variáveis.

Tabela V.1 – Relação de *Coffin-Manson* na foram tabelar para o aço P355NL1.

$\Delta\epsilon$ [%]	Ciclos
3	77
2.1	152
2	160
1.9	200
1.8	219
1.7	256
1.6	354
1.5	482
1.4	516
1.3	610
1.2	725
1.1	930
1.05	1050
1	1346
0.95	1373
0.9	1595
0.85	1878
0.8	2450
0.75	3102
0.7	3490
0.65	4900
0.6	6753
0.55	8600
0.5	12492
0.45	13500
0.4	16000
0.35	63454
0.3	597512
0.25	infinito
0.2	infinito
0.15	infinito
0.1	infinito
0.05	infinito

ANEXO VI

VALORES TABELADOS DE VIDA À FADIGA DO DETALHE ESTRUTURAL

Neste anexo são apresentadas duas tabelas com o número de ciclos de rotura do detalhe estrutural previsto para várias gamas de tensão. Estes valores foram obtidos pela aplicação da equação de *Basquin* obtida experimentalmente para o detalhe, é de salientar que para vida superiores a 2000000 ciclos se considerou vida infinita. Estes valores foram utilizados na determinação da acumulação de dano das séries sujeitas a carregamentos variáveis. A Tabela VI.1 apresenta as previsões para diversos valores máximos de tensões nominais e para uma razão de tensões nominais nula. A Tabela VI.2 apresenta as previsões de vida total à fadiga do detalhe estrutural para vários valores de tensão nominal máxima e para $R_\sigma = 0.3$.

Tabela VI.1 – Resultados da previsão da vida à fadiga do detalhe estrutural para $R_\sigma = 0$.

$\sigma_{\max}$ [MPa]	Ciclos
20	infinito
40	infinito
60	infinito
80	infinito
100	infinito
120	infinito
140	infinito
160	infinito
180	infinito
200	infinito
220	1972181
240	746838
260	305690
280	133690
300	61903
320	30124
340	15314
360	8092
380	4426
400	2497
420	1449

Tabela VI.2 – Resultados da previsão da vida à fadiga do detalhe estrutural para $R_\sigma = 0.3$.

$\sigma_{\max}$ [MPa]	Ciclos
20	infinito
40	infinito
60	infinito
80	infinito
100	infinito
120	infinito
140	infinito
160	infinito
180	infinito
200	infinito
220	infinito
240	infinito
260	infinito
280	infinito
300	infinito
320	691012
340	227188
360	79599
380	29516
400	11517
420	4705

ANEXO VII

RESPOSTA ELASTOPLÁSTICA CÍCLICA DO MATERIAL SUJEITO A ESPECTROS DE CARGA

Este anexo apresenta as respostas elasto-plásticas cíclicas do aço P355NL1 quando testado usando provetes lisos segundo diversos espectros. Estes ensaios foram conduzidos em controlo de deformação segundo espectros diversos mas sempre com $R_\epsilon = 0$.

Na Figura VII.1 apresenta-se o espectro de deformação H-L aplicado ao provete e a respectiva resposta em termos de tensão. A Figura VII.2 apresenta o espectro de deformação L-H e a correspondente resposta em termos de tensão. Enquanto que no primeiro caso a resposta é praticamente estabilizada desde o primeiro bloco, no segundo caso a resposta só estabiliza a partir do segundo bloco.

Na Figura VII.3 representa-se o espectro de deformação L-H-L e a respectiva resposta. Neste caso também se verifica que a resposta apenas estabiliza a partir do segundo bloco de deformação. Finalmente, apresenta-se na Figura VII.4 o espectro de deformação aleatório com a respectiva resposta. Neste caso é difícil analisar a resposta dada a complexidade da solitação.

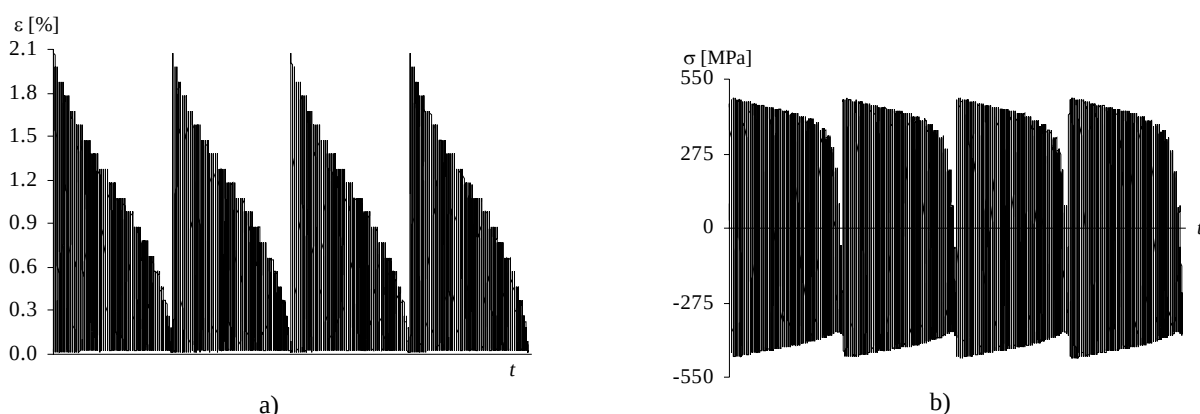


Figura VII.1 – Espectro H-L, a) solitação, b) resposta.

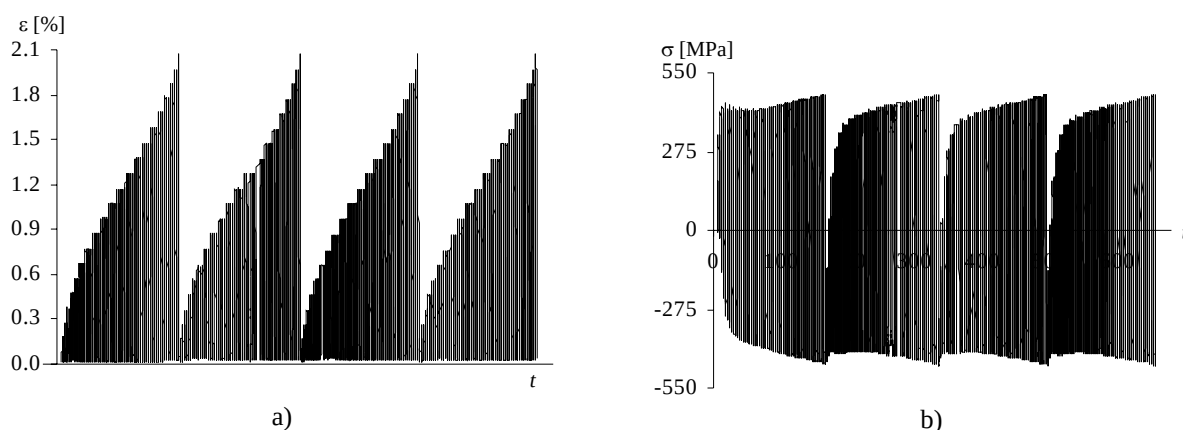


Figura VII.2 – Espectro L-H, a) solitação, b) resposta.

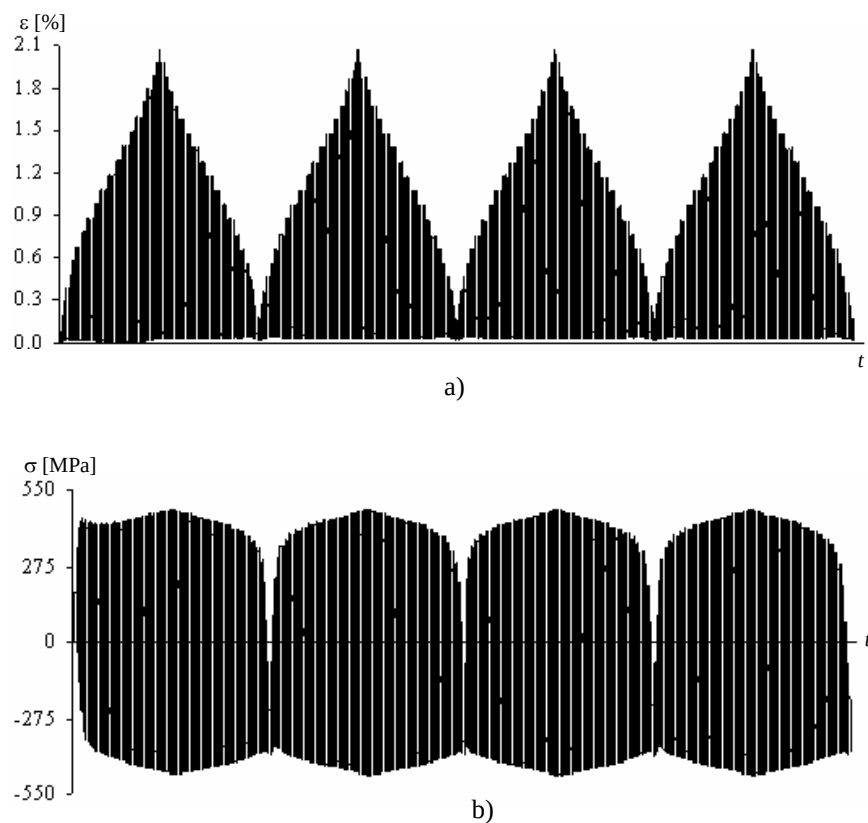


Figura VII.3 – Espectro L-H-L, a) resposta, b) solicitação.

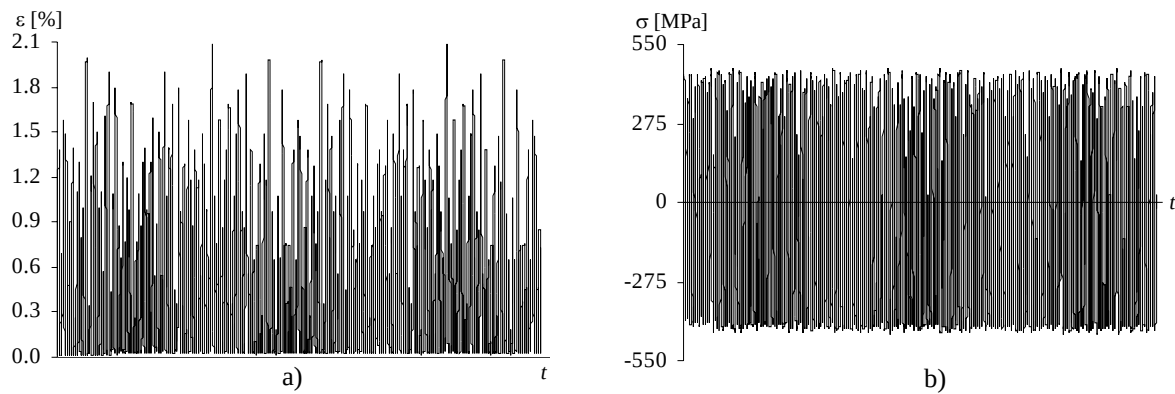


Figura VII.4 – Espectro aleatório, a) resposta, b) solicitação.

ANEXO VIII

APLICAÇÃO DO MÉTODO DE CONTAGEM DO RESERVATÓRIO AOS ESPECTROS DE CARGA

Este anexo apresenta os resultados da contagem do número de ciclos, aplicando o método de reservatório aos espectros de carga com razão de tensões, $R_\sigma = 0.3$, apresentados nas Figuras IV.5 a IV.8 do Anexo IV, ao espectro de carga com razão de tensões, $R_\sigma = 0$ e $R_\sigma = 0.3$ apresentado na Figura IV.9 do Anexo IV e ao espectro de carga com razão de tensões, $R_\sigma = 0$, $R_\sigma = 0.3$ e $R_\sigma = 0.5$ apresentado na Figura IV.10 do Anexo IV. Neste processo foi usado o software FATVEN.

Na Tabela VIII.1 apresentam-se os resultados em termos das tensões máxima e mínima, gama de tensão e razão de tensões, dos espectros de carga com razão de tensões, $R_\sigma = 0.3$. Na Figura VIII.1 ilustra-se a janela do FATVEN com o resultado da contagem do número de ciclos (gama de tensão *versus* ciclos) respeitante ao espectro de carga com razão de tensões, $R_\sigma = 0.3$.

Na Tabela VIII.2 apresentam-se os resultados relativos às tensões máxima e mínima, à gama de tensão e à razão de tensões, dos espectros de carga com razão de tensões, $R_\sigma = 0$ e $R_\sigma = 0.3$. Na Figura VIII.2 ilustra-se o resultado desta contagem do número de ciclos.

Finalmente, a Tabela VIII.3 apresenta os resultados referentes ao espectro de carga com razão de tensões, $R_\sigma = 0$, $R_\sigma = 0.3$ e $R_\sigma = 0.5$, sendo ilustrado na Figura VIII.2 o resultado da contagem do número de ciclos.

Tabela VIII.1 – Contagem do número de ciclos para os espectros com $R_\sigma = 0.3$.

$\Delta\sigma$	$\sigma_{\max}$	$\sigma_{\min}$	R_σ
408	420	12	0.03
382	400	18	0.05
388	400	12	0.03
356	380	24	0.06
356	380	24	0.06
356	380	24	0.06
306	360	54	0.15
342	360	18	0.05
330	360	30	0.08
324	360	36	0.10
292	340	48	0.14
304	340	36	0.11
292	340	48	0.14
274	340	66	0.19
266	320	54	0.17
296	320	24	0.08
206	320	114	0.36
302	320	18	0.06
266	320	54	0.17
192	300	108	0.36
228	300	72	0.24
210	300	90	0.30
210	300	90	0.30
258	300	42	0.14
258	300	42	0.14
178	280	102	0.36
244	280	36	0.13
238	280	42	0.15
250	280	30	0.11
220	280	60	0.21
178	280	102	0.36
172	280	108	0.39
218	260	42	0.16
212	260	48	0.18

$\Delta\sigma$	$\sigma_{\max}$	$\sigma_{\min}$	R_σ
212	260	48	0.18
176	260	84	0.32
164	260	96	0.37
230	260	30	0.12
182	260	78	0.30
156	240	84	0.35
120	240	120	0.50
138	240	102	0.43
180	240	60	0.25
180	240	60	0.25
168	240	72	0.30
154	220	66	0.30
130	220	90	0.41
178	220	42	0.19
160	220	60	0.27
166	220	54	0.25
136	220	84	0.38
140	200	60	0.30
140	200	60	0.30
80	200	120	0.60
134	200	66	0.33
98	200	102	0.51
122	200	78	0.39
122	200	78	0.39
140	200	60	0.30
108	180	72	0.40
66	180	114	0.63
96	180	84	0.47
102	180	78	0.43
72	180	108	0.60
126	180	54	0.30
102	180	78	0.43
90	180	90	0.50
96	180	84	0.47

$\Delta\sigma$	$\sigma_{\max}$	$\sigma_{\min}$	R_σ
64	160	96	0.60
82	160	78	0.49
112	160	48	0.30
76	160	84	0.53
100	160	60	0.38
82	160	78	0.49
88	160	72	0.45
98	140	42	0.30
50	140	90	0.64
74	140	66	0.47
44	140	96	0.69
26	140	114	0.81
14	140	126	0.90
36	120	84	0.70
12	120	108	0.90
24	120	96	0.80
54	120	66	0.55
30	120	90	0.75
46	100	54	0.54
46	100	54	0.54
70	100	30	0.30
4	100	96	0.96
14	80	66	0.83
32	80	48	0.60
8	80	72	0.90
8	80	72	0.90
12	60	48	0.80
6	60	54	0.90
6	60	54	0.90
4	40	36	0.90
4	40	36	0.90

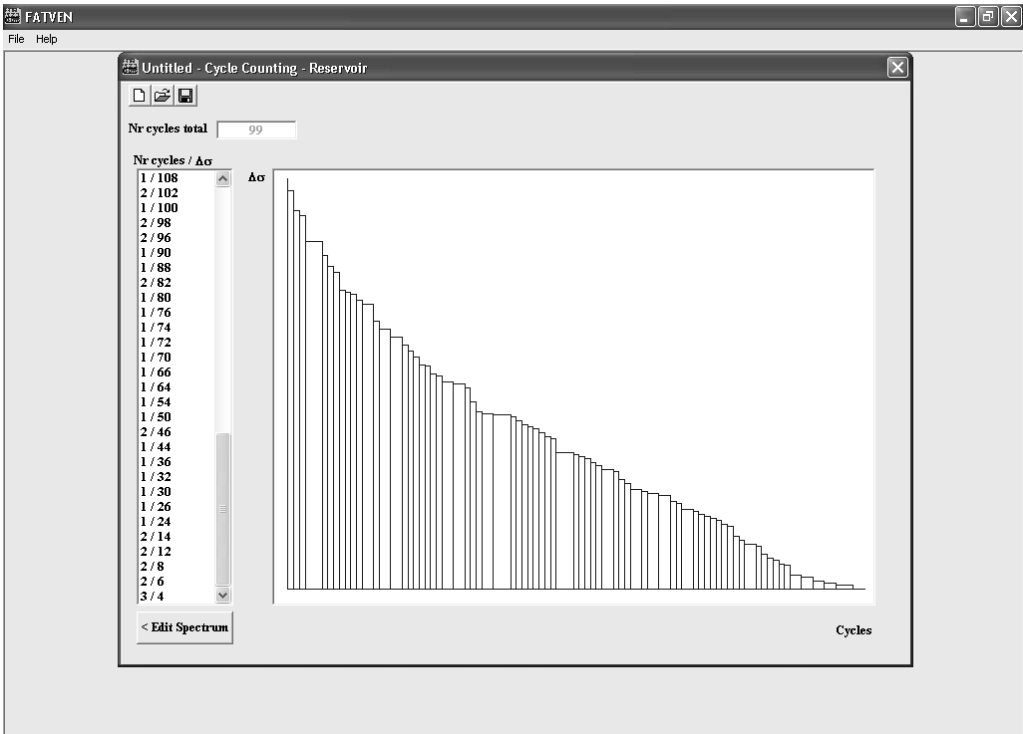


Figura VIII.1 – Ilustração do resultado da contagem do número de ciclos obtido com o FATVEN, para os espectros com $R_{\sigma} = 0.3$.

Tabela VIII.2 – Contagem do número de ciclos para os espectros com $R_\sigma = 0$ e $R_\sigma = 0.3$.

$\Delta\sigma$	$\sigma_{\max}$	$\sigma_{\min}$	R_σ
420	420	0	0.00
400	400	0	0.00
400	400	0	0.00
380	380	0	0.00
380	380	0	0.00
380	380	0	0.00
360	360	0	0.00
360	360	0	0.00
360	360	0	0.00
360	360	0	0.00
360	360	0	0.00
340	340	0	0.00
340	340	0	0.00
340	340	0	0.00
340	340	0	0.00
320	320	0	0.00
320	320	0	0.00
320	320	0	0.00
320	320	0	0.00
320	320	0	0.00
192	300	108	0.36
300	300	0	0.00
300	300	0	0.00
210	300	90	0.30
300	300	0	0.00
300	300	0	0.00
178	280	102	0.36
280	280	0	0.00
196	280	84	0.30
280	280	0	0.00
280	280	0	0.00
280	280	0	0.00
178	280	102	0.36
280	280	0	0.00
260	260	0	0.00

$\Delta\sigma$	$\sigma_{\max}$	$\sigma_{\min}$	R_σ
260	260	0	0.00
260	260	0	0.00
260	260	0	0.00
164	260	96	0.37
260	260	0	0.00
182	260	78	0.30
240	240	0	0.00
168	240	72	0.30
240	240	0	0.00
240	240	0	0.00
168	240	72	0.30
240	240	0	0.00
154	220	66	0.30
220	220	0	0.00
220	220	0	0.00
112	220	108	0.49
220	220	0	0.00
154	220	66	0.30
200	200	0	0.00
140	200	60	0.30
80	200	120	0.60
200	200	0	0.00
140	200	60	0.30
140	200	60	0.30
140	200	60	0.30
200	200	0	0.00
108	180	72	0.40
126	180	54	0.30
96	180	84	0.47
180	180	0	0.00
126	180	54	0.30
180	180	0	0.00
102	180	78	0.43
180	180	0	0.00

$\Delta\sigma$	$\sigma_{\max}$	$\sigma_{\min}$	R_σ
96	180	84	0.47
64	160	96	0.60
160	160	0	0.00
112	160	48	0.30
160	160	0	0.00
112	160	48	0.30
112	160	48	0.30
94	160	66	0.41
98	140	42	0.30
140	140	0	0.00
98	140	42	0.30
44	140	96	0.69
98	140	42	0.30
98	140	42	0.30
84	120	36	0.30
24	120	96	0.80
66	120	54	0.45
84	120	36	0.30
84	120	36	0.30
100	100	0	0.00
70	100	30	0.30
70	100	30	0.30
100	100	0	0.00
14	80	66	0.83
32	80	48	0.60
8	80	72	0.90
56	80	24	0.30
42	60	18	0.30
6	60	54	0.90
42	60	18	0.30
28	40	12	0.30
28	40	12	0.30
14	20	6	0.30

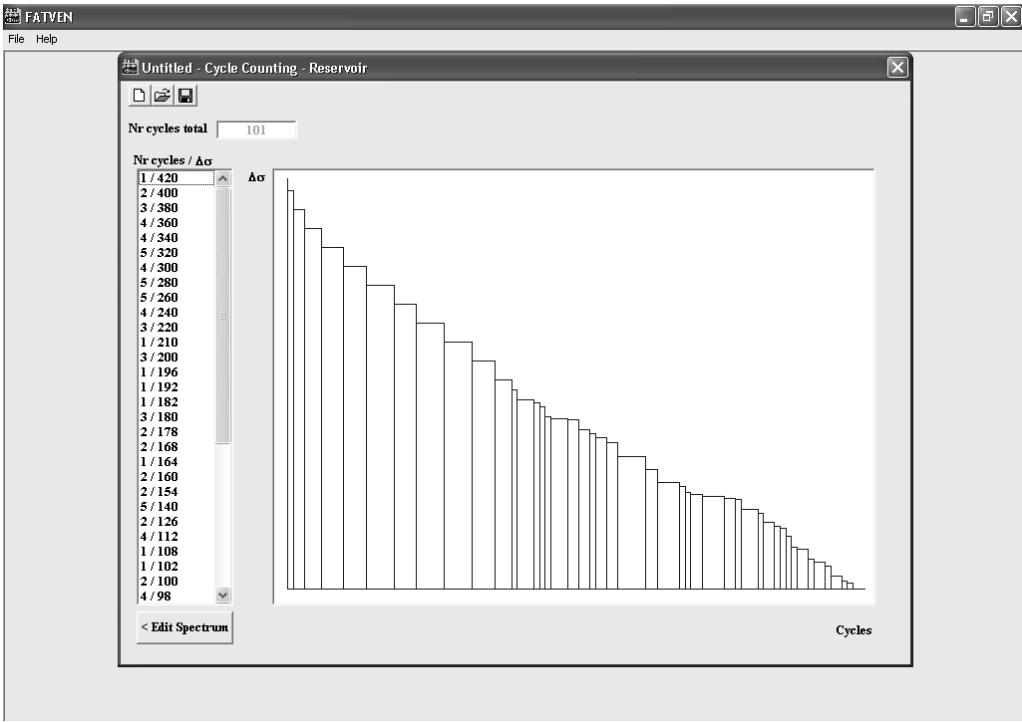


Figura VIII.2 – Ilustração do resultado da contagem do número de ciclos obtido com o FATVEN, para os espectros com $R_\sigma = 0$ e $R_\sigma = 0.3$.

Tabela VIII.2 – Contagem do número de ciclos para os espectros com $R_\sigma = 0$ e $R_\sigma = 0.3$.

$\Delta\sigma$	$\sigma_{\max}$	$\sigma_{\min}$	R_σ
420	420	0	0.00
400	400	0	0.00
400	400	0	0.00
380	380	0	0.00
380	380	0	0.00
380	380	0	0.00
360	360	0	0.00
360	360	0	0.00
360	360	0	0.00
360	360	0	0.00
360	360	0	0.00
340	340	0	0.00
340	340	0	0.00
340	340	0	0.00
340	340	0	0.00
320	320	0	0.00
320	320	0	0.00
320	320	0	0.00
320	320	0	0.00
320	320	0	0.00
320	320	0	0.00
192	300	108	0.36
228	300	72	0.24
300	300	0	0.00
210	300	90	0.30
300	300	0	0.00
300	300	0	0.00
280	280	0	0.00
280	280	0	0.00
280	280	0	0.00
210	280	70	0.25
280	280	0	0.00
280	280	0	0.00
214	280	66	0.24
280	280	0	0.00
260	260	0	0.00

$\Delta\sigma$	$\sigma_{\max}$	$\sigma_{\min}$	R_σ
260	260	0	0.00
260	260	0	0.00
176	260	84	0.32
164	260	96	0.37
200	260	60	0.23
130	260	130	0.50
100	240	140	0.58
40	240	200	0.83
216	240	24	0.10
192	240	48	0.20
120	240	120	0.50
120	240	120	0.50
172	220	48	0.22
196	220	24	0.11
150	220	70	0.32
90	220	130	0.59
184	220	36	0.16
190	220	30	0.14
220	220	0	0.00
80	220	140	0.64
100	200	100	0.50
200	200	0	0.00
152	200	48	0.24
100	200	100	0.50
98	200	102	0.51
100	200	100	0.50
70	200	130	0.65
158	200	42	0.21
60	180	120	0.67
66	180	114	0.63
150	180	30	0.17
126	180	54	0.30
90	180	90	0.50
90	180	90	0.50

$\Delta\sigma$	$\sigma_{\max}$	$\sigma_{\min}$	R_σ
96	180	84	0.47
64	160	96	0.60
82	160	78	0.49
136	160	24	0.15
160	160	0	0.00
60	160	100	0.63
40	160	120	0.75
94	160	66	0.41
98	140	42	0.30
98	140	42	0.30
32	140	108	0.77
44	140	96	0.69
70	140	70	0.50
14	140	126	0.90
60	120	60	0.50
24	120	96	0.80
60	120	60	0.50
60	120	60	0.50
30	120	90	0.75
100	100	0	0.00
10	100	90	0.90
34	100	66	0.66
70	100	30	0.30
14	80	66	0.83
32	80	48	0.60
8	80	72	0.90
40	80	40	0.50
30	60	30	0.50
42	60	18	0.30
30	60	30	0.50
20	40	20	0.50
40	40	0	0.00
10	20	10	0.50

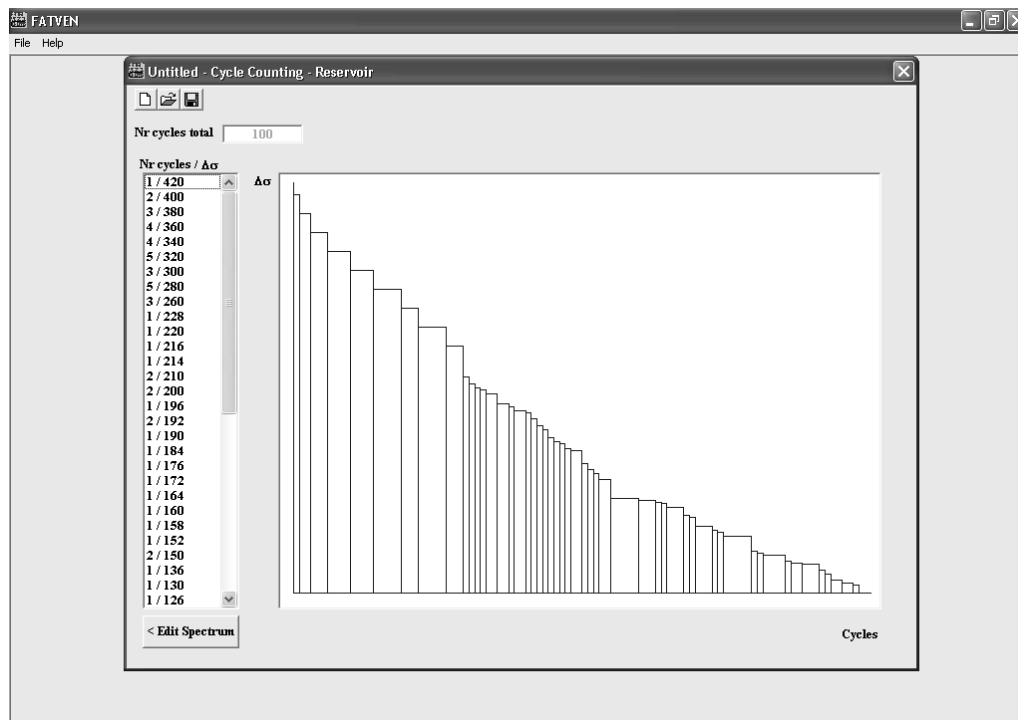


Figura VIII.3 – Ilustração do resultado da contagem do número de ciclos obtido com o FATVEN, para os espectros com $R_\sigma = 0$, $R_\sigma = 0.3$ e $R_\sigma = 0.5$.