



PROJETO DE GRADUAÇÃO

ANÁLISE DA SEQUÊNCIA DE CARREGAMENTO NA VIDA EM FADIGA DA LIGA DE ALUMÍNIO AL 7050 – T7451

Por,

Lucas José Braga de Castro

Brasília, 22 de Junho de 2016.

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA

FACULDADE DE TECNOLOGIA

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
Faculdade de Tecnologia
Departamento de Engenharia Mecânica

PROJETO DE GRADUAÇÃO

ANÁLISE DA SEQUÊNCIA DE CARREGAMENTO NA VIDA EM FADIGA DA LIGA DE ALUMÍNIO AL 7050 – T7451

Por,

Lucas José Braga de Castro

Banca Examinadora

Prof. Jorge Luiz Almeida Ferreira, UnB/ENM
(Orientador)

Prof.^a Thiago Doca, UnB/ENM

Prof. José Alexander Araújo, UnB/ENM

Brasília, 22 de Junho de 2016.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente ao professor Jorge Ferreira por me auxiliar ao longo do desenvolvimento deste trabalho, sempre mostrando empenho, competência, dedicação e confiança.

Aos meus colegas de UnB, por serem meus companheiros de jornada e por me ajudarem nos diversos desafios enfrentados ao longo deste curso. Aos demais amigos, que me acompanham no dia a dia, todos imensamente importantes, não somente na condução deste trabalho, como em minha vida.

E por último, mas não menos importante, gostaria de agradecer a minha família, aos meus pais Cicero Anacleto e Beatriz, ao meu irmão Matheus e minhas avós Ailma e Selma, pelo carinho dedicação e suporte que sempre me deram ao longo de toda a minha trajetória. Não há palavras para demonstrar o quão agradecido eu sou por terem em minha vida.

Lucas José Braga de Castro

O material analisado neste trabalho é a liga de alumínio AL 7050-T7451 de aplicação estrutural e largamente utilizada na indústria aeronáutica. Uma vez que a maioria dos componentes estruturais de aeronaves está sujeita a carregamentos complexos divididos em blocos de carga, oriundo de cargas dinâmicas, torna-se crucial compreender como o sequenciamento destes blocos de carga influencia a vida a fadiga do material. Ensaios de fadiga em baixo ciclo, no campo da deformação-vida, foram realizados por meio de ensaios monotônicos através da máquina MTS 810, onde carregamentos crescentes (ABC) e decrescentes (CBA) de três blocos de amplitude constante de deformação foram testados. As estimativas de dano em fadiga para os dois casos foram previstas com base em dois métodos de acúmulo de dano: método linear de Palmgren-Miner e o método de Mansur. Os resultados experimentais exibiram uma variação significativa no número de ciclos de acordo com a sequência de carga, com o carregamento crescente aparentando ser menos danoso à falha por fadiga do material. O método de Mansur apresentou estimativas mais precisas que o método linear para todos os casos estudados, porém ambos os métodos produziram resultados dentro de uma faixa consideravelmente precisa com variações dentro de 20% do valor unitário ideal de dano. Uma análise numérica dos ciclos de histerese foi realizada nos softwares MatLab e Ansys com base na hipótese de Ramberg-Osgood e os resultados experimentais se aproximaram satisfatoriamente dos ciclos teóricos, com os desvios das curvas mais acentuados nos blocos de maior deformação, onde se verificou um amolecimento cíclico do material. Por fim, a análise sequencial de dois blocos de carga foi adicionada ao trabalho e seus resultados além de confirmarem as tendências vistas nos casos ABC e CBA, foram importantes para identificar mudanças comportamentais nos parâmetros de resistência à fadiga da liga 7050 T-7451 em regimes de grandes deformações.

Palavras-chave: Liga AL 7050-T7451, MTS 810, deformação-vida, blocos de carga, sequência de carregamento, dano em fadiga, Palmgren-Miner, Mansur.

ABSTRACT

The material in focus for this given work consists in an aluminum alloy AL 7050-T7451 of structural application, largely used into the aerospace industry. Since most of the aerospace structural components are subjected to complex loading spectrum, coming from dynamic load services, which can be divided into load blocks, it is essential to comprehend how the order of the load blocks can affect the fatigue life of the material. Tests of low cycle fatigue, strain-life field, will be performed with the aid of the MTS 810 machine, where an increasing load (ABC) and a decreasing load (CBA) of 3 blocks of constant strain amplitudes are tested. The fatigue damage estimates for both cases were based in two principal fatigue damage methods: Palmgren-Miner linear method and Mansur method. The experimental results showed a significant variation in the number of cycles until failure according to the load sequence, with the increasing load spectrum exhibiting to be less harmful in terms of fatigue failure. The Mansur method displayed the most precise approximations in all cases, compared to the linear damage method, however, both methods produced considerably accurate cumulative damage results, with variations within 20% of the ideal unitary value. A numerical analysis of the cyclic stresses-strain behavior was performed under the Ramberg-Osgood hypothesis and the practical results approximate satisfactorily the theoretical cycles, with some pronounced deviations in the higher strain amplitude blocks only, where it was possible to see a cyclic softening behavior of the material. Ultimately, a two-block loading spectrum analysis was added to this given work and its results confirmed the trends seen in the ABC and CBA cases mentioned before. In addition these results were relevant to identify behavioral changes of the material properties under high strain amplitudes regime.

Keywords: AL 7050-T7451 alloy, MTS 810, strain-life, load blocks, load sequence, fatigue damage, Palmgren-Miner, Mansur.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	ENQUADRAMENTO E MOTIVAÇÃO	1
1.2	OBJETIVOS DO TRABALHO	5
2	REVISÃO TEÓRICA	6
2.1	FENÔMENO DA FADIGA	6
2.2	MÉTODOS DE PREVISÃO DE VIDA DE FADIGA	8
2.2.1	Método tensão-vida (S-N)	9
2.2.2	Método deformação-vida ($\epsilon - N$)	24
2.3	TEORIA DE ACÚMULO DE DANO	32
2.3.1	Teoria do acúmulo de dano linear	33
2.3.2	Teoria do acúmulo de danos de Corten-Dolan	36
2.3.3	Teoria do acúmulo de dano de Marin	37
2.3.4	Teoria das médias tensões atuantes de Mansur	37
2.4	MÉTODOS DE CONTAGEM DE CICLOS	38
2.4.1	Level Crossing Counting	38
2.4.2	Peak Counting	40
2.4.3	Simple Range Counting	41
2.4.4	Método Rainflow	42
3	PROGRAMA EXPERIMENTAL: MATERIAL E MÉTODOS	47
3.1	MATERIAL EM ESTUDO	47
3.1.1	Considerações Iniciais sobre alumínio e suas ligas	47
3.1.2	Alumínio AL 7050 T-7451	47
3.2	MÁQUINA DE ENSAIO MECÂNICO	50
3.3	DADOS EXPERIMENTAIS DA LIGA AL 7050-T7451 (LEVANTADOS NO LABORATÓRIO DE ENSAIO DE MATERIAIS DA UNB)	53
3.4	METODOLOGIA DE AVALIAÇÃO E IMPLANTAÇÃO DE BLOCOS DE CARREGAMENTO	57
3.5	PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	59
3.5.1	Configuração dos parâmetros dos ensaios	60
3.5.2	Instalação do corpo de prova	62
3.5.3	Instalação do extensômetro	63
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES	66

4.1	ANÁLISE TEÓRICA.....	66
4.2	ANÁLISE EXPERIMENTAL.....	68
4.2.1	Sequência crescente de carregamento (ABC)	69
4.2.2	Sequência decrescente de carregamento (CBA)	73
4.2.3	Análise comparativa entre carregamentos	76
4.3	ANÁLISE NUMÉRICA DOS CARREGAMENTOS	82
4.3.1	Carregamento crescente (ABC)	83
4.3.2	Carregamento decrescente (CBA)	87
4.4	ANÁLISE COMPLEMENTAR (SEQUÊNCIA DE DOIS BLOCOS)	91
5	CONCLUSÃO	98
6	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	100
7	ANEXOS.....	102

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1: Divisões de carregamento (ten Have, A. A., 1989).....	2
Figura 1.2: Testes de fadiga em componentes aeronáuticos (FOWLER; WATANBE, 1989).....	2
Figura 1.3: Modelos de carregamento para 5 tipos de vôos para a fuselagem de um 767 (FOWLER; WATANABE, 1989).	3
Figura 1.4: Lista de representação de carregamento para cada condição de operação, (FOWLER; WATANABE, 1989).	4
Figura 2.1: Exemplos de histórias de carregamento: (a) Tensão flutuante com ondulação de alta frequência; (b e c) Tensão flutuantes aleatórias; (d) Tensão flutuante senoidal; (e) Tensão senoidal repetida; (f) Tensão senoidal completamente revertida (SHIGLEY, 2011).....	7
Figura 2.2: Diagrama S-N traçado com base nos resultados de ensaios de fadiga axial completamente reversa. Material: aço UNS G41 300, normalizado (Dados da NACA Tech Nota, 1966).....	9
Figura 2.3: Curva S-N para um aço baixo carbono e uma liga de alumínio (BRANCO et al, 1986).	10
Figura 2.4: Efeito da tensão média na vida à fadiga.	13
Figura 2.5: Gráfico de falhas por fadiga por tensões médias em ambas as regiões de tensões médias negativas e positivas (HORGER, 1953).....	14
Figura 2.6: Diagrama de critérios de falha à fadiga (SHIGLEY, 2011).	15
Figura 2.7: Representação esquemática das relações de Goodman e Gerber quando as mesmas são plotadas no diagrama de Haig (FERREIRA, 2009).	17
Figura 2.8: Representação esquemática das relações de Goodman modificada quando plotadas num diagrama de Haig.	18
Figura 2.9: Representação esquemática das relações de Goodman e Morrow (FERREIRA, 2009).....	19
Figura 2.10: Comportamento da curva de falha em função do fator de sensibilidade a tensão média (FERREIRA, 2009).	20
Figura 2.11: Efeito da resistência à tração, S_{ut} , sobre o fator de sensibilidade à tensão média, M (FERREIRA, 2009).	20
Figura 2.12: Comportamento típico da equação de Walker para diferentes valores de γ	22
Figura 2.13: Comportamento típico da equação de Kwofie para diversos valores de α	23
Figura 2.14: Curva Tensão-Deformação para tensão de engenharia e tensão verdadeira (FATEMI, 2006).	25
Figura 2.15: Componente elástica e plástica da deformação (FATEMI, 2006).	26
Figura 2.16: Tensão verdadeira x Deformação plástica verdadeira (FATEMI, 2006).	27
Figura 2.17: Curva de histerese para um ciclo completo de carregamento reverso (FATEMI, 2006). .	28
Figura 2.18: Endurecimento e amolecimento cíclico (FERREIRA, 2009).	28
Figura 2.19: Curva de Deformação-Vida em gráfico log-log (FATEMI, 2006).....	29
Figura 2.20: Relaxamento do material ao longo da aplicação cíclica de deformação com presença de deformação média (FATEMI, 2006).	31
Figura 2.21: Um carregamento complexo genérico de fadiga (NORMA ASTM E1049)	33
Figura 2.22: Blocos de carregamento com amplitudes de tensão constante (ARIDURU, 2004).	34
Figura 2.23: Curva S-N para diferentes amplitudes de carregamento (ARIDURU, 2004).	34
Figura 2.24: Curva S-N modificada por Corten-Dolan (YANG, 1996).	37

Figura 2.25: Método <i>Level Crossing Counting</i> (NORMA ASTM E1049).	39
Figura 2.26: Ciclos derivados do <i>Level Crossing Counting</i> (NORMA ASTM E1049).	40
Figura 2.27: Método <i>Peak Counting</i> (NORMA ASTM E1049).	41
Figura 2.28: <i>Simple Range Counting Method</i> (NORMA ASTM E1049).	42
Figura 2.29: Histórico de deformação-tempo e resposta do material na curva tensão-deformação (ARIDURU, 2004).	43
Figura 2.30: Esquema ilustrativo do método <i>rainflow</i> (ASTM E-1049, 1985).	43
Figura 2.31: Esquema ilustrativo da contagem de ciclos (ASTM E-1049, 1985).	45
Figura 2.32: Previsão de vida em fadiga no domínio do tempo (ARIDURU, 2004).	46
Figura 3.1: Designação e condição da liga AL 7050 T-7451.	48
Figura 3.2: Tratamento térmico empregado na liga de alumínio 7050 - T7451.	48
Figura 3.3: Dimensões do corpo de prova (em mm).	50
Figura 3.4: Vista frontal da máquina MTS 810 e seus componentes.	51
Figura 3.5: Vista traseira da máquina MTS 810 e seus componentes.	52
Figura 3.6: Interação usuário-máquina.	53
Figura 3.7: Curva de tensão-deformação experimental para a liga AL 7050 – T7451.	54
Figura 3.8: Curva deformação-vida experimental para a liga AL 7050 – T7451.	55
Figura 3.9: Combinações possíveis; Cor azul: Bloco A; Cor verde: Bloco B; Cor vermelha: Bloco C.	58
Figura 3.10: Fluxograma da metodologia adotada neste trabalho.	59
Figura 3.11: Layout da página do Station Manager.	60
Figura 3.12: Configuração dos detectores de ensaio.	61
Figura 3.13: Definição dos parâmetros dimensionais e mecânicos do corpo de prova.	62
Figura 3.14: Tabela referente ao comprimento das molas com base nos diâmetros dos corpos de prova (Manual MTS).	64
Figura 3.15: Corpo de prova montado juntamente com o extensômetro.	64
Figura 3.16: Corpo de prova rompido ao término do ensaio.	65
Figura 4.1: Perfil de carregamento deformação vs tempo para a sequência ABC.	69
Figura 4.2: Comportamento ao longo dos ciclos do ensaio da: (a) Amplitudes da deformação; (b) Componentes média e alternada da deformação.	70
Figura 4.3: Comportamento ao longo dos ciclos do ensaio da: (a) Amplitudes de tensão; (b) Componentes média e alternada de tensão.	70
Figura 4.4: Comportamento ao longo dos ciclos do ensaio da: (a) Amplitudes de força; (b) Componentes média e alternada de força.	71
Figura 4.5: Ciclos de Histerese – Carregamento crescente ABC.	72
Figura 4.6: Perfil de carregamento deformação vs tempo para a sequência CBA.	73
Figura 4.7: Comportamento ao longo dos ciclos do ensaio da: (a) Amplitudes da deformação; (b) Componentes média e alternada da deformação.	74
Figura 4.8: Comportamento ao longo dos ciclos do ensaio da: (a) Amplitudes de tensão; (b) Componentes média e alternada de tensão.	74
Figura 4.9: Comportamento ao longo dos ciclos do ensaio da: (a) Amplitudes de força; (b) Componentes média e alternada de força.	75
Figura 4.10: Ciclos de Histerese – Carregamento decrescente CBA.	75
Figura 4.11: Surgimento de trincas em torno de 1500 ciclos ensaiados.	76

Figura 4.12: Danos totais associados aos quatro diferentes métodos de previsão de vida à fadiga para o carregamento ABC de acordo com: (a) Método de acúmulo de dano linear; (b) Método de Mansur.	80
Figura 4.13: Danos totais associados aos quatro diferentes métodos de previsão de vida à fadiga para o carregamento CBA de acordo com: (a) Método de acúmulo de dano linear; (b) Método de Mansur.	80
Figura 4.14: Parcela de danos acumulados por ciclos do carregamento ABC para diferentes métodos de acúmulo de dano.	81
Figura 4.15: Parcela de danos acumulados em cada bloco de carga do carregamento CBA para diferentes métodos de acúmulo de dano.	81
Figura 4.16: Ciclos de histerese para o carregamento ABC (ciclos teóricos em preto).	83
Figura 4.17: Comparação entre os ciclos teóricos e experimentais do primeiro bloco de carga (primeiro ciclo).	84
Figura 4.18: Comparação entre os ciclos teóricos e experimentais do terceiro bloco de carga (ciclo 1997).	84
Figura 4.19: Comparação entre os ciclos teóricos e experimentais do quarto de carga.	85
Figura 4.20: Comparação das estimativas de dano pelo o método linear.	86
Figura 4.21: Comparação das estimativas de dano pelo o método de Mansur.	87
Figura 4.22: Evolução dos ciclos de histerese para o carregamento decrescente CBA.	88
Figura 4.23: Comparação entre os ciclos teóricos e experimentais do primeiro bloco de carga.	88
Figura 4.24: Comparação entre os ciclos teóricos e experimentais do segundo bloco de carga.	89
Figura 4.25: Comparação entre os ciclos teóricos e experimentais do terceiro bloco de carga.	89
Figura 4.26: Evolução dos ciclos de histerese ao longo do ensaio, com a comparação teórica dos ciclos de Ramberg-Osgood (caso decrescente).	91
Figura 4.27: Comparação entre o ciclo de histerese experimental com o ciclo levantado pela a hipótese de Ramberg-Osgood – Primeiro ciclo de carga.	92
Figura 4.28: Comparação entre o ciclo de histerese experimental com o ciclo levantado pela a hipótese de Ramberg-Osgood – Ciclo 30 de carga (Bloco 1).	92
Figura 4.29: Comparação entre o ciclo de histerese experimental com o ciclo levantado pela a hipótese de Ramberg-Osgood – Ciclo 100 de carga (Bloco 2).	93
Figura 4.30: Efeito instável do material ao longo dos ciclos ensaiados: (a) Valores máximos e mínimos da tensão; (b) Valores das componentes média e alternada da tensão.	93
Figura 4.31: Curva Deformação-Vida com o comportamento da deformação plástica dividido na deformação total de 0.85%.	94
Figura 4.32: Evolução dos ciclos de histerese ao longo do ensaio, com a comparação teórica dos ciclos de Ramberg-Osgood (caso crescente).	96

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1: Soluções particulares do modelo generalizado de Kwofie.....	24
Tabela 3.1: Composição química da liga AL 7050 – T7451, (%peso) – Lab. Materiais da USP/São Carlos.	49
Tabela 3.2: Propriedades mecânicas para a liga AL 7050 – T7451.....	49
Tabela 3.3: Propriedades físicas para a liga AL 7050 – T7451.....	50
Tabela 3.4: Parâmetros de fadiga estimados experimentalmente para a liga AL 7050 – T7451 (LAB-UnB).	56
Tabela 3.5: Deformações prescritas aos CP's no levantamento da curva ϵ -N.....	57
Tabela 3.6: Especificação dos blocos de carregamento.....	58
Tabela 3.7: Especificações do extensômetro MTS utilizado nos ensaios de fadiga.....	63
Tabela 4.1: Resultados da previsão de vida por métodos de acúmulo de dano.....	67
Tabela 4.2: Números de ciclos até a falha do CP (Carregamento ABC).	69
Tabela 4.3: Números de ciclos até a falha do CP (Carregamento CBA).	73
Tabela 4.4: Comparação dos números de ciclos até a falha para as duas situações de ensaio.....	77
Tabela 4.5: Análise dos dados da Sequência ABC com diferentes métodos de acúmulo de dano e diferentes métodos de previsão de vida.	78
Tabela 4.6: Análise dos dados da Sequência CBA com diferentes métodos de acúmulo de dano e diferentes métodos de previsão de vida.	79
Tabela 4.7: Parâmetros teóricos do carregamento ABC.	83
Tabela 4.8: Estimativas teóricas com base nos ciclos de histerese para o carregamento ABC.	85
Tabela 4.9: Estimativas de dano acumulado com base em valores teóricos.	86
Tabela 4.10: Estimativas teóricas com base nos ciclos de histerese para o carregamento CBA.	90
Tabela 4.11: Estimativas de dano acumulado com base em valores teóricos.....	90
Tabela 4.12: Lista de parâmetros do ensaio de dois blocos de carga (carregamento decrescente). ...	91
Tabela 4.13: Tabela de previsões de dano para o carregamento decrescente de dois blocos de carga.	94
Tabela 4.14: Parâmetros de resistência a fadiga corrigidos para a liga AL 7050-T7451.....	95
Tabela 4.15: Lista de parâmetros do ensaio de dois blocos de carga (carregamento crescente).	95
Tabela 4.16: Tabela de previsões de dano para o carregamento crescente de dois blocos de carga..	97

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolos Latinos

A	coeficiente da curva de fadiga	[MPa]
A'	razão de amplitude	
A_0	área inicial da sessão do corpo de prova	[mm ²]
A_i	área instantânea da sessão do corpo de prova	[mm ²]
B	coeficiente da curva de fadiga	
b	expoente de resistência à fadiga ou expoente de Basquin	
c	expoente de ductilidade à fadiga	
D	valor do dano	
d	coeficiente de dano de Corten-Dolan	
d_i	dano de um determinado bloco de carregamento	
E	módulo de elasticidade (Módulo de Young)	[GPa]
e	deslocamento relativo	
F	Força	[N]
k	parâmetros da curva S-N	
K'	coeficiente de resistência cíclica	
l	comprimento instantâneo	[mm]
l_0	comprimento inicial	[mm]
m	parâmetros da curva S-N	
M	fator de sensibilidade a tensão média	
N	número de ciclos	
N_f	número de ciclos até a falha por fadiga em um dado nível de tensão σ_a	
N_e	número de ciclos equivalente a vida infinita	
n_i	quantidades de ciclos para níveis de tensão obtidos em campo	
n'	expoente de endurecimento por deformação cíclica	
q	coeficiente de dano de Marin	
R	razão de carregamento	
S_{ar}	tensão alternada referente a carregamentos reversos	[MPa]
S_e	limite de resistência à fadiga	[MPa]
S_f	tensão de fadiga atuante	[MPa]
S_{ut}	limite de resistência à tração	[MPa]
S_{uc}	limite de resistência à compressão	[MPa]
S_y	limite de escoamento	[MPa]
x	distância ao longo do cabo entre o UPC e o ponto de medição	

Símbolos Gregos

α	fator de Kwofie	
γ	fator de Walker	
σ	tensão normal. [MPa]	
$\sigma_1, \sigma_2, \dots, \sigma_i$	valores dos diferentes níveis de tensão dinâmica em campo	[MPa]
σ_a	tensão alternada	[MPa]
σ_m	tensão média	[MPa]

σ_{max}	tensão máxima	[MPa]
σ_{min}	tensão mínima	[MPa]
σ'_f	coeficiente de resistência à fadiga do material	[MPa]
ε	deformação total	
ε_e	deformação elástica	
ε_p	deformação plástica	
ε'_f	coeficiente de ductilidade à fadiga	
Δ	variação entre duas grandezas similares	

Siglas

<i>AA</i>	<i>Aluminium Association</i>
<i>AISI</i>	<i>American Iron and Steel Institute</i>
<i>ASTM</i>	<i>American Society for Testing and Materials</i>
<i>GFFM</i>	Grupo de Fadiga, Fratura e Materiais
<i>HCF</i>	<i>High Cycle Fatigue</i>
<i>LCF</i>	<i>Low Cycle Fatigue</i>
<i>MTS</i>	<i>MTS Systems Corporation</i>
<i>MPT</i>	<i>MultiPurpose TestWare</i>
<i>RFC</i>	<i>Rainflow Cycle Counting</i>
<i>SWT</i>	<i>Smith, Watson and Topper</i>
S-N	<i>Stress versus Number of cycles (Tensão versus Vida)</i>
$\varepsilon - N$	<i>Strain versus Number of Cycles (Deformação versus Vida)</i>

1 INTRODUÇÃO

Neste capítulo o leitor é introduzido ao assunto abordado ao longo do trabalho. O capítulo se subdivide nas seções: Enquadramento e motivação e Objetivos do projeto.

1.1 ENQUADRAMENTO E MOTIVAÇÃO

A maioria dos equipamentos mecânicos encontrados na prática não opera em regimes estacionários, com amplitudes de tensões constantes durante todo seu funcionamento. Em geral, esses dispositivos possuem histórias de carregamento que possuem períodos transientes de carregamento, com faixas razoavelmente bem estabelecidas (blocos de carga).

Estudos elaborados por institutos aeronáuticos europeus vêm desenvolvendo padronizações de carregamento para diferentes tipos de aeronave, com o objetivo de se aperfeiçoar os testes de fadiga e de crescimento de trinca em componentes aeronáuticos. Alguns dos trabalhos de padronização de carregamento realizados pelo Laboratório Nacional de Pesquisas Aeroespaciais (NLR), em Amsterdã, podem ser listados a seguir:

- *Fighter aircraft lower wing skins (FALSTAFF);*
- *Transport aircraft lower wing skins (TWIST, MiniTWIST);*
- *Helicopter rotor blades (HELIX, FELIX);*
- *Tactical aircraft wing skin composites (ENSTAFF).*

Para se produzir dados de fadiga e/ou de crescimento de trinca realísticos, modelos de fadiga deverão ser capazes de simular magnitudes e sequenciamentos de esforços próximos aos que se observa na prática. Uma forma de se obter um carregamento padronizado consiste em subdividir o carregamento em diferentes modos, conforme mostra a Fig. (1.1). Os modos, que na situação em questão, representam os tipos de voos podem ser então divididos em frações ainda menores dentro do espectro do carregamento, denominado como os eventos de carga. Estes por sua vez, englobam as cargas atuantes, que representam o último estágio do fracionamento do carregamento.

Para o caso específico de estruturas de aeronave, os modos de carregamento podem ser estabelecidos por tipos de voos, que variam de acordo com as condições climáticas e tipos de aeronaves. Os eventos mais típicos em carregamentos padronizados de aeronaves são as denominadas fases de voo, que correspondem a fase de cruzeiro, procedimento de decolagem e pouso, manobras de desvio da aeronave e períodos estacionários com vento constante (ten Have, A. A., 1989).

Alguns testes de escala real realizados com *Boeing 747 e 757* foram elaborados por Fowler e Watanabe em 1989. A realização de testes de escala real é de extrema importância para identificar os locais críticos sujeitos à falha por fadiga. A Figura (1.2) mostra a realização de testes de fadiga

realizados por Fowler e Watanabe em três principais componentes aeronáuticos de um *Boeing 757*, sendo estes os: estabilizadores horizontais, estabilizadores verticais e as asas da aeronave.

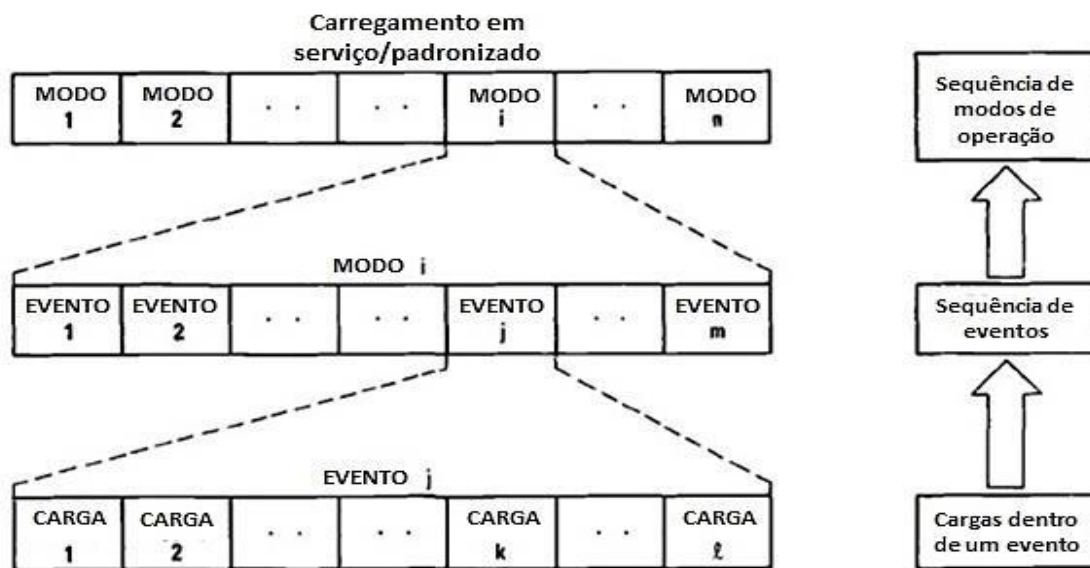


Figura 1.1: Divisões de carregamento (ten Have, A. A., 1989)

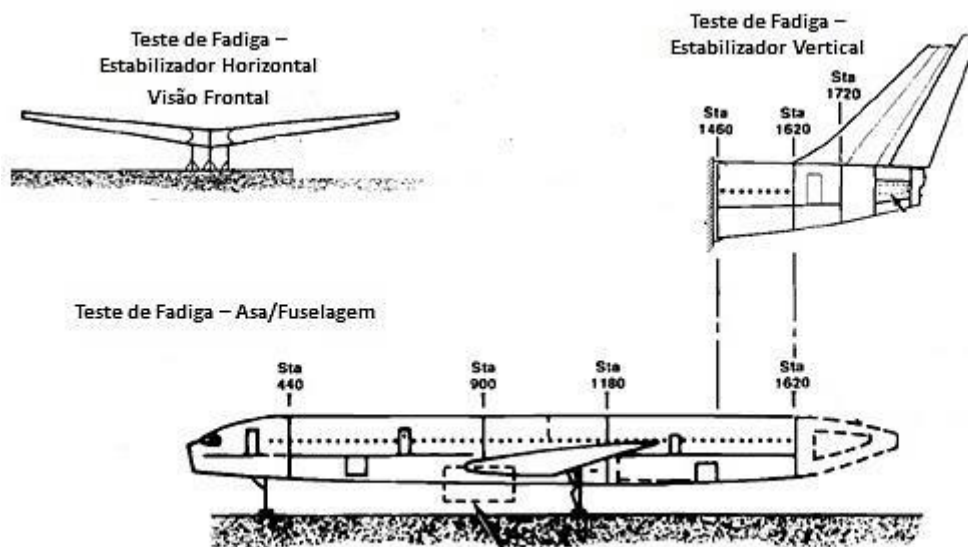


Figura 1.2: Testes de fadiga em componentes aeronáuticos (FOWLER; WATANABE, 1989).

Fowler e Watanabe identificou que a distribuição de carregamento é um fator extremamente relevante na taxa de acúmulo de dano do material. Dessa forma, foi-se primeiro desenvolvido o método TWIST (*Transport wing standard spectrum*) de testes, com carregamentos compostos de 10 modos de voo com 10 eventos em cada, representando o modo de cruzeiro, decolagem, pouso, regimes

com turbulência, dentre outros. Posteriormente, testes em escala reais realizados pela *Boeing* sugeriram o emprego de espectros de carregamento com oito modos de voo, cada qual com oito eventos de carga, otimizando o custo e tempo de realização dos testes. Por fim, desenvolveu-se para os modelos 757 e 767 espectros de carregamento baseados em cinco modos principais de voo, cada qual com cinco eventos de carregamentos (referido como modelo *5 by 5*). Essa opção de espectro para condução de testes de fadiga em aeronaves comerciais se verificou como o melhor balanço entre custo e qualidade de dados. A Figura (1.3) mostra o espectro obtido para cada um dos cinco modos de voo, com dados referentes aos esforços submetidos à fuselagem de um 767.

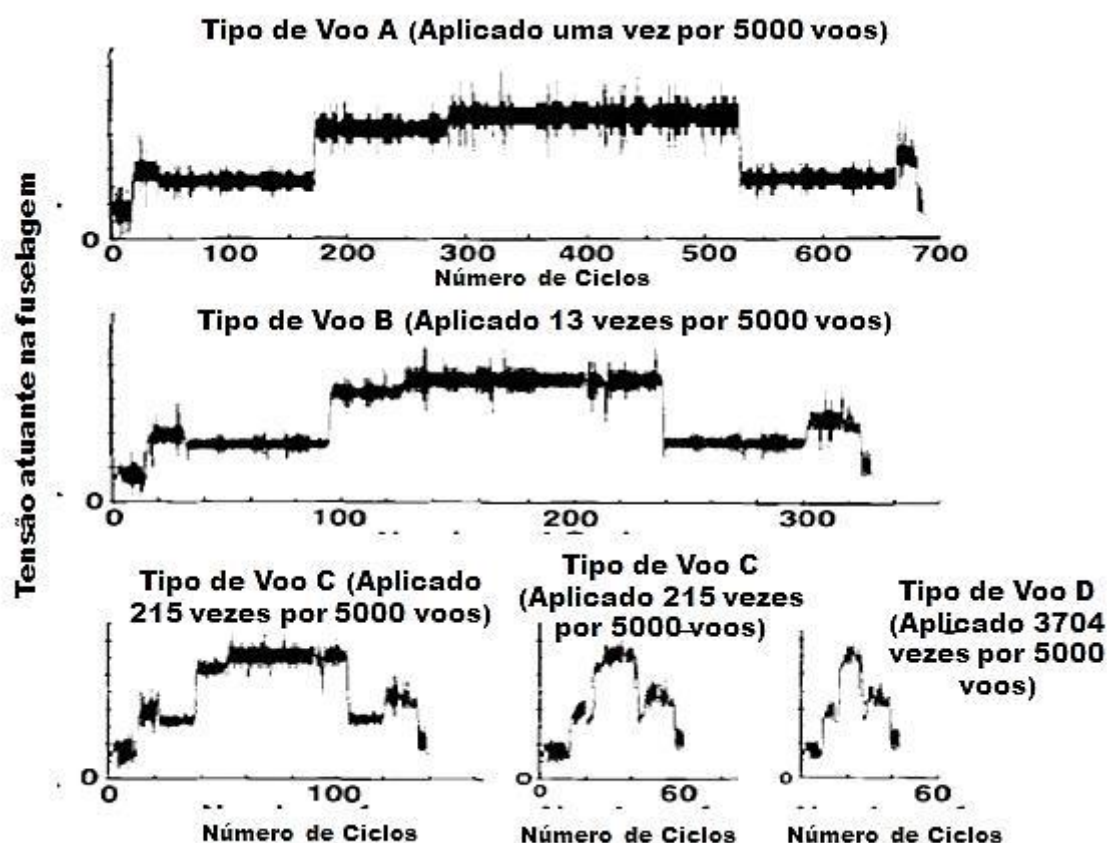


Figura 1.3: Modelos de carregamento para 5 tipos de vôos para a fuselagem de um 767 (FOWLER; WATANABE, 1989).

Por meio da Fig. (1.3), percebe-se que o carregamento complexo pode ser fracionado em diversos blocos, em torno do qual se tem uma componente alternada e média de tensão. Para exemplificar como esses eventos são estipulados, a Fig. (1.4) mostra a definição de aplicação de carregamento para cada condição de operação.

Condition	Cyclic Representation
Unloaded	steady-state load
Turn tow	one cycle of same magnitude per flight
Straight tow	one cycle of same magnitude per flight
Ground turn	two cycles of same magnitude per flight
Braked roll	one cycle of same magnitude per flight
Engine runup	steady-state load
Taxi-out	5 by 5 spectrum
Rotation	steady-state load
Liftoff	steady-state load
Flaps down departure	5 by 5 spectrum
Initial climb	5 by 5 spectrum
Final climb	5 by 5 spectrum
Cruise maneuver	5 by 5 spectrum
Cruise gust	5 by 5 spectrum
Descent spoiler	one cycle of same magnitude per flight
Initial descent	5 by 5 spectrum
Final descent	5 by 5 spectrum
Flaps down approach	5 by 5 spectrum
Yaw maneuver	15 cycles of same magnitude per flight
Flare	steady-state load
Main gear impact	two cycles of same magnitude per flight
Drift landing	one cycle of same magnitude per flight
Nose gear impact	two cycles of same magnitude per flight
Empennage buffet	nine cycles of same magnitude per flight
Taxi-in	5 by 5 spectrum

Figura 1.4: Lista de representação de carregamento para cada condição de operação, (FOWLER; WATANABE, 1989).

Apesar dos estudos elaborados no fim da década de 90 indicarem que o *Boeing 777* seria construído predominantemente com a utilização de materiais compósitos de matriz polimérica, a realidade tem vindo a desmentir essa tendência, já que na hora de elaborar o projeto, mais uma vez, as ligas de alumínio de alta resistência ainda garantem maior confiabilidade e viabilidade prática (STANLEY; LIN; HUNT, 1997).

Ainda se pode comentar a respeito dos modelos recentes de aviões produzidos pela *Airbus* (A330 e A340) onde mais de 60% do peso de toda a estrutura se apresenta constituído por ligas de alumínio convencionais (SCHÖEN, 1992). Além disso, boa parte dos componentes que operam submetidos a grandes esforços, como são os casos das asas, dos estabilizadores ou da fuselagem, se constroem com ligas de alumínio. É com esse intuito que se é realizado um grande esforço, por parte da indústria aeronáutica, para se desenvolver novas ligas a base de alumínio, assim como em aperfeiçoar métodos de previsão de vida em fadiga para esses tipos de materiais.

O material utilizado no desenvolvimento deste trabalho é uma liga de alumínio da série 7XXX com a designação 7050, na condição T7451, de aplicação estrutural. Ensaios mecânicos de fadiga controlados por deformação serão efetuados com corpos de prova da liga mencionada acima, com o intuito de se analisar o sequenciamento de carregamentos sobre a previsão de vida. Diferentes métodos de previsão por dano em fadiga serão então discutidos e observados.

1.2 OBJETIVOS DO TRABALHO

O presente trabalho é de natureza experimental e visa apresentar uma contribuição sobre o estudo da influência da sequência de carregamento na vida útil em fadiga de um corpo de prova, produzido a partir de uma liga de alumínio aeronáutica com designação 7050-T7451.

Para isso, serão estipuladas sequências de carregamento com três blocos de amplitudes de deformação constantes, onde serão utilizados dois métodos de previsão de vida por dano em fadiga. Os métodos de acúmulo de dano adotados na análise teórica são:

- Método de acúmulo de dano linear de Palmgren-Miner;
- Método de Mansur.

Os ensaios de fadiga submetidos aos corpos de prova, para cada sequência de carga estipulada, serão realizados por meio da máquina de ensaio MTS 810. Os dados experimentais coletados nos ensaios serão analisados segundo os dois métodos de acúmulo de dano citados acima, para quatro diferentes modelos de previsão de vida:

- Basquin-Manson;
- Morrow;
- Morrow-Elástico;
- Smith, Watson and Topper (SWT)..

Além de uma discussão sucinta dos resultados experimentais obtidos para cada configuração, uma análise numérica da construção dos ciclos de histerese com base na hipótese de Ramberg-Osgood será feita para cada carregamento testado, com o auxílio de ferramentas computacionais como MatLab e Ansys. As comparações entre os resultados experimentais e os modelos teóricos trarão novas informações a cerca do fenômeno de fadiga e como o efeito da sequência da vida em fadiga pode ser melhor previsto com base em diferentes métodos de acúmulo de dano.

2 REVISÃO TEÓRICA

Neste capítulo a revisão teórica abordada no trabalho é apresentada ao leitor. Os conceitos retirados da literatura estudada são expostos em quatro seções: Fenômeno da fadiga, Métodos de previsão de vida em fadiga, Método tensão-vida (S-N), Método deformação-vida (ϵ -N), Teoria de acúmulo de dano e Métodos de contagem de ciclos.

2.1 FENÔMENO DA FADIGA

Fadiga de um modo geral é definida pela norma ASTM E1823 (1996), como um processo progressivo e localizado de alterações estruturais permanentes ocorridas em um material submetido a condições que produzam tensões e deformações cíclicas que podem culminar em trincas ou fraturas completas após certo número de ciclos.

Na maioria dos ensaios das propriedades dos materiais que se relacionam ao diagrama de tensão-deformação, a carga é aplicada gradualmente, para dar tempo suficiente para a deformação se desenvolver plenamente. Além disso, o corpo de prova é testado até a destruição, e assim as tensões são aplicadas somente uma vez. Ensaio desse gênero é aplicável, ao que conhecemos por condições estáticas.

Entretanto, frequentemente a condição de carregamento induz tensões que variam temporalmente ou que flutuam entre diferentes níveis. As primeiras metodologias formais de estudo do comportamento de materiais metálicos submetidos a esforços cíclicos devem-se a August Wöhler, que na década de 1850, através de estudos da ruptura de eixos ferroviários, realizou ensaios correlacionando dados de amplitudes de tensão versus número de ciclos até a falha de corpos de prova padronizados, cuja representação gráfica ficou conhecida como a “Curva de Wöhler”. Desde então, este procedimento é largamente utilizado para a determinação da resistência à fadiga de materiais.

Uma análise cuidadosa da falha de componentes estruturais submetidos a carregamento cíclicos nos revela que as tensões reais máximas estavam bem abaixo da resistência máxima do material, e muito frequentemente até abaixo do limite de escoamento do material. A aparência de uma falha por fadiga é similar a de uma fratura frágil, uma vez que as superfícies de fratura são planas e perpendiculares ao eixo de sollicitação. Além disso, falhas por fadiga geralmente não dão aviso prévio, sendo súbita e total e, portanto, perigosa.

As características da fratura de uma falha por fadiga diferem bastante da fratura frágil estática, surgindo de três estágios de desenvolvimento. O primeiro estágio é caracterizado pela iniciação e nucleação de uma ou mais micro trincas, devido à deformação plástica cíclica. O segundo estágio corresponde a propagação das trincas, formando superfícies de fratura caracterizadas por platôs lisos e

normais na direção de máxima tensão de tração. Nessas superfícies, geralmente se pode visualizar bandas onduladas conhecidas como marcas de praia. A aparência das marcas de praia depende da intensidade e frequência do carregamento e da natureza corrosiva do meio. Por fim, o terceiro e último estágio corresponde a fratura do material.

Desta forma de um modo geral pode-se resumir que, para que a fadiga ocorra são necessários três fatores atuantes: solicitações cíclicas, solicitações de tração e deformação plástica localizada. A falha por fadiga ocorre devido a nucleação e propagação de defeitos em materiais devido a ciclos alternados de tensão/deformação. Inicialmente as tensões cisalhantes provocam um escoamento localizado gerando intrusões e extrusões na superfície, o que aumenta a concentração de tensões dando origem a uma descontinuidade inicial. À medida que esta descontinuidade aumenta pode se propagar gerando uma “trinca de fadiga” cujo tamanho amplifica-se progressivamente até a fratura do componente (LEE et al., 2005).

A forma em que se dá o carregamento é de crucial importância na análise de carregamentos cíclicos, com os ciclos de tensão de fadiga podendo ser classificados em dois grandes grupos: ciclos com amplitude constante de tensão (alternado, repetido e pulsante) e ciclos de amplitudes de tensão variável (em blocos, irregular ou aleatório).

A Figura (2.1) a seguir mostra diferentes formas de carregamentos tensão-tempo.

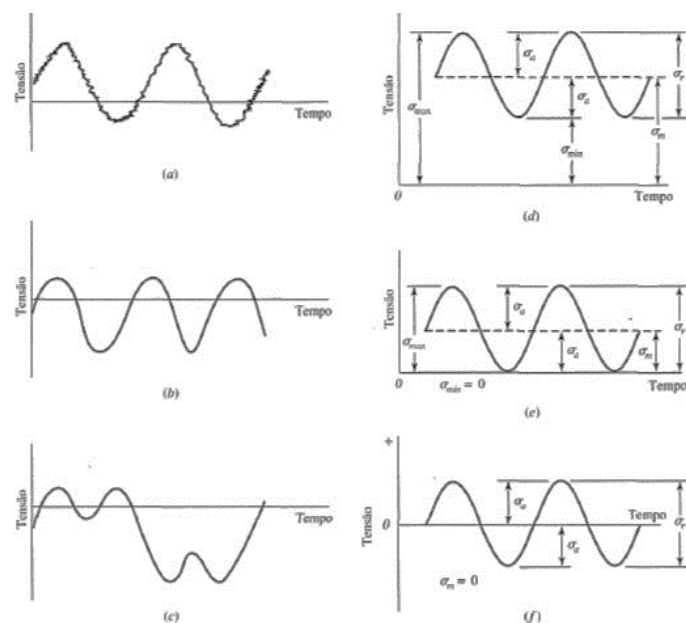


Figura 2.1: Exemplos de histórias de carregamento: (a) Tensão flutuante com ondulação de alta frequência; (b) e c) Tensões flutuantes aleatórias; (d) Tensão flutuante senoidal; (e) Tensão senoidal repetida; (f) Tensão senoidal completamente revertida (SHIGLEY, 2011).

Descobriu-se que em padrões periódicos que exibem um único máximo e um único mínimo de tensão, a forma de onda não é importante e sim os valores dos picos máximos e mínimos. Desta maneira, as componentes de tensão podem ser obtidas conforme as equações abaixo.

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \quad (2.1)$$

$$\sigma_a = \left| \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \right| \quad (2.2)$$

$$\sigma_r = 2 \times \sigma_a \quad (2.3)$$

Onde, σ_m corresponde a componente média de tensão, σ_a a componente alternada de tensão e σ_r a variação de tensão.

A razão de tensão e a razão de amplitude podem ser obtidas conforme as Eqs. (2.4) e (2.5) respectivamente.

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

$$A' = \frac{\sigma_a}{\sigma_m} \quad (2.5)$$

2.2 MÉTODOS DE PREVISÃO DE VIDA DE FADIGA

A fadiga representa a causa de 80 a 90% de todas as falhas estruturais e pode ser reduzida em 29% através de aplicação de tecnologia atual (Battelle, 1982; apud Halfpenny, 2010). Os métodos de análise de falha por fadiga representam uma combinação de ciência e engenharia. Com frequência a ciência falha na tarefa de fornecer as respostas completas necessárias. Contudo, o avião deve ainda assim ser construídos para voar com segurança. E o automóvel deve ser fabricado com confiabilidade que assegurará uma vida longa e livre de problemas, e ao mesmo tempo produzir lucros para os acionistas da indústria. Assim, embora a ciência não tenha ainda explicado cabalmente o mecanismo completo de falha por fadiga, o engenheiro deve mesmo assim projetar coisas que não falharão. Em certo sentido, esse é um exemplo clássico do significado verdadeiro da engenharia em contraste com a ciência (SHIGLEY, 2011).

Para a previsão de vida em fadiga existem três métodos principais: método Tensão-Vida (S-N), Deformação-Vida ($\epsilon - N$) e o da mecânica da fratura linear elástica. As premissas de cada procedimento são bastantes diferentes, porém cada uma delas adiciona algo ao conhecimento do

mecanismo associado à fadiga. Esses métodos tentam prever a vida, em número de ciclos de carregamento até a ocorrência de falha N , para um dado tipo de carregamento. Vida de $1 \leq N \leq 10^3$ ciclos é geralmente classificada como fadiga de baixo ciclo, enquanto a fadiga denominada de alto ciclo possui vida dentro do intervalo de $N > 10^3$ ciclos. A Figura (2.2) abaixo mostra um diagrama tensão-vida com os intervalos de baixo ciclo e alto ciclo destacados.

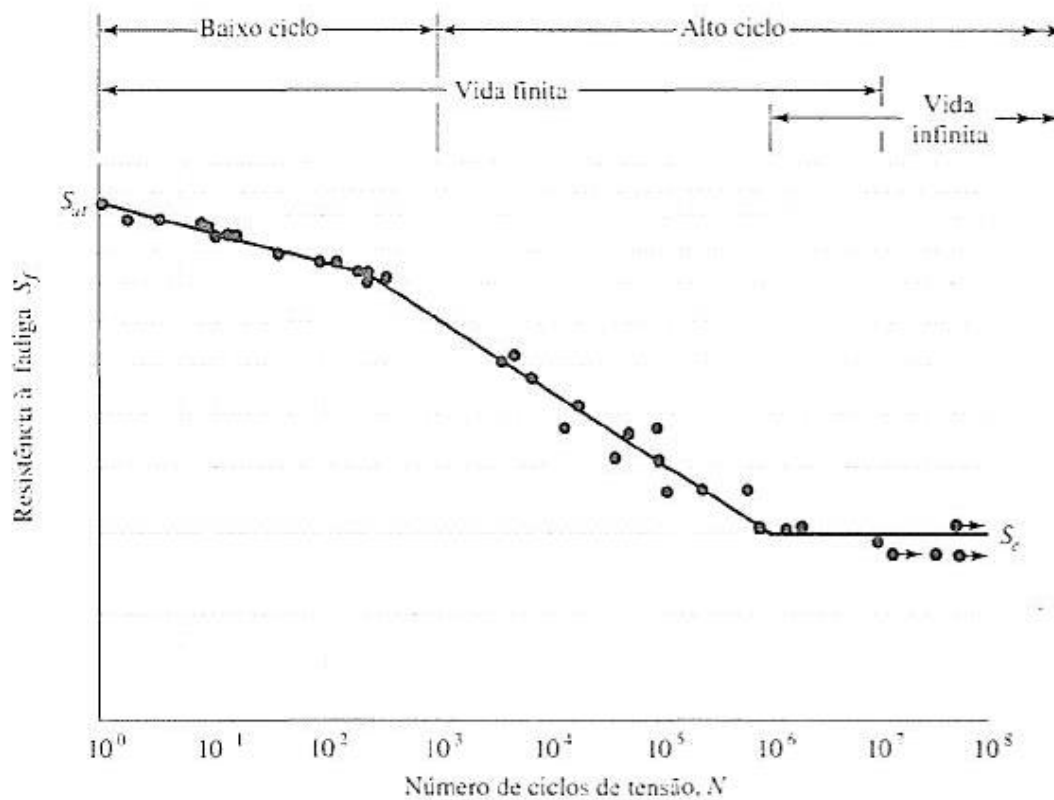


Figura 2.2: Diagrama S-N traçado com base nos resultados de ensaios de fadiga axial completamente reversa. Material: aço UNS G41 300, normalizado (Dados da NACA Tech Nota, 1966).

2.2.1 Método tensão-vida (S-N)

Desde meados de 1800, o método padrão de análise de modelos de fadiga tem sido a abordagem baseada na tensão-vida. Uma das primeiras máquinas usadas foi desenvolvida pelo o engenheiro August Wöhler, que serviu para testar corpos de prova em balanço sobre flexão rotativa. Hoje em dia, o dispositivo mais utilizado no levantamento de curvas de fadiga é a máquina de viga rotativa de alta velocidade de R.R. Moore. Nas máquinas de ensaio modernas o controle de carga e a facilidade de instrumentação permitem a realização de investigações mais abrangentes e complexas, além de permitir a obtenção de resultados mais confiáveis.

O procedimento base de previsão de vida em fadiga pelo o método S-N consiste em submeter corpos de prova padronizados a forças repetidas ou de magnitude variáveis especificadas, enquanto os

ciclos ou reversões de tensão são contados até a destruição. É, portanto uma relação empírica entre a tensão aplicada no ponto crítico do corpo de prova padronizado e o tempo de vida, em ciclos de carregamento, para rompê-lo (SHIGLEY, 2011).

Desta maneira, o método S-N (*S – stress* e *N – number of cycles*) é amplamente utilizado para se determinar a resistência à fadiga de materiais e para prever iniciação de trincas de fadiga em alto ciclo, sob tensões que são macroscopicamente elásticas.

Para se construir uma curva S-N, também denominada na literatura técnica por curva de Wöhler, é necessário a realização de inúmeros ensaios com os corpos de prova submetidos à determinadas amplitudes de tensão alternada (S_a), constante durante todo o teste, até que a falha ocorra após um determinado número de ciclos (N). De forma geral, as curvas S-N são obtidas quando a tensão média é zero, ou seja, o carregamento é feito em casos de tensões flutuantes completamente revertidas com $|\sigma_{max}| = |\sigma_{min}|$ e razão de carregamento $R = -1$.

Esse diagrama de tensão-vida pode ser traçado em papel semi-log ou em papel log-log. No caso de metais ferrosos e suas ligas, o gráfico torna-se horizontal depois que o material tiver sido tensionado por certo número de ciclos.

A Figura (2.3) abaixo exhibe o comportamento de curvas S-N esquemáticas e comparativas de um aço baixo carbono e de uma liga de alumínio, sobre ciclo de carregamento de tensão completamente revertida.

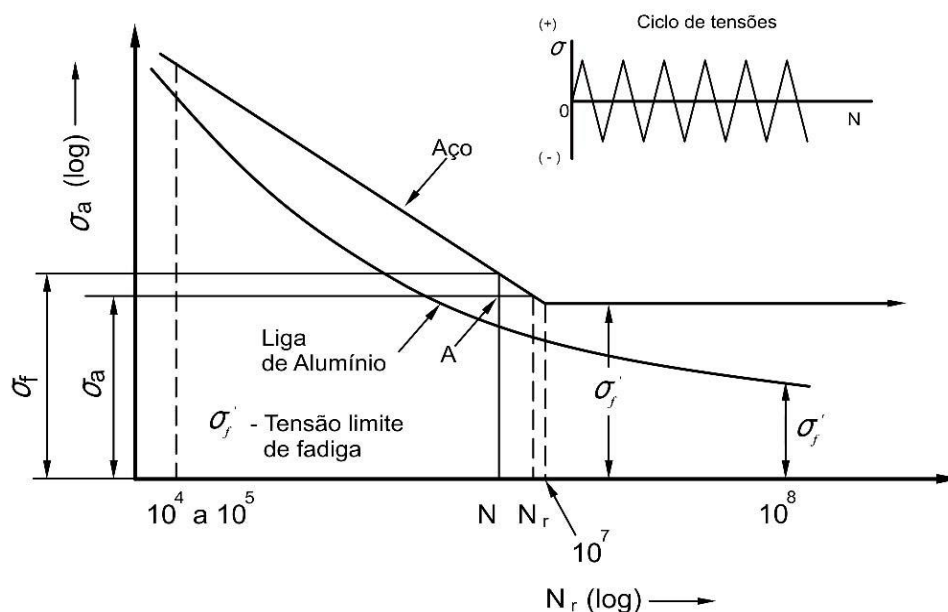


Figura 2.3: Curva S-N para um aço baixo carbono e uma liga de alumínio (BRANCO et al, 1986).

Com base nas curvas exibidas na Fig. (2.3), é visível a diferença do comportamento entre os dois materiais. Como mencionado anteriormente, os materiais ferrosos tendem a estabelecer um patamar

onde a vida em fadiga cresce indefinidamente a um dado valor de tensão aplicada. Este patamar pode ser definido pelo o par de valores da abcissa e ordenada (N_e, σ_f') , onde o limite de resistência à fadiga do material (σ_f') representa o nível de tensão associado a uma vida em fadiga infinita (N_e) .

Dessa forma, o limite de resistência à fadiga representa o maior valor da amplitude de tensão alternada que não causará falha no material mesmo que seja infinito o número de ciclos (BANNANTINE et al, 1990). Já para o caso do alumínio e outras ligas não ferrosas esse fato não ocorre, devido ao fato de não apresentarem um limite de resistência à fadiga bem definido. Nos materiais que não possuem o limite de fadiga definido, como o alumínio, pode-se definir uma tensão limite de fadiga para 10^8 ciclos (BRANCO et al, 1986).

A relação matemática que tipicamente descreve a relação tensão-vida dentro do intervalo de fadiga de alto ciclo ($10^3 < N < N_e$) tem a forma da equação abaixo:

$$S_f = A \times N^B \quad (2.6)$$

Onde S_f representa o nível de tensão atuante e A e B sendo coeficientes da curva. Por meio de operações logarítmicas, chega-se:

$$\log S_f = \log A + B \times \log N \quad (2.7)$$

Aplicando a fórmula acima aos limites de validade da equação ($10^3 < N < N_e$), pode-se determinar as constantes da Eq. (2.7).

$$\log(S_{10^3}) = \log A + 3B \quad (2.9)$$

$$\log(S_e) = \log A + B \times \log(N_e) \quad (2.10)$$

Onde S_e representa o limite de resistência à fadiga, assim como σ_f' . Manipulando as Eqs. (2.9) e (2.10) acima, tem-se:

$$B = \frac{\log\left(\frac{S_e}{S_{10^3}}\right)}{\log\left(\frac{N_e}{10^3}\right)} \quad (2.11)$$

$$A = 10^{(\log S_e - B \log N_e)} \quad (2.12)$$

Outra metodologia para se representar o comportamento da resistência à fadiga consiste no uso da equação de Basquín (Basquín, 1910). Esta relação é expressa matematicamente por:

$$\sigma_a = \sigma_f' \times (2N_f)^b \quad (2.13)$$

Nesta expressão, N_f é o número de ciclos até a falha por fadiga do material em um dado nível de amplitude de tensão σ_a e b é o expoente de resistência à fadiga ou expoente de Basquín (obtido partir de ensaios uniaxiais em corpos de provas não entalhados).

É possível acoplar à relação S-N a equação de Basquin exibida acima. Dessa forma tem-se uma nova fórmula para as constantes A e B :

$$B = \frac{\log\left(\frac{S_e}{\sigma_f'}\right)}{\log(2 \cdot N_e)} \quad (2.14)$$

$$A = \sigma_f' \times 2^B \quad (2.15)$$

Outra forma de se obter uma curva S-N pode ser por meio de dados experimentais de um ensaio de fadiga uniaxial, onde a curva S-N em escala log-linear pode ser representada por:

$$\sigma_a = k \times (N_f)^m \quad (2.16)$$

Os parâmetros k e m referem-se as constantes do material e são obtidos após o levantamento da curva experimental.

A curva S-N geralmente é traçada a partir dos resultados de ensaios realizados em corpos de prova em ambiente de laboratório, logo não representam fielmente a realidade em campo. Tem-se ainda que na determinação da curva de fadiga, é fundamental um número de corpos de prova elevado, devido as variações micro estruturais do material, variações de superfícies e condições de testes de fadiga. Como o tempo e o custo são fatores decisivos no desenvolvimento de um projeto, limitando-se a quantidade de corpos de prova, são necessários estudos probabilísticos para garantir estatisticamente as informações de uma curva de fadiga com um número menor de amostras (BRUNAIR; RAMEY; DUNCAN, 1988).

- **Efeito da tensão média**

Na maioria das situações práticas de projeto, as solicitações cíclicas aplicadas sobre os componentes mecânicos apresentam um valor médio não nulo, em torno do qual a carga varia ciclicamente. Em muitas situações tem-se ainda que, mesmo que os carregamentos externos aplicados sobre o componente gere tensões cíclicas com média zero, o estado de tensões nos pontos críticos podem ter sobrepostos níveis de tensão média não nula, pela presença, por exemplo, de tensões residuais. Por esse motivo, torna-se vital o entendimento do efeito da presença de tensões médias sobre a resistência a fadiga de um componente mecânico.

Uma forma muito utilizada para descrever o nível de tensão média consiste em adotar a razão de carregamento R , cujo o valor é quantificado por meio da Eq. (2.4). A relação entre σ_a , σ_m e R é definida pela Eq. (2.17) abaixo.

$$\sigma_a = \frac{1 - R}{1 + R} \times \sigma_m \tag{2.17}$$

Quando uma tensão média, não nula e positiva, é sobreposta a uma componente de tensão alternada, a resistência à fadiga do material é reduzida de forma significativa, conforme apresentado de forma ilustrativa na Fig. (2.4).

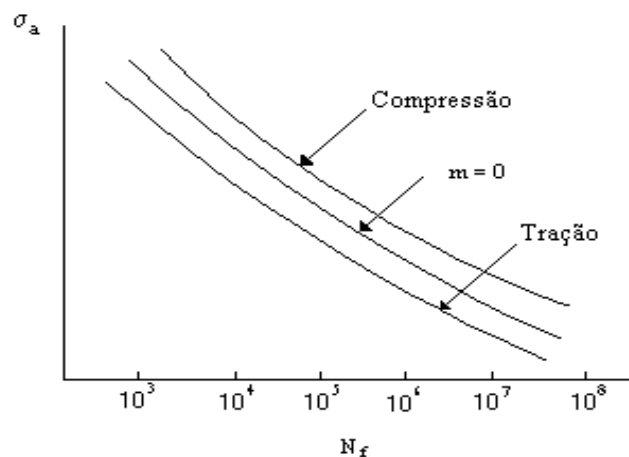


Figura 2.4: Efeito da tensão média na vida à fadiga.

Percebe-se por meio da Fig. (2.4) que tensões médias compressivas podem, em alguns casos, produzir o efeito reverso, isto é, de aumento da resistência à fadiga do material. Outra maneira de ver o comportamento da resistência à fadiga conforme a natureza da tensão média presente é por meio do diagrama de Haig, exposto na Fig. (2.5).

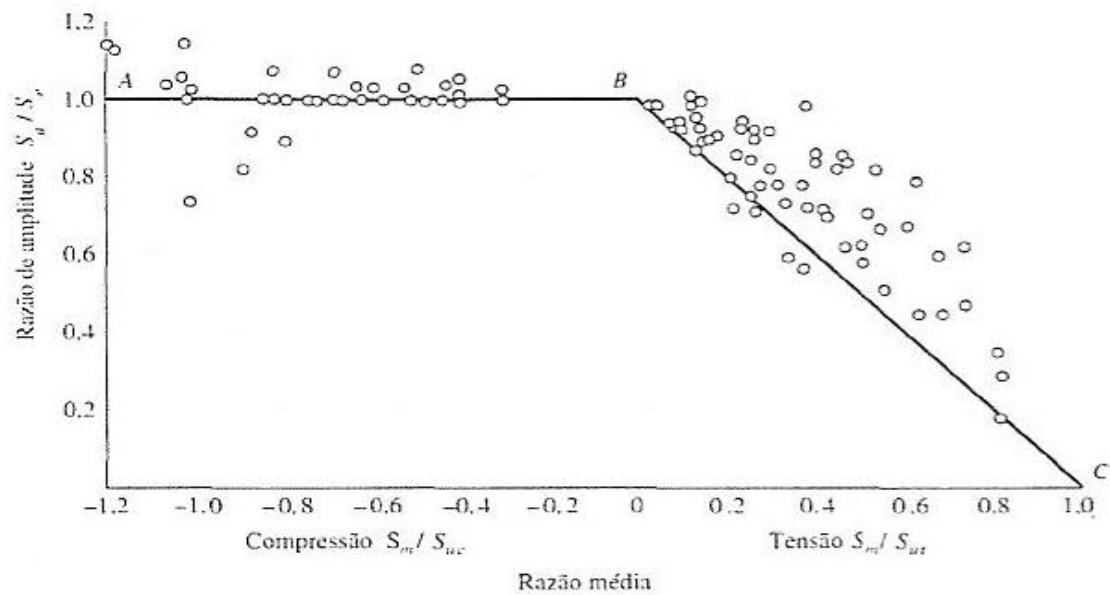


Figura 2.5: Gráfico de falhas por fadiga por tensões médias em ambas as regiões de tensões médias negativas e positivas (HORGER, 1953).

Quando a tensão média é de compressão, a falha ocorre sempre que $\sigma_a = S_e$ ou sempre que $\sigma_m = S_{uc}$.

- **Critérios de falha de vida à fadiga**

Em geral, o efeito da tensão média na previsão de vida à fadiga é quantificado por meio de diagramas em que as componentes de tensão média e alternada e a resistência à fadiga são correlacionados. Vários tipos de diagramas e curvas foram propostos e utilizados, dependendo do sistema de coordenadas utilizado, ou seja, de quais variáveis utilizadas para representar a abscissa e a ordenada do diagrama, dentre as diferentes tensões que definem o ciclo de carregamento, por exemplo: tensão média, tensão alternada, tensão máxima, razão de carregamento, etc.

Um diagrama de fadiga que mostra alguns dos principais critérios de falha está exibido na Fig. (2.6) abaixo. Neste diagrama, para cada critério de falha, pontos na respectiva curva ou “acima” indicam falha conforme o respectivo critério.

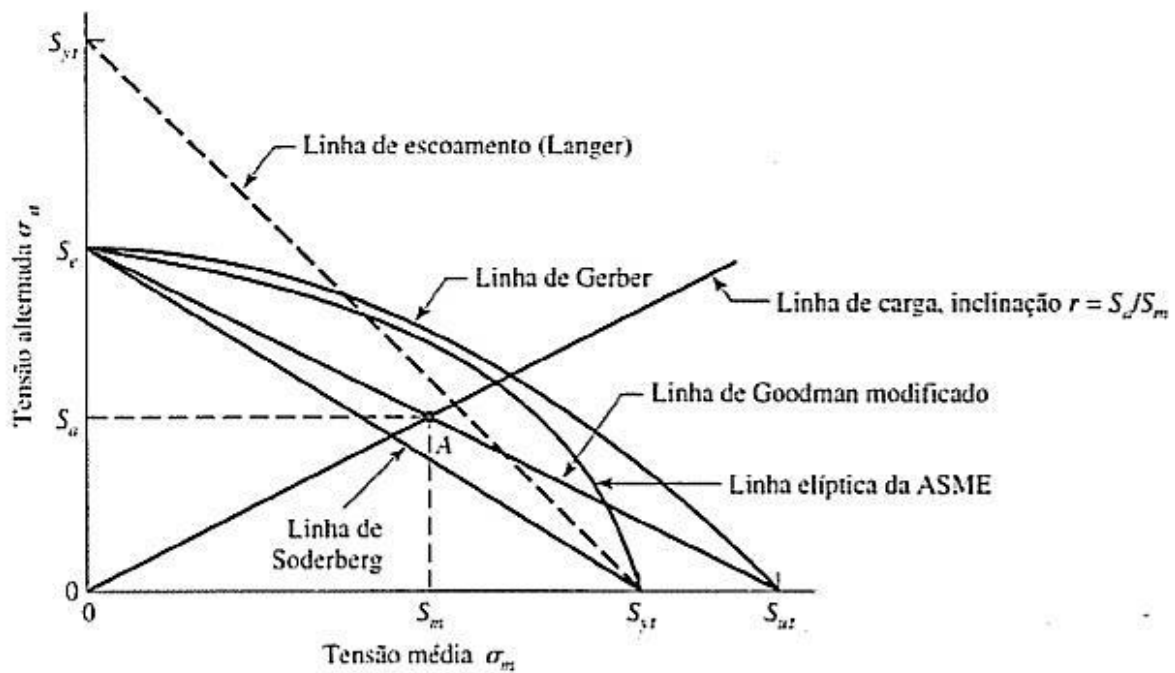


Figura 2.6: Diagrama de critérios de falha à fadiga (SHIGLEY, 2011).

Um dos critérios mais amplamente utilizados em projetos mecânicos é o critério de Goodman, devido a sua simplicidade algébrica. Em 1899, Goodman propôs que a máxima carga de segurança operacional que pode ser aplicada em uma estrutura seria determinada usando a *teoria dinâmica*. Tal teoria supõe que as cargas variantes são equivalentes às aplicadas repentinamente e, conseqüentemente, uma peça de material não irá romper com cargas repetidas, a menos que a tensão dinâmica equivalente não exceda a resistência estática do material. Segundo Goodman, se a teoria dinâmica fosse verdadeira, então a tensão mínima (tomada como sendo a resultante da aplicação da carga *morta*), mais do dobro da gama de tensão (originada devido às cargas *vivas*) deveria ser igual à resistência estática do material, ou seja, deveria respeitar a Eq. (2.18) abaixo, também denominada por fórmula de Weyrauch-Launhardt (FERREIRA, 2009).

$$\sigma_{min} + 2\Delta\sigma = S_{ut} \tag{2.18}$$

Goodman justifica a utilização da teoria dinâmica por achar que a mesma era fácil de lembrar e simples de usar, e dava resultados tão bons ou melhores do que as outras fórmulas de projeto disponíveis na época. Em 1917, Haigh (Haigh B.P., 1917) mostrou que, considerando níveis de vida constante, a relação entre os parâmetros que descrevem a história de carregamento e o comportamento de fadiga do material poderiam ser expressos pela relação apresentada na Eq. (2.19).

$$\sigma_a = S_{ar} \left(1 - \frac{\sigma_m}{S_{ut}} \right) \quad (2.19)$$

Onde S_{ar} é o limite de resistência à fadiga em condição de carregamento reverso ($R=-1$). Esta equação é erroneamente conhecida como a *equação Goodman* e o diagrama que correlaciona os parâmetros de carregamento e de material segundo essa relação como o *diagrama de Goodman*.

Outro critério de falha à fadiga que considera o efeito da tensão média com considerável eficácia é o critério de Gerber. Com base em uma linha de raciocínio diferente, Gerber usou os resultados experimentais de Wöhler na elaboração das especificações sobre as tensões admissíveis que poderiam ser aplicadas nos projetos de ponte ferroviária. Tais especificações foram aprovadas pelo Governo da Baviera em 1872 e publicado em 1874 (Gerber, 1874). Nesse trabalho, Gerber assume que os resultados experimentais de Wöhler podem ser representados pela parábola descrita pela Eq. (2.20).

$$\left(\frac{\sigma_{min}}{S_{ut}} \right)^2 + \frac{1}{4} \left(\frac{\Delta\sigma}{S_{ut}} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{min} \cdot \Delta\sigma}{S_{ut}^2} \right) + \left(\frac{\Delta\sigma}{S_{ut}} \right) \times k = S_{ar} \times k \quad (2.20)$$

O parâmetro k é uma constante de ajuste e S_{ar} é o limite de resistência à fadiga para a condição de carregamento reverso, tal que a relação entre S_{ar} e a vida N_f pode ser descrita pela equação de Basquin, representada matematicamente pela Eq. (2.13).

Ressalta-se aqui que σ_{min} e $\Delta\sigma$ foram as variáveis inicialmente utilizadas por Gerber, pois as mesmas correspondiam às cargas *vivas* (cargas dinâmicas devido ao vento e a passagem de veículos) e *mortas* (peso próprio) aplicadas em pontes. A mesma descrição da fenomenologia descrita pela Eq. (2.20), após algumas simplificações, pode ser representada em termos das tensões média e alternada, por meio da Eq. (2.21).

$$\sigma_a = S_{ar} \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{S_{ut}} \right)^2 \right] \quad (2.21)$$

Na Figura (2.7) é ilustrada a forma geral das relações de Goodman e de Gerber quando as mesmas são visualizadas utilizando-se o diagrama de Haig.

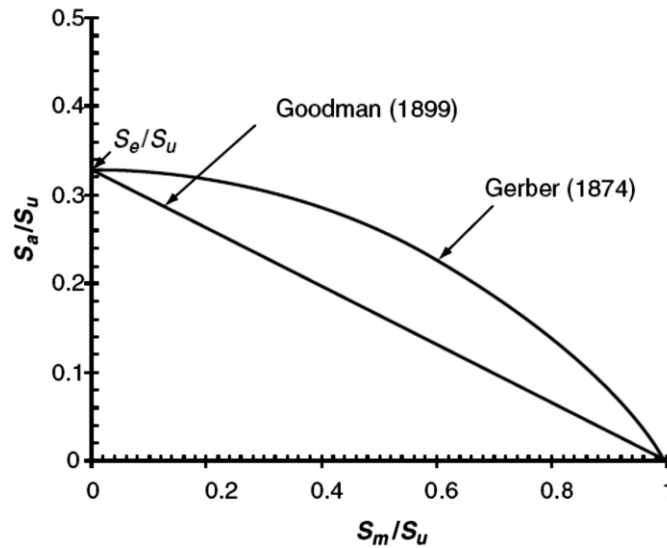


Figura 2.7: Representação esquemática das relações de Goodman e Gerber quando as mesmas são plotadas no diagrama de Haig (FERREIRA, 2009).

Em 1923, Wilson e Haig propuseram a modificação do diagrama σ_a versus σ_m , incluindo a linha que define a condição de escoamento do material, ou seja, incluindo a linha descrita pela Eq. (2.22).

$$\sigma_a + \sigma_m = S_y \tag{2.22}$$

O diagrama assim construído ficou conhecido como *diagrama de Goodman modificado*. De modo a simplificar a estrutura do *diagrama de Goodman modificado*, Soderberg (Soderberg, 1930) sugeriu a alteração da equação de Goodman, substituindo o termo associado ao limite de resistência à tração do material, S_{ut} , pelo limite de escoamento do material, S_y . Como consequência, a Eq. (2.22) assumirá a seguinte forma:

$$\sigma_a = S_{ar} \left(1 - \frac{\sigma_m}{S_y} \right) \tag{2.23}$$

Na Figura (2.8) é apresentada de forma esquemática a relação de Goodman modificada, quando a mesma é plotada no diagrama de Haig.

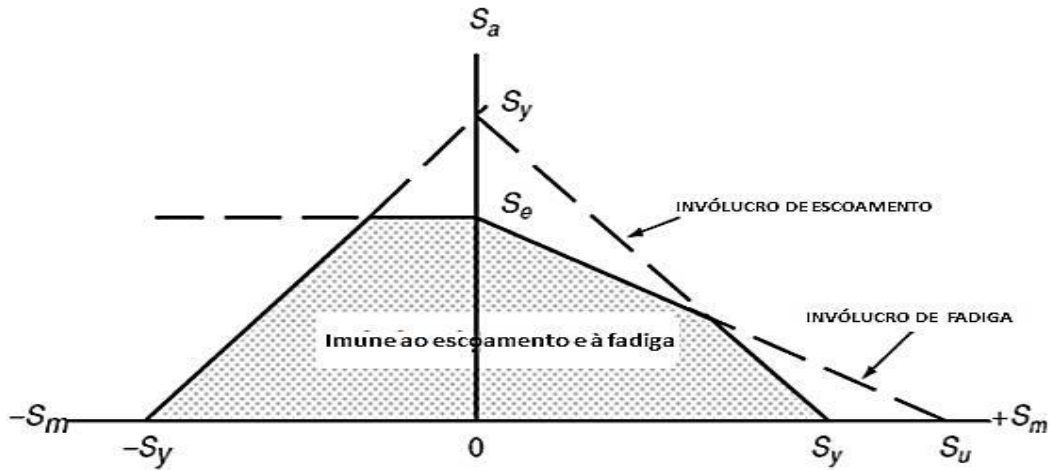


Figura 2.8: Representação esquemática das relações de Goodman modificada quando plotadas num diagrama de Haig.

Passaram-se aproximadamente 30 anos sem nada de novo em relação a modelagem de efeito da tensão média até que na década de 60 são propostos alguns modelos que apresentam melhorias em relação a modelos anteriores. Com um melhor controle dos ensaios de fadiga, pode-se verificar que as propriedades de fadiga monotônica não são apropriadas para descrever a fadiga sob algumas condições específicas de carregamento. Em 1968 Morrow sugeriu que σ_{max} não poderia exceder o coeficiente de resistência à fadiga do material, S'_f , em uma reversão. Representado em um diagrama de vida constante, o modelo proposto por Morrow assume a forma da Eq. (2.24).

$$\sigma_a = S_{ar} \left(1 - \frac{\sigma_m}{S'_f} \right) \quad (2.24)$$

A equação que correlaciona o par (σ_a, σ_m) à vida será expressa pela Eq. (2.25).

$$\sigma_a = (S'_f - \sigma_m) \times (2N)^b \quad (2.25)$$

A diferença entre as relações de Goodman e de Morrow pode ser observada a partir do diagrama apresentado na Fig. (2.9). Nesse diagrama, o valor negativo do declive da linha é denominado como o fator sensibilidade a tensão média, M . Se o fator M for conhecido, a equação para a correção da tensão média será expressa pela Eq. (2.26).

$$S_{ar} = \sigma_a + M \times \sigma_m \quad (2.26)$$

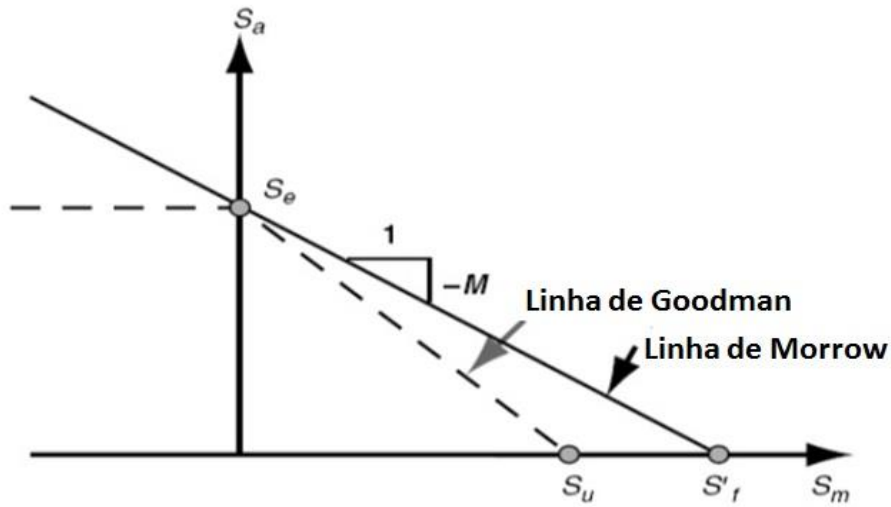


Figura 2.9: Representação esquemática das relações de Goodman e Morrow (FERREIRA, 2009).

Para níveis de tensão média relativamente elevada, foi introduzido um modelo empírico baseado no conceito do fator de sensibilidade da tensão média. Sonsino e Radaj (Radaj e Sonsino, 1998) verificaram que o fator M pode variar em função dos níveis de tensão média. Por exemplo, para razões de carregamento variando entre -1 e 0, M pode ser estimada por meio da Eq. (2.27).

$$M = \frac{S'_f|_{R=-1} - S'_f|_{R=0}}{S'_f|_{R=0}} \quad (2.27)$$

Para níveis de tensão média baixas e compressivas ($-\infty < R < -1$), o fator de sensibilidade, denotado por M_2 , poderá variar entre 0 a M . Já para níveis de tensão média elevados ($0 \leq R \leq 1$ ou $\sigma_m > \sigma_a$), o fator de sensibilidade, denotado por M_3 , será da ordem de 1/3 de M . Tal comportamento é ilustrado na Fig. (2.10).

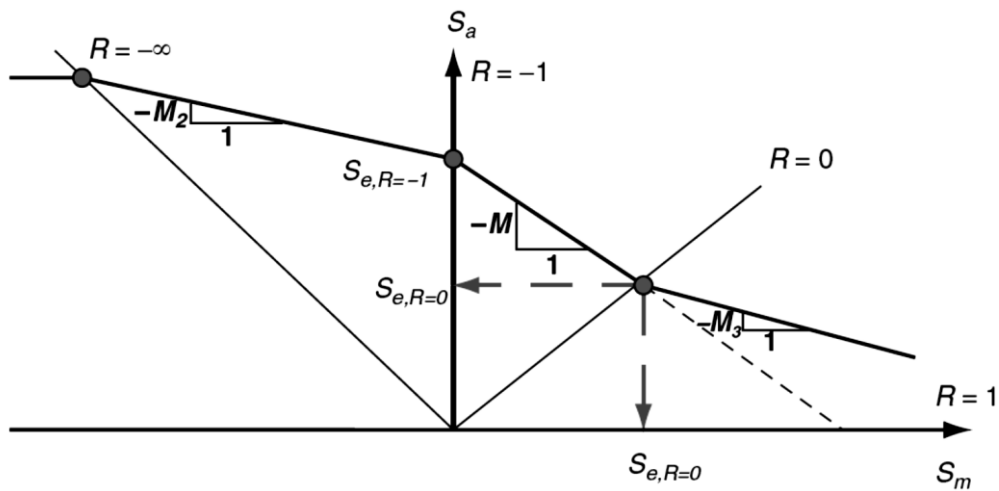


Figura 2.10: Comportamento da curva de falha em função do fator de sensibilidade a tensão média (FERREIRA, 2009).

Baseando-se ainda em observações empíricas verifica-se que carregamentos com amplitudes de tensão relativamente baixas e tensões médias relativamente elevadas induzem o aparecimento da falha antes do previsto pelo uso do fator de sensibilidade a tensão média. Tal comportamento está descrito em Schutz (1968), que pode verificar com base em resultados experimentais que o fator M aumenta com o aumento da tensão de resistência do material, conforme ilustrado na Fig. (2.11).

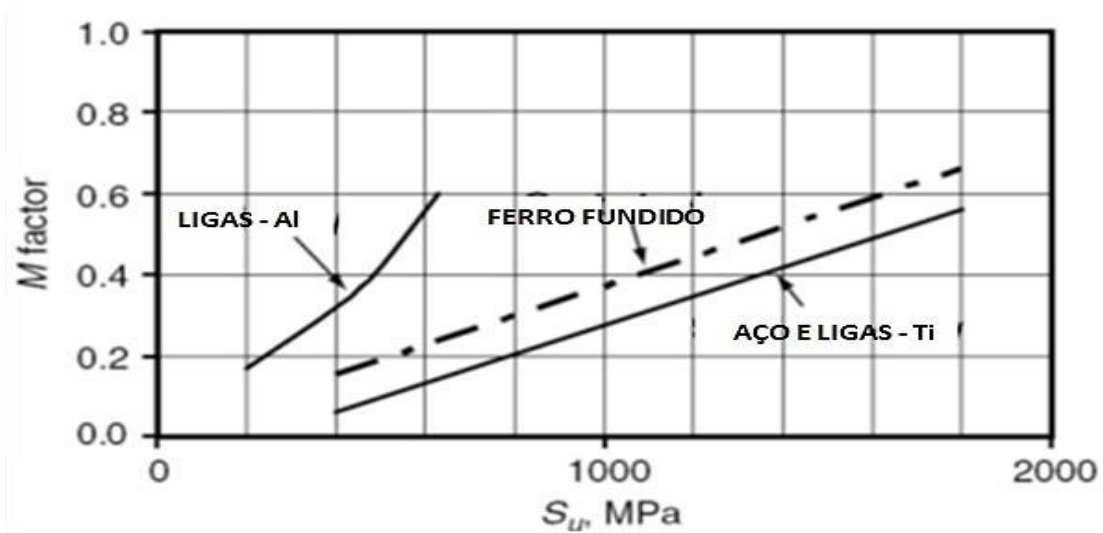


Figura 2.11: Efeito da resistência à tração, S_{ut} , sobre o fator de sensibilidade à tensão média, M (FERREIRA, 2009).

A fim de contornar o problema da previsão de falha sob condições de carregamentos com amplitudes de tensão relativamente baixas e tensões médias relativamente elevadas, é indicado o uso da relação proposta por Smith, Watson, e Topper (SWT) (Smith et al., 1970). Nessa relação, a tensão

equivalente ao limite de resistência à fadiga para a condição $R = -1$, S_{ar} , podem ser expressas das seguintes formas:

$$S_{ar} = \sqrt{\sigma_{max} \cdot \sigma_a} \quad (2.28)$$

$$S_{ar} = \sigma_{max} \sqrt{\frac{1-R}{2}} \quad (2.29)$$

$$S_{ar} = \sigma_a \sqrt{\frac{2}{1-R}} \quad (2.30)$$

Ainda em 1970, Walker (1970) apresentou um critério muito parecido com de SWT, mas utilizando um fator γ que possibilita um ajuste da curva em relação aos dados experimentais. Note-se que quando $\gamma = 1/2$, o resultado é exatamente igual ao modelo proposto por Smith-Watson-Topper.

$$S_{ar} = \sigma_{max}^{1-\gamma} \cdot \sigma_a^\gamma \quad (2.31)$$

$$S_{ar} = \sigma_{max} \left(\frac{1-R}{2} \right)^\gamma \quad (2.32)$$

$$S_{ar} = \sigma_a \left(\frac{2}{1-R} \right)^{1-\gamma} \quad (2.33)$$

Para tensões médias relativamente pequenas, as abordagens propostas por Smith, Watson e Topper (SWT) e de Morrow podem ser consideradas melhores do que a relação de Goodman. Em geral, o modelo SWT adere de forma muito satisfatória a dados experimentais de fadiga para a maioria dos metais estruturais e parece funcionar muito bem para ligas de alumínio. Na Figura (2.12) é apresentado o comportamento da equação de Walker para diversos valores de γ .

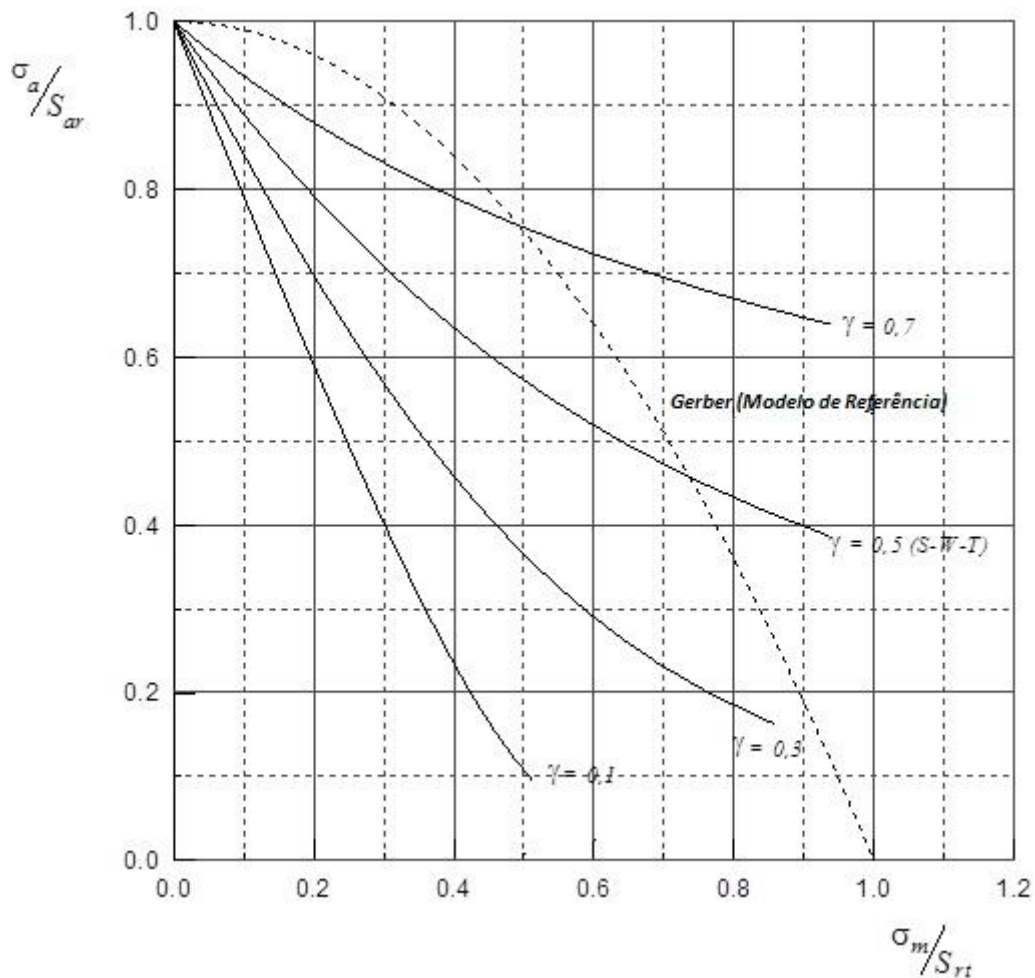


Figura 2.12: Comportamento típico da equação de Walker para diferentes valores de γ .

Também com base em considerações empíricas, Berkovits e Fang (Berkovits et al, 1993) e mais recentemente Kwofie (Kwofie, 2001) propuseram relações matemáticas generalizadas para descrever o efeito da tensão média sobre a resistência à fadiga. Tal modelo consiste na substituição da constante da equação de Basquin por uma função que dependerá da tensão média, σ_m , do limite de resistência à fadiga para a condição de carregamento reverso, S_{ar} , e de uma propriedade de resistência obtida por meio de um ensaio de tração, S_{ut} ou S_y . Assim, segundo esse modelo, a relação tensão vida será representada pela Eq. (2.34).

$$S_a = S'_{f_{R=-1}} \cdot e^{(-\alpha \frac{\sigma_m}{\sigma_a})} \cdot (N)^{b_{R=-1}} \tag{2.34}$$

Onde $S'_{f_{R=-1}}$ é o coeficiente de resistência à fadiga, α é um parâmetro que representa a sensibilidade do material a presença da tensão média. Segundo Kwofie, o valor desse parâmetro é da ordem de 1. Se ele tender para zero, o material tende a apresentar insensibilidade à presença da tensão

média, enquanto que se ele tender a ser maior do que um, o material apresenta uma forte sensibilidade à presença da tensão média.

Escrevendo as equações de Basquin (Eq. (2.13)) e a Eq. (2.34) para uma determinada vida N e resolvendo o sistema resultante, é possível mostrar sem muita dificuldade que a relação entre os parâmetros que controlam o efeito da tensão média serão relacionados pela Eq. (2.35).

$$\sigma_a = S_{ar} \cdot e^{\left(-\alpha \frac{\sigma_m}{\sigma_a}\right)} \quad (2.35)$$

Na Figura (2.13) é apresentado o comportamento da equação de Kwofie para diversos valores de α .

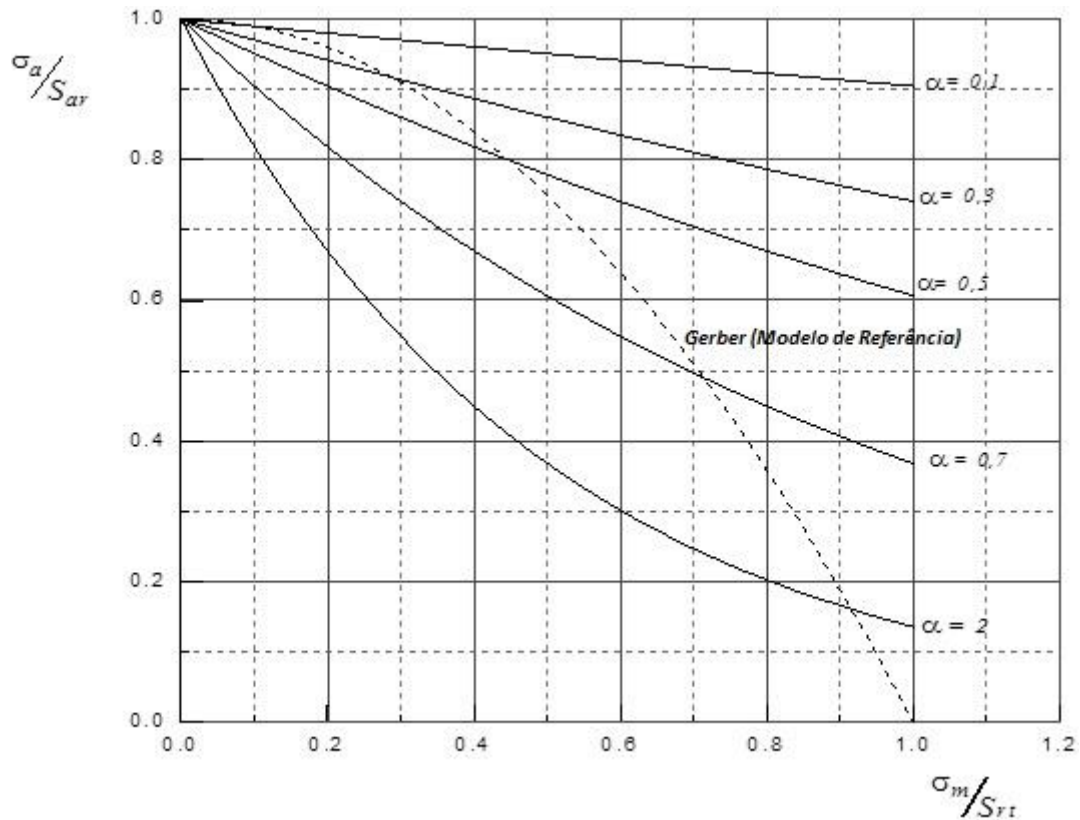


Figura 2.13: Comportamento típico da equação de Kwofie para diversos valores de α .

Expressa em termos de série de potências, a Eq. (2.35) poderá ser representada pela Eq. (2.36).

$$\sigma_a = S_{ar} \cdot e^{\left(-\alpha \frac{\sigma_m}{\sigma_a}\right)} \cong \sum_{i=0}^N \frac{1}{i!} \cdot \left(-\alpha \frac{\sigma_m}{S_{ut}}\right)^i \quad (2.36)$$

Admitindo que o argumento da função exponencial tenda para zero, $\alpha \frac{\sigma_m}{S_{ut}} \rightarrow 0$, tem-se como consequência que os termos de ordem superior da Equação (2.36) convergirão rapidamente para zero. Assim, nessa condição específica, a Equação (2.35) assumirá a seguinte forma:

$$\sigma_a \cong S_{ar} \cdot \left(1 - \alpha \frac{\sigma_m}{S_{ut}}\right) \quad (2.37)$$

Dessa última expressão, pode-se verificar com facilidade que dependendo do valor de α , o modelo generalizado descreverá alguns modelos clássicos apresentados na Tab. (2.1).

Tabela 2.1: Soluções particulares do modelo generalizado de Kwofie.

<i>Hipóteses</i>	<i>Equação Resultante</i>	<i>Modelo</i>
$\alpha = 1$	$\frac{\sigma_a}{S_{ar}} + \frac{\sigma_m}{S_{rt}} = 1$	Goodman, Eq. (2.4)
$\alpha = 1$ S_y controla o efeito da tensão média	$\frac{\sigma_a}{S_{ar}} + \frac{\sigma_m}{S_y} = 1$	Soderberg, Eq. (2.6)
$\alpha = f\left(\frac{\sigma_m}{S_{rt}}\right) = \frac{\sigma_m}{S_{rt}}$	$\frac{\sigma_a}{S_{ar}} + \left(\frac{\sigma_m}{S_{rt}}\right)^2 = 1$	Gerber, Eq. (2.3)
$\alpha = f\left(\frac{\sigma_m}{S'_f}\right) = \frac{\sigma_m}{S'_f}$	$\frac{\sigma_a}{S_{ar}} + \left(\frac{\sigma_m}{S'_f}\right)^2 = 1$	Morrow, Eq. (2.7)
$\alpha = f(R, S_{rt}, \sigma_m) = -\frac{S_{rt}}{2 \cdot \sigma_m} \cdot \text{Ln}\left(\frac{1-R}{2}\right)$	$\sigma_a = S_{ar} \cdot \left(\frac{1-R}{2}\right)^{\frac{1}{2}}$	Smith-Watson-Topper, Eq. (2.8)
$\alpha = f(R, S_{rt}, \sigma_m) = -\frac{S_{rt}}{\gamma \cdot \sigma_m} \cdot \text{Ln}\left(\frac{1-R}{2}\right)$	$\sigma_a = S_{ar} \cdot \left(\frac{1-R}{2}\right)^\gamma$	Walker, Eq. (2.9)

2.2.2 Método deformação-vida ($\epsilon - N$)

O grau no qual uma estrutura se alonga ou se deforma depende da magnitude da tensão que lhe é imposta. Para a maioria dos metais que são submetidos a uma tensão de tração em níveis relativamente baixos, a tensão a deformação são proporcionais entre si, de acordo com a relação linear exibida na Eq. (2.38).

$$\sigma = E \varepsilon_e \quad (2.38)$$

Essa relação é conhecida como a lei de Hooke, e a constante de proporcionalidade E (GPa ou Psi) é o módulo de elasticidade do material, ou módulo de Young. O termo ε_e representa a deformação elástica do corpo de prova.

O regime elástico pode ser visualizado por meio de curvas de tensão-deformação obtidas por ensaios mecânicos de tração monotônicos, onde a amostra é deformada, geralmente até a fratura, por uma carga de tração que é aumentada gradativamente. A Figura (2.14) mostra uma curva de tensão-deformação típica, levantada por ensaios dessa natureza.

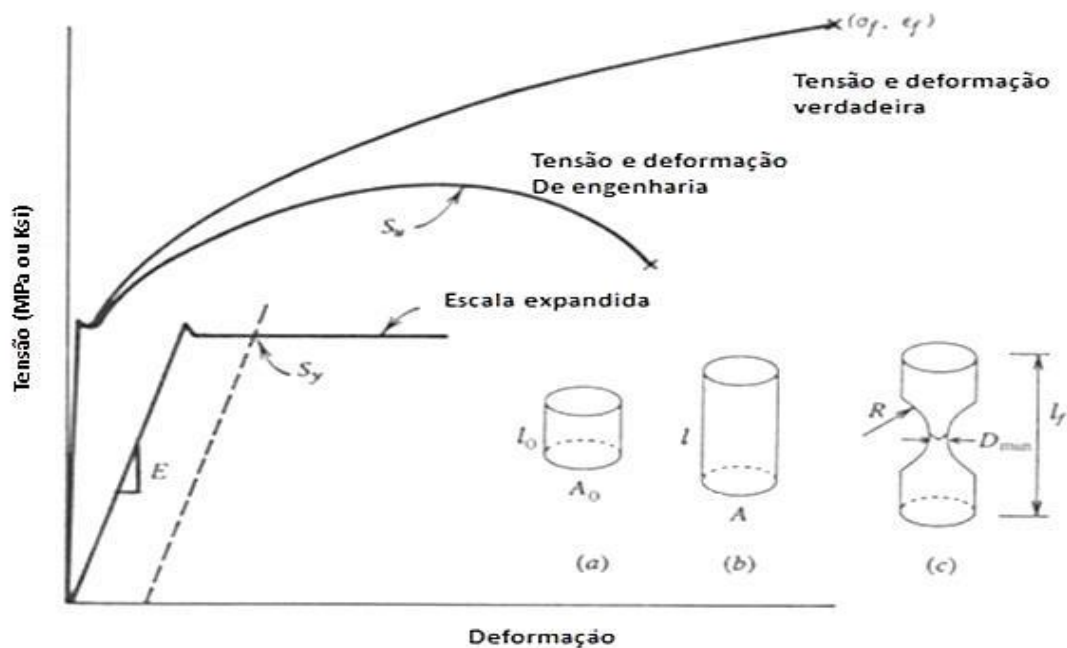


Figura 2.14: Curva Tensão-Deformação para tensão de engenharia e tensão verdadeira (FATEMI, 2006).

Por meio das curvas da Fig. (2.14), há uma distinção significativa, na região de grandes deformações, entre a curva de tensão de engenharia e a curva de tensão verdadeira. Essa diferença se dá uma vez que a tensão de engenharia é obtida com base na área da seção transversal inicial A_0 , e a tensão verdadeira com a área instantânea A_i . As Eqs. (2.39) e (2.40) representam a tensão e a deformação de engenharia, enquanto que as Eqs. (2.41) e (2.42) a tensão e deformação verdadeiras.

$$\sigma = \frac{F}{A_0} \quad (2.39)$$

$$e = \frac{l - l_0}{l_0} = \frac{\Delta l}{l_0} \quad (2.40)$$

$$\sigma = \frac{F}{A_i} \quad (2.41)$$

$$de = \frac{dl}{l} \rightarrow e = \int \frac{dl}{l} = \ln\left(\frac{l}{l_0}\right) \quad (2.42)$$

Quando um material é deformado, é possível identificar dois regimes de deformação, o regime elástico, caracterizado pela a Eq. (2.38) correspondendo a deformações, em geral, inferiores a 2%, e o regime plástico. A deformação de uma peça além do regime elástico terá uma componente plástica, conforme mostra a Fig. (2.15).

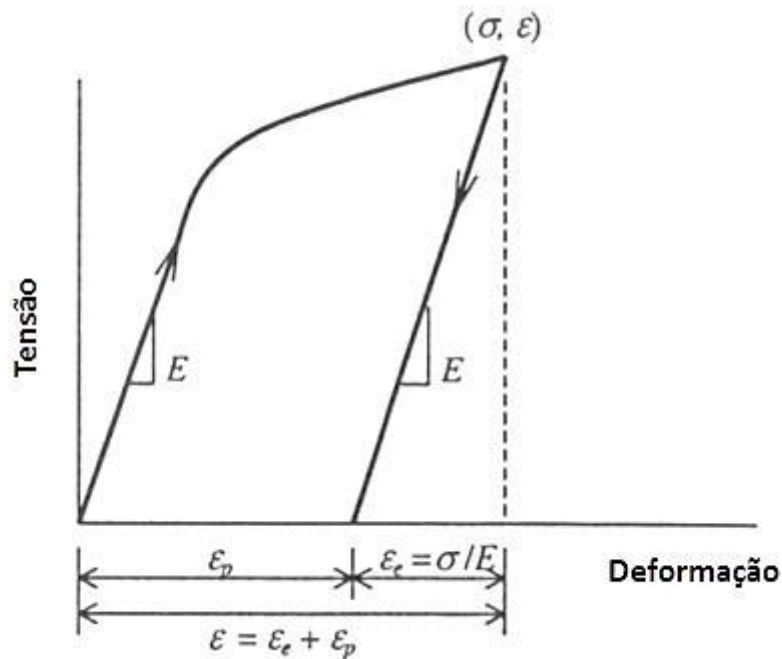


Figura 2.15: Componente elástica e plástica da deformação (FATEMI, 2006).

A curva de descarregamento segue paralelamente a linha reta do regime linear plástico, cuja inclinação é o módulo de elasticidade. A deformação total oriunda do carregamento é simplesmente a soma das parcelas elástica (ϵ_e) e plástica (ϵ_p), conforme mostra a Eq. (2.43).

$$\epsilon = \epsilon_e + \epsilon_p \quad (2.43)$$

A deformação plástica resulta em uma deformação permanente, isto é, ela estará presente mesmo após o descarregamento. Para diversos materiais metálicos, a relação entre a tensão verdadeira e a deformação plástica verdadeira, em um gráfico log-log, resulta numa curva linear, conforme a Fig. (2.16).

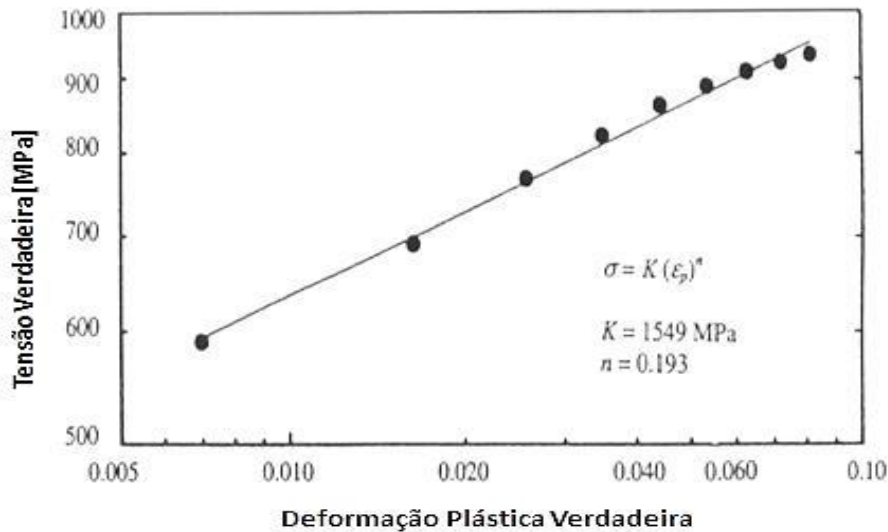


Figura 2.16: Tensão verdadeira x Deformação plástica verdadeira (FATEMI, 2006).

A deformação total de um material sobre tensão pode ser definida por meio da relação Ramberg-Osgood, exibida pela Eq. (2.44).

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K'}\right)^{1/n'} \quad (2.44)$$

Onde K' corresponde ao coeficiente de resistência e n' o expoente de endurecimento por deformação.

O comportamento tensão-deformação obtido através de ensaios monotônicos podem ser bastante diferentes daqueles oriundos de carregamento cíclicos. Essa ressalva foi primeiramente observada por Bauschinger (apud. FERREIRA, 2009). Em seus experimentos, foi indicado que o limite de escoamento em tensão ou compressão do material será reduzido depois de aplicações de carregamentos de sinal oposto.

Um ciclo de carregamento completo em um diagrama tensão-deformação é também denominado de curva de histerese (*Hysteresis Loop*). A Figura (2.17) mostra um ciclo de histerese completo.

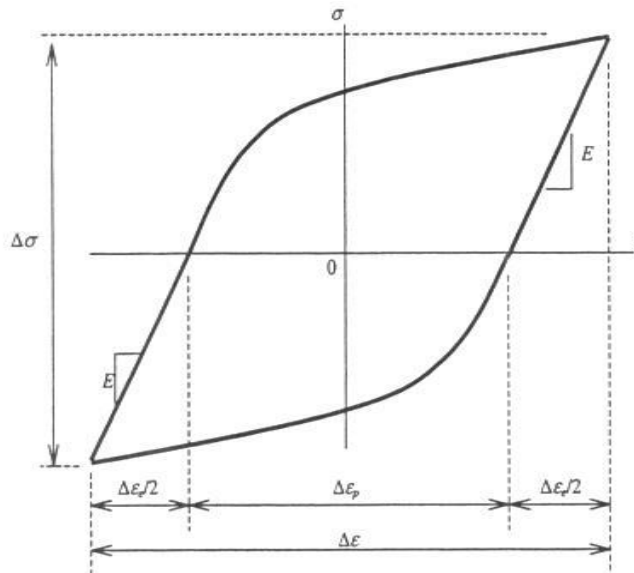


Figura 2.17: Curva de histerese para um ciclo completo de carregamento reverso (FATEMI, 2006).

Por meio da curva de histerese (Fig. 2.17), pode-se chegar a seguinte relação:

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\Delta \varepsilon_e}{2} + \frac{\Delta \varepsilon_p}{2} = \frac{\Delta \sigma}{2E} + \frac{\Delta \varepsilon_p}{2} \quad (2.45)$$

A área interna à curva de histerese corresponde fisicamente a energia dissipada durante o ciclo de carregamento, geralmente em forma de calor. Um material ao se deformar ciclicamente pode sofrer endurecimento cíclico ou amolecimento cíclico, que corresponde respectivamente a um acréscimo e decréscimo de resistência à deformação. A Figura (2.18) a seguir, mostra esses dois casos.

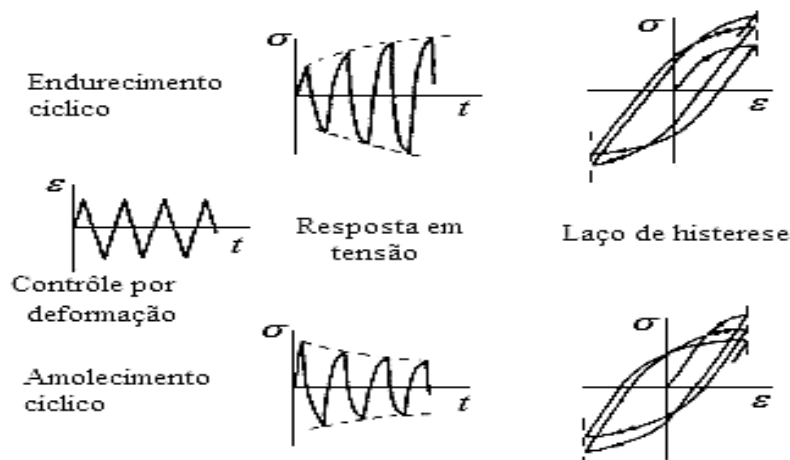


Figura 2.18: Endurecimento e amolecimento cíclico (FERREIRA, 2009).

A relação entre a deformação e a vida em fadiga é associada a fadiga de baixo ciclo, uma vez que a maioria dos dados experimentais coletados para este tipo de análise são em regimes inferiores a 10^5 ciclos. A fadiga nessa faixa de operação é também denominada de fadiga oligocíclica. Os critérios de falha são diversos: Detecção de pequenas trincas, vida até um decréscimo de carregamento de amplitude de 50% (Recomendado pela ASTM Standard E606), vida até a fratura, entre outros (FERREIRA, 2009).

As curvas de deformação-vida em um gráfico log-log são mostradas esquematicamente na Fig. (2.19) a seguir.

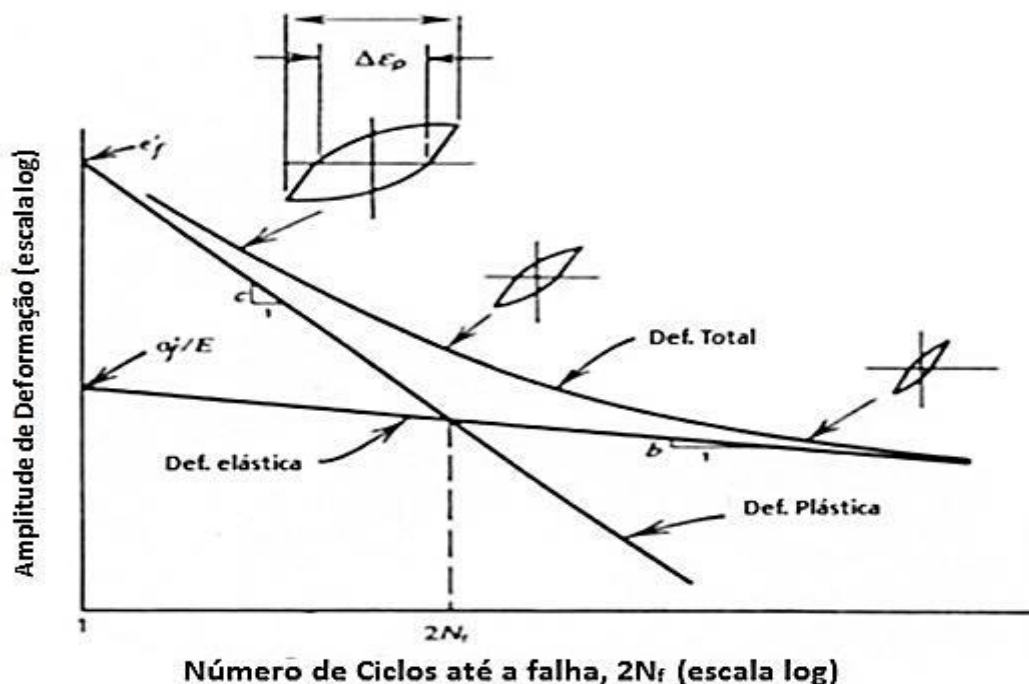


Figura 2.19: Curva de Deformação-Vida em gráfico log-log (FATEMI, 2006).

A curva de deformação total pode ser extraída das componentes elástica e plástica de deformação do ciclo de histerese em regime permanente. Ambas as curvas de deformação plástica e elástica podem ser aproximadas como segmentos de reta. Outra característica que se pode verificar é que para pequenas vidas, ou grandes deformações, a deformação plástica é predominante. Já para o caso oposto, longa vida e pequenas deformações, a deformação elástica se torna mais predominante.

O comportamento da curva de deformação elástica pode ser obtido por meio da equação de Basquin:

$$\frac{\Delta \sigma}{2} = \sigma_a = \sigma'_f (2N_f)^b \quad (2.46)$$

Para a deformação plástica, a relação pode ser obtida pela a relação de Manson-Coffin:

$$\frac{\Delta \varepsilon_p}{2} = \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.47)$$

Assim a deformação total pode ser prevista por meio da relação Basquin-Manson:

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \varepsilon_a = \frac{\Delta \varepsilon_e}{2} + \frac{\Delta \varepsilon_p}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.48)$$

Onde ε_a representa a amplitude de deformação, $\frac{\Delta \varepsilon_e}{2}$ a amplitude de deformação elástica, $\frac{\Delta \varepsilon_p}{2}$ a amplitude de deformação plástica, ε'_f o coeficiente de ductilidade à fadiga, c o expoente de ductilidade à fadiga, σ'_f o coeficiente de resistência à fadiga e b o expoente de resistência à fadiga.

Uma forma algébrica de se obter o coeficiente de resistência cíclica K' e o expoente de endurecimento por deformação cíclica n' está exibida nas Eqs. (2.49) e (2.50) respectivamente.

$$K' = \frac{\sigma'_f}{(\varepsilon'_f)^{b/c}} \quad (2.49)$$

$$n' = \frac{b}{c} \quad (2.50)$$

Uma outra maneira de se estimar a vida em fadiga através da análise de deformação é por meio do método das Inclinações Universais, exposto na Eq. (2.51). Esse método prevê a vida do componente mecânico através de aproximações de propriedades monotônicas do material.

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = 0.623 \left(\frac{S_{rt}}{E} \right)^{0.832} (2N_f)^{-0.09} + 0.0266 (DA)^{0.155} \left(\frac{S_{rt}}{E} \right)^{-0.53} (2N_f)^{-0.56} \quad (2.51)$$

Onde:

$$DA = \ln \left(\frac{100}{100 - RA\%} \right) \quad (2.52)$$

e $RA\%$ representa a redução percentual da área do corpo de prova sob teste de tração.

- **Efeito da tensão média**

Deformações cíclicas com presença de deformação média acarretam em uma componente média de tensão atuante. Esta componente de tensão, na maioria dos casos, provoca um “relaxamento” do material com a aplicação contínua dos ciclos de deformação.

O relaxamento induzido no material é resultado da presença de deformação plástica e, portanto a taxa de relaxamento dependerá da magnitude da amplitude de deformação plástica presente (FATEMI, 2006). A Figura (2.20) ilustra este fenômeno de relaxamento devido a presença de deformações médias.

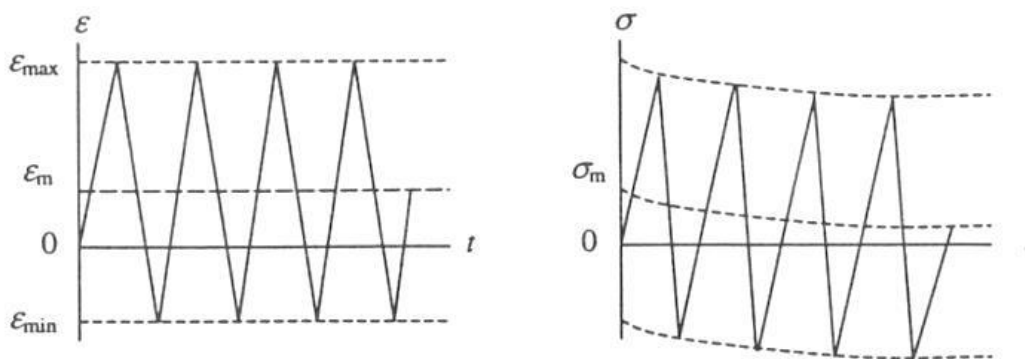


Figura 2.20: Relaxamento do material ao longo da aplicação cíclica de deformação com presença de deformação média (FATEMI, 2006).

O relaxamento devido a tensão média é diferente do fenômeno de amolecimento cíclico e pode ocorrer em qualquer material. Uma vez que maiores tensões médias de relaxamento ocorrem em amplitudes de deformação maiores, devido as grandes deformações plásticas, o efeito da tensão média na vida em fadiga será menor nas regiões de fadiga de baixo ciclo e maior na de fadiga de alto ciclo (FERREIRA, 2009).

Diferentes tipos de modelos que consideram o efeito da tensão média na previsão de vida em fadiga estão disponíveis na literatura. Porém 3 métodos principais são geralmente utilizados:

- Método de Morrow;
- Método de Morrow Elástico;
- Método SWT - Smith, Watson and Topper.

O método de Morrow possui formulação conforme mostra a Eq. (2.53).

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \varepsilon_a = \frac{\sigma'_f - \sigma_m}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f \left(\frac{\sigma'_f - \sigma_m}{\sigma'_f} \right)^{b/c} (2N_f)^c \quad (2.53)$$

Por este método, ambos os termos elástico e plástico são afetados pela existência da tensão média. O método de Morrow Elástico em contrapartida desconsidera a presença da tensão média na componente plástica da deformação. A Eq. (2.54) exhibe a análise nesse caso.

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \varepsilon_a = \frac{\sigma'_f - \sigma_m}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.54)$$

A tensão média σ_m é a tensão atuante no ponto crítico da peça, geralmente na raiz do entalhe, sendo assim diferente da tensão nominal média.

O método SWT – Smith, Watson and Topper para deformação-vida pode ser visto na Eq. (2.55).

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \varepsilon_a = \frac{(\sigma'_f)^2}{\sigma_{max} E} (2N_f)^{2b} + \frac{\sigma'_f \varepsilon'_f}{\sigma_{max}} (2N_f)^{b+c} \quad (2.55)$$

Essa equação é baseada na hipótese de que para diferentes amplitudes de deformação ε_a e diferentes valores de tensão média σ_m , o produto $\sigma_{max} \varepsilon_a$ continua sendo constante para uma dada vida. Se σ_{max} é zero, a equação acima prediz vida infinita, o que indica que a tensão deve estar presente para provocar fratura por fadiga. O método SWT se tem mostrado mais eficiente na correlação de situações com existência de tensões médias para diferentes tipos de materiais e, portanto esse método vem sendo mais eficaz para casos gerais.

Similarmente ao método tensão-vida (S-N), além da presença de tensão média, outros fatores podem influenciar no comportamento deformação-vida do material, entre eles:

- Concentradores de tensão;
- Tensões residuais;
- Estados de tensão multiaxial;
- Efeitos externos (humidade, corrosão, etc.);
- Acabamento superficial.

2.3 TEORIA DE ACÚMULO DE DANO

A maioria dos elementos mecânicos está submetida a carregamentos complexos e não periódicos. Para se conseguir estimar o dano por fadiga devido a esse carregamento, assim como definir os

parâmetros essenciais para a análise de fadiga tais como tensão alternada, tensão média, amplitude de tensão e período de carregamento, é muitas vezes necessário reduzir o carregamento em blocos ou simplificá-lo de forma a facilitar a análise como um todo.

A teoria para os casos de carregamentos periódicos de caráter senoidal está bem desenvolvida na literatura. Na prática, entretanto, sabe-se que o perfil de carregamento não possui um comportamento tal como sugere a Fig. (2.1), e sim possui amplitudes de tensões variáveis e com períodos não muito bem definidos. Um carregamento complexo qualquer pode ser exibido pela a Fig. (2.21) a seguir.

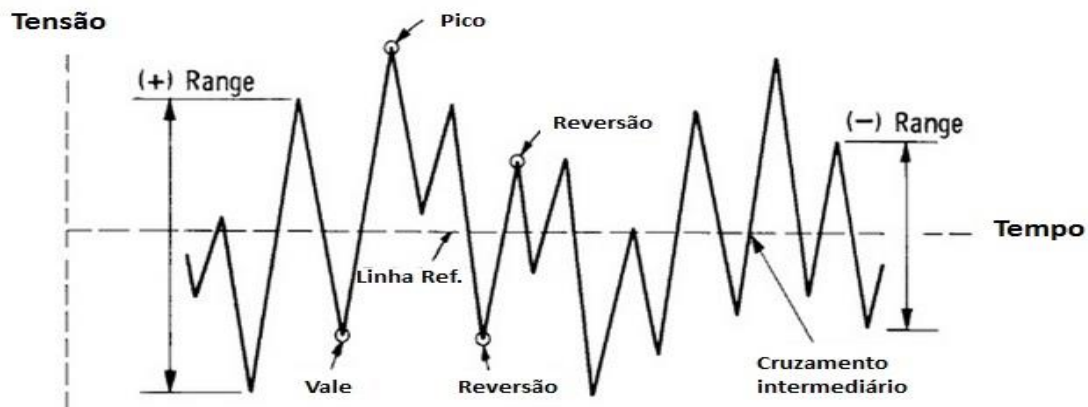


Figura 2.21: Um carregamento complexo genérico de fadiga (NORMA ASTM E1049)

Um processo de dano pode produzir falha no material devido a carregamentos cíclicos gerando fadiga (LENNON & PRENDERGAST, 2004). Desde a década de 40, os trabalhos e teorias propostas estão se somando para um conhecimento melhor do problema. Nesse aspecto, são apresentadas algumas teorias referentes ao acúmulo de dano.

2.3.1 Teoria do acúmulo de dano linear

O modelo de inspeção de dano linear universalmente utilizado foi primeiramente proposto por Palmgren (1924) para a aplicação na indústria de rolamentos de carreiras esféricas. Langer (1937), trabalhando na área de geração de energia elétrica, propôs independentemente uma regra linear semelhante para os componentes dos vasos de pressão e tubulações de aço galvanizado. Miner (1945) elaborou um trabalho, com base nos estudos feitos de Langer, e aplicou a regra de dano linear aos dados de fadiga axial para um material de revestimento aeronáutico. Miner demonstrou concordância entre as previsões de dano linear e seus resultados experimentais. Este sucesso levou à forte associação entre Miner e a regra de dano linear, e por isso, a regra de dano linear é comumente referida como regra de dano linear de Miner, ou hipótese de Palmgren-Miner.

De acordo com Ariduru (2004), a vida de fadiga de um elemento pode ser estimada utilizando a regra de Palmgren-Miner em conjunto com um método de contagem de ciclos. O objetivo é estimar quantos blocos de carregamentos podem ser aplicados antes que ocorra a falha. Esta teoria utiliza as hipóteses obtidas pelo o método S-N para se determinar os danos associados a cada bloco de carregamento. A Figura (2.22) abaixo mostra uma história de carga dividida em blocos de carregamento de amplitude constante. Essa redução do carregamento em blocos é tomada para simplificar e possibilitar a análise de dano acumulado na peça.

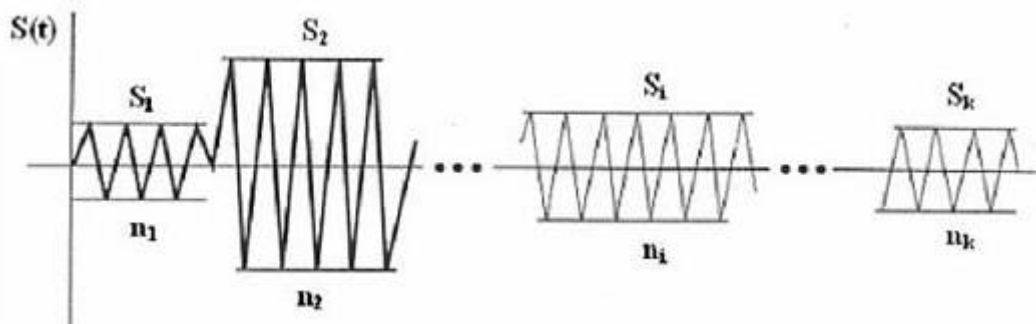


Figura 2.22: Blocos de carregamento com amplitudes de tensão constante (ARIDURU, 2004).

O espectro de amplitudes de ciclos de tensões é descrito como uma sequência de blocos de carga, sendo que cada bloco possui sua magnitude de amplitude constante S_i e um número total de ciclos n_i . Uma curva S-N do material pode então fornecer os dados de ciclos até a falha de cada amplitude de tensão dos blocos de carregamento, conforme a Fig. (2.23).

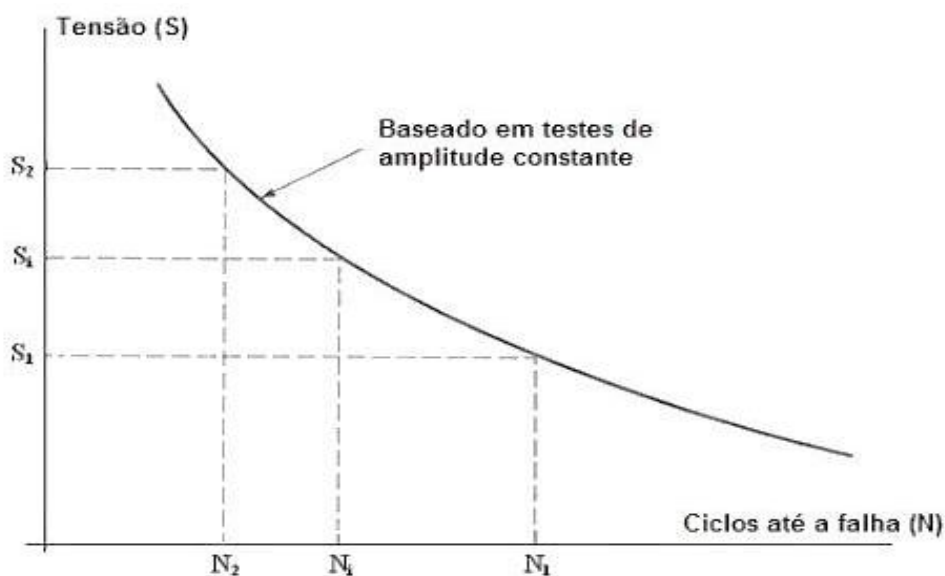


Figura 2.23: Curva S-N para diferentes amplitudes de carregamento (ARIDURU, 2004).

O número de ciclos associado ao nível de tensão S_1 , o qual iria causar falha do material se não houvesse outras tensões presentes, é N_1 . O elemento sujeito à tensão de amplitude S_1 para um número de ciclos $n_1 < N_1$ receberia uma fração de dano D_1 . O serviço caracterizado por um histórico de carregamento de amplitudes de tensões resulta em frações de dano D_i para cada nível de tensão S_i do espectro.

Por este motivo que a regra de Palmgren-Miner é considerada uma regra de dano cumulativo e irreversível. O termo linear se deve ao fato de que o dano D_i , de um nível de tensão S_i , é linearmente proporcional à razão entre o número de ciclos em serviço n_i e o número de ciclos que levaria o material a falha naquele nível de tensão N_i :

$$D_i = n_i / N_i \quad (2.56)$$

O dano total que o elemento estaria sujeito seria dado pelo somatório de todas as frações de dano correspondentes dos k blocos de carregamento:

$$D = \sum_{i=0}^k (n_i / N_i) \quad (2.57)$$

Ensaaios realizados para comprovar a teoria de Miner têm mostrado que os valores de D (dano total), podem variar entre 0.5 e 2, de acordo com o material e a estrutura mecânica ensaiada (JUVINALL, 1967). Entretanto, pode-se fazer as seguintes considerações, com uma margem de erro confiável, que:

- $0 \leq D < 1 \rightarrow$ *Condição de não – falha.*
- $D = 0 \rightarrow$ *Peça íntegra.*
- $D = 1 \rightarrow$ *Condição de Falha.*

Segundo Ariduru (2004), a regra de Palmgren-Miner possui limitações. Estas limitações podem ser listadas abaixo:

- Linear: É assumido que todos os ciclos de determinada magnitude causam o mesmo dano, independente do momento em que são aplicados;
- Não interativo: É assumido que a presença de uma tensão S_{i+1} não interfere no dano causado por uma tensão S_i ;
- Tensões independentes: É assumido que a regra que governa o dano causado por S_i é a mesma que governa o dano causado por S_{i+1} .

Outras teorias de dano mais complexas foram desenvolvidas ao longo do tempo, visando corrigir as limitações da regra de Palmgren-Miner, como as teorias de dano não linear e o método de Manson e Halford (LEE et al, 2005).

Mas de acordo com Collins (1981), apesar das limitações, a regra de acúmulo de dano linear é frequentemente utilizada devida sua simplicidade e ao fato experimental de que outras teorias de dano mais complexas nem sempre acarretam em uma melhora na confiabilidade na previsão de falha devido à fadiga.

2.3.2 Teoria do acúmulo de danos de Corten-Dolan

Corten-Dolan desenvolveram uma teoria um pouco mais complexa em relação à teoria do dano proposta por Palmgren-Miner e incorpora seis hipóteses baseadas na nucleação da fadiga, no dano e na sua propagação (FARRAR, 1999) e (MANSUR, 2003):

- O período de nucleação (possivelmente um pequeno número de ciclos) é necessário para iniciar os danos em fadiga;
- O número de núcleos de danos cresce com o aumento da tensão;
- Os danos, para uma dada amplitude de tensão, aumentam com o crescimento do número de ciclos;
- A taxa de danos por ciclo cresce com a tensão crescente;
- O dano total que leva o componente à falha é uma constante para todos os históricos que podem ser aplicados;
- O dano continua a ser propagado em níveis de tensão menores que o mínimo de tensão para iniciar os mesmos.

A expressão para o dano acumulado é dada pela Eq. (2.58).

$$D = \left(\frac{n_1}{N_1}\right) + \left(\frac{n_2}{N_1}\right) \cdot \left(\frac{\sigma_{2a}}{\sigma_{1a}}\right)^d + \left(\frac{n_3}{N_1}\right) \cdot \left(\frac{\sigma_{3a}}{\sigma_{1a}}\right)^d + \dots + \left(\frac{n_i}{N_1}\right) \cdot \left(\frac{\sigma_{ia}}{\sigma_{1a}}\right)^d \quad (2.58)$$

Onde, n_i é o número de ciclos aplicados ao componente sob uma tensão σ_{ia} , N_1 é o número de ciclos obtidos da curva S-N-P para a maior amplitude de tensão, e assim sucessivamente. Tendo que $\sigma_{1a} > \sigma_{2a} > \dots > \sigma_{ia}$, e sendo d uma constante do material, igual a 6.67 para aço, a falha do componente ocorre quando $D = 1$.

Essa teoria é baseada na modificação da curva S-N, que é simplesmente uma rotação no sentido horário da curva S-N original em torno de um ponto correspondente ao mais alto nível do histórico de carregamento, conforme apresentado na Fig. (2.24).

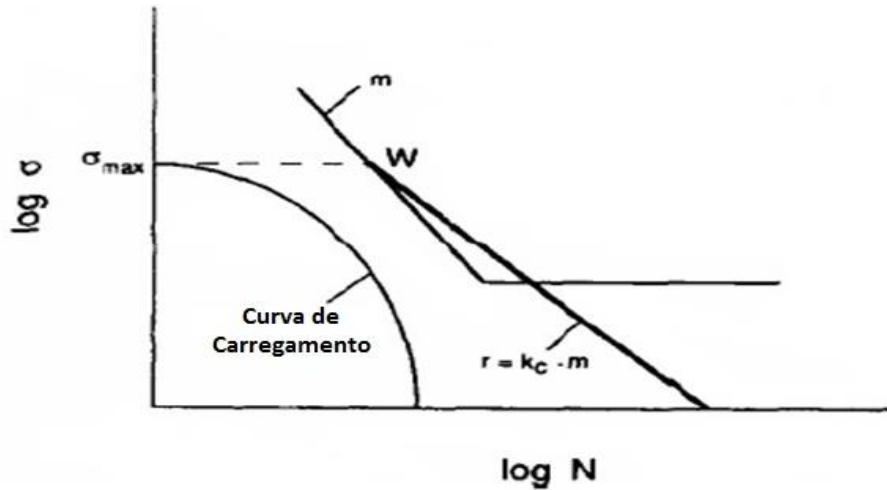


Figura 2.24: Curva S-N modificada por Corten-Dolan (YANG, 1996).

2.3.3 Teoria do acúmulo de dano de Marin

A teoria de Marin (1962) propõe uma relação entre os danos em função do número de ciclo e da mudança da curva S-N causada pelo o acúmulo de danos. Pode-se observar que a teoria tem expoentes iguais a q , semelhantemente à teoria de Corten-Dolan (FARRAR, 1999). A teoria é baseada numa família de curvas de danos constantes, onde a curva S-N-P para o material livre de dano, é a curva de dano constante igual a 1. A expressão do dano acumulado é dada pela Eq. (2.59).

$$D = \left(\frac{n_1}{N_1}\right) + \left(\frac{n_2}{N_2}\right) \cdot \left(\frac{\sigma_{2a}}{\sigma_{1a}}\right)^q + \left(\frac{n_3}{N_3}\right) \cdot \left(\frac{\sigma_{3a}}{\sigma_{1a}}\right)^q + \dots + \left(\frac{n_i}{N_i}\right) \cdot \left(\frac{\sigma_{ia}}{\sigma_{1a}}\right)^q \quad (2.59)$$

Onde, $q = y - x$, $y = d$ (da teoria de Corten-Dolan), os números de ciclos são retirados da curva S-N-P e o valor de x é dado pela Eq. (2.60).

$$x = \frac{\log N_1 - \log N_2}{\log \sigma_{2a} - \log \sigma_{1a}} \quad (2.60)$$

2.3.4 Teoria das médias tensões atuantes de Mansur

Mansur (2003) propôs uma nova metodologia, que considera a história das tensões passadas. Em seu trabalho é descrito que o dano total é obtido pela a soma de danos parciais D_i . Cada parcela do dano D_i é obtida pela relação entre o número de ciclos n_i sob uma tensão alternada aplicada σ_i e a vida esperada N_i . A partir da segunda parcela, o número de ciclos é multiplicado pela a média aritmética das tensões aplicadas. A sua descrição está apresentada na Eq. (2.62).

$$D = \sum_{i=0}^n D_i = D_1 + D_2 + D_3 + \dots + D_n \quad (2.61)$$

$$D = \frac{n_1 \cdot \sigma_1}{N_1 \cdot \sigma_1} + \frac{n_2 \cdot \left(\frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2}\right)}{N_2 \cdot \sigma_2} + \frac{n_3 \cdot \left(\frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}\right)}{N_3 \cdot \sigma_3} + \dots + \frac{n_i \times \left(\frac{\sigma_1 + \dots + \sigma_i}{i}\right)}{N_i \times \sigma_i} \quad (2.62)$$

A proposta desta teoria é considerar a média aritmética das tensões atuantes na danificação dos materiais, provocada por fadiga. Nessa teoria, n_i é o número de ciclos que o corpo de prova foi submetido à tensão alternada σ_i , N_i é o número de ciclos correspondente à vida do componente sob esta tensão, retirado das curvas S-N-P, e assim sucessivamente.

2.4 MÉTODOS DE CONTAGEM DE CICLOS

Em aplicações práticas de engenharia, geralmente a forma de carregamento não apresenta um comportamento harmônico da amplitude de tensão no tempo, e sim uma forma aleatória. Três características importantes que devem ser consideradas para a contagem de ciclo são:

- Variação da amplitude de tensão;
- Intensidade da tensão média associada;
- Sequência de flutuações das cargas.

As principais técnicas de contagem de ciclos segundo a norma ASTM E-1045 estão listadas a seguir:

- *Level Crossing*;
- *Peak Counting*;
- *Simple Range/ Mean Counting*;
- *Rainflow*.

Nesta seção serão abordados esses quatro principais métodos de contagem, dando maior ênfase no último método que corresponde ao método *Rainflow*, uma vez que este será o método utilizado neste projeto. O método *Rainflow* é um dos métodos preferidos e amplamente utilizado devido ao seu sucesso ao longo dos anos (ARIDURU, 2004).

2.4.1 Level Crossing Counting

Neste método, para um dado carregamento, é estabelecido “*levels*” de valores de carregamento constante com base em um valor de referência. Normalmente o valor de referência é um valor médio intermediário. Uma contagem é contabilizada cada vez que o perfil de carregamento cruza certo “*level*” com a inclinação do perfil sendo positiva e o nível de carregamento sendo positivo (isto é, o

“level” estando acima do nível de referência). A contagem para *levels* abaixo do nível de referência é efetuada cada vez que o perfil de carregamento cruza com uma inclinação negativa. A Figura (2.25) abaixo ilustra um processo de contagem de *Level crossing counting*.

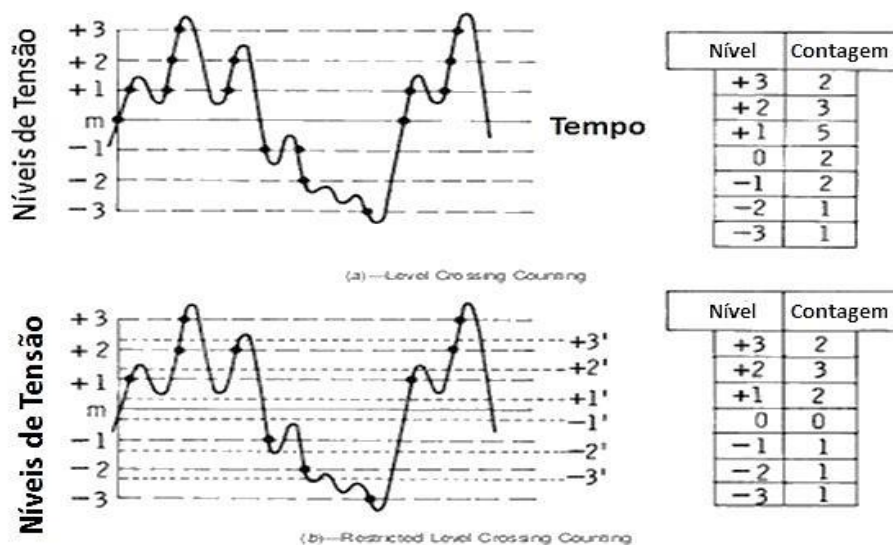


Figura 2.25: Método *Level Crossing Counting* (NORMA ASTM E1049).

Na prática, restrições ao *level-crossing counting* são frequentemente especificadas para eliminar pequenas variações de amplitudes, que podem gerar um grande número de contagem. Essa prática pode ser realizada filtrando pequenos *levels*. Outra prática é excluir as contagens que passam pelo o nível de referência e de contar somente uma única vez os cruzamentos sucessivos de um nível secundário inferior associado com cada level acima da referência, ou do nível secundário superior a cada level abaixo da referência. Essa última prática pode ser vista no segundo gráfico da Fig. (2.25).

O processo de contagem mais danoso à análise de fadiga é derivado do processo de *level crossing*. Nele, o ciclo de fadiga é construído inicialmente da forma maior possível, seguido com o segundo maior, etc., até que todos os *levels* sejam usados. A Figura (2.26) abaixo mostra um exemplo dessa técnica.

Uma vez estabelecido os ciclos, a ordem em que eles são efetuados é arbitrária e a ordem dos ciclos pode afetar o dano por fadiga do carregamento.

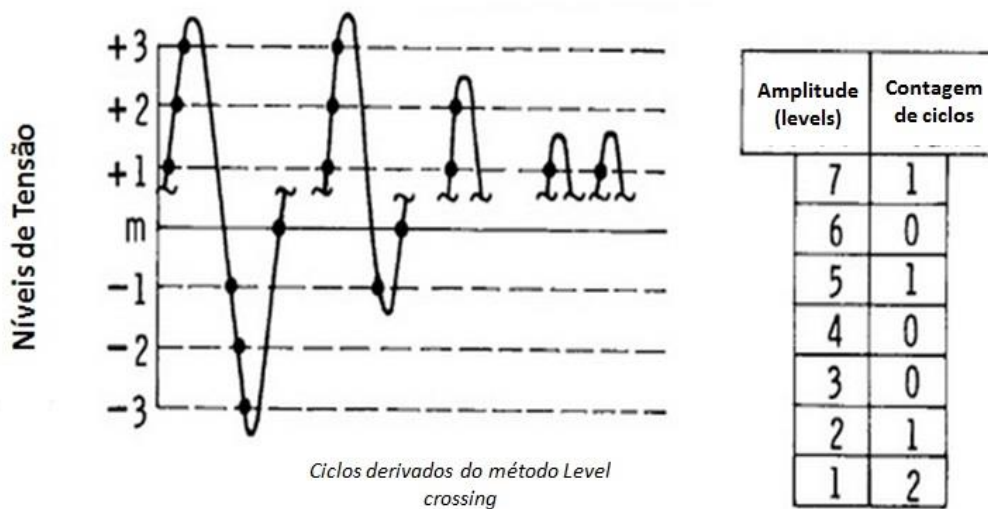


Figura 2.26: Ciclos derivados do *Level Crossing Counting* (NORMA ASTM E1049).

2.4.2 Peak Counting

Neste método de contagem, são contados todos os picos relativos acima do nível de referência e todos os vales relativos abaixo deste nível. Uma prática alternativa a esse método é contar todos os picos e vales independente do nível de referência. A Figura (2.27a) ilustra esse método.

Para eliminar pequenas amplitudes de carregamento, *mean peak counting* é comumente usado invés do método de *peak counting*. Para esse novo caso, somente o maior pico ou vale são contabilizados entre sucessivos cruzamentos médios. Esse caso está exposto na Fig. (2.27b).

Outra forma de se realizar as contagens de ciclos é construindo o maior ciclo de carregamento, utilizando o maior pico e o menor vale, seguido do segundo maior ciclo e assim por diante até que todos os picos e vales sejam contabilizados. Essa prática está na Fig. (2.27c).

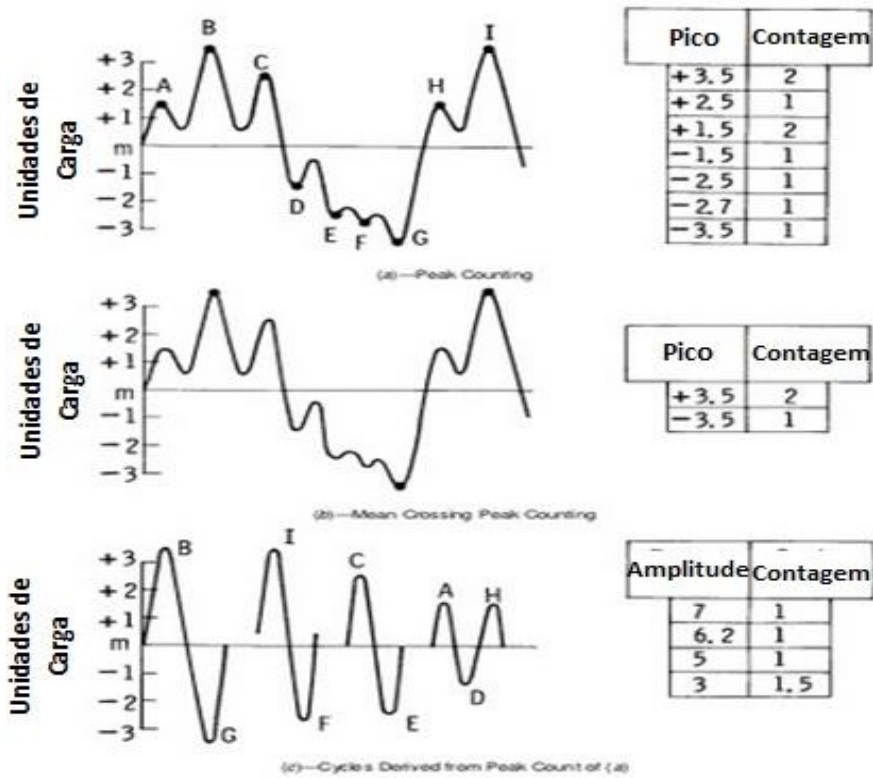


Figura 2.27: Método Peak Counting (NORMA ASTM E1049).

2.4.3 Simple Range Counting

Para esse método, o “range” de um carregamento é definido como a diferença entre dois sucessivos “reversals”, com o range sendo positivo quando o vale é seguido de um pico e negativo quando um pico é seguido de um vale. Esse método está exibido na Fig. (2.28). Se somente os ranges positivos ou negativos são contabilizados, então cada um será visto como um ciclo completo. Caso tantos os “ranges” positivos como os negativos forem contabilizados, então cada um será visto como um meio ciclo. Ranges menores que certos valores estabelecidos podem ser excluídos do processo de contagem.

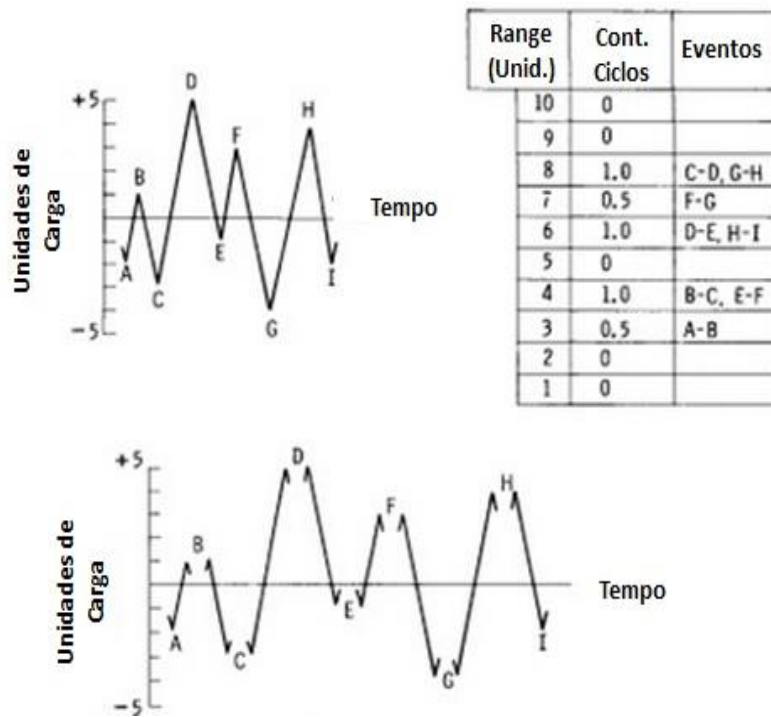


Figura 2.28: *Simple Range Counting Method* (NORMA ASTM E1049).

2.4.4 Método Rainflow

O método Rainflow (RFC – *RainFlow Cycle Counting*) introduzido por Matsuishi e Endo (1968) é uma técnica de contagem de ciclos baseada na analogia do trajeto da queda das gotas de chuva através de um telhado típico japonês chamado “*Pagoda Roof*” (LEE et al, 2005).

Quando um material é submetido a um histórico de deformações complexas, pequenas reversões de carga ocorrem, porém sem afetar as grandes reversões e a resposta do material. Por analogia, a técnica *rainflow* trata da mesma maneira as curvas de tensão-deformação fechadas (ciclos de histerese), nas quais as pequenas reversões de carga em um ciclo de fadiga com amplitude maior também não irão interferir no dano acumulado por fadiga. Na Figura (2.29) a seguir, tem-se um exemplo de um histórico de deformação-tempo com amplitudes variáveis associado com a resposta do material em um diagrama tensão-deformação com os ciclos e meios ciclos contados por meio do método *rainflow*.

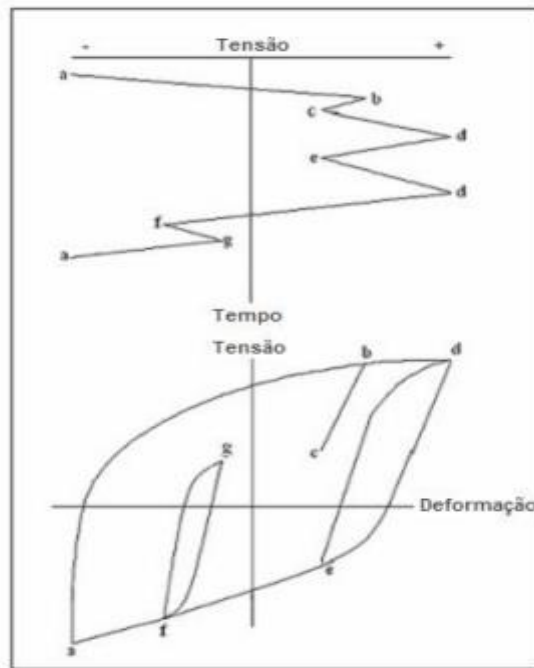


Figura 2.29: Histórico de deformação-tempo e resposta do material na curva tensão-deformação (ARIDURU, 2004).

Inicialmente, o método de contagem *rainflow* foi elaborado, por meio de um algoritmo matemático, para captar variações na amplitude do carregamento, formando ciclos e comparando os pontos de máximo e mínimo, mesmo estes estando separados por extremos intermediários. Cada máximo local é utilizado como pico de um ciclo de histerese com uma amplitude calculada pelo algoritmo.

Os procedimentos para utilização do método de contagem de ciclos *rainflow* foram normatizados junto com outros métodos de contagem na norma ASTM E-1049 (1985) *Standard Practices for Cycle Counting in Fatigue Analysis*. Para entender a metodologia deste método, será utilizado o histórico de carregamento conforme a Fig. (2.30).

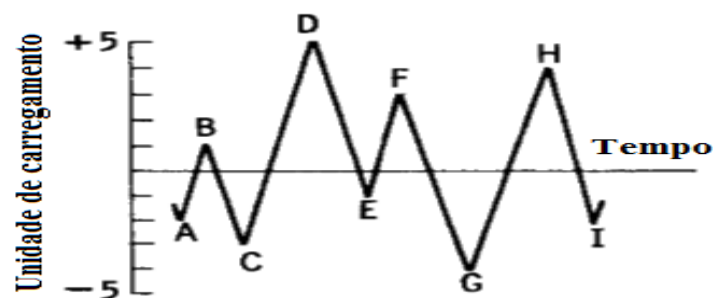


Figura 2.30: Esquema ilustrativo do método *rainflow* (ASTM E-1049, 1985).

As regras para esse método são as seguintes:

A) Denota-se de X o intervalo em questão; Y , a faixa anterior adjacente a X , e S o ponto de partida na história.

- (1) Leia o próximo pico ou vale. Se estiver fora dos dados, vá para a etapa 6.
- (2) Se houver menos de três pontos, vá para a etapa 1. É necessário formar intervalos de X e Y usando os três picos e vales mais recentes que não tenham sido descartados.
- (3) Compare os valores absolutos dos intervalos de X e Y .
 - a. se $X < Y$, vá para a etapa 1.
 - b. se $X \geq Y$, vá para a etapa 4.
- (4) Se o intervalo Y contém o ponto de partida S , vá para o passo 5; caso contrário, conte o intervalo Y como um ciclo e descarte o pico e o vale de Y ; vá para o passo 2.
- (5) Conte o intervalo Y como um meio ciclo, descarte o primeiro ponto (pico ou vale) no intervalo de Y ; mova o ponto de partida para o segundo ponto no intervalo Y ; e vá para a etapa 2
- (6) Conte cada intervalo que não tenha sido previamente considerado como metade de um ciclo.

B) A história de carregamento da Fig. (2.30) é retraçado na Fig. (2.31a) e utilizada para ilustrar o processo. Os detalhes da contagem de ciclos são os seguintes:

- (1) $S = A$; $Y = |A-B|$; $X = |B-C|$; $X > Y$. Y contém S , que é o ponto A . Conta-se $|A-B|$ como um meio ciclo e descarta-se o ponto A ; $S = B$ (Fig. 2.31b).
- (2) $Y = |B-C|$; $Z = |C-D|$; $X > Y$. Y contém S , que é o ponto B . Conta-se $|B-C|$ como um meio ciclo e descarta-se o ponto B ; $S = C$ (Fig. 2.31c).
- (3) $Y = |C-D|$; $X = |D-E|$; $X < Y$.
- (4) $Y = |D-E|$; $X = |E-F|$; $X < Y$.
- (5) $Y = |E-F|$; $X = |F-G|$; $X > Y$. Conta-se $|E-F|$ como um ciclo e descarta-se os pontos E e F (Figura X (d)). Nota-se que o ciclo é formado pelo emparelhamento dos intervalos $E-F$ e a porção do intervalo $F-G$.
- (6) $Y = |C-D|$; $X = |D-G|$; $X > Y$, Y contém S , que é o ponto C . Conta-se $|C-D|$ como um meio ciclo e descarta-se o ponto C . $S = D$ (Fig. 2.31d).
- (7) $Y = |D-G|$; $X = |G-H|$; $X < Y$.
- (8) $Y = |G-H|$; $X = |H-I|$; $X < Y$. Fim dos dados.
- (9) Conta-se $|D-G|$ como um meio ciclo, $|G-H|$ como um meio ciclo, e $|H-I|$ como um meio ciclo (Fig. 2.31f).

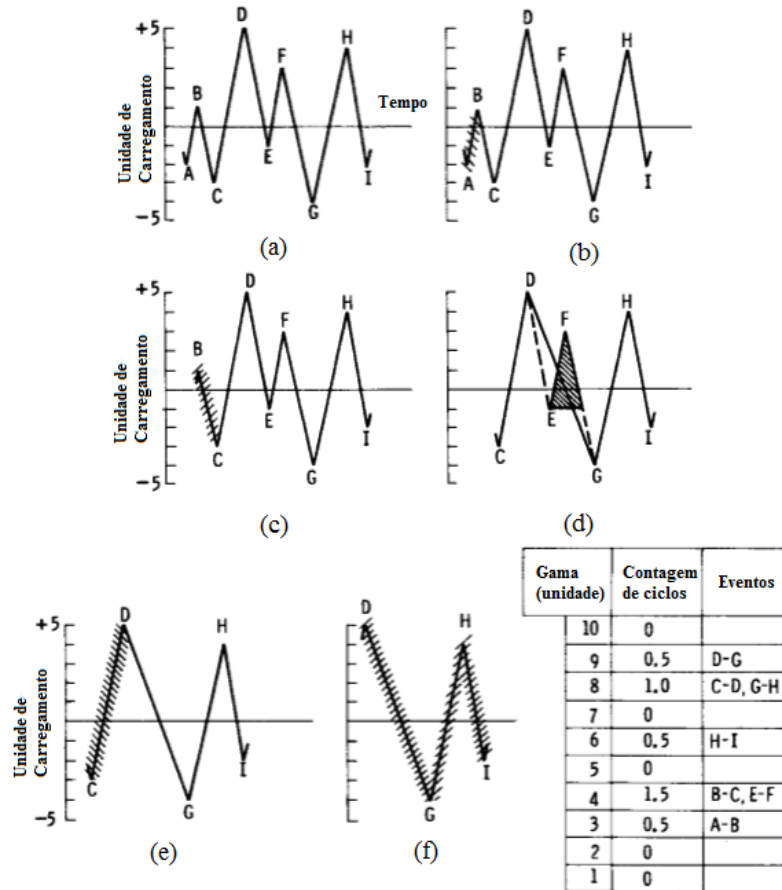


Figura 2.31: Esquema ilustrativo da contagem de ciclos (ASTM E-1049, 1985).

Embora o método *rainflow* de contagem seja considerado amplamente superior a outros métodos de contagem para cálculo de fadiga, uma crítica fundamental do método é que o procedimento de dano de fadiga não pode levar em conta a sequência das faixas de carga. Esta crítica justifica-se especialmente desde que testes de fadiga têm revelado que a sequência das faixas de carga em alguns casos é relevante. No entanto, foi constatado que o efeito de sequência nos cálculos de fadiga, onde se consideram muitas histórias do tempo, pode ser desprezado (WÆGTER, 2009).

Desta maneira, o procedimento básico para se estimar uma vida em fadiga de uma estrutura mecânica, sujeita a um carregamento aleatório complexo no domínio do tempo, pode ser ilustrado na Fig. (2.32) abaixo.

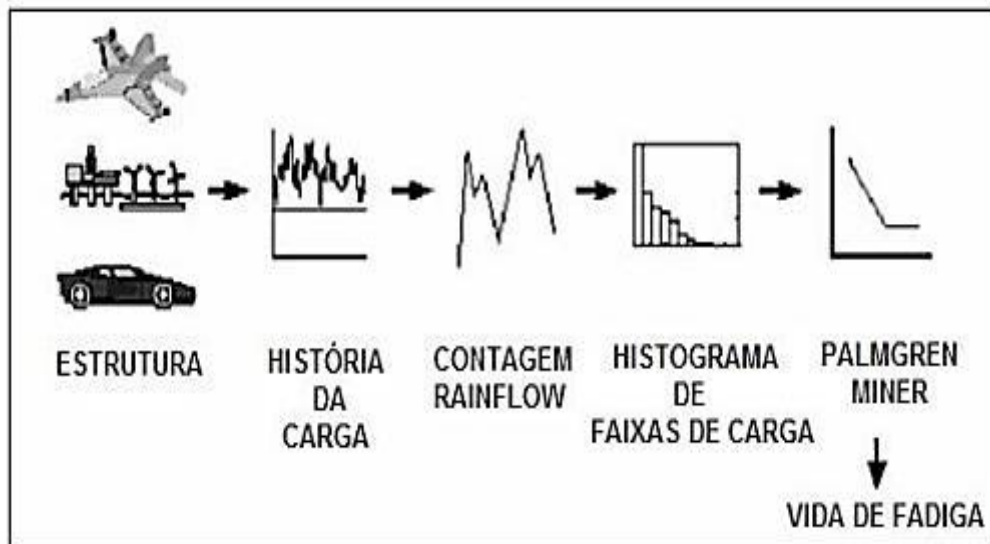


Figura 2.32: Previsão de vida em fadiga no domínio do tempo (ARIDURU, 2004).

3 PROGRAMA EXPERIMENTAL: MATERIAL E MÉTODOS

Este capítulo tem o intuito de apresentar ao leitor a metodologia de trabalho adotada e a especificação do material em estudo. O capítulo se subdivide em quatro seções: Material em estudo, Máquina de ensaio mecânico, Dados experimentais da liga AL 7050 T7451, Metodologia de implementação de blocos de carregamento e Procedimento Experimental..

3.1 MATERIAL EM ESTUDO

3.1.1 Considerações Iniciais sobre alumínio e suas ligas

O alumínio e suas ligas são caracterizados por terem uma massa específica relativamente baixa (2.7 g/cm^3 , em comparação com 7.9 g/cm^3 para o aço), condutividade elétrica e térmica elevadas, e uma resistência à corrosão em alguns ambientes comuns, incluindo a atmosfera ambiente (CALLISTER, 2007). Muitas dessas ligas são conformadas com facilidade em virtude de suas ductilidades elevadas. Uma vez que o alumínio possui uma estrutura cristalina CFC (cúbica de face centrada), a sua ductilidade é mantida mesmo em temperaturas muito baixas. A principal limitação do alumínio é a sua baixa temperatura de fusão [600°C (1220°F)], o que restringe a temperatura máxima na qual o alumínio pode ser utilizado.

A resistência mecânica do alumínio pode ser aumentada por trabalho a frio e pela formação de ligas, entretanto, ambos os processos podem diminuir a resistência à corrosão. Os principais elementos de liga incluem o cobre (Cu), magnésio (Mg), silício (Si), manganês (Mn) e o zinco (Zn) (CALLISTER, 2007).

As aplicações mais comuns das ligas de alumínio incluem peças estruturais de aeronaves, latas de bebidas, carcaças de automóveis e peças automotivas (blocos de motores, pistões e distribuidores).

3.1.2 Alumínio AL 7050 T-7451

O material utilizado no desenvolvimento deste trabalho é uma liga de alumínio da série 7XXX com a designação 7050, na condição T7451, de aplicação estrutural. Esta condição T7451 designa o tratamento térmico sofrido pela liga, na condição de duplo envelhecimento com alívio de tensão.

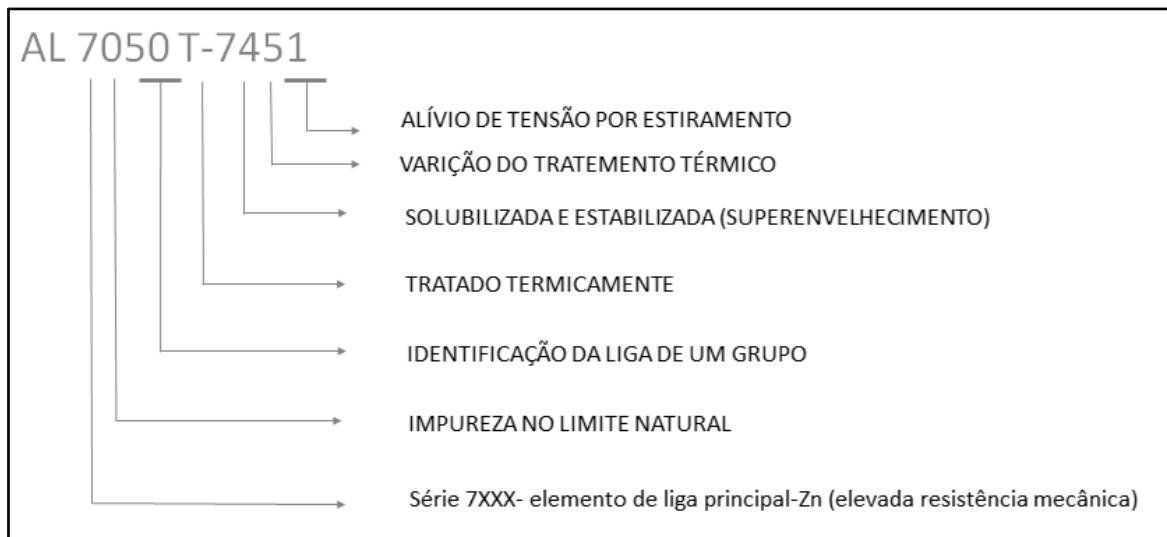


Figura 3.1: Designação e condição da liga AL 7050 T-7451.

Como se pode ver na definição da liga AL 7050 T-7451 (Fig. (3.1)), o material foi submetido a um tratamento térmico de laminação a quente com duplo envelhecimento e alívio de tensões. Por meio da Fig. (3.2), que representa o tratamento térmico real implantado à liga, infere-se que o material é primeiramente aquecido até a temperatura de 475°C, para que ocorra a solubilização. Nesta fase, todos os átomos do soluto são dissolvidos para formar uma solução sólida monofásica. Após o resfriamento, a estrutura é então submetida a dois processos de aquecimento menos intensos, sendo o primeiro a 110°C e posteriormente a 175°C, que representam o processo de envelhecimento da liga.

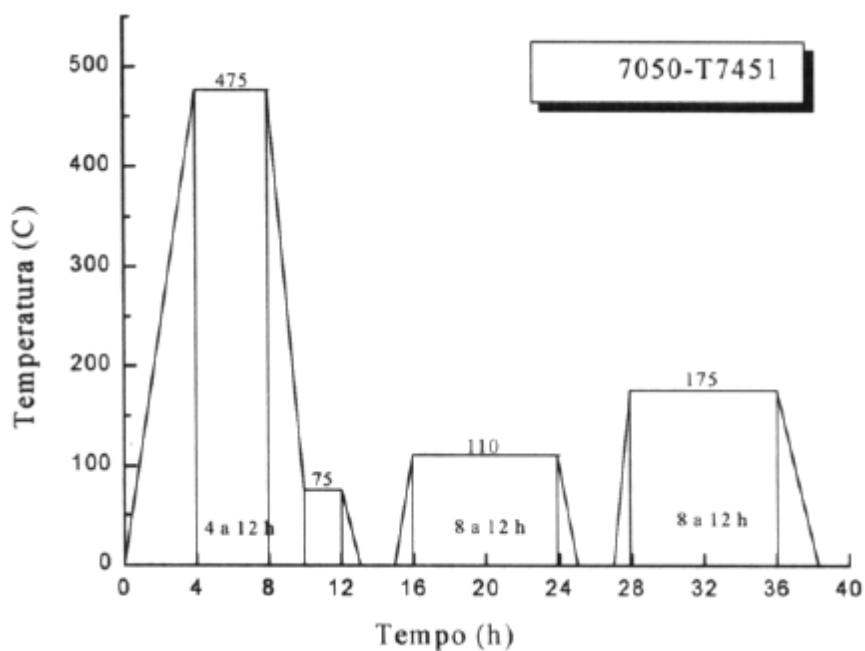


Figura 3.2: Tratamento térmico empregado na liga de alumínio 7050 - T7451.

A análise química da liga foi realizada pela empresa do grupo: LABMAT – Análises e Ensaios. Os resultados obtidos estão exibidos na Tab. (3.1) a seguir.

Tabela 3.1: Composição química da liga AL 7050 – T7451, (% peso) – Lab. Materiais da USP/São Carlos.

<i>Norma</i>	<i>Componente Químico (% de Massa)</i>								
	<i>Zn</i>	<i>Ti</i>	<i>Mg</i>	<i>Cu</i>	<i>Zr</i>	<i>Fe</i>	<i>Mn</i>	<i>Cr</i>	<i>Si</i>
<i>ASM (%)</i>	5.7 – 6.7	0.006	1.9 – 2.6	0.008 – 0.15	0.15	0.1	0.04	0.12	--
<i>Observado (%)</i>	5.85	0.0024	2.11	0.12	0.07	0.01	--	0.03	--

As propriedades, físicas, mecânicas, elétricas e térmicas da liga 7050–T7451 foram obtidas através do *MatWeb – Material Property Data*. As propriedades listadas nas tabelas a seguir se referem a liga em questão com tratamento térmico similar ao realizado no corpo de prova em estudo (temperatura de solubilização: 477°C e temperaturas de envelhecimento de: 121°C e 177°C).

Os valores exibidos nas Tabs. (3.2) e (3.3), referentes às propriedades mecânicas e físicas do material, tem como intuito apenas obter parâmetros de referência para o projeto, uma vez que com o tratamento devido dos dados, se torna possível obter certas propriedades do material.

Tabela 3.2: Propriedades mecânicas para a liga AL 7050 – T7451.

<i>Propriedades Mecânicas</i>	<i>Métrico</i>	<i>Inglês</i>	<i>Comentários</i>
<i>Dureza Brinell</i>	140	140	Carregamento de 500 kg com esfera de 10 mm
<i>Limite de Resistência à Tração</i>	524 [MPa]	78000 [psi]	--
<i>Limite de Escoamento</i>	469 [MPa]	68000 [psi]	--
<i>Alongamento médio até a Fratura</i>	11%	11%	--
<i>Módulo de Elasticidade</i>	71.7 [GPa]	10400 [ksi]	--
<i>Coefficiente de Poisson</i>	0.33	0.33	--
<i>Resistência à Fratura</i>	28 [MPa√m]	25.5 [ksi√in]	K(IC) in S-L direction
<i>Resistência à Fratura</i>	31 [MPa√m]	28.2 [ksi√in]	K(IC) in T-L direction
<i>Resistência à Fratura</i>	35 [MPa√m]	31.9 [ksi√in]	K(IC) in L-T direction
<i>Módulo de Cisalhamento</i>	26.9 [GPa]	3900 [ksi]	--

Tabela 3.3: Propriedades físicas para a liga AL 7050 – T7451.

<i>Propriedades Físicas</i>	<i>Métrico</i>	<i>Inglês</i>	<i>Comentários</i>
<i>Densidade</i>	2.83 [g/cm ³]	0.102 [lb/in ³]	AA

As dimensões do corpo de prova que será ensaiado neste trabalho podem ser visualizadas por meio da Fig. (3.3) a seguir:

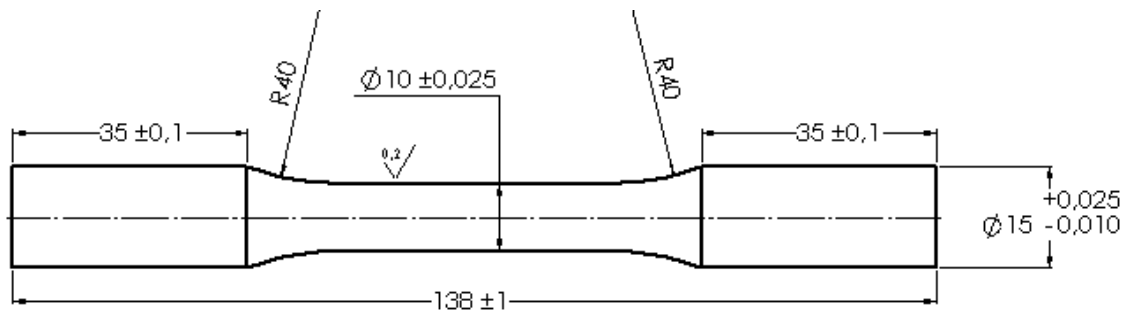


Figura 3.3: Dimensões do corpo de prova (em mm).

A Fig. (3.3) pode ser mais bem visualizada na seção referente ao “ANEXO I”, que representa um desenho técnico elaborado conforme a norma ASTM E-606-92.

3.2 MÁQUINA DE ENSAIO MECÂNICO

A máquina de ensaio mecânico encarregada de gerar os dados experimentais de interesse deste projeto será a máquina MTS 810 presente no moderno laboratório de pesquisa do grupo GFFM (Grupo de Fadiga, Fratura e Materiais da Universidade de Brasília).

A máquina de ensaio MTS 810 possui uma vasta gama de capacidade de testes mecânicos, sendo hábil a realizar testes de natureza estática e dinâmica. O versátil sistema 810 disponibiliza as seguintes características:

- Capacidade de força atuante pelo o sistema de 25 kN (5.5 kip) até 500 kN (110 kip);
- Habilidade de testar materiais em diversas faixas de resistência mecânica, plásticos, ligas de alumínio, compósitos e ligas ferrosas.
- Área de teste suficientemente grande para realizar testes com corpos de provas padrões, e espécimes de médio e grande porte, com uso de garras ajustáveis.

- Capacidade de realizar uma variedade de testes mecânicos, como análise de tensão e deformação em fadiga de alto ciclo, ensaio de mecânica da fratura, ensaios de carregamento estático e de durabilidade de componentes.

As Figuras (3.6) e (3.7) a seguir mostram a estrutura da máquina, ressaltando os principais componentes presentes e suas funções.

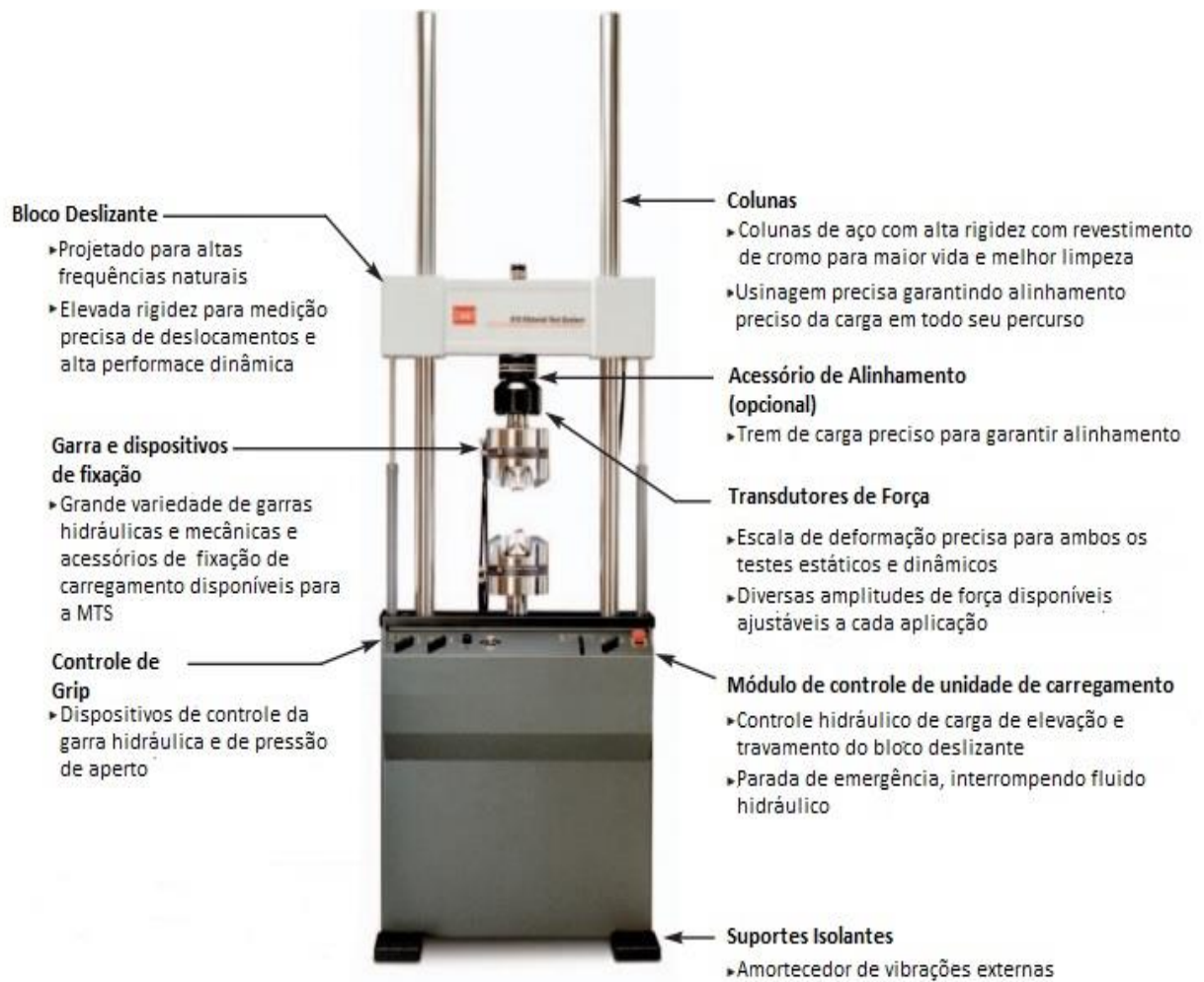


Figura 3.4: Vista frontal da máquina MTS 810 e seus componentes.

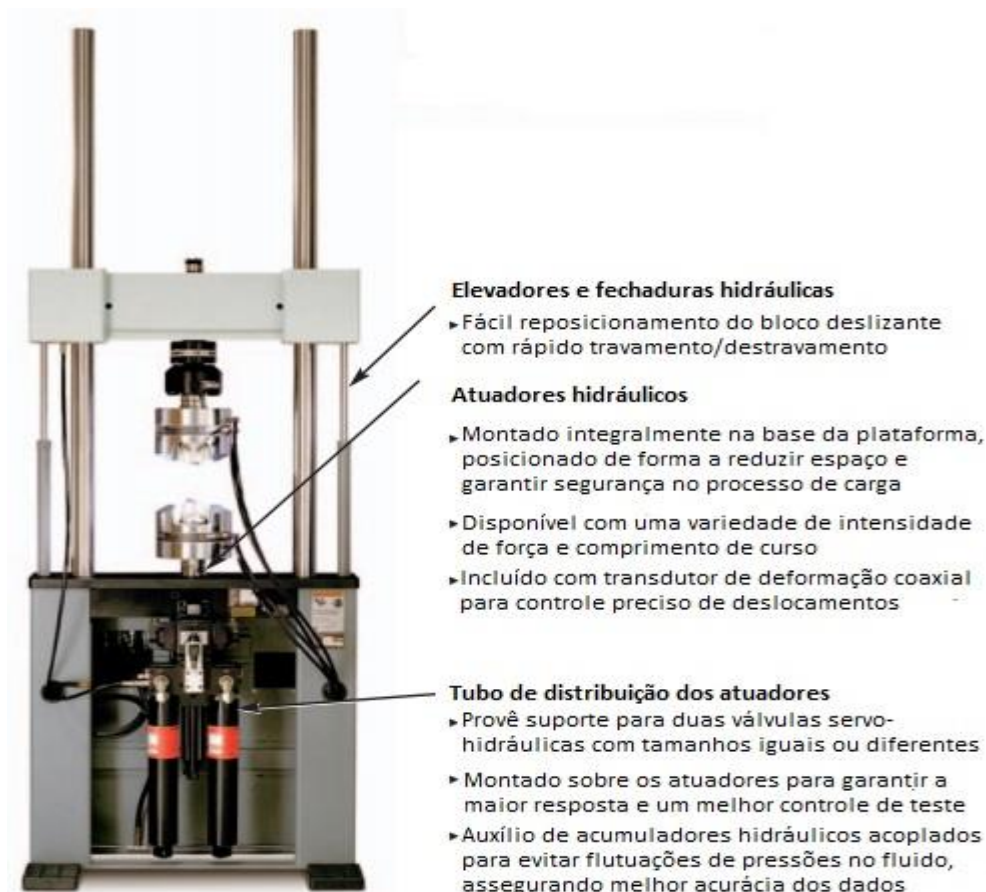


Figura 3.5: Vista traseira da máquina MTS 810 e seus componentes.

Os carregamentos cíclicos, requeridos para análise de fadiga do corpo de prova, são induzidos através do acionamento servo-hidráulico programado pelo o controlador da maquina MTS 810. Esses carregamentos dinâmicos podem ser controlados tanto por meio da tensão como por meio da deformação, sendo que neste último se faz necessário o uso de extensômetros.

Os carregamentos em fadiga podem ser configurados de diversas maneiras, como para amplitudes constantes, amplitudes variáveis e carregamentos em blocos, tanto em regimes de alto e baixo ciclo. O software MPT (*MultiPurpose TestWare*) consiste na plataforma encarregada em gerenciar o ensaio realizado pela a máquina MTS 810, sendo capaz de gerar diversas opções de trajetórias de carregamento no ensaio de fadiga do material. Este software permite que o usuário crie comandos para o acionamento da máquina através da produção de *procedures*. Além disso, sua variedade de recursos de pós-processamento e armazenamento de dados faz com que a interpretação do ensaio fique mais simples e possibilita a exportação destes dados para uso em outros softwares.

A Figura (3.6) mostra essa interação entre o usuário e máquina através do software e controlador MTS.

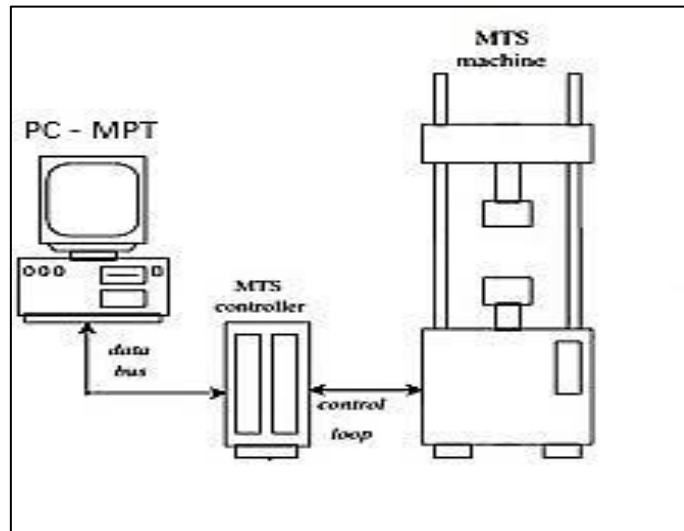


Figura 3.6: Interação usuário-máquina.

Para a realização do ensaio, o corpo de prova é fixo através do sistema de atuação de pressão hidráulica da garra, onde essa pressão força o *collet* a apertar o corpo de prova. Para garantir a integridade do corpo de prova, a força de fixação pode ser regulada para evitar danos ao material e prevenir o escorregamento durante o ensaio. A trajetória de carregamento elaborada pelo software MPT é então tratada pelo controlador MTS que emite sinais de *output* para os atuadores da máquina MTS 810, que por sua vez transmite o carregamento ao corpo de prova via a unidade de carregamento, situada na placa base. Os resultados das medições, associados ao carregamento em estudo, são coletados por meio dos transdutores de força e disponibilizados ao usuário com o intuito de análise.

3.3 DADOS EXPERIMENTAIS DA LIGA AL 7050–T7451 (LEVANTADOS NO LABORATÓRIO DE ENSAIO DE MATERIAIS DA UNB)

Para avançar na descrição da metodologia experimental realizada neste projeto, antes se torna necessário à obtenção de certos dados a respeito do material, e como este se comporta sobre fadiga.

Uma vez que o estudo do comportamento da liga AL 7050–T7451 começou a ser estudado recentemente pelo o grupo GFFM da Universidade de Brasília, boa parte dos dados de ensaios mecânicos ainda estão sendo levantados por meio de trabalho conjunto de professores, alunos e técnicos do laboratório de ciências mecânicas. Como o presente projeto visa caracterizar o efeito da sequência de blocos de carregamento em ensaios de fadiga, curvas experimentais de fadiga e constantes do material se tornam cruciais no procedimento de análise. Até o momento, a curva S-N para o dado material ainda não foi construída, tendo somente a curva $\epsilon - N$ obtida experimentalmente para este material.

Dessa forma, a análise feita neste projeto será baseada na metodologia $\varepsilon - N$, em regime considerado de fadiga de baixo ciclo (LCF – *Low Cycle Fatigue*). Os dados referentes à obtenção da curva deformação-vida são oriundos da tese de mestrado da engenheira Karen Viviana Fabara Hernandez com a supervisão do professor Dr. Jorge Luis de Almeida Ferreira, (ENM-UNB).

As curvas de tensão-deformação obtidas experimentalmente estão exibidas no gráfico da Fig. (3.7).

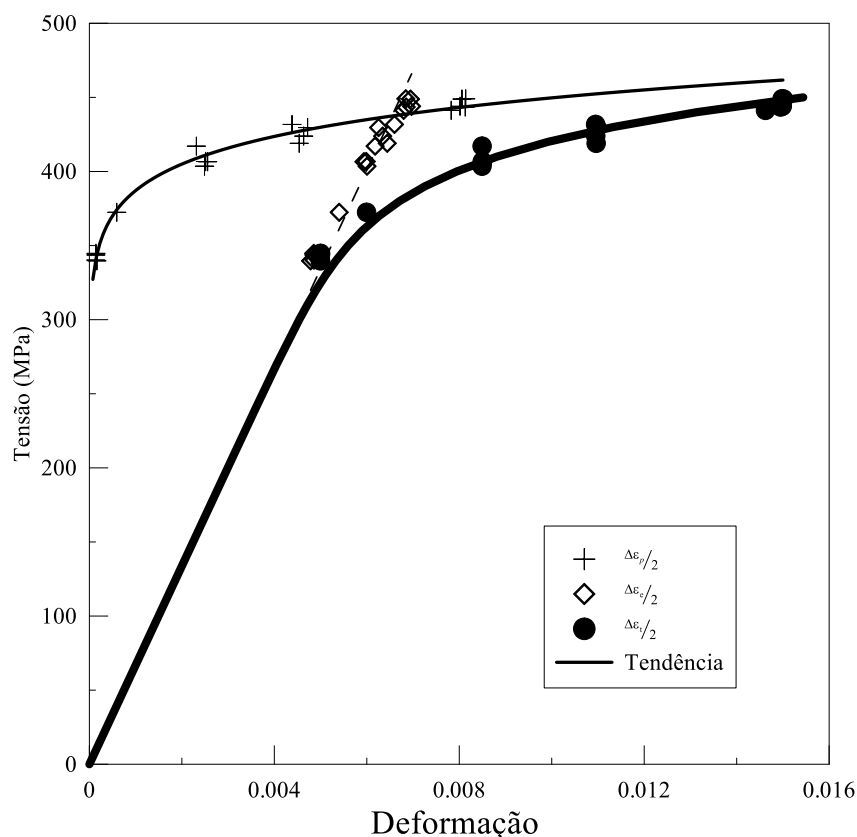


Figura 3.7: Curva de tensão-deformação experimental para a liga AL 7050 – T7451.

Como se pode visualizar na Fig. (3.7) acima, três curvas foram geradas, com base nos dados coletados de deformação-vida do material. A curva de cor preta, referente aos pontos de cor preta, representa a deformação total experimentada pelo corpo de prova, regida pela a Eq. (2.44). Já a curva ajustada pelos os pontos representados por losangos correspondem à curva de tensão versus deformação elástica, que por meio do processo de regressão linear, foi possível determinar a equação da reta para a curva, que neste caso, o coeficiente angular nos fornece o módulo de elasticidade do material.

A curva com os pontos representados por cruces representa a curva de tensão versus deformação plástica. Uma vez que a deformação plástica é obtida conforme a Eq. (3.1), ajustando a equação em

termos da tensão e realizando o ajuste recomendado para o conjunto de dados, podem-se encontrar os valores de K' e n' para liga de alumínio.

$$\varepsilon_p = \left(\frac{\sigma}{K'}\right)^{1/n'} \quad (3.1)$$

Aplicando o logaritmo em ambos os lados da equação, é possível perceber que a relação da deformação plástica versus tensão se torna linear, como previsto na subseção 2.2.2.

$$\log(\sigma) = n' \log(\varepsilon_p) + \log(K') \quad (3.2)$$

Na Figura (3.7), entretanto, o gráfico não está em escala log-log e por isso a curva de deformação plástica tem a configuração dada.

Os dados tratados dos ensaios de fadiga (“ANEXO II”) foram também coletados neste trabalho para se levantar as curvas de deformação elástica, plástica e deformação total do material versus o número de reversões até a falha de cada corpo de prova ensaiado ($2N_f$). O gráfico em escala log-log dessas curvas está exibido na Fig. (3.8).

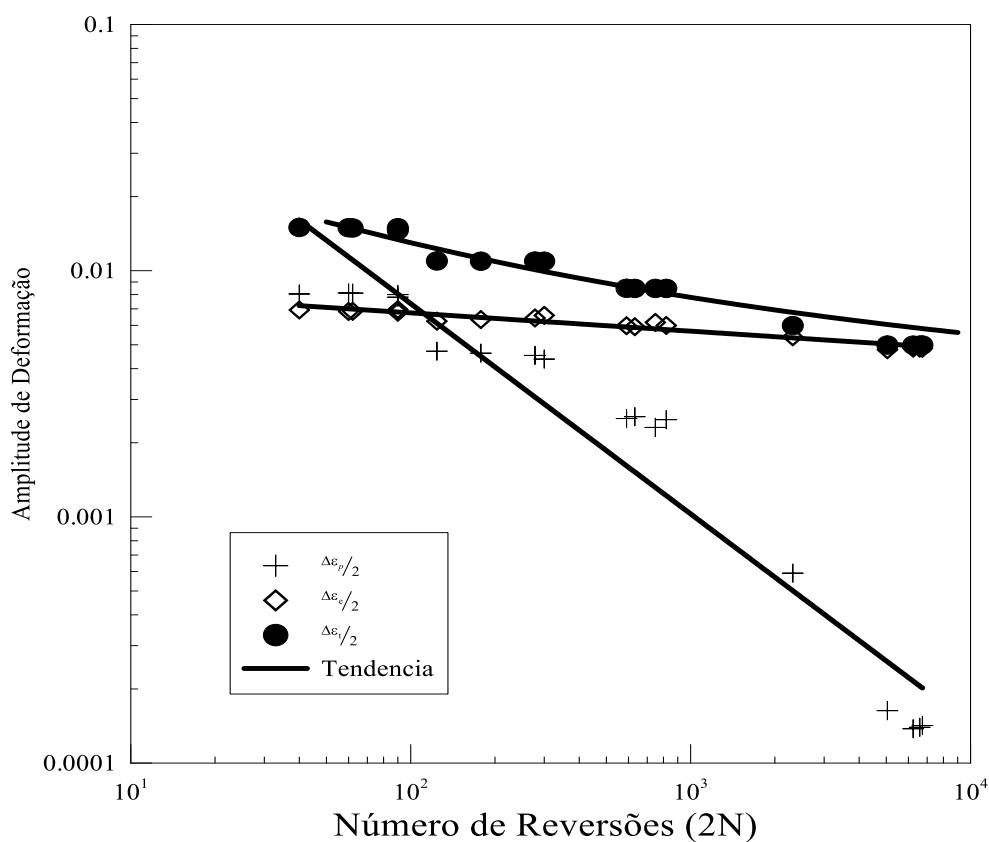


Figura 3.8: Curva deformação-vida experimental para a liga AL 7050 – T7451.

Com base na Fig. (3.8) acima, tem-se que a curva ajustada aos pontos representados por bolas pretas, corresponde à curva de deformação total. Já as curvas ajustadas para os pontos referentes a losangos e cruzeiros, são respectivamente, curvas de deformação elástica e plástica.

Por meio da relação de Basquin-Manson (Eq. (2.48)), tem-se que:

$$\frac{\Delta \varepsilon_e}{2} = \frac{\sigma_f'}{E} (2N_f)^b \quad (3.3)$$

$$\frac{\Delta \varepsilon_p}{2} = \varepsilon_f' (2N_f)^b \quad (3.4)$$

Aplicando o logaritmo em ambos os lados da equação, tem-se que:

$$\log\left(\frac{\Delta \varepsilon_e}{2}\right) = b \log(2N_f) + \log\left(\frac{\sigma_f'}{E}\right) \quad (3.5)$$

$$\log\left(\frac{\Delta \varepsilon_p}{2}\right) = c \log(2N_f) + \log(\varepsilon_f') \quad (3.6)$$

Como era pra se esperar, ao aplicar as operações de logaritmo, no gráfico log-log o comportamento dos dados das curvas de deformação plástica e elástica irão se ajustar conforme uma linha reta. As regressões obtidas para o conjunto de dados fornecerão os valores estimados dos parâmetros de fadiga do material, isto é, os valores de σ_f' , ε_f' , b e c .

Tabela 3.4: Parâmetros de fadiga estimados experimentalmente para a liga AL 7050 – T7451 (LAB-UnB).

PARÂMETROS DE FADIGA ESTIMADOS – LIGA AL 7050 – T7451 (LAB-UnB)					
<i>Def. Elástica x Vida</i>			<i>Def. Plástica x Vida</i>		
	<i>Coef. de Resistência à fadiga [σ_f']</i>	<i>Expoente de Basquin [b]</i>		<i>Coef. de Ductilidade à Fadiga [ε_f']</i>	<i>Expoente de ductilidade à fadiga [c]</i>
Estimativa	632.032 [MPa]	-0.0713	Estimativa	0.376	-0.854
Std. Error	0.000	14.525	Std. Error	0.000	0.013
Lower Bound	632.032	-31.209	Lower Bound	0.376	-0.504
Upper Bound	632.032	31.098	Upper Bound	0.376	-0.0448
Módulo de Elasticidade [E] (dados tratados)			71 [GPa]		
	<i>Coef. de resistência cíclica [K']</i>			<i>Expoente de endurecimento por deformação cíclica [n']</i>	
Estimativa	654.575		Estimativa	0.079	
Std. Error	20.803		Std. Error	0.006	
Lower Bound	610.474		Lower Bound	0.066	
Upper Bound	698.675		Upper Bound	0.093	

Os resultados dos parâmetros de fadiga estimados para a liga AL 7050-T7451 estão exibidos na Tab. (3.4). Os dados tratados das amostras de todo o lote de corpo de prova, referentes à tese da Karen Hernandez (UnB), estão disponibilizados em uma tabela exibida no “ANEXO II” deste trabalho.

3.4 METODOLOGIA DE AVALIAÇÃO E IMPLANTAÇÃO DE BLOCOS DE CARREGAMENTO

O presente trabalho visa analisar a influência da sequência de carregamentos na previsão de vida a fadiga por meio do conceito de dano acumulativo. Por termos disponibilidade, até o presente momento, de dados experimentais com base no método deformação-vida, os blocos de carregamento serão elaborados em amplitudes de deformação submetidas ao corpo de prova.

Com o intuito de simplificar a análise experimental dos dados e da programação dos carregamentos na máquina de ensaio (MTS 810), os blocos de carregamentos foram estabelecidos como funções triangulares completamente reversas, com amplitudes constantes de deformação. Portanto, os carregamentos não possuem componentes de deformação média.

Para a análise da sequência de carregamentos, foram definidos três carregamentos, cada um com uma dada amplitude de deformação constante. Com base nos dados da curva de deformação-vida da liga AL 7050 – T7451 verifica-se que o espectro de deformação prescrita ao corpo de prova variou entre o mínimo de 0.5% e o máximo de 1.5%, conforme mostra a Tab. (3.5) abaixo. Os demais resultados relacionados a essas deformações podem ser vistos no “ANEXO II” deste trabalho.

Tabela 3.5: Deformações prescritas aos CP's no levantamento da curva ϵ -N.

	mínimo	Espectro de deformação				máximo
Deformação prescrita [%]	0.5	0.6	0.85	1.1	1.45	1.5
Quantidade de CP's testados	4	1	4	4	1	4

Desta maneira, foram estabelecido três blocos de carregamento com amplitudes distintas entre si, e com valores dentro do espectro amostral. Foi definido que cada bloco de carregamento deverá consumir 1/3 da vida da peça. Assim, as frações de dano são definidas como:

$$D_1 = D_2 = D_3 = 1/3 \quad (3.1)$$

A fração da vida e o número de ciclos restantes até a falha serão analisados por meio de dois métodos de previsão de dano em fadiga, e esses resultados serão comparados com o comportamento

real do CP, identificado pela a máquina. Os dois métodos de previsão por dano em fadiga aqui utilizados serão:

- Acúmulo de dano linear – Palmgren-Miner;
- Método de Mansur.

A Tabela (3.6) mostra a designação de cada bloco, com sua respectiva amplitude de deformação e as frações de dano com o ordenamento do bloco.

Tabela 3.6: Especificação dos blocos de carregamento.

<i>Bloco de Carregamento</i>	<i>Amplitude de Deformação [%]</i>
<i>A</i>	<i>0.5</i>
<i>B</i>	<i>0.6</i>
<i>C</i>	<i>0.8</i>
<i>Ordem do Carregamento</i>	<i>Fração da Vida Consumida [D_i]</i>
<i>Carregamento 1</i>	<i>1/3</i>
<i>Carregamento 2</i>	<i>1/3</i>
<i>Carregamento 3</i>	<i>1/3</i>

A influência da sequência desses blocos será estudada com base nas combinações possíveis desses 3 elementos, o que gera um número de possibilidades de 3!. Os seis tipos de carregamento analisados podem ser mais bem visualizados pela a Fig. (3.9) a seguir.

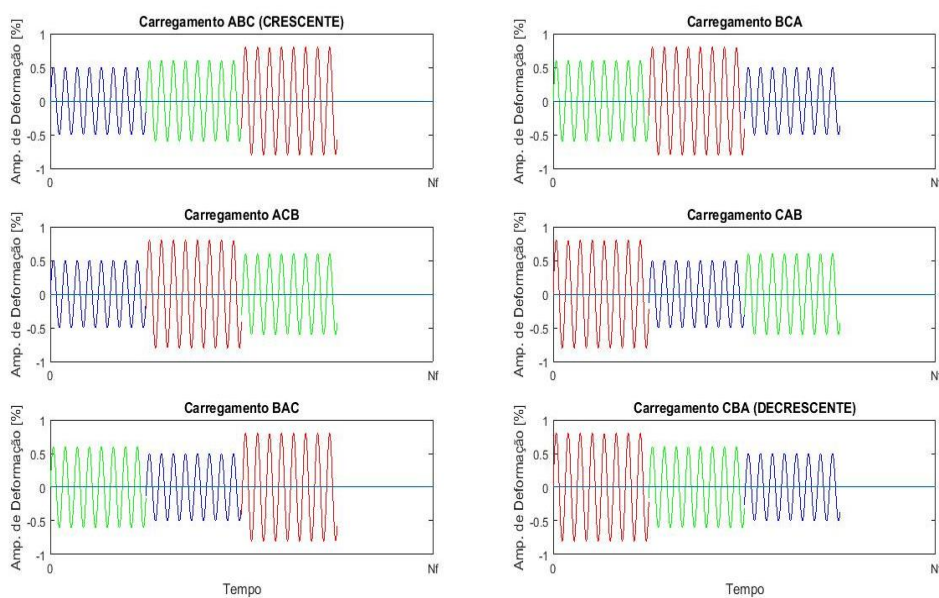


Figura 3.9: Combinações possíveis; Cor azul: Bloco A; Cor verde: Bloco B; Cor vermelha: Bloco C.

Para cada sequência de carregamento estabelecida na Fig. (3.9), serão utilizados dois CP's. Os resultados experimentais coletados pelos os ensaios da máquina MTS 810 serão então comparados com as previsões teóricas, obtidas pelos os dois métodos de previsão de acúmulo de dano estudados.

Resumindo, a metodologia pode ser compreendida pelo o fluxograma exibido na Fig. (3.10).

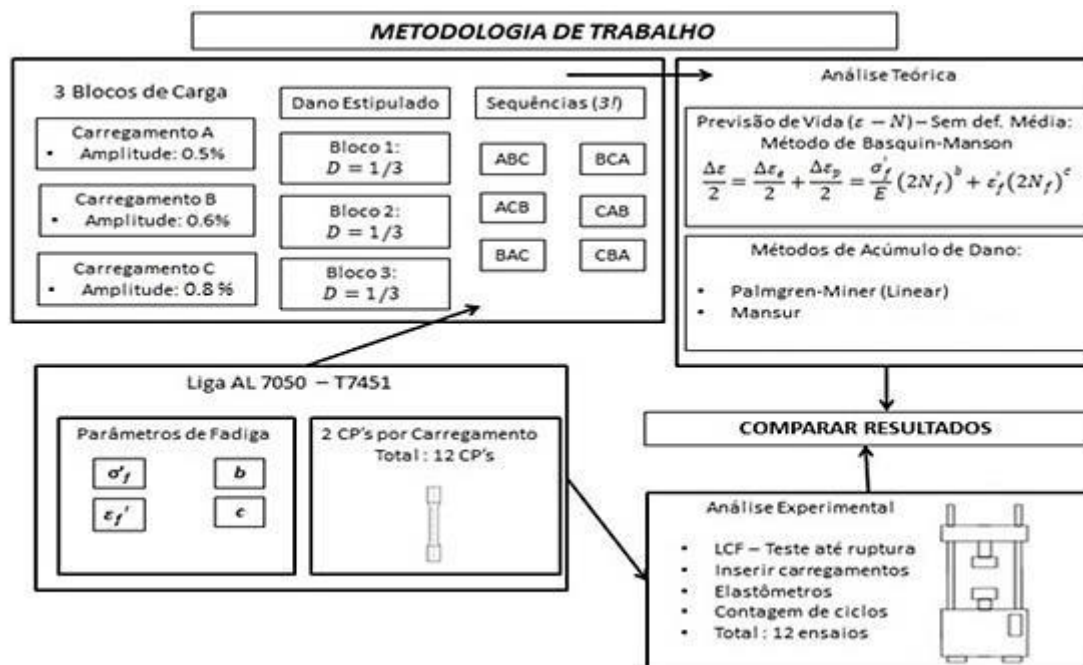


Figura 3.10: Fluxograma da metodologia adotada neste trabalho.

3.5 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Ao longo da condução dos ensaios experimentais no Laboratório GFFM, algumas modificações tiveram que ser feitas com relação a proposta inicial definida neste trabalho. Devido a grande solicitação de corpos de prova da liga AL 7050 T-7451 por parte do departamento de engenharia mecânica, não foi possível seguir a metodologia experimental de dois CP's para cada tipo de carregamento. A análise que inicialmente iria conter doze ensaios teve que ser reduzida para somente dois, uma vez que somente dois corpos de prova foram disponibilizados.

Portanto, dois ensaios de fadiga por controle de deformação foram realizados na máquina MTS 810. O primeiro ensaio foi estabelecido para a sequência crescente de carregamento (Sequência ABC) e o segundo para a sequência decrescente de carregamento (Sequência CBA). As sub-seções subsequentes irão elucidar melhor os parâmetros estabelecidos nos ensaios e como a montagem do aparato experimental foi realizada.

3.5.1 Configuração dos parâmetros dos ensaios

Para o correto uso da máquina de ensaios, alguns procedimentos fundamentais devem ser destacados, no que se refere à segurança do equipamento e do corpo de prova. Para evitar danos, deve-se atentar aos limites dos detectores, que são configurados no programa de controle, através do *Station Manager* (Fig. 3.11).

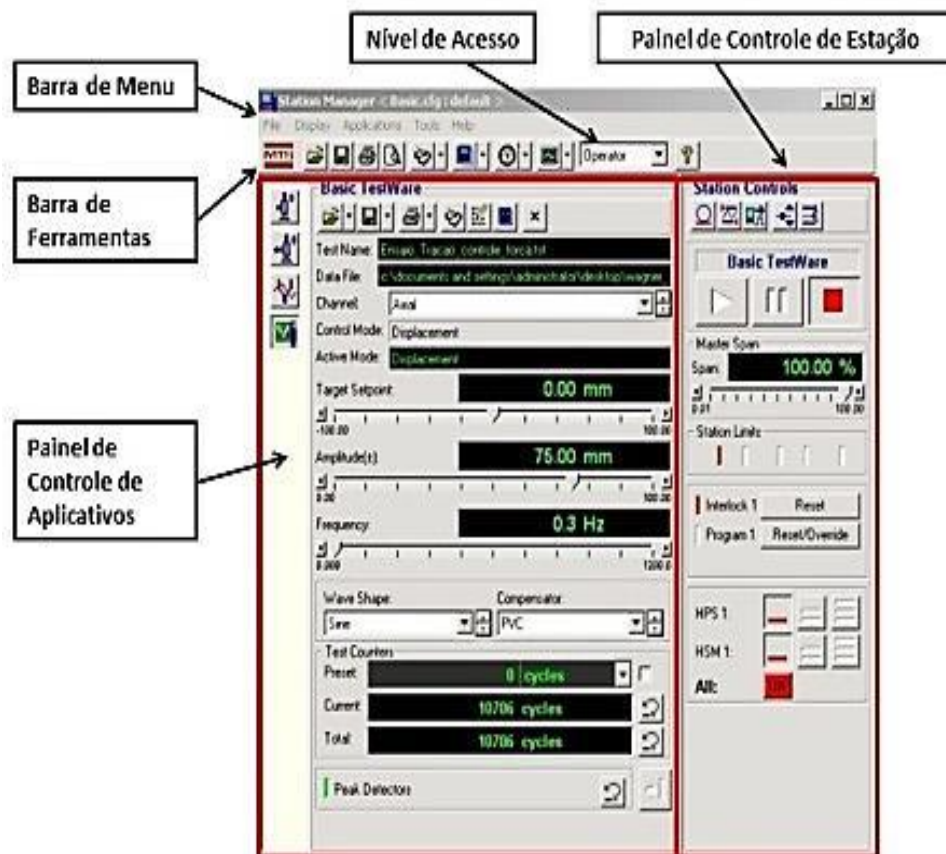


Figura 3.11: Layout da página do Station Manager.

Através do *Station Manager*, é configurado os limites de estação responsáveis pela prevenção de danos ao equipamento. Os limites de estação variam de acordo com a capacidade de cada máquina, e a configuração do ensaio é feita por meio do *software MTS Cyclic Fatigue TestWare* através de atividades de detecção de eventos.

Antes mesmo da instalação do corpo de prova, o operador deve se atentar ao ajuste dos limites dos detectores de força e deslocamento, assim como ações que causarão *interlock* da máquina. Os limites dos detectores são configurados pelo *Station Manager* através do painel *Detectors* conforme mostra a Fig. (3.12). Nele, o usuário pode configurar níveis máximos de força, deslocamento e deformação impostos ao corpo de prova.

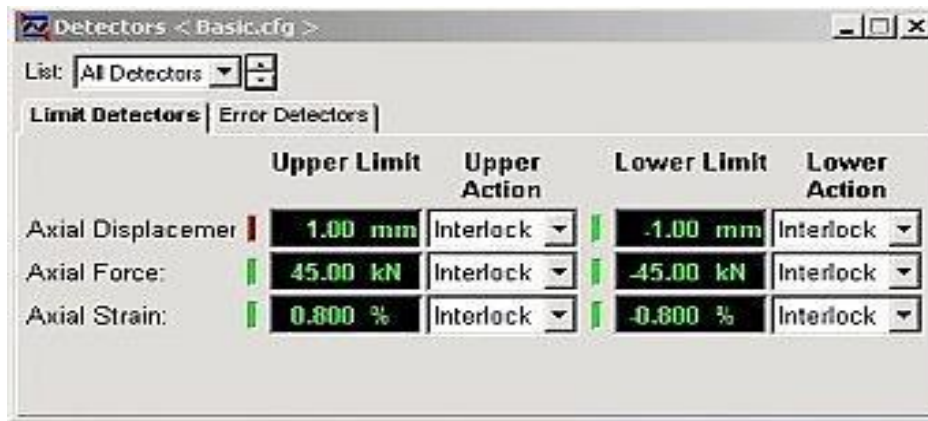


Figura 3.12: Configuração dos detectores de ensaio.

Para a configuração dos valores do interlock, é necessário que o operador tenha uma estimativa para o comportamento mecânico esperado. No caso em estudo, o corpo de prova de diâmetro de $d=10\text{mm}$, comprimento útil $L=40\text{mm}$ e módulo de elasticidade $E=71\text{GPa}$, tem-se que o maior deslocamento submetido ao ensaio (amplitude de deformação de 0.8%) será conforme a Eq. (3.2) abaixo.

$$l = \frac{0.8 \cdot 40}{100} = 0.32 \text{ mm} \quad (3.2)$$

Como o controle do ensaio se dá por deformação é preciso garantir que o ensaio não se interrompa quando o deslocamento atinja um valor próximo a esse valor. Além disso, o aparelho de medição das deformações, o extensômetro, deve estar apto a captar os valores das deformações dentro deste range de deslocamento. Por esse motivo, estipulou-se o valor de +1mm e -1mm para os limites superior e inferior de deslocamento axial, garantindo que o ensaio ocorra dentro do previsto e com uma margem de segurança.

Para o controle de deformação foi estabelecido o valor de +0.9% e -0.9% para os limites superior e inferior respectivamente, pois esses valores de amplitude de deformação estão levemente superiores a situação máxima de 0.8%. Por meio dessa premissa é possível obter os limites superior e inferior de força por meio da Eq. (3.3).

$$F = E \cdot A \cdot \varepsilon = 71 \cdot 10^9 \cdot \pi \cdot 0.005^2 \cdot 0.008 < 45 \text{ kN} \quad (3.3)$$

Estabelecidos os parâmetros de segurança do ensaio mecânico, o passo seguinte é inserir os parâmetros dimensionais e mecânicos do espécime a ser ensaiado assim como a definir o ensaio de fadiga propriamente dito, estipulando o número de ciclos, amplitude de deformação, frequência etc.

Para estipular os parâmetros dimensionais e mecânicos do corpo de prova é preciso configurar o painel *Define Specimen* no menu da *MTS Cyclic Fatigue TestWare*. A Fig. (3.13) a seguir mostra alguns dos parâmetros definidos.

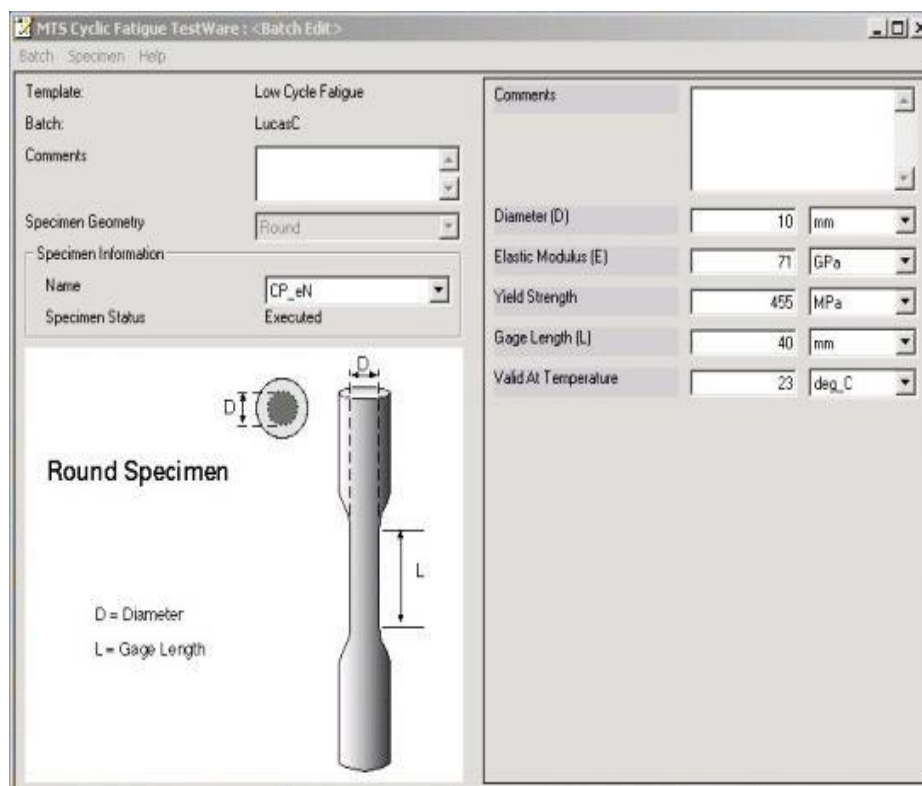


Figura 3.13: Definição dos parâmetros dimensionais e mecânicos do corpo de prova.

A definição dos parâmetros do ensaio é feita no painel *Define Test*, onde alguns critérios precisam ser estabelecidos. Um critério estabelecido para o ensaio foi o formato de onda de carregamento do tipo triangular. Essa forma de carregamento é definida por norma como sendo a mais adequada para ensaios de controle por deformação. Além disso, foi definido que a frequência do carregamento cíclico fosse de 0.25 Hz. Esse valor teve como base os dados do levantamento da curva de deformação-vida da liga AL 7050-T7451, onde a maioria dos ensaios foi realizada nesta frequência.

3.5.2 Instalação do corpo de prova

O ajuste do corpo de prova à máquina deve ser realizado da maneira mais segura possível. Para isto, o posicionamento do atuador deve ser realizado em etapas, através do controle manual e pelo programa *Station Manager*. Para ativar o controle manual dos canais, deve-se abrir a aba painel de controle através da caixa *Manual Command*, e, em seguida, marcar a caixa *Enable Manual Command*. Na aba frontal do programa *Station Manager*, a caixa de controle exclusivo deve estar marcada.

Depois de configurados os limites de operação da máquina e as ações dos detectores, deve-se instalar o corpo de prova na máquina. De acordo com o manual da garra MTS 646.10 (MTS, 2009, pg. 61) utilizado pelas máquinas presentes no laboratório, o procedimento a ser utilizado para a instalação do corpo de prova da maneira mais segura segue a seguinte ordem:

- Ajuste do fornecimento hidráulico da garra para o mínimo;
- Ajustar o controle de força para o mais sensível possível;
- Liberar as garras inferiores e superiores;
- Posicionar o corpo de prova na garra inferior, respeitando a inserção mínima da garra;
- Travar a garra inferior;
- Aplicar a pressão hidráulica ao corpo de prova;
- Descer a garra superior até atingir o nível mínimo de inserção do CP;
- Travar a garra superior.

A instalação do corpo de prova através do controle de deslocamento é possível, porém, alguns cuidados devem ser levados em consideração. Uma vez acionado um deslocamento, o atuador se moverá independente do que estiver em seu caminho, podendo gerar lesões físicas ao operador, assim como danos ao corpo de prova e à máquina.

Após a instalação do corpo de prova, devem-se configurar as posições de offset dos sinais, através da aba *Signal Auto Offset Window*. Este comando é necessário para estabelecer níveis padrão de sinais.

3.5.3 Instalação do extensômetro

Uma vez posicionado o corpo de prova corretamente na máquina de ensaio, o próximo passo consiste em ajustar o extensômetro ao CP. Para que o extensômetro esteja apto a medir as deformações do corpo ensaiado e posteriormente enviar esses sinais para o controlador de forma precisa, é necessário garantir que sua montagem foi feita da forma correta.

As especificações do extensômetro utilizado nos ensaios de fadiga podem ser vistas na Tab. (3.7) a seguir.

Tabela 3.7: Especificações do extensômetro MTS utilizado nos ensaios de fadiga.

MTS - EXTENSÔMETRO					
Model Num:	634.11F-24	Option(s):	NONE	Order ID:	10222272
Serial Num:	10222272C			Part Num:	52-251-808
Gage Length:	25 mm		Nominal Bridge Resistance:	350 Ω	

Para realizar a montagem correta do extensômetro é preciso consultar o manual disponibilizado pelo fabricante. Como o extensômetro será utilizado em um corpo de prova de diâmetro nominal de 10 mm, com base na Fig. (3.14) abaixo se pode ver que as molas de medição que poderão ser utilizadas

devem ser do tamanho 19mm, 22.2mm ou 25.4mm. As molas de 22.2mm foram a opção escolhida para os ensaios.

SPECIMEN DIAMETER		KNIFE EDGE FORCE ON SPECIMEN TABLE FORCE IN GRAMS									
		SPRING FREE LENGTH INCHES (mm)									
INCHES	mm	.50 (12.7)	.62 (15.9)	.75 (19.0)	.87 (22.2)	1.00 (25.4)	1.12 (28.6)	1.25 (31.8)	1.37 (34.9)*	1.50 (38.1)*	
.08	2.0	340									
.12	3.0	670									
.16	4.0	950	440								
.20	5.0		660	300							
.24	6.0		840	480							
.28	7.0		1000	640	340						
.32	8.0			780	495						
.35	9.0			925	620	360					
.39	10.0			1080	750	500	315				
.43	11.0				880	620	470				
.47	12.0				1000	705	585	360			
.51	13.0					825	685	470			
.55	14.0					910	780	580	380		
.59	15.0					1000	865	670	510	415	
.63	16.0						950	760	620	505	
.67	17.0						1030	840	725	580	
.71	18.0							920	815	650	
.75	19.0							990	900	720	
.79	20.0							1035	960	800	

▪ USE TWO SPRINGS CONNECTED END TO END

Figura 3.14: Tabela referente ao comprimento das molas com base nos diâmetros dos corpos de prova (Manual MTS).



Figura 3.15: Corpo de prova montado juntamente com o extensômetro.

Com o extensômetro devidamente montado o passo seguinte consiste basicamente em posicioná-lo adequadamente no centro do CP, ou seja, aproximadamente no meio do comprimento útil de medição. A Fig. (3.15) e (3.16) mostram a configuração da bancada com o corpo de prova devidamente montada e o extensômetro posicionado em seu centro.

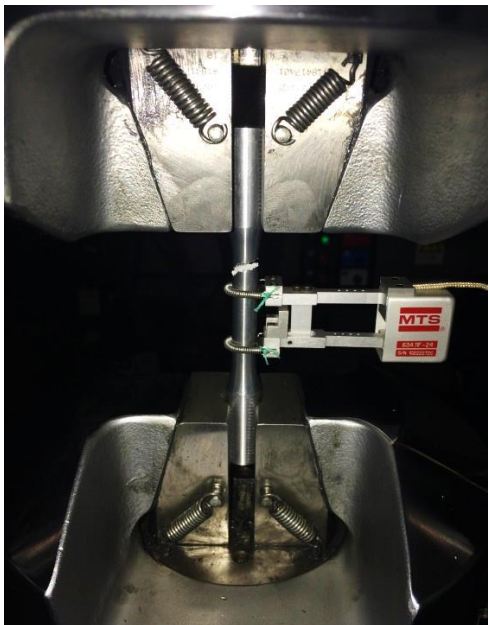


Figura 3.16: Corpo de prova fraturado ao término do ensaio.

Por fim vale ressaltar que antes de se dar início ao ensaio de fadiga é aconselhável realizar um teste inicial onde a máquina irá calcular o módulo de elasticidade do material, aplicando uma força dentro do limite elástico. Esse procedimento é também uma boa maneira pra verificar se o extensômetro está realizando as medições dentro do que se espera, uma vez que o valor do módulo de elasticidade já tem um valor estimado conhecido.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo são discutidos os resultados gerados nos ensaios de laboratório com base na análise de vida em fadiga sobre os métodos de acúmulo de dano de Miner e Mansur. Comparações com diferentes métodos de previsão também serão feitas assim como discussões das curvas de histerese levantadas experimentalmente. O capítulo se subdivide em quatro seções: Análise teórica, Análise experimental, Análise Numérica e Análise Complementar.

4.1 ANÁLISE TEÓRICA

Como mencionado na sessão anterior, os dois métodos de acúmulo de dano utilizados nesse trabalho consiste no método de acúmulo de dano linear (Palmgren-Miner) e o método de Mansur. Além do método de dano linear, o mais utilizado em análise de dano, o método de Mansur foi escolhido por ser de fácil aplicação e por ser uma boa alternativa para carregamentos de blocos de carga bem definidos. Além disso, os outros métodos de acúmulo de dano apresentados neste trabalho requerem constantes específicas do material, tais como as constantes de Marin e o coeficiente de Cortan-Dolan, e como não se tem os valores dessas constantes pra liga 7050 T7451, a análise se restringiu a esses dois métodos somente.

Como a análise de fadiga neste projeto está dentro do escopo da deformação-vida, as equações de previsão por dano em fadiga devem ser ajustadas. As equações de acúmulo de dano adaptadas ao caso da deformação podem ser vistas a seguir.

- Método de acúmulo de dano linear (Palmgren-Miner):

$$D = \sum_{i=0}^k \left(n_i / N_i \right) \quad (4.1)$$

- Método de Mansur:

$$D = \frac{n_1 \cdot \varepsilon_1}{N_1 \cdot \varepsilon_1} + \frac{n_2 \cdot \left(\frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_2}{2} \right)}{N_2 \cdot \varepsilon_2} + \frac{n_3 \cdot \left(\frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3}{3} \right)}{N_3 \cdot \varepsilon_3} + \dots + \frac{n_i \cdot \left(\frac{\varepsilon_1 + \dots + \varepsilon_i}{i} \right)}{N_i \cdot \varepsilon_i} \quad (4.2)$$

Os resultados da previsão de vida foram gerados com um auxílio do software MATLAB, onde se criou uma rotina capaz de calcular os números de ciclos para cada caso analisado. Para se obter o número de ciclos até a falha (N_f), foi utilizada a equação de Basquin-Manson (Eq. (2.13)). Essa equação por se tratar de uma equação não linear e implícita, foi necessária a utilização do recurso de funções do MATLAB, onde o comando `fzero()` foi utilizado para se extrair o valor de N_f . O código criado no software MATLAB está exibido no “ANEXO III”, no fim deste trabalho.

Os resultados gerados pelo o programa estão resumidos na Tab. (4.1) abaixo.

Tabela 4.1: Resultados da previsão de vida por métodos analíticos de acúmulo de dano.

RESULTADOS DE PREVISÃO DE VIDA POR ACÚMULO DE DANO				
Sequência ABC (Crescente)				
Método de Acúmulo de Dano	Bloco 1 (A) [N_f]	Bloco 2 (B) [N_f]	Bloco 3 (C) [N_f]	Total [N_f]
Palmgren-Miner	1598	331	78	2007
Mansur	1598	362	98	2057
Sequência ACB				
Método de Acúmulo de Dano	Bloco 1 (A) [N_f]	Bloco 2 (C) [N_f]	Bloco 3 (B) [N_f]	Total [N_f]
Palmgren-Miner	1598	78	331	2007
Mansur	1598	96	314	2007
Sequência BAC				
Método de Acúmulo de Dano	Bloco 1 (B) [N_f]	Bloco 2 (A) [N_f]	Bloco 3 (C) [N_f]	Total [N_f]
Palmgren-Miner	331	1598	78	2007
Mansur	331	1453	98	1882
Sequência BCA				
Método de Acúmulo de Dano	Bloco 1 (B) [N_f]	Bloco 2 (C) [N_f]	Bloco (A) [N_f]	Total [N_f]
Palmgren-Miner	331	78	1598	2007
Mansur	331	89	1262	1681
Sequência CAB				
Método de Acúmulo de Dano	Bloco 1 (C) [N_f]	Bloco 2 (A) [N_f]	Bloco (B) [N_f]	Total [N_f]
Palmgren-Miner	78	1598	331	2007
Mansur	78	1229	314	1620
Sequência CBA (Decrescente)				
Método de Acúmulo de Dano	Bloco 1 (C) [N_f]	Bloco 2 (B) [N_f]	Bloco (A) [N_f]	Total [N_f]
Palmgren-Miner	78	331	1598	2007
Mansur	78	284	1262	1624

Com base nos resultados calculados para as previsões de vida de fadiga chegam-se as seguintes conclusões:

- O método de acúmulo de dano de Palmgren-Miner produz a mesma previsão de 2007 ciclos, independentemente da sequência de carregamento aplicada. Isso era de se esperar, uma vez que esse método parte do pressuposto que as frações de dano agem linearmente com a aplicação do dano em cada bloco de carga;
- O método de Mansur promoveu uma variação de ciclos previstos até à falha de 437 ciclos, atingindo um patamar superior de número de ciclos para o caso de carregamento crescente e um valor mínimo no caso decrescente. Essa variação corresponde á 26% do número máximo de ciclos obtidos.
- O método de Mansur se mostrou mais conservador para os casos de carregamento com a maior amplitude de tensão sendo aplicada no primeiro bloco de carga, isto é, carregamentos CAB e CBA. Nessas situações as diferenças foram da ordem de 420 ciclos, ou cerca de 20%.
- Nas situações de carregamentos onde a menor amplitude de deformação foi inserida no primeiro bloco de carga, observou-se que os métodos de Mansur e Miner produziram valores bastante próximos.

4.2 ANÁLISE EXPERIMENTAL

Como mencionado na seção referente ao procedimento experimental adotado neste projeto, a análise experimental deste trabalho estará atada aos dados coletados para o ensaio de carregamento crescente (ABC) e o ensaio decrescente (CBA).

Dessa maneira, as subseções subsequentes irão tratar com mais detalhe os resultados obtidos para cada ensaio individualmente, e posteriormente, uma comparação entre os dois casos será feita, onde as discussões finais a respeito do efeito da sequência do carregamento na vida à fadiga do material poderão ser elaboradas.

Será analisado em outra seção o comportamento numérico esperado dos dois ensaios frente aos resultados experimentais, com a exibição dos ciclos de histerese previstos por meio da hipótese de Ramberg-Osgood, levantados com base na Eq. (2.44). Cálculos teóricos, com base nas constantes da liga AL 7050 T7451 obtidas experimentalmente, serão realizados e as previsões de dano serão então comparadas.

Além da análise experimental oriunda dos ensaios realizados no laboratório GFFM, uma seção adicional será incluída neste trabalho com o intuito de enriquecer o estudo do efeito sequencial de carregamento sobre a vida em fadiga. Uma análise detalhada dos dados provenientes de dois ensaios, de dois blocos de carregamento, será apresentada. Os dados gerados nesses ensaios foram coletados pela a aluna KAREN HERNANDÉZ, para sua dissertação de mestrado.

4.2.1 Sequência crescente de carregamento (ABC)

O primeiro ensaio efetuado em laboratório foi o da sequência de blocos crescentes de carregamento. Conforme a metodologia experimental, o carregamento inserido na máquina foi dividido em três blocos de amplitude de deformação constante (0.5%, 0.6% e 0.8%). Os números de ciclos previstos em cada bloco foram determinados através da hipótese de acúmulo de dano linear de Palmgren-Miner, conforme a Tabela (4.1).

A Tabela (4.2) a seguir mostra a comparação entre a proposta teórica inicial e os números de ciclos efetuados no ensaio até o rompimento do corpo de prova.

Tabela 4.2: Números de ciclos até a falha do CP (Carregamento ABC).

	<i>Bloco 1 (A)</i>	<i>Bloco 2 (B)</i>	<i>Bloco 3 (C)</i>	<i>Bloco 4 (A)</i>	<i>Total</i>
Método de Miner (Teórico)	1598	331	78	----	2007
Ensaio MTS	1598	331	78	1012	3019

Como se pode ver na Tab. (4.2) acima, a previsão teórica de dano pelo o método de Miner foi mais conservadora, isto é, inferior ao valor real obtido em laboratório (1012 ciclos).

O perfil dos ciclos de carregamento gerado para a sequência ABC com relação ao tempo está exibido na Fig. (4.1) abaixo.

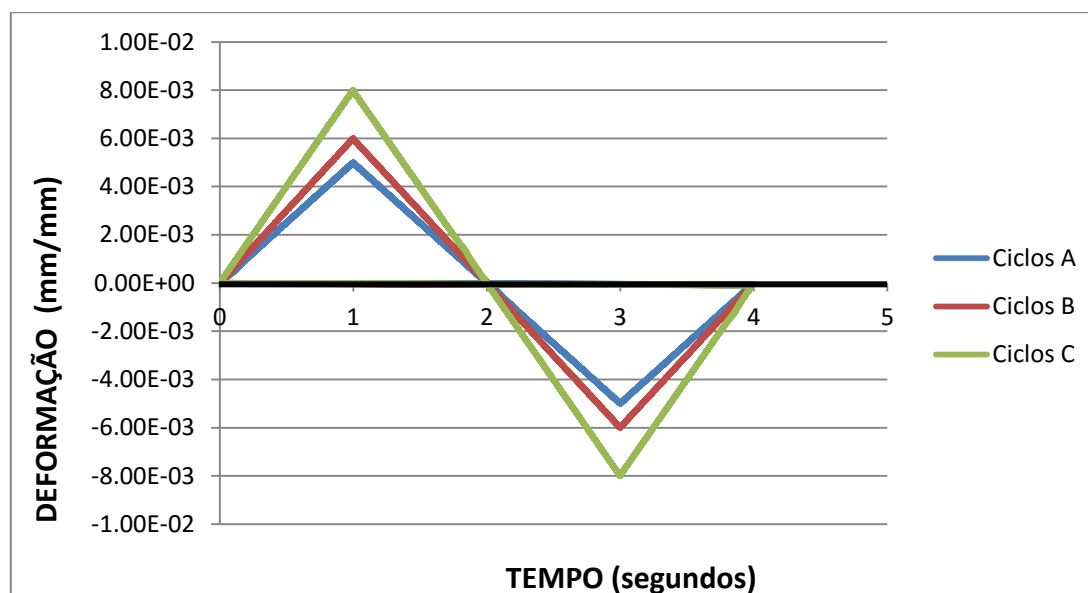


Figura 4.1: Perfil de carregamento deformação vs tempo para a sequência ABC.

Por meio da Fig. (4.1) percebe-se que a máquina MTS 810 conseguiu realizar o ensaio de fadiga por controle de deformação como se esperava. O tempo de 4 segundos para execução de cada ciclo está de acordo com a frequência de ensaio de 0.25 Hz. As amplitudes de deformação referentes a cada bloco também estão de acordo com o estipulado, assim como o formato triangular do perfil de carregamento.

Outra forma de visualizar o comportamento do ensaio cíclico de fadiga é analisando os valores de pico e vales para as variáveis de carga ao longo dos ciclos ensaiados, assim como os valores das componentes médias e alternadas dessas variáveis.

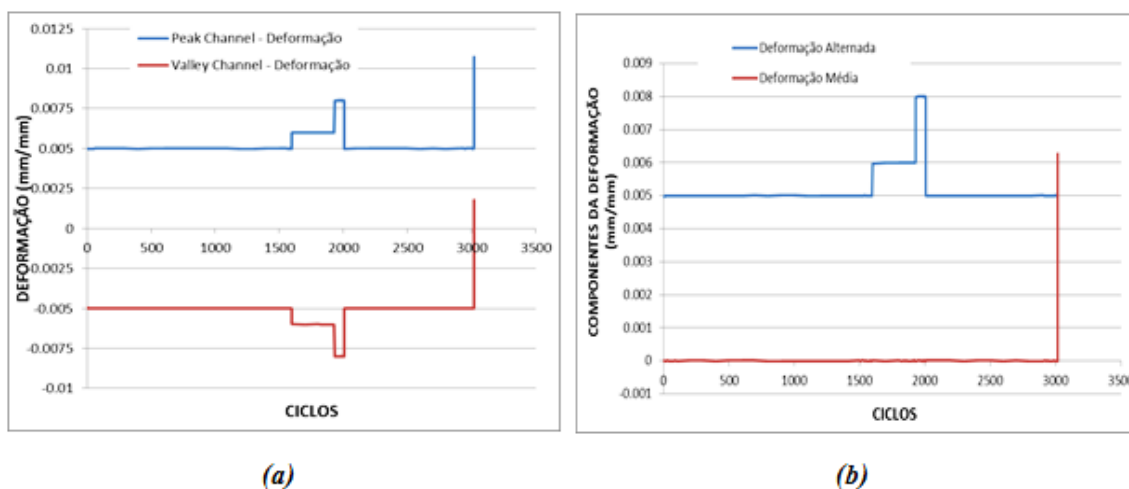


Figura 4.2: Comportamento ao longo dos ciclos do ensaio da: (a) Amplitudes da deformação; (b) Componentes média e alternada da deformação.

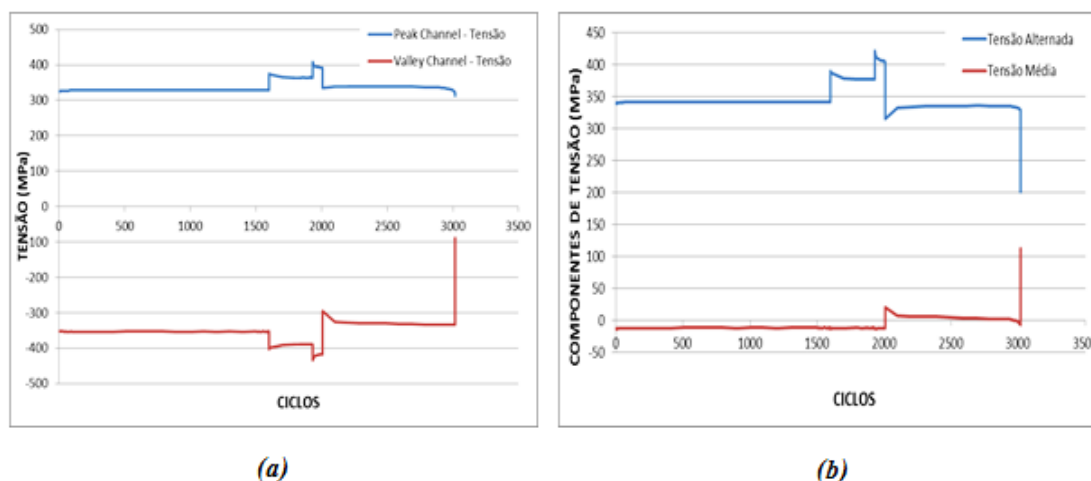


Figura 4.3: Comportamento ao longo dos ciclos do ensaio da: (a) Amplitudes de tensão; (b) Componentes média e alternada de tensão.

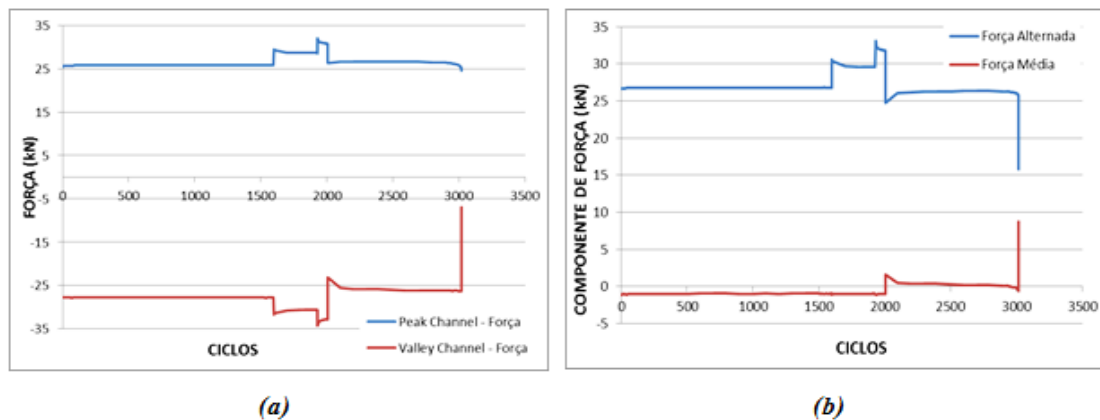


Figura 4.4: Comportamento ao longo dos ciclos do ensaio da: (a) Amplitudes de força; (b) Componentes média e alternada de força.

Através da Fig. (4.2), que exibe o comportamento da deformação ao longo dos ciclos, fica evidente a característica de carregamento completamente reverso ($R = -1$), onde a componente média de deformação é basicamente nula. Os valores dos picos e vales estão aproximadamente simétricos com relação ao eixo das abcissas, como desejável, e os patamares de mudança de blocos de amplitudes visualmente bem definidos.

As Figuras (4.3) e (4.4) mostram o comportamento da tensão e da força ao longo dos ciclos, respectivamente. Nesses gráficos, novamente é evidente o perfil completamente reverso do carregamento, porém em ambos os gráficos é possível ver uma pequena componente média compressiva presente em todo o ensaio.

A componente média compressiva não é levada em conta no método de Basquin-Mason de previsão de vida. Por esse motivo mais adiante na análise desta seção serão utilizados outros métodos de previsão de vida, que levam em consideração o efeito da tensão média, para comparar os resultados experimentais com os métodos teóricos.

Outro importante recurso de análise em um ensaio de fadiga é o levantamento das curvas de histerese. A Fig. (4.5) abaixo mostra as curvas de histerese para o carregamento crescente dos blocos de carga.

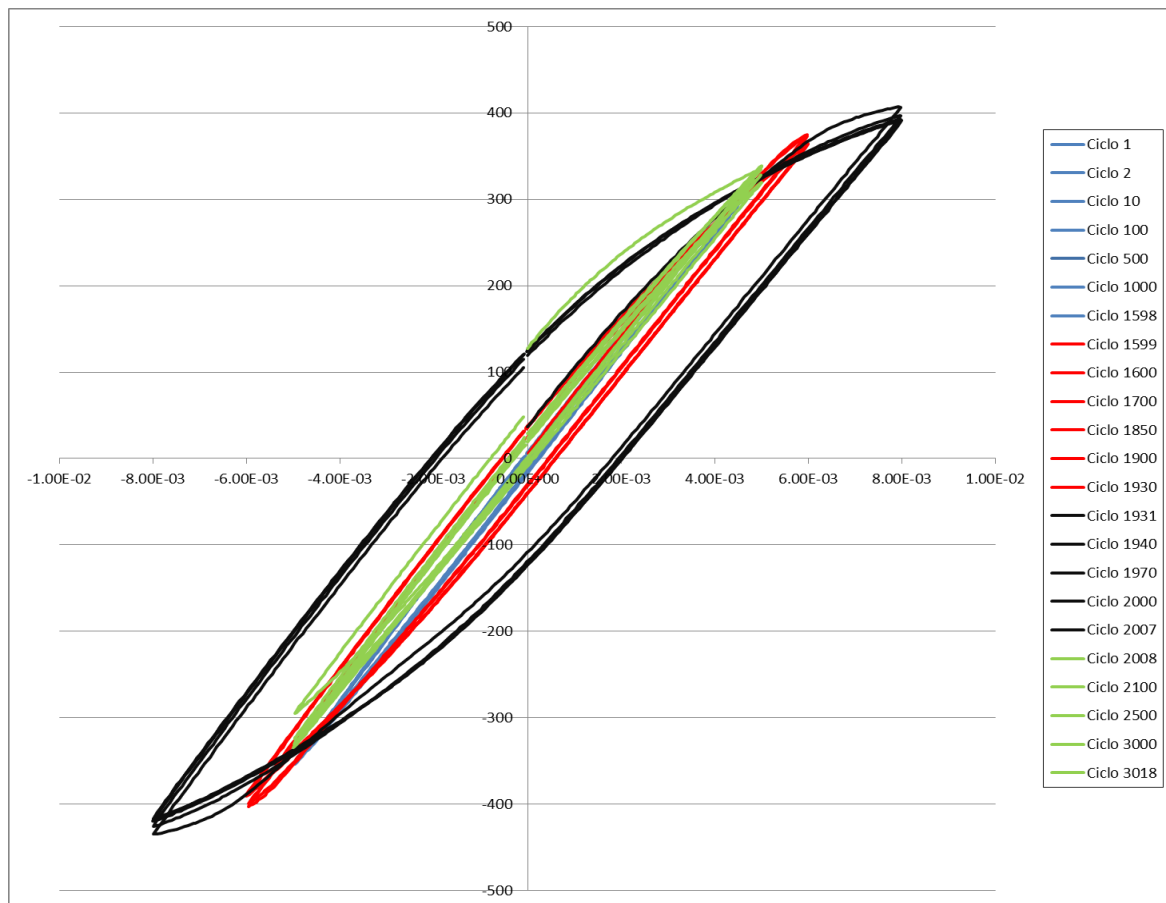


Figura 4.5: Ciclos de Histerese – Carregamento crescente ABC.

Os ciclos de histerese caracterizados pelas as curvas no gráfico acima foram traçados com cores diferentes para diferenciar os blocos de carga do carregamento. Os ciclos de cor azul representam ciclos dentro do primeiro bloco de carga, com amplitude de deformação de 0.005. Os ciclos representados por vermelho por sua vez correspondem a ciclos dentro do segundo bloco de carga, com amplitude de deformação de 0.006. Os ciclos de cor preta mostram o terceiro bloco com amplitude de deformação máxima de 0.008. Como o corpo de prova não rompeu no término do terceiro bloco, os ciclos verdes representam os ciclos residuais até a falha sobre a amplitude de deformação de 0.005 mm/mm.

Como era de se esperar, os ciclos de histerese estão aproximadamente simétricos com relação a origem das coordenadas, sem componente expressiva de deformação média presente, e com uma pequena parcela de tensão média acumulada.

Outra característica vista na Fig. (4.5) é o fato dos ciclos dos blocos A e B serem bastante delgados, devido a predominância da componente elástica da deformação com relação a componente plástica. Para os ciclos de 0.5% de amplitude de deformação, somente 7% dessa deformação total é composta de uma componente plástica. Para o segundo bloco, de 0.6 %, esse valor sobe para

aproximadamente 13% ,e no bloco de maior amplitude a deformação plástica atinge a parcela de 28.5% da deformação total submetida ao corpo de prova.

4.2.2 Sequência decrescente de carregamento (CBA)

O ensaio decrescente, conforme a metodologia foi programado na máquina MTS como tendo três blocos na ordem de 0.8%, 0.6% e 0.5% de amplitude deformação, com os números de ciclos previsto pelo método de acúmulo de dano linear exibidos na Tab. (4.1).

A Tabela (4.3) a seguir mostra a comparação entre a proposta teórica inicial e os números de ciclos efetuados no ensaio até o rompimento do corpo de prova.

Tabela 4.3: Números de ciclos até a falha do CP (Carregamento CBA).

	<i>Bloco 1 (C)</i>	<i>Bloco 2 (B)</i>	<i>Bloco 3 (A)</i>	<i>Total</i>
Método de Miner (Teórico)	78	331	1598	2007
Ensaio MTS	78	331	1226	1635

Por meio da Tab. (4.3) acima, percebe-se que a previsão inicial de Palmgren-Miner nesse caso propôs um número de ciclos maior que o necessário para a ocorrência da falha por fadiga do corpo de prova. Nessa configuração decrescente, o número de ciclos gerados no ensaio teve 372 ciclos a menos que o previsto pelo método teórico.

O perfil dos ciclos de carregamento gerado para a sequência CBA com relação ao tempo está exibido na Fig. (4.6) abaixo:

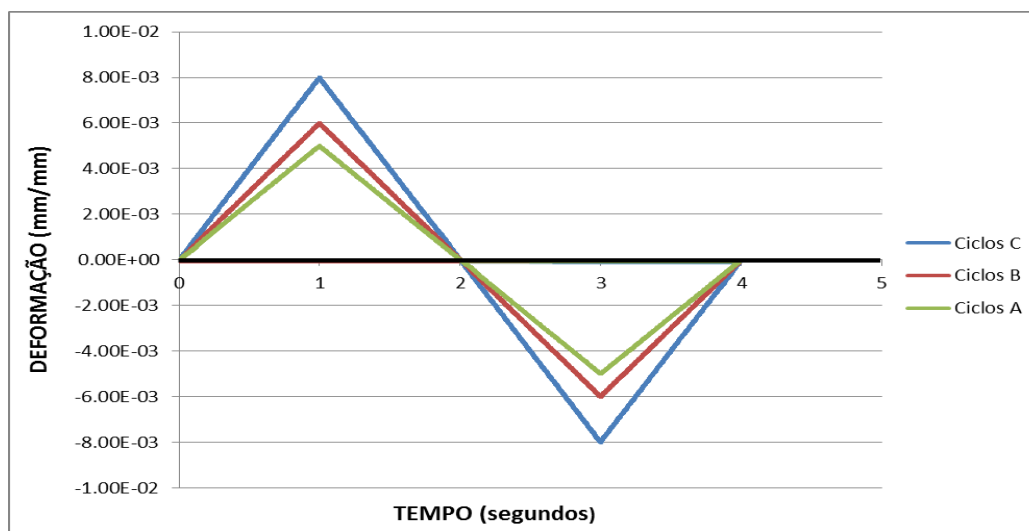


Figura 4.6: Perfil de carregamento deformação vs tempo para a sequência CBA.

Assim como foi ressaltado no caso ABC, o gráfico dos perfis de carregamento cíclicos está de acordo com o que foi proposto na metodologia deste trabalho.

Os gráficos com os valores de picos e vales das variáveis de carga ao longo dos ciclos ensaiados estão exibidos nas Figs. (4.7), (4.8) e (4.9) a seguir.

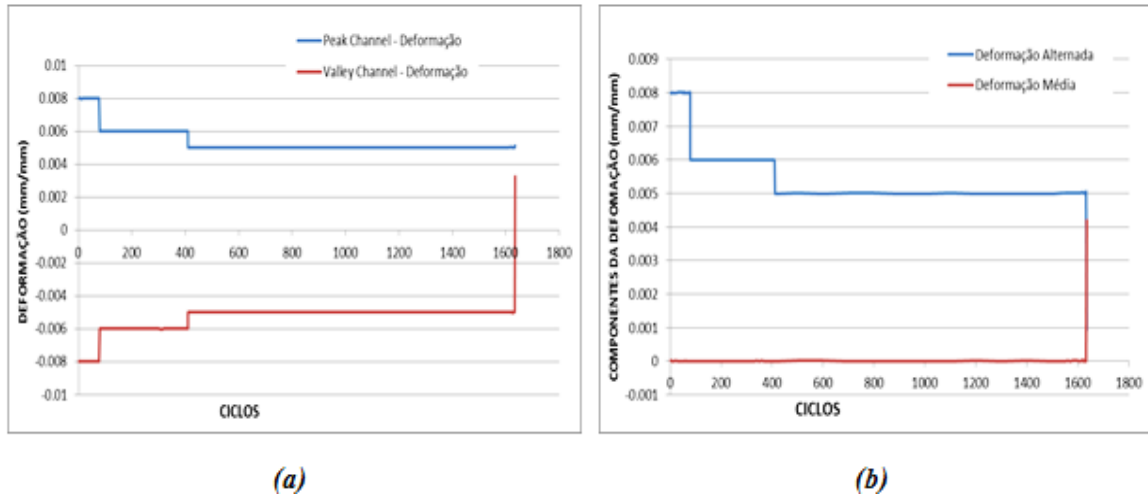


Figura 4.7: Comportamento ao longo dos ciclos do ensaio da: (a) Amplitudes da deformação; (b) Componentes média e alternada da deformação.

Da mesma forma que se identificou o comportamento completamente reverso ($R = -1$) no carregamento crescente, pode-se por meio da Fig. (4.7) observar esse fato no caso decrescente, com a deformação média nula durante todo o ensaio.

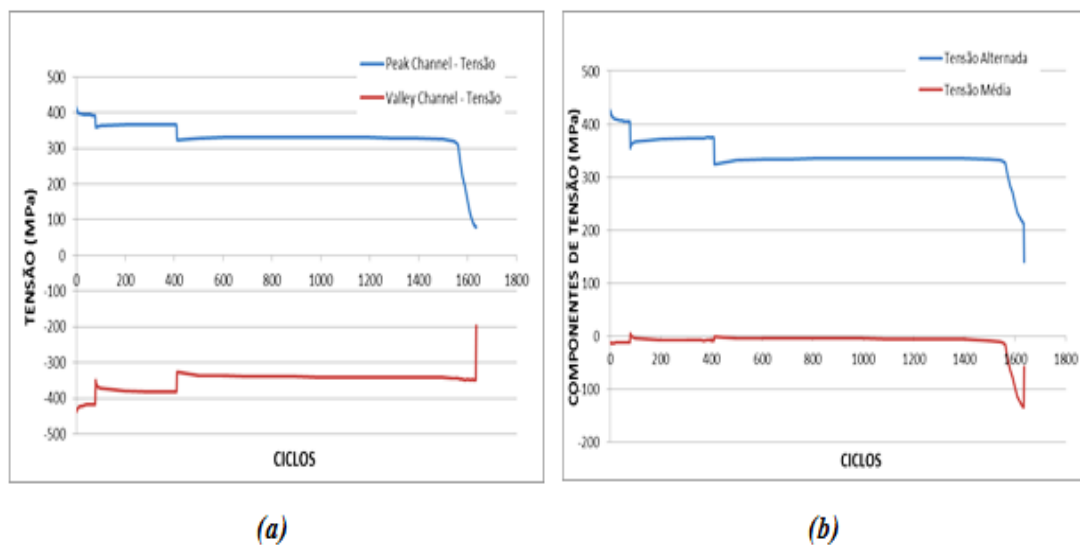


Figura 4.8: Comportamento ao longo dos ciclos do ensaio da: (a) Amplitudes de tensão; (b) Componentes média e alternada de tensão.

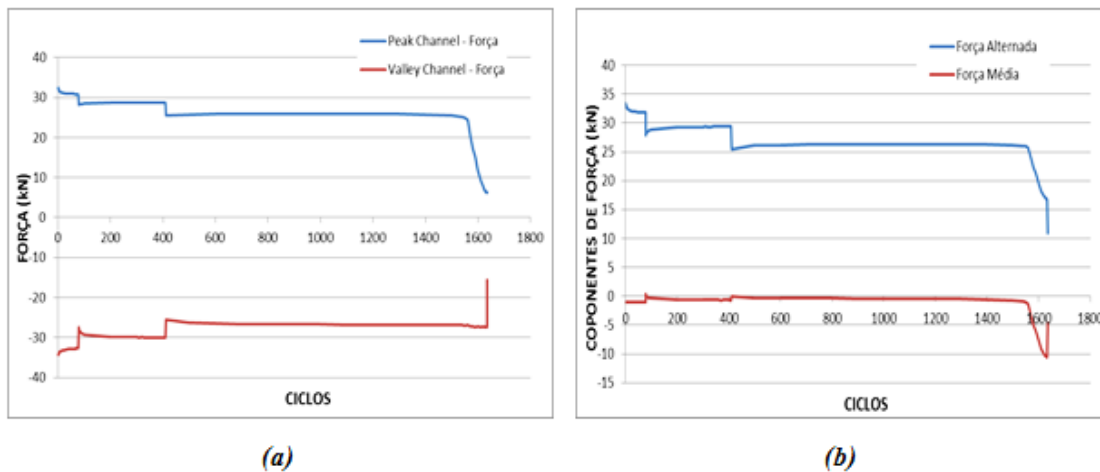


Figura 4.9: Comportamento ao longo dos ciclos do ensaio da: (a) Amplitudes de força; (b) Componentes média e alternada de força.

As Figuras (4.8) e (4.9) mostram o comportamento da tensão e da força ao longo dos ciclos, respectivamente. Esses gráficos, assim como no caso ABC, também representaram o comportamento dentro do esperado, com uma pequena parcela de componente média de tensão e força, algo em torno de 3% do valor da tensão máxima de cada bloco de carga.

Os ciclos de histerese dos blocos de carregamento podem ser visualizados na Fig. (4.10) abaixo:

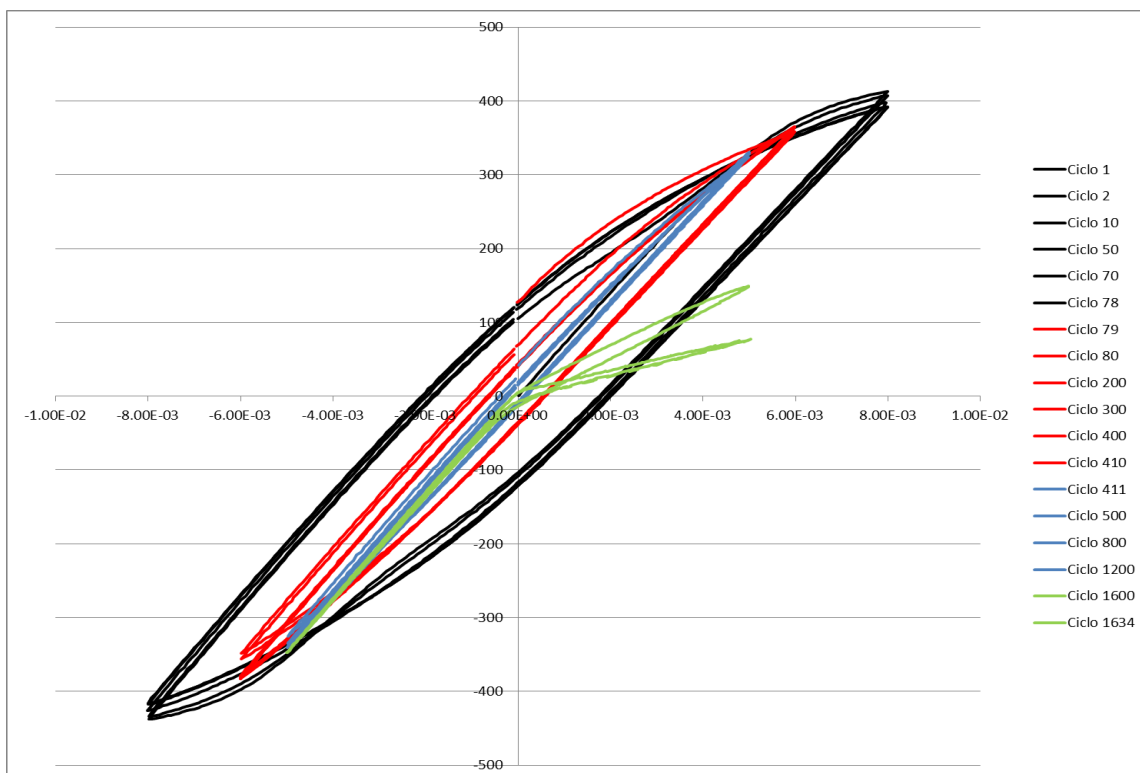


Figura 4.10: Ciclos de Histerese – Carregamento decrescente CBA.

Da mesma maneira que foi estipulado no gráfico do carregamento crescente, os ciclos de histereses de cor azul, vermelha e preta representam respectivamente os ciclos dos blocos A, B e C. Os ciclos de cor verde foram usados para dar destaque ao comportamento do material ensaiado após cerca de 1500 ciclos. Percebe-se que os ciclos verdes (exemplificados pelos os ciclos 1600 e 1634) apresentam um comportamento bastante diferente do restante dos ciclos do último bloco, tornando-se mais horizontais na parte trativa do carregamento.

O fato de o ensaio apresentar uma diminuição da resistência mecânica do material sobre esforços trativos sugere a possibilidade do aparecimento de trincas no corpo de prova. De fato esse comportamento pode ser mais bem visto na Fig. (4.11) abaixo, onde fica bastante evidente a influência de uma trinca na resposta em tração da tensão máxima.

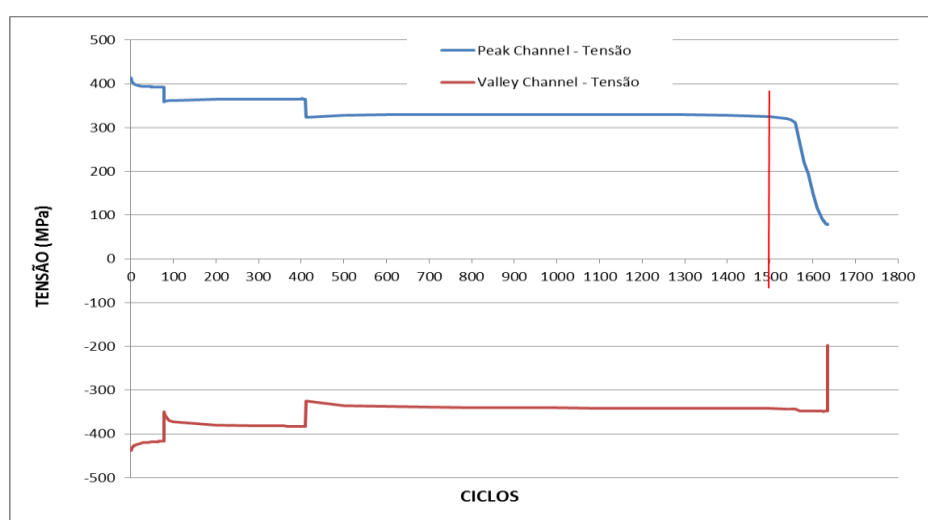


Figura 4.11: Surgimento de trincas em torno de 1500 ciclos ensaiados.

A Figura (4.11) mostra claramente que por volta de 1500 ciclos os dados de resposta em tensão, e consequentemente força, são comprometidos devido ao surgimento de trincas na seção transversal do corpo de prova. Por esse motivo, os dados referentes à análise do carregamento CBA tiveram que ser adaptados de tal forma que a análise de comparação de danos, que será exibida na próxima seção, não fosse comprometida e induzisse a erros.

4.2.3 Análise comparativa entre carregamentos

Esta subseção está reservada a fazer a comparação dos dados dos dois ensaios de sequência de blocos realizados. Em seguida, discussões a respeito do efeito da alternância dos blocos de carga serão feitas.

Primeiramente pode-se observar que houve uma diferença significativa no número de ciclos submetidos ao corpo de prova, até sua falha, entre os dois casos. O carregamento crescente ABC

obteve um número bem maior de ciclos até a falha que o carregamento decrescente CBA, aproximadamente 46% a mais no número de ciclos ensaiados. A Tab. (4.4) abaixo mostra os valores dos números de ciclos até a falha para as duas situações.

Tabela 4.4: Comparação dos números de ciclos até a falha para as duas situações de ensaio.

Carregamento	<i>Bloco 1 (A)</i>	<i>Bloco 2 (B)</i>	<i>Bloco 3 (C)</i>	<i>Bloco 4 (A)</i>	<i>Total</i>
ABC	1598	331	78	1012	3019
Carregamento	<i>Bloco 1 (C)</i>	<i>Bloco 2 (B)</i>	<i>Bloco 3(A)</i>	<i>----</i>	<i>Total</i>
CBA	78	331	1226	<i>----</i>	1635

A seguir, as Tabelas (4.5) e (4.6) exibirão os dados tratados das estimativas de vida em fadiga obtidas pelos dois métodos de acúmulo de dano para o caso ABC e CBA respectivamente.

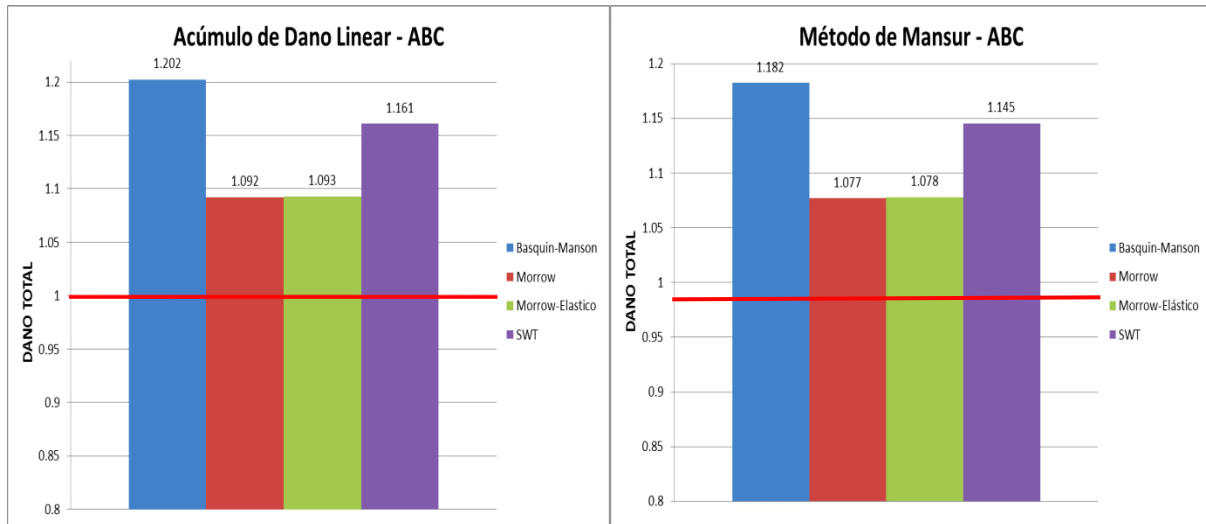
Tabela 4.5: Análise dos dados da Sequência ABC com diferentes métodos de acúmulo de dano e diferentes métodos de previsão de vida.

SEQUÊNCIA CRESCENTE - ABC												
	ϵ_a	ϵ_m	σ_a	σ_m	σ_{max}	n	Previsão de Vida (Nf)		Dano Linear	Total	Mansur	Total
Bloco 1 (A)	0.005	-4.272E-07	340.59	-12.78	327.81	1598	Basquin - Manson	4837.60	0.3303	0.3303	0.3303	0.3303
							Morrow	5972.80	0.2675	0.2675	0.2675	0.2675
							Morrow - Elástico	5970.00	0.2677	0.2677	0.2677	0.2677
							SWT	4901.20	0.3260	0.3260	0.3260	0.3260
	ϵ_a	ϵ_m	σ_a	σ_m	σ_{max}	n	Previsão de Vida (Nf)		Dano Linear	Total	Mansur	Total
Bloco 2 (B)	0.006	1.637E-07	377.40	-12.55	364.86	332	Basquin - Manson	994.08	0.3339	0.6643	0.3176	0.6480
							Morrow	1128.40	0.2942	0.5617	0.2798	0.5474
							Morrow - Elástico	1127.20	0.2945	0.5622	0.2801	0.5478
							SWT	1031.10	0.3219	0.6480	0.3062	0.6323
	ϵ_a	ϵ_m	σ_a	σ_m	σ_{max}	n	Previsão de Vida (Nf)		Dano Linear	Total	Mansur	Total
Bloco 3 (C)	0.008	-8.283E-07	406.07	-12.93	393.15	78	Basquin - Manson	232.67	0.3352	0.9995	0.3093	0.9573
							Morrow	247.19	0.3155	0.8773	0.2911	0.8385
							Morrow - Elástico	246.80	0.3160	0.8782	0.2916	0.8394
							SWT	260.08	0.2999	0.9479	0.2767	0.9090
	ϵ_a	ϵ_m	σ_a	σ_m	σ_{max}	n	Previsão de Vida (Nf)		Dano Linear	Total	Mansur	Total
Bloco 4 (A)	0.005	0.00021	326.97	3.52	330.49	1011	Basquin - Manson	4986.50	0.2027	1.2022	0.2249	1.1822
							Morrow	4708.10	0.2147	1.0920	0.2382	1.0768
							Morrow - Elástico	4708.80	0.2147	1.0929	0.2382	1.0776
							SWT	4747.40	0.2129	1.1608	0.2362	1.1453

Tabela 4.6: Análise dos dados da Sequência CBA com diferentes métodos de acúmulo de dano e diferentes métodos de previsão de vida.

SEQUÊNCIA DECRESCENTE - CBA												
	ϵ_a	ϵ_m	σ_a	σ_m	σ_{max}	n	Previsão de Vida (Nf)		Dano Linear	Total	Mansur	Total
Bloco 1 (C)	0.008	5.093E-07	408.00	-12.68	395.32	78	Basquin - Manson	232.82	0.3350	0.3350	0.3350	0.3350
							Morrow	247.07	0.3157	0.3157	0.3157	0.3157
							Morrow - Elástico	246.69	0.3161	0.3161	0.3161	0.3161
							SWT	255.85	0.3048	0.3048	0.3048	0.3048
	ϵ_a	ϵ_m	σ_a	σ_m	σ_{max}	n	Previsão de Vida (Nf)		Dano Linear	Total	Mansur	Total
Bloco 2 (B)	0.006	-1.700E-06	372.40	-7.47	364.93	332	Basquin - Manson	993.95	0.3340	0.6690	0.3499	0.6850
							Morrow	1071.10	0.3099	0.6256	0.3247	0.6404
							Morrow - Elástico	1070.50	0.3101	0.6263	0.3249	0.6411
							SWT	1030	0.3223	0.6271	0.3377	0.6426
	ϵ_a	ϵ_m	σ_a	σ_m	σ_{max}	n	Previsão de Vida (Nf)		Dano Linear	Total	Mansur	Total
Bloco 3 (A)	0.005	4.505E-06	333.64	-4.78	328.86	1225	Basquin - Manson	4817.60	0.2542	0.9233	0.2830	0.9680
							Morrow	5209.30	0.2351	0.8608	0.2617	0.9022
							Morrow - Elástico	5208.30	0.2352	0.8615	0.2617	0.9029
							SWT	4796.50	0.2553	0.8825	0.2842	0.9268

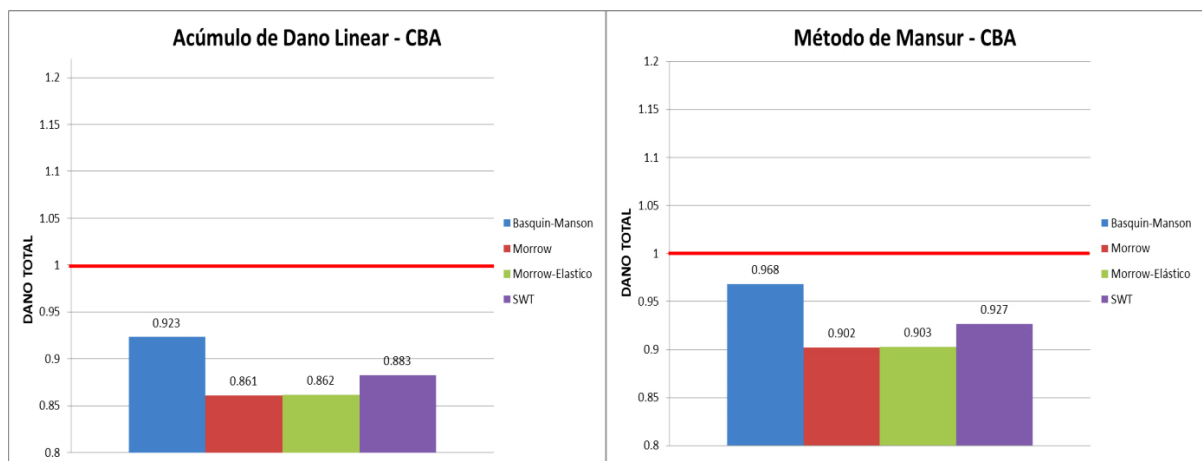
Uma outra maneira de visualizar os dados exibidos nas Tabelas (4.5) e (4.6) é por meio de gráficos de barras, onde os resultados dos danos totais obtidos por cada método podem ser comparados. As Figuras (4.12) e (4.13) a seguir mostram os gráficos de dano para a sequência ABC e CBA respectivamente.



(a)

(b)

Figura 4.12: Danos totais associados aos quatro diferentes métodos de previsão de vida à fadiga para o carregamento ABC de acordo com: (a) Método de acúmulo de dano linear; (b) Método de Mansur.



(a)

(b)

Figura 4.13: Danos totais associados aos quatro diferentes métodos de previsão de vida à fadiga para o carregamento CBA de acordo com: (a) Método de acúmulo de dano linear; (b) Método de Mansur.

Além dos gráficos de danos totais, as Figuras (4.14) e (4.15) a seguir mostram a evolução das parcelas de dano ao longo dos ciclos de carga para os dois tipos de método de acúmulo de dano utilizados. Nesses gráficos se utilizou somente o caso de Basquin-Manson, que não considera o efeito

da tensão média na previsão de vida, e o método de Morrow, que inclui a tensão média no cálculo da vida.

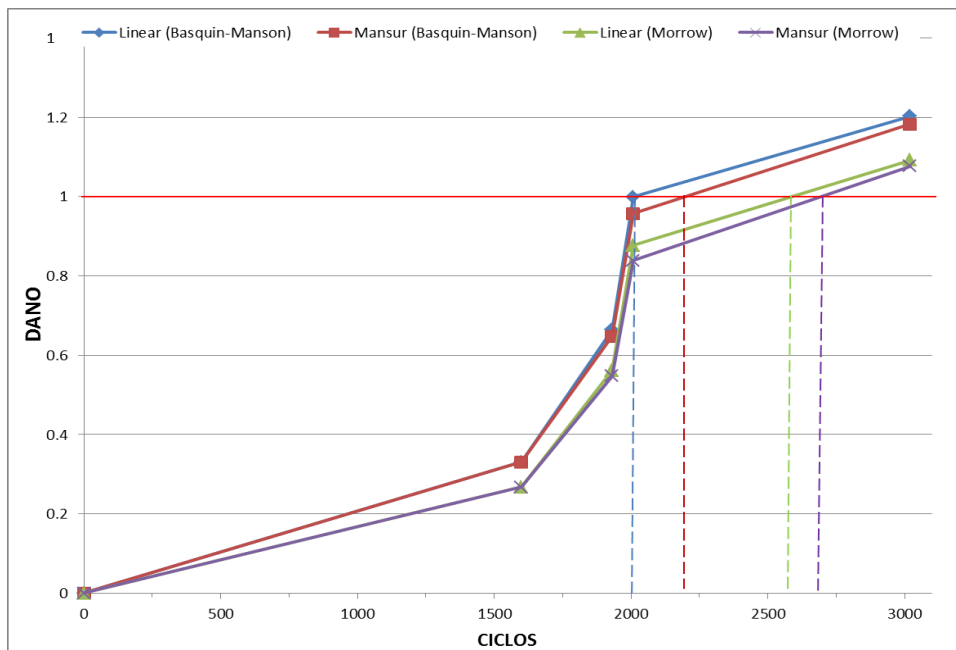


Figura 4.14: Parcela de danos acumulados por ciclos do carregamento ABC para diferentes métodos de acúmulo de dano.

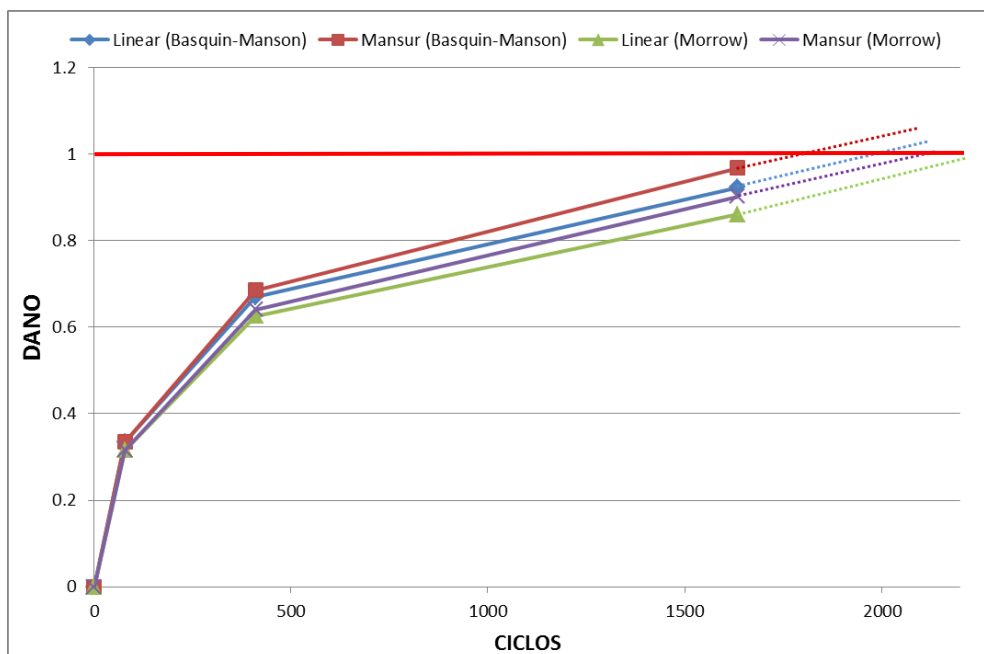


Figura 4.15: Parcela de danos acumulados em cada bloco de carga do carregamento CBA para diferentes métodos de acúmulo de dano.

Com base nos resultados exibidos nas Tabelas (4.5) e (4.6), assim como os gráficos gerados a partir das mesmas, as seguintes considerações podem ser feitas:

1. Houve uma diferença significativa no número de ciclos até a falha entre o carregamento crescente (3019 ciclos) e decrescente (1635), aproximadamente 46% a mais para o caso ABC.
2. O corpo de prova do carregamento ABC rompeu com um número de ciclos superior a todas as previsões teóricas de vida à fadiga, levando em consideração os dois métodos diferentes de acúmulo de dano, conforme se pode ver nos gráficos da Fig. (4.12). Para o caso CBA observou-se o inverso, todas as previsões indicaram um número maior de ciclos até falha do que o obtido experimentalmente, conforme se verifica na Fig. (4.13).
3. Os resultados das previsões de dano, em todos os casos, foram satisfatórias, com valores bem próximos de 1, com variações de $\pm 20\%$.
4. Por meio dos dados das Tabelas (4.5) e (4.6), o método de Mansur produziu melhores estimativas para os dois tipos de carregamento, com os valores de dano acumulado próximos do valor unitário ideal (Dano =1). No caso ABC os valores de dano tiveram uma diferença aproximadamente de 0.02 com relação ao método linear de Miner, e no caso CBA a diferença entre os métodos de acúmulo foi maior, algo em torno de 0.04.
5. Os métodos de previsão de vida de Morrow, Morrow-Elástico e SWT produziram previsões de vidas maiores em todos os blocos de carregamento, com exceção do último bloco de carga do carregamento CBA. Esse resultado está associado ao fato de existir uma componente média compressiva de tensão nos dois ensaios. A tensão média negativa, mesmo que em pequenas proporções (algo em torno de 3% da tensão máxima) atua como um inibidor à falha por fadiga, por dificultar o crescimento e a propagação de trincas.
6. O método SWT produziu previsões de dano intermediárias, tanto no método linear como no de Mansur para ambos os carregamentos.

4.3 ANÁLISE NUMÉRICA DOS CARREGAMENTOS

Nesta seção, uma análise numérica será realizada para os dois tipos de carregamentos ensaiados. Dessa maneira, serão construídos ciclos de histerese com base na hipótese de Ramberg-Osgood, com o auxílio dos parâmetros do material obtidos experimentalmente e com o auxílio do *software* MATLAB. Os resultados obtidos a partir desses ciclos serão então comparados a resposta experimental.

Cálculos das previsões teóricas de dano em fadiga, seguindo a metodologia experimental, também serão feitas para efeitos comparativos.

4.3.1 Carregamento crescente (ABC)

Os parâmetros do material utilizados na análise teórica estão definidos na Tab. (3.4) deste trabalho. Segundo a metodologia experimental, o carregamento ABC atende os critérios conforme a Tab. (4.7) abaixo.

Tabela 4.7: Parâmetros teóricos do carregamento ABC.

	<i>Ciclos</i>	ϵ_m	ϵ_a
Bloco 1 (A)	1598	0.00%	0.50%
Bloco 2 (B)	332	0.00%	0.60%
Bloco 3 (C)	78	0.00%	0.80%
Bloco 4 (A)	1011	0.00%	0.50%

Os ciclos de histerese levantados na hipótese de Ramberg-Osgood estão exibidos nas figuras a seguir. Nelas, estão incluídos também os ciclos experimentais.

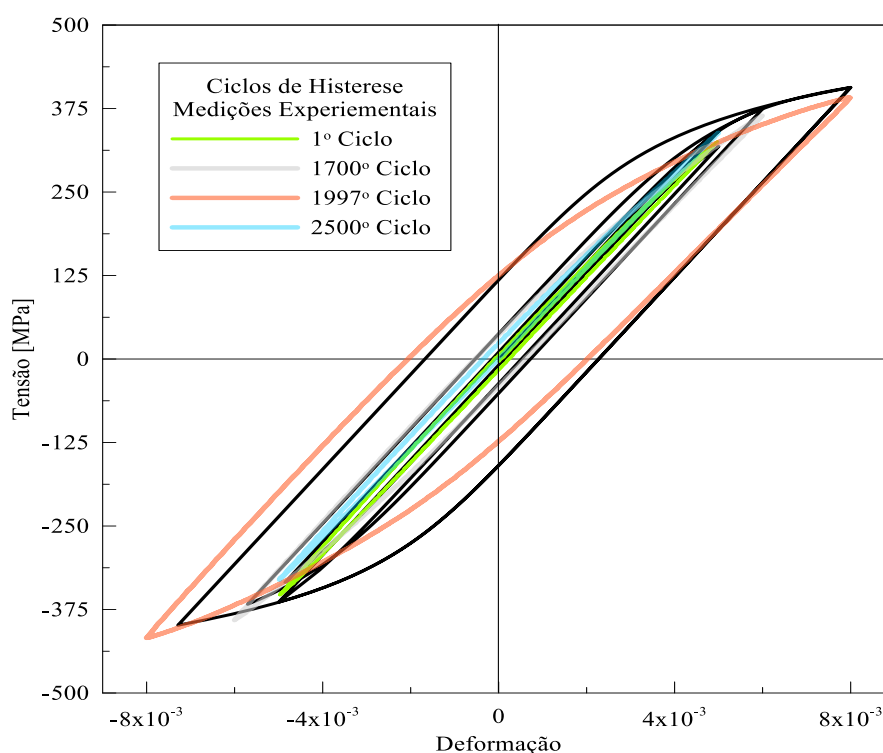


Figura 4.16: Ciclos de histerese para o carregamento ABC (ciclos teóricos em preto).

A evolução dos ciclos ao longo do ensaio pode ser visto nas Figuras (4.17), (4.18) e (4.19), que ilustram os blocos 1, 3 e 4 respectivamente.

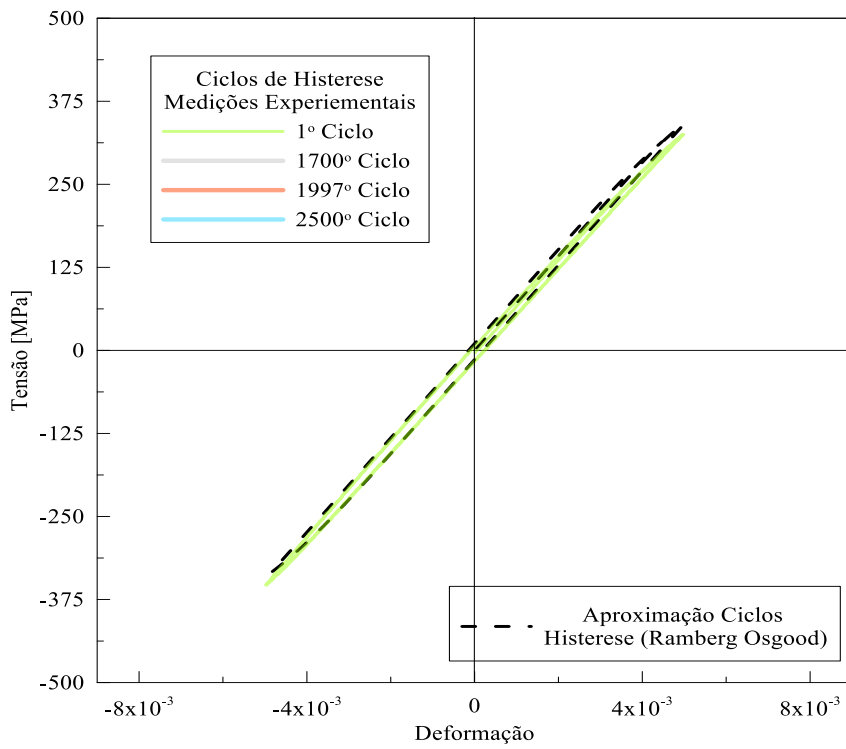


Figura 4.17: Comparação entre os ciclos teóricos e experimentais do primeiro bloco de carga (primeiro ciclo).

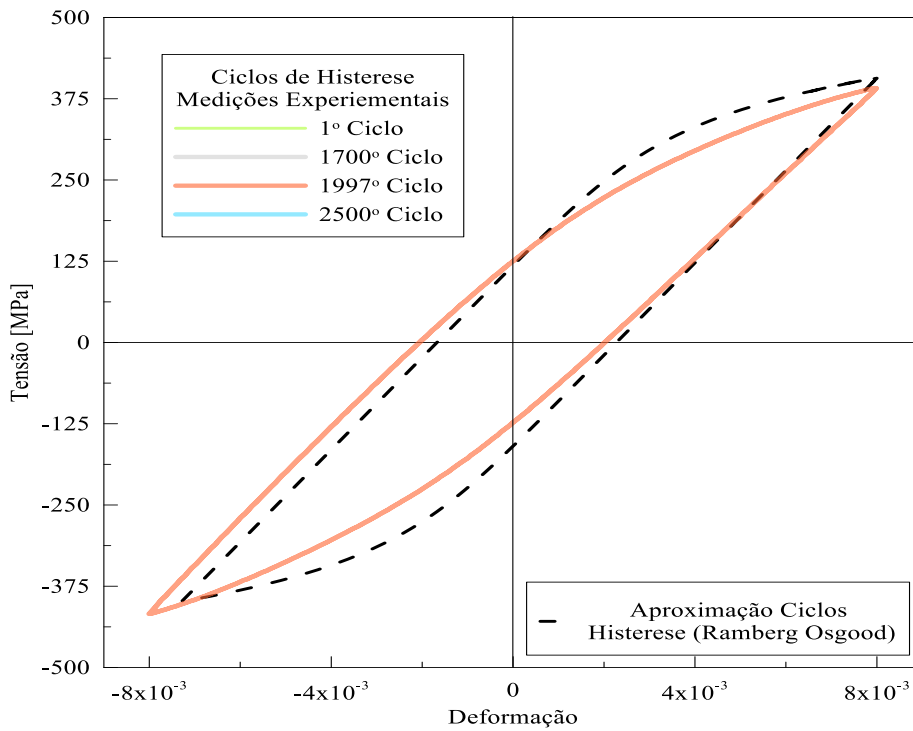


Figura 4.18: Comparação entre os ciclos teóricos e experimentais do terceiro bloco de carga (ciclo 1997).

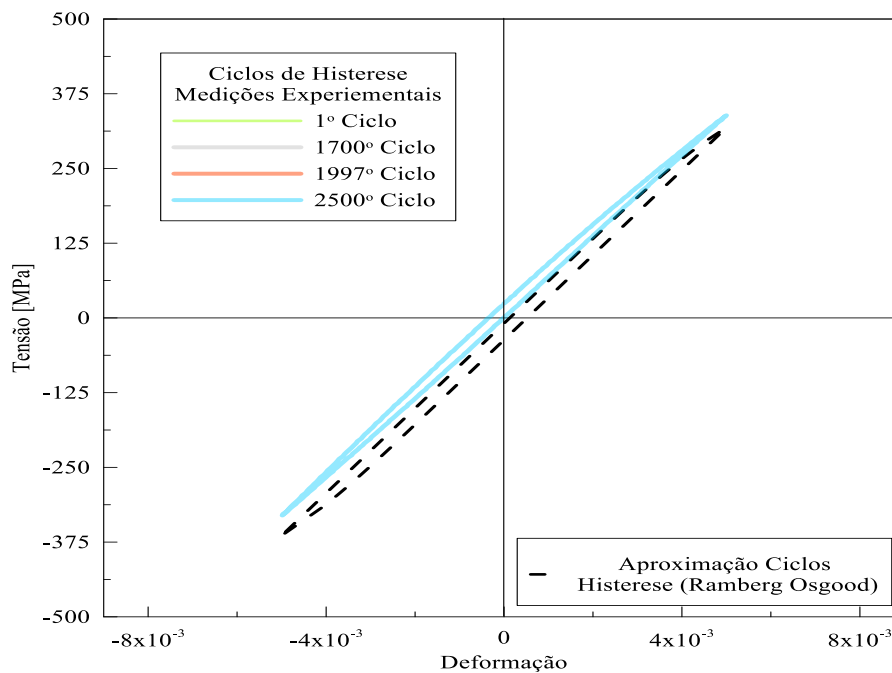


Figura 4.19: Comparação entre os ciclos teóricos e experimentais do quarto de carga.

Com base na análise comparativa dos ciclos de histerese, percebe-se que os ciclos do primeiro bloco se aproximaram muito bem com a hipótese teórica. Na Fig. (4.18), que corresponde ao bloco de maior deformação, percebe-se um desvio entre os valores experimentais e teóricos. O material nesse caso começa a sofrer um amolecimento cíclico na parte de tração, sem atingir um comportamento estabilizado da tensão versus deformação.

As estimativas das características da curva $\sigma - \varepsilon$ calculada com base na equação de Ramberg-Osgood estão exibidas na Tab. (4.8).

Tabela 4.8: Estimativas teóricas com base nos ciclos de histerese para o carregamento ABC.

Bloco	Ciclos	σ_{max}	σ_{min}	ε_{max}	ε_{min}	σ_{med}	σ_{alt}	ε_{med}	ε_{alt}
1	1598	341.2	-341.2	0.50%	-0.50%	0.0	341.2	0.00%	0.50%
2	332	374.7	-374.7	0.60%	-0.60%	0.0	374.7	0.00%	0.60%
3	78	406.6	-406.6	0.80%	-0.80%	0.0	406.6	0.00%	0.80%
4	1011	318.2	-364.2	0.50%	-0.50%	-23.0	318.2	0.00%	0.50%

As estimativas de dano acumulado com os cálculos teóricos estão exibidas na Tab. (4.9) abaixo:

Tabela 4.9: Estimativas de dano acumulado com base em valores teóricos.

ESTIMATIVA TEÓRICA DE DANO ACUMULADO - ABC						
Bloco	Métodos de Previsão de Vida (Nf)		Dano Linear	Total	Dano Mansur	Total
	Bloco 1	Basquin - Manson	4837	0.33	0.33	0.33
Morrow		4837	0.33	0.33	0.33	0.33
Morrow - Elástico		4837	0.33	0.33	0.33	0.33
SWT		3841	0.42	0.42	0.42	0.42
Métodos de Previsão de Vida (Nf)		Dano Linear	Total	Dano Mansur	Total	
Bloco 2	Basquin - Manson	994	0.33	0.66	0.32	0.65
	Morrow	994	0.33	0.66	0.32	0.65
	Morrow - Elástico	994	0.33	0.66	0.32	0.65
	SWT	912	0.36	0.78	0.35	0.76
	Métodos de Previsão de Vida (Nf)		Dano Linear	Total	Dano Mansur	Total
Bloco 3	Basquin - Manson	232	0.34	1.00	0.31	0.96
	Morrow	232	0.34	1.00	0.31	0.96
	Morrow - Elástico	232	0.34	1.00	0.31	0.96
	SWT	235	0.33	1.10	0.31	1.07
	Métodos de Previsão de Vida (Nf)		Dano Linear	Total	Dano Mansur	Total
Bloco 4	Basquin - Manson	4986	0.21	1.21	0.22	1.18
	Morrow	5742	0.18	1.18	0.19	1.15
	Morrow - Elástico	6508	0.16	1.16	0.17	1.13
	SWT	5844	0.17	1.28	0.19	1.25
	Métodos de Previsão de Vida (Nf)		Dano Linear	Total	Dano Mansur	Total

Com base na tabela acima, fica evidente que as previsões teóricas com base nos ciclos de Ramberg-Osgood produziram acúmulos de dano bem próximos aos valores experimentais. As Figuras (4.20) e (4.21) a seguir mostram os gráficos comparativos entre os acúmulos de dano obtido.

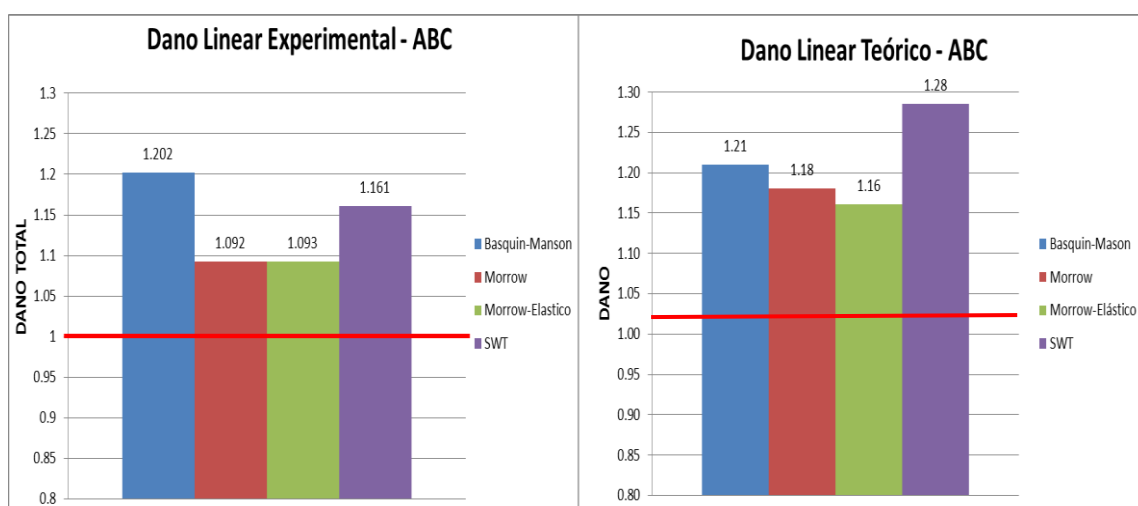


Figura 4.20: Comparação das estimativas de dano pelo o método linear.

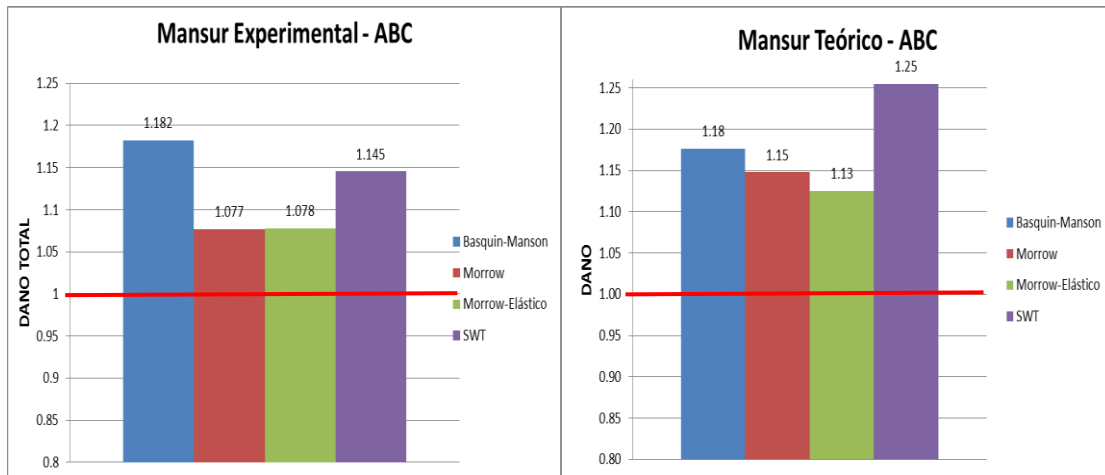


Figura 4.21: Comparação das estimativas de dano pelo o método de Mansur.

Observa-se nos gráficos das Figuras (4.20) e (4.21) que as estimativas de dano teóricas foram maiores, ou seja, mais conservadoras, nos dois métodos de acúmulo de dano estudado. Entretanto a diferença entre o caso numérico e o obtido experimentalmente foi pouca expressiva.

O método SWT foi o que produziu maior valor de dano para os dois métodos. Este fato se deve ao valor da tensão máxima teórica, que foi maior que a verificada pela a máquina. Os métodos de Morrow e Morrow-Elástico divergiram do método de Basquin-Manson apenas no quarto bloco de carga, onde os ciclos de histerese gerados pela a hipótese de Ramberg-Osgood no MATLAB apresentaram uma componente média de tensão de -23 MPa.

4.3.2 Carregamento decrescente (CBA)

Seguindo a mesma linha de análise utilizada no caso ABC, os ciclos de histerese gerados numericamente no *software* MATLAB com base na hipótese de Ramberg-Osgood estão exibidos nas Figuras (4.22), (4.23), (4.24) e (4.25) a seguir. Nesses gráficos também se pode ver os ciclos experimentais de cada bloco de carga, para efeitos comparativos.

A Fig. (4.22) exhibe a evolução dos ciclos durante todo o carregamento, enquanto as demais figuras exibem o comportamento individual de cada bloco. Assim como se verificou no caso crescente, os ciclos de histerese para o bloco de maior amplitude de deformação (bloco 1) sofreram amolecimento cíclico, como se pode verificar na Fig. (4.23). O bloco intermediário, entretanto já teve um comportamento bem próximo do esperado pela a hipótese de Ramberg-Osgood, conforme a Fig. (4.24).

Por fim, o último bloco de carga evidencia a presença da trinca com base no ciclo 1600 da Fig. (4.25). Fica bem nítido que o surgimento da trinca deslocou o ciclo de histerese para bem longe do esperado pelo o método numérico.

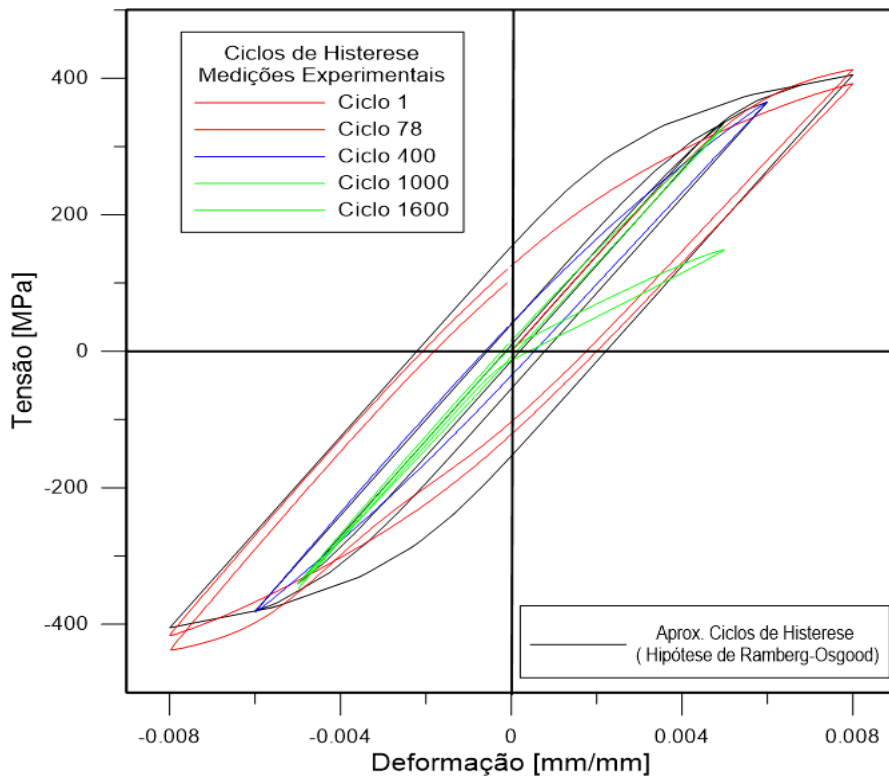


Figura 4.22: Evolução dos ciclos de histerese para o carregamento decrescente CBA.

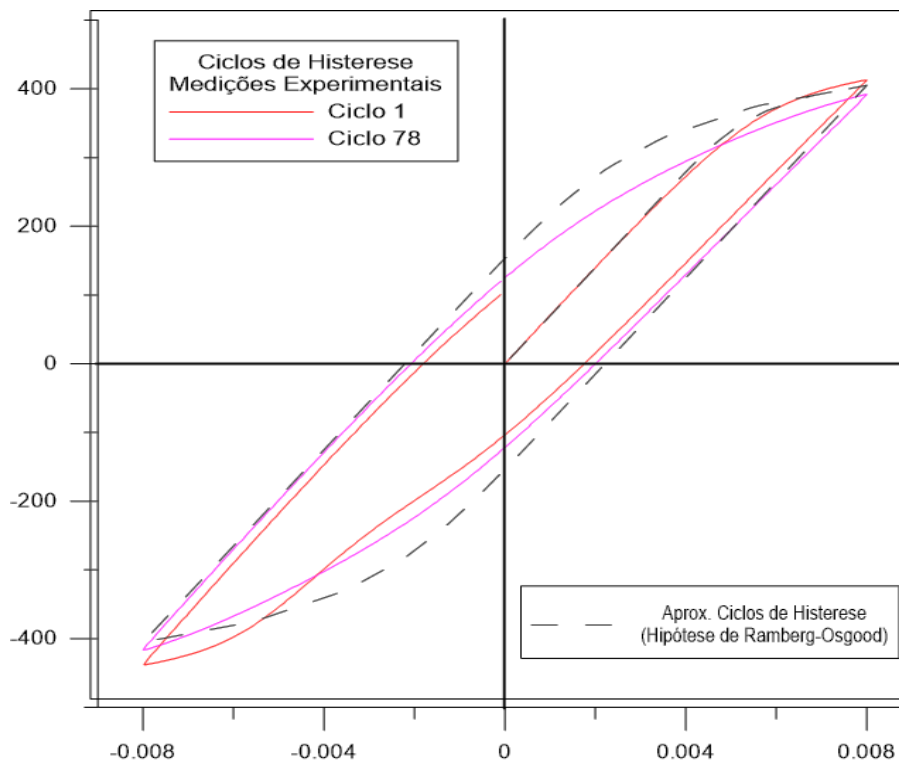


Figura 4.23: Comparação entre os ciclos teóricos e experimentais do primeiro bloco de carga.

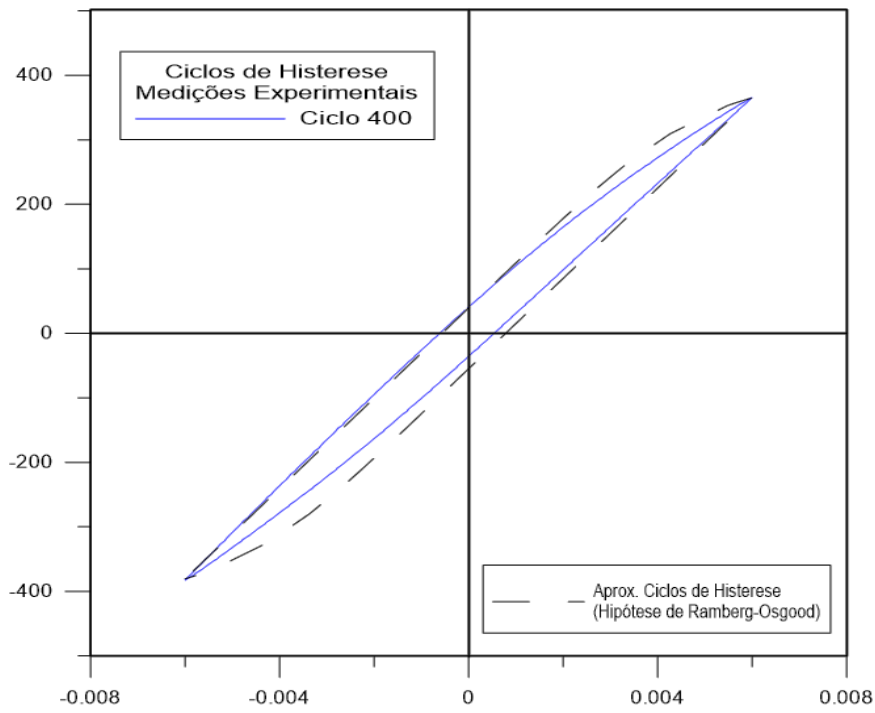


Figura 4.24: Comparação entre os ciclos teóricos e experimentais do segundo bloco de carga.

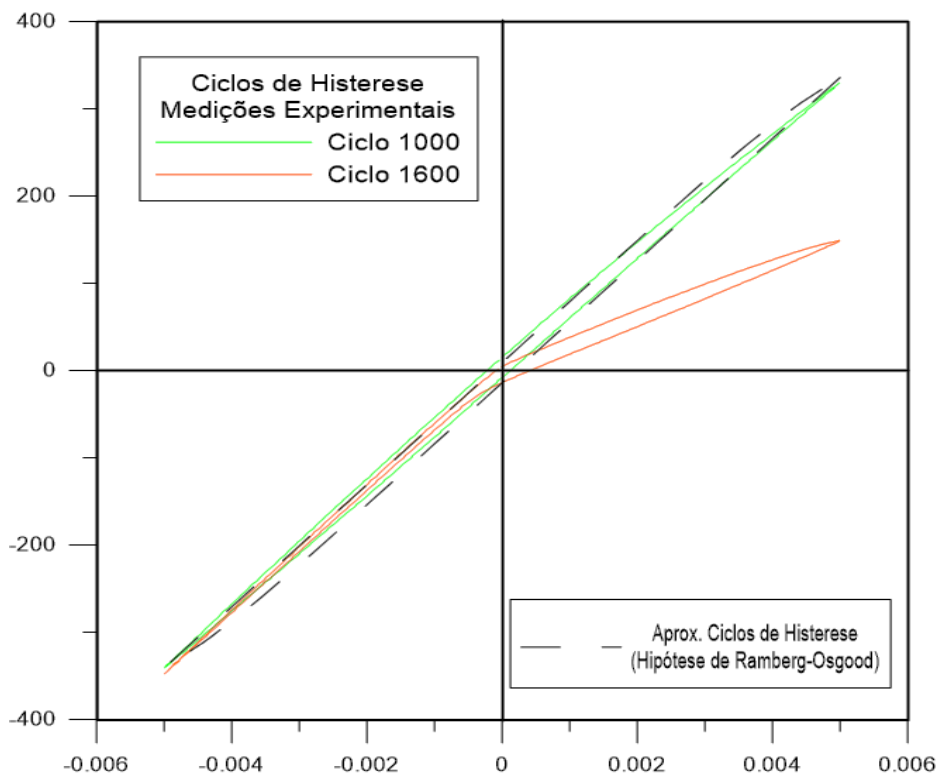


Figura 4.25: Comparação entre os ciclos teóricos e experimentais do terceiro bloco de carga.

As estimativas das características da curva $\sigma - \epsilon$ calculada com base na equação de Ramberg-Osgood estão exibidas na Tab. (4.10).

Tabela 4.10: Estimativas teóricas com base nos ciclos de histerese para o carregamento CBA.

<i>Bloco</i>	<i>Ciclos</i>	σ_{max}	σ_{min}	ϵ_{max}	ϵ_{min}	σ_{med}	σ_{alt}	ϵ_{med}	ϵ_{alt}
1	78	405.10	-405.10	0.80%	-0.80%	0.0	405.10	0.00%	0.80%
2	332	365.25	-380.49	0.60%	-0.60%	-7.62	374.7	0.00%	0.60%
3	1225	335.98	-340.79	0.50%	-0.50%	-2.41	406.6	0.00%	0.50%

As estimativas de dano acumulado com base nos cálculos teóricos estão exibidas na Tab. (4.11) abaixo:

Tabela 4.11: Estimativas de dano acumulado com base em valores teóricos.

ESTIMATIVA TEÓRICA DE DANO ACUMULADO - CBA						
	Métodos de Previsão de Vida (Nf)		Dano Linear	Total	Dano Mansur	Total
	Bloco 1	Basquin - Manson	232	0.34	0.34	0.34
Morrow		232	0.34	0.34	0.34	0.34
Morrow - Elástico		232	0.34	0.34	0.34	0.34
SWT		237	0.33	0.33	0.33	0.33
	Métodos de Previsão de Vida (Nf)		Dano Linear	Total	Dano Mansur	Total
	Bloco 2	Basquin - Manson	993	0.33	0.67	0.35
Morrow		1072	0.31	0.65	0.32	0.66
Morrow - Elástico		1072	0.31	0.65	0.32	0.66
SWT		1025	0.32	0.65	0.34	0.67
	Métodos de Previsão de Vida (Nf)		Dano Linear	Total	Dano Mansur	Total
	Bloco 3	Basquin - Manson	4794	0.26	0.93	0.28
Morrow		4986	0.25	0.89	0.27	0.93
Morrow - Elástico		4986	0.25	0.89	0.27	0.93
SWT		4208	0.29	0.94	0.32	0.97

Novamente, os resultados de acúmulo de dano com base em cálculos teóricos foram bem próximos dos valores obtidos com os dados experimentais. Para ambos os métodos de acúmulo de dano testados, a diferença entre a estimativa teórica e a experimental não superou a 0,04, com exceção do método SWT que teve uma variação de 0.06.

Dessa maneira, percebe-se que os resultados experimentais, obtidos nos ensaios de fadiga da máquina MTS 810, produziram dados bastante confiáveis, com as expectativas de dano bem similares ao previsto teoricamente.

4.4 ANÁLISE COMPLEMENTAR (SEQUÊNCIA DE DOIS BLOCOS)

Esta subseção, como foi mencionada anteriormente, consiste em analisar os dados coletados para os ensaios de sequência de dois blocos realizado pela aluna KAREN HERNANDEZ, em sua dissertação de mestrado. Primeiramente será discutido o ensaio decrescente de carga e depois uma análise similar será feita para o caso crescente.

Este ensaio basicamente constitui na aplicação de dois blocos de amplitude de deformação, com uma razão de carga de $R = 0.01$. A Tab. (4.12) a seguir, mostra algumas das informações a respeito do ensaio.

Tabela 4.12: Lista de parâmetros do ensaio de dois blocos de carga (carregamento decrescente).

	<i>Ciclos</i>	σ_{max}	σ_{min}	ϵ_{max}	ϵ_{min}	σ_{med}	σ_{alt}	ϵ_{med}	ϵ_{alt}
Bloco 1	30	466.7	-393.0	2.20%	0.02%	36.8	429.9	1.1%	1.1%
Bloco 2	2141	288.7	-393.7	1.10%	0.01%	-52.5	341.2	0.5%	0.5%

Os ciclos de histerese para esse carregamento decrescente podem ser visualizados nas Figuras (4.26), (4.27), (4.28) e (4.29), que retratam a evolução dos ciclos ao longo do carregamento e os ciclos dos blocos de carga isoladamente.

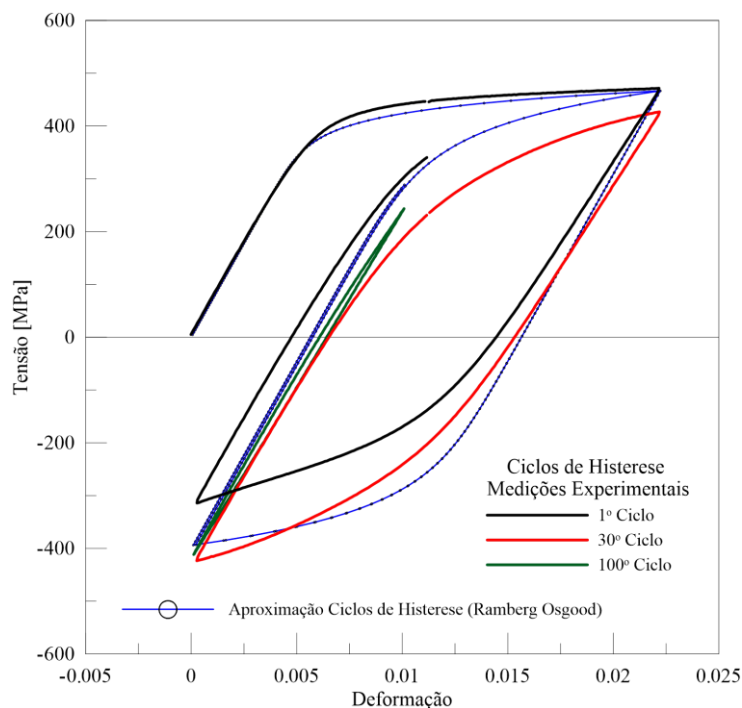


Figura 4.26: Evolução dos ciclos de histerese ao longo do ensaio, com a comparação teórica dos ciclos de Ramberg-Osgood (caso decrescente).

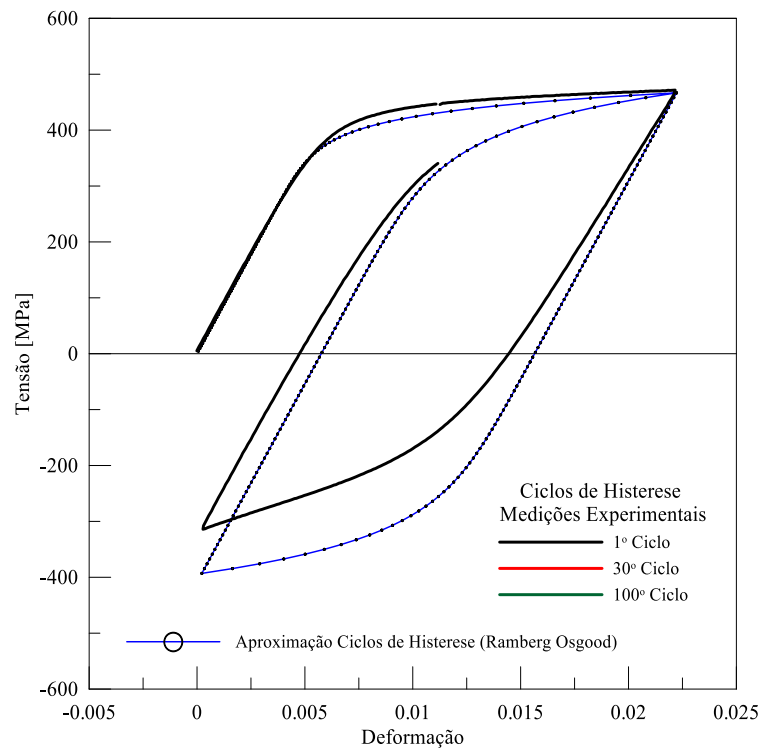


Figura 4.27: Comparação entre o ciclo de histerese experimental com o ciclo levantado pela a hipótese de Ramberg-Osgood – Primeiro ciclo de carga.

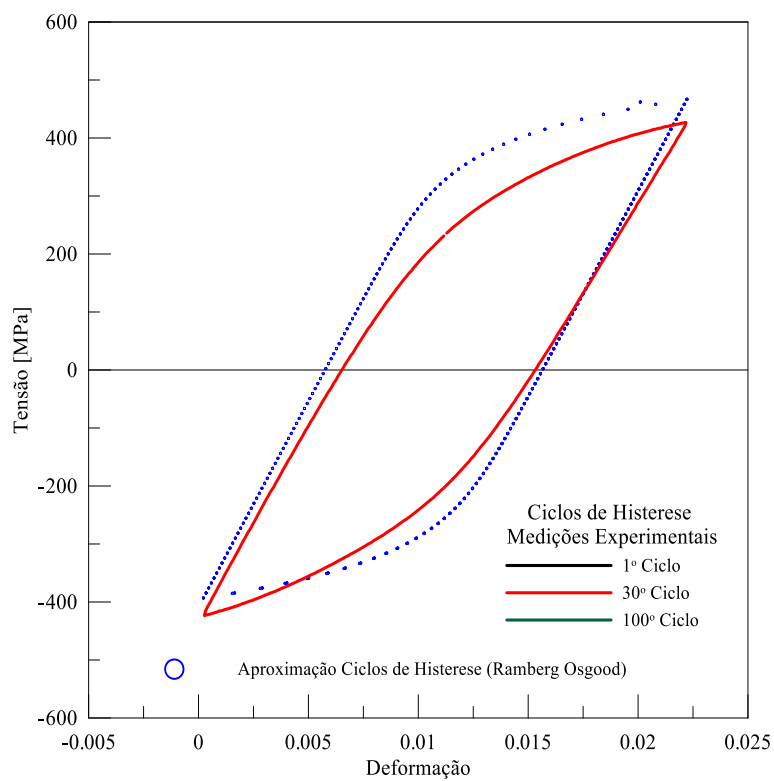


Figura 4.28: Comparação entre o ciclo de histerese experimental com o ciclo levantado pela a hipótese de Ramberg-Osgood – Ciclo 30 de carga (Bloco 1).

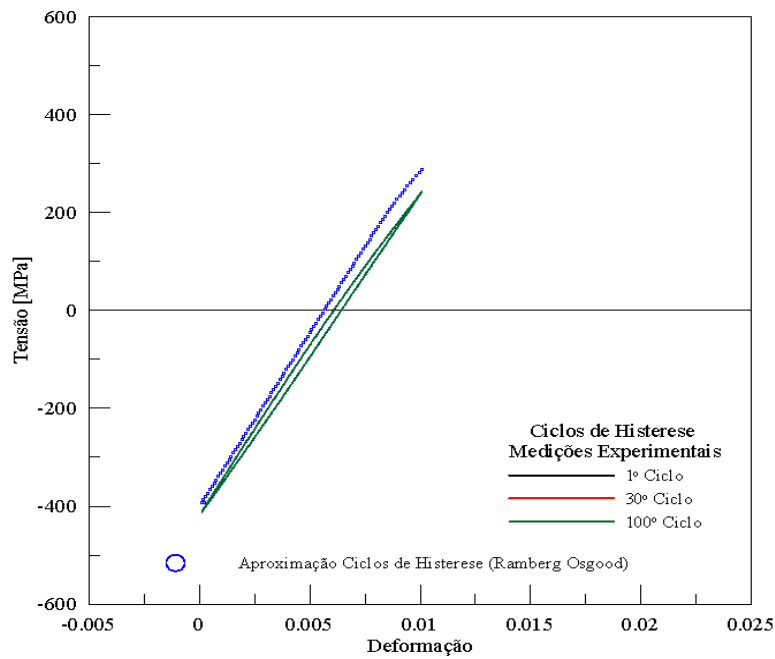


Figura 4.29: Comparação entre o ciclo de histerese experimental com o ciclo levantado pela hipótese de Ramberg-Osgood – Ciclo 100 de carga (Bloco 2).

Com base na evolução dos ciclos de histerese do carregamento decrescente de dois blocos visto nas figuras acima, percebe-se que para o primeiro bloco de carga o material não atinge um regime estável, onde do primeiro ciclo ao trigésimo, o material experimenta um amolecimento cíclico. Outra maneira de visualizar esse comportamento instável da tensão é por meio do gráfico de tensão versus ciclos exibido na Fig. (4.30) abaixo.

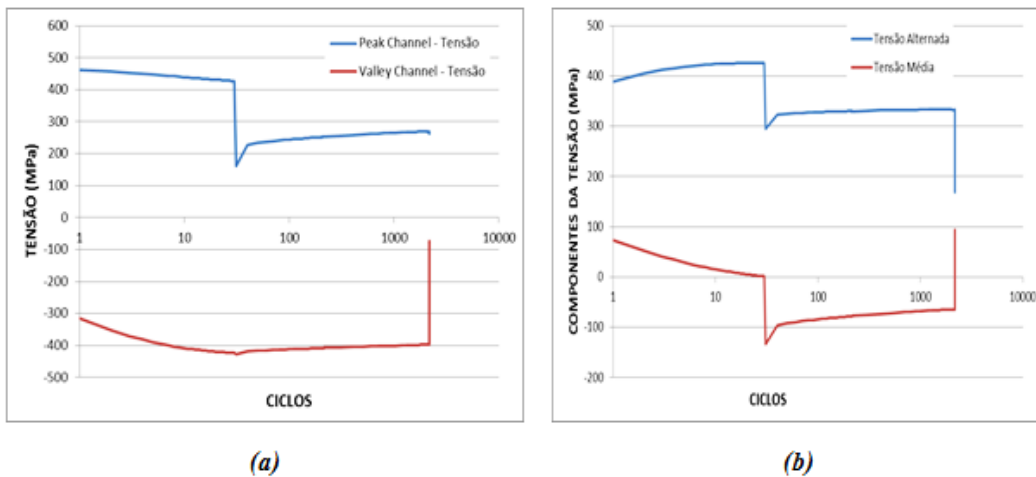


Figura 4.30: Efeito instável do material ao longo dos ciclos ensaiados: (a) Valores máximos e mínimos da tensão; (b) Valores das componentes média e alternada da tensão.

A análise de acúmulo de dano por meio dos métodos linear e de Mansur está exibida na Tab. (4.13) a seguir.

Tabela 4.13: Tabela de previsões de dano para o carregamento decrescente de dois blocos de carga.

Bloco	Métodos de Previsão de Vida (Nf)		Dano Linear	Total	Dano Mansur	Total
	Bloco 1	Basquin - Manson	88	0.34	0.34	0.34
Morrow		84	0.36	0.36	0.36	0.36
Morrow - Elástico		24	0.36	0.36	0.36	0.36
SWT		87	0.34	0.34	0.34	0.34
Bloco 2	Métodos de Previsão de Vida (Nf)		Dano Linear	Total	Dano Mansur	Total
	Basquin - Manson	4793	0.45	0.79	0.51	0.85
Bloco 2	Morrow	15370	0.14	0.50	0.16	0.52
	Morrow - Elástico	15351	0.14	0.50	0.16	0.52
	SWT	23609	0.09	0.44	0.11	0.45

Os resultados dos acúmulos de dano obtidos para essa configuração de ensaio produziu resultados mais discrepantes do que os modelos de carregamento de 3 blocos elaborado nesse trabalho. Os métodos de Morrow, Morrow-Elástico e SWT foram os que produziram os menores valores de dano, provavelmente influenciados pelas componentes médias de tensão do ensaio. O método de Mansur novamente se mostrou mais conservador e mais próximo do valor unitário que o método de Miner em caso de carregamento decrescente de carga, como no caso do carregamento CBA.

Outro fator que pode ter acarretado nessa estimativa de dano mais discrepante é a utilização de amplitudes de deformação bastante elevadas, como no caso do bloco 1 de carga onde se experimentou uma deformação máxima de 2.2%. Na verdade os resultados experimentais mostram que a liga AL 7050-T7451, quando sujeita a regimes de grandes deformações ($\epsilon_{total} > 0.85\%$), apresenta uma resistência mecânica à fadiga diferente do que para regimes de baixas amplitudes de deformação.

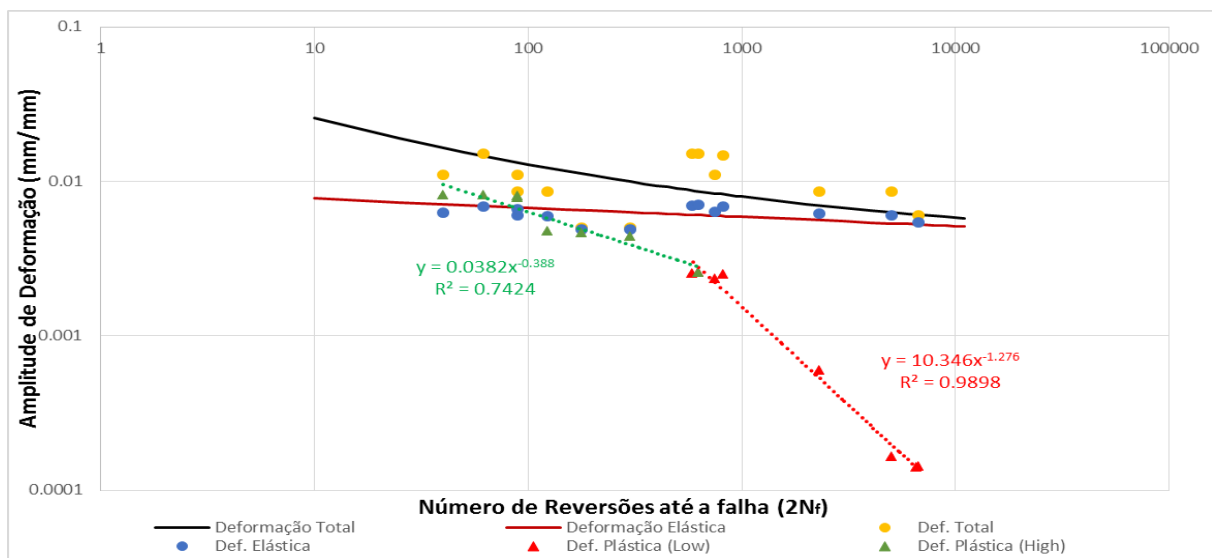


Figura 4.31: Curva Deformação-Vida com o comportamento da deformação plástica dividido na deformação total de 0.85%.

A Fig. (4.31) acima mostra a curva de Deformação-Vida para a liga AL 7050-T7451. Nela fica evidente a mudança de comportamento das amplitudes de deformação plástica do material por volta de amplitudes de deformação total de 0.85%.

Dessa forma, levando em consideração esses dois regimes, é possível estabelecer diferentes parâmetros de fadiga para o material. A Tab. (4.14) a seguir mostra os valores corrigidos para cada caso.

Tabela 4.14: Parâmetros de resistência a fadiga corrigidos para a liga AL 7050-T7451.

	<i>Parâmetros do Ensaio</i>	$\epsilon_{total} < 0.85\%$	$\epsilon_{total} > 0.85\%$
E [GPa]	71	71	71
σ'_f	632.03	795.20	596.40
ϵ'_f	0.376	9.76	0.0547
b	-0.0713	-0.095	-0.051
c	-0.854	-1.1266	-0.469

Essa mudança de comportamento mecânico da liga AL 7050 T7451 para grandes deformações pode ser uma resposta aos valores discrepantes de estimativa de dano obtidos no carregamento decrescente de dois blocos.

Ao se analisar os ciclos de histerese no bloco 1 de carga, com amplitude de deformação de 2.2%, percebe-se o comportamento instável do material, com a presença de amolecimento cíclico. Na verdade essa situação pode ser vista também, de maneira mais suave, nos blocos de carga de amplitude de 0.8% de deformação dos carregamentos ABC e CBA.

O ensaio de dois blocos realizado com a configuração crescente de carga foi elaborado segundo a mesma razão de carregamento ($R = 0.01$) e com as mesmas amplitudes de deformação por bloco. Os parâmetros obtidos nessa situação crescente podem ser vistos na Tab. (4.15) abaixo.

Tabela 4.15: Lista de parâmetros do ensaio de dois blocos de carga (carregamento crescente).

	<i>Ciclos</i>	σ_{max}	σ_{min}	ϵ_{max}	ϵ_{min}	σ_{med}	σ_{alt}	ϵ_{med}	ϵ_{alt}
Bloco 1	100	398.0	-236.0	1.10%	0.01%	81.04	317.03	0.5%	0.5%
Bloco 2	99	398.7	-412.2	2.20%	0.02%	10.88	405.53	1.1%	1.1%

A evolução dos ciclos de histerese para o carregamento crescente de dois blocos de carga está exibida na Fig. (4.32) a seguir. Nesta figura também está incluso os ciclos de histerese gerados a partir da hipótese teórica de Ramberg-Osgood.

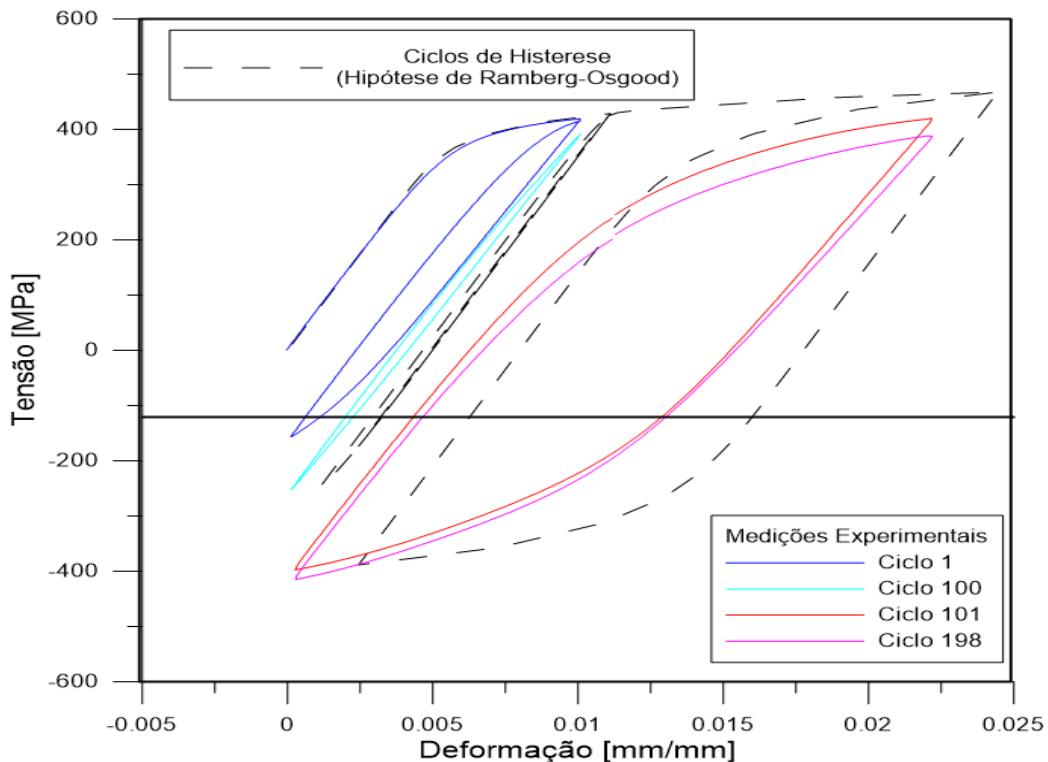


Figura 4.32: Evolução dos ciclos de histerese ao longo do ensaio, com a comparação teórica dos ciclos de Ramberg-Osgood (caso crescente).

Na Fig. (4.32), o primeiro bloco de carga está representado pelos ciclos 1 e 100 e o segundo bloco por meio dos ciclos 101 e 198. Neste gráfico, é possível verificar que os dados experimentais estão bem distanciados da hipótese teórica de Ramberg-Osgood, tanto no primeiro bloco, como no segundo. Outro fator relevante do gráfico é o fato da curva teórica ter extrapolado o valor máximo de amplitude de deformação, atingindo o patamar de 0.0244 mm/mm.

Novamente, o comportamento da liga AL 7050 T7451 se mostra bastante instável em regiões de grandes deformações, com os dados experimentais obtidos no ensaio se diferenciando significativamente da hipótese teórica. Como mencionado no caso decrescente, a principal razão dessa tendência deve estar associada à diferença do comportamento mecânico da liga para regimes de deformação acima de 0.85%.

As estimativas de dano acumulado para o carregamento crescente de dois blocos estão disponíveis na Tab. (4.16) a seguir. Os danos obtidos nessa tabela foram calculados com os dados experimentais do ensaio, e não a partir de valores teóricos.

Tabela 4.16: Tabela de previsões de dano para o carregamento crescente de dois blocos de carga.

Bloco 1	Métodos de Previsão de Vida (Nf)		Dano Linear	Total	Dano Mansur	Total
	Basquin - Manson	4793	0.02	0.02	0.02	0.02
Morrow	1483	0.07	0.07	0.07	0.07	
Morrow - Elástico	1494	0.07	0.07	0.07	0.07	
SWT	1641	0.06	0.06	0.06	0.06	
Bloco 2	Métodos de Previsão de Vida (Nf)		Dano Linear	Total	Dano Mansur	Total
	Basquin - Manson	87	1.14	1.16	1.01	1.03
Morrow	85	1.16	1.23	1.04	1.11	
Morrow - Elástico	86	1.15	1.22	1.03	1.09	
SWT	108	0.92	0.98	0.82	0.88	

Observando os dados da Tab. (4.16), pode-se notar que as previsões geradas no caso crescente de carregamento de um modo geral foram mais precisas que as obtidas no carregamento decrescente.

Ao se contar o número total de ciclos ensaiados fica evidente uma grande diferença entre o caso crescente (199 ciclos) e o decrescente (2171). Entretanto essa comparação por si só não é suficiente para afirmar o efeito da sequência na vida em fadiga, uma vez que os blocos de carga foram estipulados com frações de dano bastante distintas em cada caso. Tomando o método de Miner, por exemplo, se observa que no primeiro bloco do caso crescente, houve somente 2% da vida consumida e no segundo 114%. Já no caso decrescente, de maneira mais distribuída Miner obteve 34% e 45% da vida para os blocos 1 e 2, respectivamente.

A análise de três blocos proposta neste trabalho, em contra partida, foi elaborada sobre a hipótese de mesmas frações de dano por bloco e dessa forma, a diferença de número de ciclos totais entres os casos ABC e CBA foram sim indicadores fortes do efeito da sequência na vida em fadiga do material.

5 CONCLUSÃO

O presente trabalho teve como foco o estudo do efeito da sequência de carregamento na vida em fadiga da liga de alumínio AL 7050 T-7451. Tomando como base teórica os dados experimentais das curvas deformação-vida levantadas no laboratório GFFM da UnB, foi estipulado um plano experimental de dois ensaios de controle por deformação com três blocos de carga com amplitude constante: Carregamento crescente ABC e carregamento decrescente CBA

Com base nos resultados experimentais das sequências ABC e CBA em conjunto com a análise de acúmulo de dano de Palmgren-Miner e de Mansur, foram possíveis fazer as seguintes afirmações:

- Houve uma diferença significativa no número de ciclos até a falha entre o carregamento crescente (3019 ciclos) e decrescente (1635), aproximadamente 46% a mais para o caso ABC.
- Os resultados das previsões de dano, em todos os casos, foram satisfatórios, com valores bem próximos da unidade, com variações de $\pm 20\%$.
- O carregamento ABC se mostrou ser menos danoso que a configuração decrescente, com um número de ciclos até falha superior a todas as previsões teóricas de vida à fadiga, levando em consideração os dois métodos diferentes de acúmulo de dano. Já no caso CBA observou-se o inverso, todas as previsões indicaram um número maior de ciclos até falha do que o obtido experimentalmente.
- O método de Mansur apresentou estimativas de dano mais precisas que o método de Miner em todos os carregamentos analisados, sendo mais conservador em carregamentos decrescentes e menos conservador em carregamentos crescentes do que o método linear de Palmgren-Miner.
- Os ensaios experimentais com razão de carregamento completamente reversa ($R = -1$) apresentaram componentes médias de tensão e força ao longo dos ciclos ensaiados.
- A tensão média negativa, mesmo que em pequenas proporções (algo em torno de 3% da tensão máxima) atuou como um inibidor à falha por fadiga, por dificultar o crescimento e a propagação de trincas no corpo de prova.

A análise numérica dos carregamentos ABC e CBA constatou as seguintes conclusões:

- Os ciclos de histerese segundo a hipótese de Ramberg-Osgood, de um modo geral, aproximaram bem os dados obtidos em laboratório.
- Os ciclos de histerese com amplitude de 0.8% apresentaram um comportamento instável, experimentando um pequeno amolecimento cíclico.
- As estimativas de dano teóricas foram mais conservadoras nos dois métodos de acúmulo de dano estudado. Entretanto a diferença entre o caso numérico e o obtido experimentalmente foi pouca expressiva.

Adicionalmente a este trabalho, os ensaios com razão de carregamento de $R = 0.01$ e amplitudes totais de deformação de 1.1% e 2.2% evidenciaram alguns comportamentos para o material:

- O amolecimento cíclico foi mais intenso com o aumento da amplitude de deformação total.
- As previsões de dano para as configurações crescentes e decrescentes foram bem mais discrepantes que nos casos ABC e CBA propostos neste trabalho.
- Observou-se pela a curva de Deformação-Vida que o material apresenta uma mudança de comportamento mecânico na região de $\epsilon_{total} \sim 0.85\%$, com uma mudança significativa nos parâmetros de resistência à fadiga.

Em resumo, o efeito da sequência de carregamento na vida em fadiga foi quantitativamente expressivo, com uma diferença significativa no número de ciclos até a falha entre as situações crescentes e decrescentes de carga. Do ponto de vista de análise de dano, a previsão pelo método de Mansur foi a que produziu o melhor resultado em todos os casos analisados, com uma aproximação mais precisa nos casos decrescentes.

Entretanto, a diferença na previsão entre ambos os métodos não foi capaz de ser determinística a favor de um dos métodos, uma vez que a maior diferença no acúmulo de dano produzido foi algo em torno de 0.04 (nos casos ABC e CBA) e de 0.13 nos ensaios de dois blocos.

6 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- MECÂNICA, Crb. **Aluminium 7050-T7451 (7050-T73651)**. Disponível em: <<http://www.crpmeccanica.eu/PDF/aluminium-7050-t7451-7050-t73651.pdf>>. Acesso em: 20/10/2015.
- ARIDURU, S. **Fatigue life calculation by Rainflow cycle counting method**. Middle east Technical University, 2004.
- ASTM E-1049. **Standard practices for cycle counting in fatigue analysis**. American Society for Testing and Materials, 1985.
- BANNANTINE, J. A.; COMER, J; HANDROCK, J. **Fundamentals of Fatigue Analysis**, 1990.
- BRANCO, C. A .G., “Mecânica dos Materiais”, Fundação Calouse Gulbenkian, Lisboa, 1985.
- COLLINS, J. A. **Failure of materials in mechanical design**. New York, John Wiley & Sons, 1981.
- FARRAR, C. R.; DUFFEY, T.; CORNWELL, P. J.; BEMENT, M. T. **A Review Of Methods For Developing Accelerated Testing Criteria**. IMAC-99, Los Alamos National, 1999.
- FATEMI, A. **Cyclic Deformation & Strain-Life Approach**. University of Toledo: Slide, 2006.
- FERREIRA, A. L. J.; **Efeito da Presença de Tensão Média sobre a Vida do aço ASTM A743 – CA6NM**. Universidade de Brasília, 2009.
- Fowler, K. R. and Watanabe, R. T., “**Development of Jet Transport Airframe Fatigue Test Spectra**,” Development of Fatigue Loading Spectra, ASTM STP 1006, J. M. Potter and R. T. Watanabe, Eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1989, pp. 36-64.
- Hillberry, B. M. **Fatigue of 2024-T3 aluminium alloy due to broad-band and narrow-band random loading**. Iowa State University, 1967.
- Launhardt W. Die Inanspruchnahme des Eisens [The stressing of iron]. Z Archit Ing Ver Hannover 1873;19(1):139–44.
- LEE, Y. L. et al. **Fatigue testing and analysis**. Elsevier, 2005.
- MANSUR, T. R. **Avaliação e Desenvolvimento de Modelos de Determinação de acúmulo de Danos por Fadiga em um Aço Estrutural**, Tese de Doutorado, UFMG, pp 185, 2003.
- Radaj, D. and Sonsino, C. M. **Fatigue Assessment of Welded Joints by Local Approaches**. Abington Publishing, Cambridge, 1998.
- SHIGLEY, J. E. **Mechanical engineering design**. 8th ed. McGraw-Hill, 2011.
- STALEY , J. T.; LIN, J.; HUNT, W. H. J. ”**Aluminium alloys for aerostructures**”, **Advanced Materials and Proceses**. Vol. 10, 1997.

SCHÖEN, M. **“Materiales utilizados en aeronáutica”**. **Jornadas sobre Materiales Avanzados para Aeronáutica y Espacio**. San Sebastián, 1992.

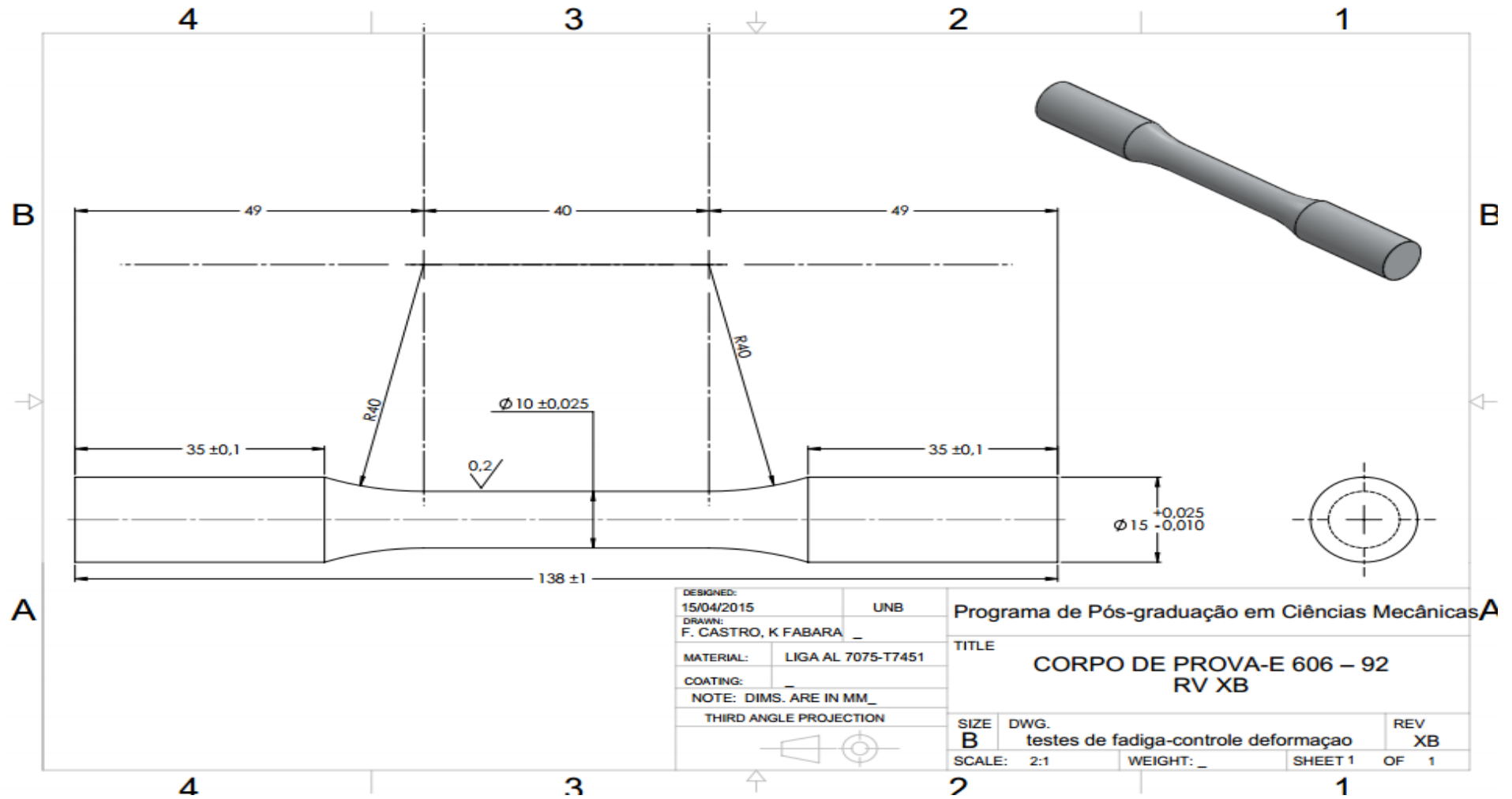
Ten Have, A. A., **“European Approaches in Standard Spectrum Development,”** Development of Fatigue Loading Spectra, ASTM STP 1006, J. M. Potter and R. T. Watanabe, Eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1989, pp17-35.

WÆGTER, J. **Fatigue design on S-N data**. Denmark. Ramboll Oil & Gas, 2009.

7 ANEXOS

		Pág.
Anexo I	Corpo de prova segundo a norma ASTM E-606-92	103
Anexo II	Dados da Curva $\varepsilon - N$ (Karen Hernández)	104
Anexo III	Programa Software MATLAB – Previsão de dano em fadiga	105

ANEXO I: Corpo de Prova Segundo a Norma ASTM E-606-92



ANEXO II: Dados da Curva $\varepsilon - N$ (Karen Hernández)

Cp #	Fr (Hz)	Deformação Prescrita (%)	$\Delta\sigma/2$	$\Delta\varepsilon/2$	E (MPa)	$\Delta\varepsilon_c/2$	$\Delta\varepsilon_p/2$	Vida (2N)
e	G1	0.25	340.37	4.9964E-03	70265	4.8582E-03	1.3827E-04	6240.00
e	D1	0.5	339.87	4.9975E-03	70265	4.7841E-03	1.6363E-04	5046.00
e	F7	0.25	372.64	5.9953E-03	69249	5.4028E-03	5.9258E-04	2318.00
e	F1	0.25	403.75	8.4920E-03	67237	6.0049E-03	2.4902E-03	818.00
e	K7	0.25	417.27	8.4938E-03	68066	6.1792E-03	2.3142E-03	748.00
e	J1	0.04	419.20	1.0960E-02	65443	6.4417E-03	4.5382E-03	278.00
e	I7	0.04	424.04	1.0952E-02	67369	6.3431E-03	4.6346E-03	178.00
e	M7	0.01	441.42	1.4623E-02	65704	6.7979E-03	7.8250E-03	90.00
e	L1	0.25	449.04	1.5012E-02	65376	6.9445E-03	8.0585E-03	40.00
e	P7	0.01	444.16	1.4986E-02	64190	6.9691E-03	8.0166E-03	90.00
i	I4	0.25	343.85	4.9970E-03	71056	4.8568E-03	1.4019E-04	6584.00
i	H4	0.25	344.92	5.0000E-03	71245	4.8524E-03	1.4240E-04	6726.00
i	F4	0.25	406.77	8.4961E-03	68499	5.9383E-03	2.5578E-03	632.00
i	G4	0.25	406.90	8.5035E-03	68626	5.9878E-03	2.5157E-03	590.00
i	K4	0.04	431.92	1.0949E-02	65805	6.5988E-03	4.3828E-03	300.00
i	J4	0.04	429.81	1.0975E-02	68716	6.2550E-03	4.7201E-03	124.00
i	M4	0.01	443.69	1.4947E-02	65043	6.8522E-03	8.1292E-03	62.00
i	L4	0.01	449.23	1.4983E-02	66138	6.8436E-03	8.1392E-03	60.00

Obs 1: O símbolo “e” representa os corpos de prova exteriores do bloco de usinagem e o símbolo “i” os corpos de prova internos.

ANEXO III: Programa do Software MATLAB – Previsão de dano em fadiga

```
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%% PROJETO DE GRADUAÇÃO 1 %%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
% -----
% ALUNO: Lucas J Braga de Castro - 09/0122615
% ORIENTADOR: Prof. DR. Jorge Luis Almeida Ferreira (ENM-UnB)
% criado em: 12/11/2015
% Ultima modificação em: 12/11/2015
% -----
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

clc;
clear all;
close all;

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%% METODOLOGIA DE CÁLCULO %%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

%% ESPECIFICAÇÕES DOS CARREGAMENTOS

% Carregamento A - Amplitude de deformação: eA = 0.5%
% Carregamento B - Amplitude de deformação: eB = 0.6%
% Carregamento C - Amplitude de deformação: eC = 0.8%

% Sequências Possíveis de Carregamento (3! = 6)
% ABC (Crescente)
% ACB
% BAC
% BCA
% CAB
% CBA (Decrescente)

% Bloco 1 de carregamento - Consumirá 1/3 da vida da peça: D1 = 1/3
% Bloco 2 de carregamento - Consumirá 1/3 da vida da peça: D2 = 1/3
% Bloco 3 de carregamento - Consumirá a vida até a falha da peça
% D = D1+D2+D3 = 1 (obter o num. de ciclos).

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%% PARÂMETROS DE FADIGA ESTIMADOS PARA A LIGA AL 7050 - T7451

%global sigmaf_linha ef_linha b c E Srt e1 e2 e3

sigmaf_linha = 632.032; % Coef. de resistência à fadiga [MPa]
ef_linha = 0.376; % Coef. de ductilidade à fadiga
b = -0.0713; % Expoente de Basquin
c = -0.854; % Expoente de ductilidade à fadiga
E = 67773.65; % Módulo de Elasticidade [MPa]
Srt = 524; % Limite de resistência à tração [MPa]

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%% ESPECIFICAÇÕES DOS CARREGAMENTOS (2)

% Carregamentos com amplitude de deformação constante.
% Carregamento do tipo senoidal, completamente revertido - Não há
% componente de deformação média (em = 0).

% Método de previsão de vida: Deformação-N (Sem def. média)
```

```

% Relação Basquin - Manson

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%% CRITÉRIOS DE ANÁLISE DE DANO EM FADIGA

% 3 critérios de dano serão comparados:

% Regra de dano linear - Palmgren-Miner
% Regra de Mansur
% Regra de Corten-Dolan (Coef. d estimado por uma liga de Al 2024 T3)

d = 5.89;

Ncd = fzero('N_08', 1000);           % Reversões (2Nf)
N008 = Ncd/2;                       % Ciclos

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%% CARREGAMENTO ABC (CRESCENTE)

e1 = 0.005;                          % Amp. de deformação no bloco 1 - A
e2 = 0.006;                          % Amp. de deformação no bloco 2 - B
e3 = 0.008;                          % Amp. de deformação no bloco 3 - C

%----- Carregamento 1 -----%

% Previsão de vida por Basquin-Manson (BM)

% Número de reversões (2Nf)- Para amplitude e1 = 0.005

Nx1 = fzero('BM1_ABC', [1000 10000]); % Reversões (2Nf)
N1 = Nx1/2;                          % Ciclos

% Previsão do número de ciclos - D1 = 1/3

% Método de dano linear (Palmgren-Miner)

n1_pm = N1/3;                        % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e1)

% Método de Mansur

n1_ma = N1/3;                        % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e1)

% Método de Corten-Dolan

n1_cd = N008/3;                      % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e1)

%----- Carregamento 2 -----%

% Previsão de vida por Basquin-Manson (BM)

% Número de reversões (2Nf)- Para amplitude e2 = 0.006

Nx2 = fzero('BM2_ABC', [1000 10000]); % Reversões (2Nf)
N2 = Nx2/2;                          % Ciclos

% Previsão do número de ciclos - D2 = 1/3

% Método de dano linear (Palmgren-Miner)

```

```

n2_pm = N2/3; % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e2)
% Método de Mansur
n2_ma = (N2*e2*2)/(3*(e1+e2)); % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e2)
% Método de Corten-Dolan
n2_cd = (N008/3)*((e2/0.008)^(-d)); % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e2)

%----- Carregamento 3 -----%
% Previsão de vida por Basquin-Manson (BM)
% Número de reversões (2Nf)- Para amplitude e3 = 0.008
Nx3 = fzero('BM3_ABC', [1 1000]); % Reversões (2Nf)
N3 = Nx3/2; % Ciclos

% Previsão do número de ciclos - D3
% Método de dano linear (Palmgren-Miner)
n3_pm = N3/3; % Ciclos restantes até a falha (e3)
% Método de Mansur
% Fração de dano restante
D3_ma = 1-(n1_ma/N1)-(n2_ma*(e1+e2)/(2*N2*e2));
% Ciclos restantes até a falha (e3)
n3_ma = (N3*e3*D3_ma*3)/((e1+e2+e3));
% Método de Corten-Dolan
% Fração de dano restante
D3_cd = 1-(n1_cd/N008)-((n2_cd/N008)*((e2/0.008)^(-d)));
% Ciclos restantes até a falha (e3)
n3_cd = N008*D3_cd*((e3/0.008)^(-d));

%-----%

fprintf('Projeto de Graduação - Análise de Sequência - Dano de Fadiga \n');
fprintf('=====> PG - 1 <===== \n\n');
fprintf('Lucas J Braga de Castro - Mat.: 09/0122615 \n\n');

fprintf('-----\n');
fprintf('-----\n\n');
fprintf('==> CARREGAMENTO ABC (CRESCENTE): \n\n');

fprintf('--- Carregamento 1 - BLOCO A (e1 = 0.005)\n\n');
fprintf('Num. de Reversões (2Nf) = %d \n', Nx1);
fprintf('Num. de Ciclos (2Nf) = %d \n\n', N1);
fprintf('Previsão do número de ciclos - D1 = 1/3: \n\n');
fprintf('\t Método de dano linear (Palmgren-Miner): \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n1_pm);
fprintf('\t Método de Mansur: \n');

```



```

fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n1_ma);
fprintf('\t Método de Corten-Dolan: \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n1_cd);

fprintf('-----
\n');

fprintf('--- Carregamento 2 - BLOCO B (e2 = 0.006)\n\n');
fprintf('Num. de Reversões (2Nf) = %d \n', Nx2);
fprintf('Num. de Ciclos (2Nf) = %d \n\n', N2);
fprintf('Previsão do número de ciclos - D2 = 1/3: \n\n');
fprintf('\t Método de dano linear (Palmgren-Miner): \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n2_pm);
fprintf('\t Método de Mansur): \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n2_ma);
fprintf('\t Método de Corten-Dolan: \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n2_cd);

fprintf('-----
\n');

fprintf('--- Carregamento 3 - BLOCO C (e3 = 0.008)\n\n');
fprintf('Num. de Reversões (2Nf) = %d \n', Nx3);
fprintf('Num. de Ciclos (2Nf) = %d \n\n', N3);
fprintf('Previsão do número de ciclos: \n\n');
fprintf('\t Método de dano linear (Palmgren-Miner): \n');
fprintf('\t Ciclos restantes até a falha = %d \n\n', n3_pm);
fprintf('\t Método de Mansur): \n');
fprintf('\t Fração de dano restante até a falha = %d \n', D3_ma);
fprintf('\t Ciclos restantes até a falha = %d \n\n', n3_ma);
fprintf('\t Método de Corten-Dolan: \n');
fprintf('\t Fração de dano restante até a falha = %d \n', D3_cd);
fprintf('\t Ciclos restantes até a falha = %d \n', n3_cd);

fprintf('\n\n Número Total de Ciclos previsto para cada Método: \n\n');
fprintf('Método de dano linear (Palmgren-Miner): = %d \n\n',
n1_pm+n2_pm+n3_pm);
fprintf('Método de Mansur: = %d \n\n', n1_ma+n2_ma+n3_ma);
fprintf('Método Corten-Dolan: = %d \n\n', n1_cd+n2_cd+n3_cd);

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%% CARREGAMENTO ACB

e1 = 0.005;          % Amp. de deformação no bloco 1 - A
e2 = 0.008;          % Amp. de deformação no bloco 2 - C
e3 = 0.006;          % Amp. de deformação no bloco 3 - B

%----- Carregamento 1 -----%

% Previsão de vida por Basquin-Manson (BM)

% Número de reversões (2Nf)- Para amplitude e1 = 0.005

Nx1 = fzero('BM1_ACB', [1000 10000]);    % Reversões (2Nf)
N1 = Nx1/2;                               % Ciclos

% Previsão do número de ciclos - D1 = 1/3

% Método de dano linear (Palmgren-Miner)

n1_pm = N1/3;          % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e1)

```

```

% Método de Mansur
    n1_ma = N1/3;          % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e1)
% Método de Corten-Dolan
    n1_cd = N008/3;       % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e1)

%----- Carregamento 2 -----%
% Previsão de vida por Basquin-Manson (BM)
    % Número de reversões (2Nf)- Para amplitude e2 = 0.008
    Nx2 = fzero('BM2_ACB', [1 1000]);      % Reversões (2Nf)
    N2 = Nx2/2;                             % Ciclos
% Previsão do número de ciclos - D2 = 1/3
% Método de dano linear (Palmgren-Miner)
    n2_pm = N2/3;          % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e2)
% Método de Mansur
    n2_ma = (N2*e2^2)/(3*(e1+e2));      % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e2)
% Método de Corten-Dolan
    n2_cd = (N008/3)*((e2/0.008)^(-d)); % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e2)

%----- Carregamento 3 -----%
% Previsão de vida por Basquin-Manson (BM)
    % Número de reversões (2Nf)- Para amplitude e3 = 0.006
    Nx3 = fzero('BM3_ACB', [1000 10000]); % Reversões (2Nf)
    N3 = Nx3/2;                             % Ciclos
% Previsão do número de ciclos - D3
% Método de dano linear (Palmgren-Miner)
    n3_pm = N3/3;          % Ciclos restantes até a falha (e3)
% Método de Mansur
    % Fração de dano restante
    D3_ma = 1-(n1_ma/N1)-(n2_ma*(e1+e2)/(2*N2*e2));
    % Ciclos restantes até a falha (e3)
    n3_ma = (N3*e3*D3_ma^3)/((e1+e2+e3));
% Método de Corten-Dolan
    % Fração de dano restante

```

```

D3_cd = 1-(n1_cd/N008)-((n2_cd/N008)*((e2/0.008)^(-d)));

% Ciclos restantes até a falha (e3)
n3_cd = N008*D3_cd*((e3/0.008)^(-d));

%-----%

fprintf('-----\n');
fprintf('-----\n\n');
fprintf('==> CARREGAMENTO ACB: \n\n');

fprintf('--- Carregamento 1 - BLOCO A (e1 = 0.005)\n\n');
fprintf('Num. de Reversões (2Nf) = %d \n', Nx1);
fprintf('Num. de Ciclos (2Nf) = %d \n\n', N1);
fprintf('Previsão do número de ciclos - D1 = 1/3: \n\n');
fprintf('\t Método de dano linear (Palmgren-Miner): \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n1_pm);
fprintf('\t Método de Mansur): \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n1_ma);
fprintf('\t Método de Corten-Dolan: \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n1_cd);

fprintf('-----\n');

fprintf('--- Carregamento 2 - BLOCO C (e2 = 0.008)\n\n');
fprintf('Num. de Reversões (2Nf) = %d \n', Nx2);
fprintf('Num. de Ciclos (2Nf) = %d \n\n', N2);
fprintf('Previsão do número de ciclos - D2 = 1/3: \n\n');
fprintf('\t Método de dano linear (Palmgren-Miner): \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n2_pm);
fprintf('\t Método de Mansur): \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n2_ma);
fprintf('\t Método de Corten-Dolan: \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n2_cd);

fprintf('-----\n');

fprintf('--- Carregamento 3 - BLOCO B (e3 = 0.006)\n\n');
fprintf('Num. de Reversões (2Nf) = %d \n', Nx3);
fprintf('Num. de Ciclos (2Nf) = %d \n\n', N3);
fprintf('Previsão do número de ciclos: \n\n');
fprintf('\t Método de dano linear (Palmgren-Miner): \n');
fprintf('\t Ciclos restantes até a falha = %d \n\n', n3_pm);
fprintf('\t Método de Mansur): \n');
fprintf('\t Fração de dano restante até a falha = %d \n', D3_ma);
fprintf('\t Ciclos restantes até a falha = %d \n\n', n3_ma);
fprintf('\t Método de Corten-Dolan: \n');
fprintf('\t Fração de dano restante até a falha = %d \n', D3_cd);
fprintf('\t Ciclos restantes até a falha = %d \n', n3_cd);

fprintf('\n\n Número Total de Ciclos previsto para cada Método: \n\n');
fprintf('Método de dano linear (Palmgren-Miner): = %d \n\n',
n1_pm+n2_pm+n3_pm);
fprintf('Método de Mansur: = %d \n\n', n1_ma+n2_ma+n3_ma);
fprintf('Método Corten-Dolan: = %d \n\n', n1_cd+n2_cd+n3_cd);

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%% CARREGAMENTO BAC

```

```

e1 = 0.006;           % Amp. de deformação no bloco 1 - B
e2 = 0.005;           % Amp. de deformação no bloco 2 - A
e3 = 0.008;           % Amp. de deformação no bloco 3 - C

%----- Carregamento 1 -----%
% Previsão de vida por Basquin-Manson (BM)

    % Número de reversões (2Nf)- Para amplitude e1 = 0.006

    Nx1 = fzero('BM1_BAC', [1000 10000]);    % Reversões (2Nf)
    N1 = Nx1/2;                               % Ciclos

% Previsão do número de ciclos - D1 = 1/3

% Método de dano linear (Palmgren-Miner)

    n1_pm = N1/3;                             % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e1)

% Método de Mansur

    n1_ma = N1/3;                             % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e1)

% Método de Corten-Dolan

    n1_cd = N008/3;                           % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e1)

%----- Carregamento 2 -----%
% Previsão de vida por Basquin-Manson (BM)

    % Número de reversões (2Nf)- Para amplitude e2 = 0.005

    Nx2 = fzero('BM2_BAC', [1000 10000]);    % Reversões (2Nf)
    N2 = Nx2/2;                               % Ciclos

% Previsão do número de ciclos - D2 = 1/3

% Método de dano linear (Palmgren-Miner)

    n2_pm = N2/3;                             % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e2)

% Método de Mansur

    n2_ma = (N2*e2*2)/(3*(e1+e2));           % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e2)

% Método de Corten-Dolan

    n2_cd = (N008/3)*((e2/0.008)^(-d)); % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e2)

%----- Carregamento 3 -----%
% Previsão de vida por Basquin-Manson (BM)

    % Número de reversões (2Nf)- Para amplitude e3 = 0.008

    Nx3 = fzero('BM3_BAC', [1 1000]);        % Reversões (2Nf)

```

```

N3 = Nx3/2; % Ciclos

% Previsão do número de ciclos - D3

% Método de dano linear (Palmgren-Miner)

n3_pm = N3/3; % Ciclos restantes até a falha (e3)

% Método de Mansur

% Fração de dano restante
D3_ma = 1-(n1_ma/N1)-(n2_ma*(e1+e2)/(2*N2*e2));

% Ciclos restantes até a falha (e3)
n3_ma = (N3*e3*D3_ma*3)/((e1+e2+e3));

% Método de Corten-Dolan

% Fração de dano restante
D3_cd = 1-(n1_cd/N008)-((n2_cd/N008)*((e2/0.008)^(-d)));

% Ciclos restantes até a falha (e3)
n3_cd = N008*D3_cd*((e3/0.008)^(-d));

%-----%

fprintf('-----\n');
fprintf('-----\n\n');
fprintf('==> CARREGAMENTO BAC: \n\n');

fprintf('--- Carregamento 1 - BLOCO B (e1 = 0.006)\n\n');
fprintf('Num. de Reversões (2Nf) = %d \n', Nx1);
fprintf('Num. de Ciclos (2Nf) = %d \n\n', N1);
fprintf('Previsão do número de ciclos - D1 = 1/3: \n\n');
fprintf('\t Método de dano linear (Palmgren-Miner): \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n1_pm);
fprintf('\t Método de Mansur): \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n1_ma);
fprintf('\t Método de Corten-Dolan: \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n1_cd);

fprintf('-----\n');

fprintf('--- Carregamento 2 - BLOCO A (e2 = 0.005)\n\n');
fprintf('Num. de Reversões (2Nf) = %d \n', Nx2);
fprintf('Num. de Ciclos (2Nf) = %d \n\n', N2);
fprintf('Previsão do número de ciclos - D2 = 1/3: \n\n');
fprintf('\t Método de dano linear (Palmgren-Miner): \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n2_pm);
fprintf('\t Método de Mansur): \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n2_ma);
fprintf('\t Método de Corten-Dolan: \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n2_cd);

fprintf('-----\n');

fprintf('--- Carregamento 3 - BLOCO C (e3 = 0.008)\n\n');

```

```

fprintf('Num. de Reversões (2Nf) = %d \n', Nx3);
fprintf('Num. de Ciclos (2Nf) = %d \n\n', N3);
fprintf('Previsão do número de ciclos: \n\n');
fprintf('\t Método de dano linear (Palmgren-Miner): \n');
fprintf('\t Ciclos restantes até a falha = %d \n\n', n3_pm);
fprintf('\t Método de Mansur): \n');
fprintf('\t Fração de dano restante até a falha = %d \n', D3_ma);
fprintf('\t Ciclos restantes até a falha = %d \n\n', n3_ma);
fprintf('\t Método de Corten-Dolan: \n');
fprintf('\t Fração de dano restante até a falha = %d \n', D3_cd);
fprintf('\t Ciclos restantes até a falha = %d \n', n3_cd);

fprintf('\n\n Número Total de Ciclos previsto para cada Método: \n\n');
fprintf('Método de dano linear (Palmgren-Miner): = %d \n\n',
n1_pm+n2_pm+n3_pm);
fprintf('Método de Mansur: = %d \n\n', n1_ma+n2_ma+n3_ma);
fprintf('Método Corten-Dolan: = %d \n\n', n1_cd+n2_cd+n3_cd);

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%% CARREGAMENTO BCA

e1 = 0.006;          % Amp. de deformação no bloco 1 - B
e2 = 0.008;          % Amp. de deformação no bloco 2 - C
e3 = 0.005;          % Amp. de deformação no bloco 3 - A

%----- Carregamento 1 -----%
% Previsão de vida por Basquin-Manson (BM)

% Número de reversões (2Nf)- Para amplitude e1 = 0.006

Nx1 = fzero('BM1_BCA', [1000 10000]);    % Reversões (2Nf)
N1 = Nx1/2;                               % Ciclos

% Previsão do número de ciclos - D1 = 1/3

% Método de dano linear (Palmgren-Miner)

n1_pm = N1/3;          % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e1)

% Método de Mansur

n1_ma = N1/3;          % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e1)

% Método de Corten-Dolan

n1_cd = N008/3;        % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e1)

%----- Carregamento 2 -----%
% Previsão de vida por Basquin-Manson (BM)

% Número de reversões (2Nf)- Para amplitude e2 = 0.008

Nx2 = fzero('BM2_BCA', [1 1000]);        % Reversões (2Nf)
N2 = Nx2/2;                               % Ciclos

% Previsão do número de ciclos - D2 = 1/3

```

```

% Método de dano linear (Palmgren-Miner)
    n2_pm = N2/3; % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e2)
% Método de Mansur
    n2_ma = (N2*e2*2)/(3*(e1+e2)); % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e2)
% Método de Corten-Dolan
    n2_cd = (N008/3)*((e2/0.008)^(-d)); % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e2)

%----- Carregamento 3 -----%
% Previsão de vida por Basquin-Manson (BM)
    % Número de reversões (2Nf)- Para amplitude e3 = 0.005
    Nx3 = fzero('BM3_BCA', [1000 10000]); % Reversões (2Nf)
    N3 = Nx3/2; % Ciclos

% Previsão do número de ciclos - D3
% Método de dano linear (Palmgren-Miner)
    n3_pm = N3/3; % Ciclos restantes até a falha (e3)
% Método de Mansur
    % Fração de dano restante
    D3_ma = 1-(n1_ma/N1)-(n2_ma*(e1+e2)/(2*N2*e2));
    % Ciclos restantes até a falha (e3)
    n3_ma = (N3*e3*D3_ma*3)/((e1+e2+e3));
% Método de Corten-Dolan
    % Fração de dano restante
    D3_cd = 1-(n1_cd/N008)-((n2_cd/N008)*((e2/0.008)^(-d)));
    % Ciclos restantes até a falha (e3)
    n3_cd = N008*D3_cd*((e3/0.008)^(-d));

%-----%

fprintf('-----\n');
fprintf('-----\n\n');
fprintf('==> CARREGAMENTO BCA: \n\n');

fprintf('--- Carregamento 1 - BLOCO B (e1 = 0.006)\n\n');
fprintf('Num. de Reversões (2Nf) = %d \n', Nx1);
fprintf('Num. de Ciclos (2Nf) = %d \n\n', N1);
fprintf('Previsão do número de ciclos - D1 = 1/3: \n\n');
fprintf('\t Método de dano linear (Palmgren-Miner): \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n1_pm);
fprintf('\t Método de Mansur: \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n1_ma);
fprintf('\t Método de Corten-Dolan: \n');

```

```

fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n1_cd);

fprintf('-----
\n');

fprintf('--- Carregamento 2 - BLOCO C (e2 = 0.008)\n\n');
fprintf('Num. de Reversões (2Nf) = %d \n', Nx2);
fprintf('Num. de Ciclos (2Nf) = %d \n\n', N2);
fprintf('Previsão do número de ciclos - D2 = 1/3: \n\n');
fprintf('\t Método de dano linear (Palmgren-Miner): \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n2_pm);
fprintf('\t Método de Mansur): \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n2_ma);
fprintf('\t Método de Corten-Dolan: \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n2_cd);

fprintf('-----
\n');

fprintf('--- Carregamento 3 - BLOCO A (e3 = 0.005)\n\n');
fprintf('Num. de Reversões (2Nf) = %d \n', Nx3);
fprintf('Num. de Ciclos (2Nf) = %d \n\n', N3);
fprintf('Previsão do número de ciclos: \n\n');
fprintf('\t Método de dano linear (Palmgren-Miner): \n');
fprintf('\t Ciclos restantes até a falha = %d \n\n', n3_pm);
fprintf('\t Método de Mansur): \n');
fprintf('\t Fração de dano restante até a falha = %d \n', D3_ma);
fprintf('\t Ciclos restantes até a falha = %d \n\n', n3_ma);
fprintf('\t Método de Corten-Dolan: \n');
fprintf('\t Fração de dano restante até a falha = %d \n', D3_cd);
fprintf('\t Ciclos restantes até a falha = %d \n', n3_cd);

fprintf('\n\n Número Total de Ciclos previsto para cada Método: \n\n');
fprintf('Método de dano linear (Palmgren-Miner): = %d \n\n',
n1_pm+n2_pm+n3_pm);
fprintf('Método de Mansur: = %d \n\n', n1_ma+n2_ma+n3_ma);
fprintf('Método Corten-Dolan: = %d \n\n', n1_cd+n2_cd+n3_cd);

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%% CARREGAMENTO CAB

e1 = 0.008;          % Amp. de deformação no bloco 1 - C
e2 = 0.005;          % Amp. de deformação no bloco 2 - A
e3 = 0.006;          % Amp. de deformação no bloco 3 - B

%-----Carregamento 1 -----%

% Previsão de vida por Basquin-Manson (BM)

    % Número de reversões (2Nf)- Para amplitude e1 = 0.008

    Nx1 = fzero('BM1_CAB', [1 1000]);          % Reversões (2Nf)
    N1 = Nx1/2;                                % Ciclos

% Previsão do número de ciclos - D1 = 1/3

% Método de dano linear (Palmgren-Miner)

    n1_pm = N1/3;                               % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e1)

% Método de Mansur

```



```

    n1_ma = N1/3;                % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e1)
% Método de Corten-Dolan
    n1_cd = N008/3;             % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e1)

%----- Carregamento 2 -----%
% Previsão de vida por Basquin-Manson (BM)
    % Número de reversões (2Nf)- Para amplitude e2 = 0.005
    Nx2 = fzero('BM2_CAB', [1000 10000]);    % Reversões (2Nf)
    N2 = Nx2/2;                            % Ciclos

% Previsão do número de ciclos - D2 = 1/3
% Método de dano linear (Palmgren-Miner)
    n2_pm = N2/3;                % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e2)
% Método de Mansur
    n2_ma = (N2*e2*2)/(3*(e1+e2));    % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e2)
% Método de Corten-Dolan
    n2_cd = (N008/3)*((e2/0.008)^(-d)); % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e2)

%----- Carregamento 3 -----%
% Previsão de vida por Basquin-Manson (BM)
    % Número de reversões (2Nf)- Para amplitude e3 = 0.006
    Nx3 = fzero('BM3_CAB', [1000 10000]);    % Reversões (2Nf)
    N3 = Nx3/2;                            % Ciclos

% Previsão do número de ciclos - D3
% Método de dano linear (Palmgren-Miner)
    n3_pm = N3/3;                % Ciclos restantes até a falha (e3)
% Método de Mansur
    % Fração de dano restante
    D3_ma = 1-(n1_ma/N1)-(n2_ma*(e1+e2)/(2*N2*e2));
    % Ciclos restantes até a falha (e3)
    n3_ma = (N3*e3*D3_ma*3)/((e1+e2+e3));
% Método de Corten-Dolan
    % Fração de dano restante
    D3_cd = 1-(n1_cd/N008)-((n2_cd/N008)*((e2/0.008)^(-d)));

```

```

% Ciclos restantes até a falha (e3)
n3_cd = N008*D3_cd*((e3/0.008)^(-d));

%-----%

fprintf('-----
\n');
fprintf('-----
\n\n');
fprintf('==> CARREGAMENTO CAB: \n\n');

fprintf('--- Carregamento 1 - BLOCO C (e1 = 0.008)\n\n');
fprintf('Num. de Reversões (2Nf) = %d \n', Nx1);
fprintf('Num. de Ciclos (2Nf) = %d \n\n', N1);
fprintf('Previsão do número de ciclos - D1 = 1/3: \n\n');
fprintf('\t Método de dano linear (Palmgren-Miner): \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n1_pm);
fprintf('\t Método de Mansur: \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n1_ma);
fprintf('\t Método de Corten-Dolan: \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n1_cd);

fprintf('-----
\n');

fprintf('--- Carregamento 2 - BLOCO A (e2 = 0.005)\n\n');
fprintf('Num. de Reversões (2Nf) = %d \n', Nx2);
fprintf('Num. de Ciclos (2Nf) = %d \n\n', N2);
fprintf('Previsão do número de ciclos - D2 = 1/3: \n\n');
fprintf('\t Método de dano linear (Palmgren-Miner): \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n2_pm);
fprintf('\t Método de Mansur: \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n2_ma);
fprintf('\t Método de Corten-Dolan: \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n2_cd);

fprintf('-----
\n');

fprintf('--- Carregamento 3 - BLOCO B (e3 = 0.006)\n\n');
fprintf('Num. de Reversões (2Nf) = %d \n', Nx3);
fprintf('Num. de Ciclos (2Nf) = %d \n\n', N3);
fprintf('Previsão do número de ciclos: \n\n');
fprintf('\t Método de dano linear (Palmgren-Miner): \n');
fprintf('\t Ciclos restantes até a falha = %d \n\n', n3_pm);
fprintf('\t Método de Mansur: \n');
fprintf('\t Fração de dano restante até a falha = %d \n', D3_ma);
fprintf('\t Ciclos restantes até a falha = %d \n\n', n3_ma);
fprintf('\t Método de Corten-Dolan: \n');
fprintf('\t Fração de dano restante até a falha = %d \n', D3_cd);
fprintf('\t Ciclos restantes até a falha = %d \n', n3_cd);

fprintf('\n\n Número Total de Ciclos previsto para cada Método: \n\n');
fprintf('Método de dano linear (Palmgren-Miner): = %d \n\n',
n1_pm+n2_pm+n3_pm);
fprintf('Método de Mansur: = %d \n\n', n1_ma+n2_ma+n3_ma);
fprintf('Método Corten-Dolan: = %d \n\n', n1_cd+n2_cd+n3_cd);

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%% CARREGAMENTO CBA (DECRESCENTE)

e1 = 0.008;          % Amp. de deformação no bloco 1 - C

```

```

e2 = 0.006;          % Amp. de deformação no bloco 2 - B
e3 = 0.005;          % Amp. de deformação no bloco 3 - A

%----- Carregamento 1 -----%
% Previsão de vida por Basquin-Manson (BM)

    % Número de reversões (2Nf)- Para amplitude e1 = 0.008

    Nx1 = fzero('BM1_CBA', [1 1000]);          % Reversões (2Nf)
    N1 = Nx1/2;                                % Ciclos

% Previsão do número de ciclos - D1 = 1/3

% Método de dano linear (Palmgren-Miner)

    n1_pm = N1/3;                               % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e1)

% Método de Mansur

    n1_ma = N1/3;                               % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e1)

% Método de Corten-Dolan

    n1_cd = N008/3;                             % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e1)

%----- Carregamento 2 -----%
% Previsão de vida por Basquin-Manson (BM)

    % Número de reversões (2Nf)- Para amplitude e2 = 0.006

    Nx2 = fzero('BM2_CBA', [1000 10000]);      % Reversões (2Nf)
    N2 = Nx2/2;                                % Ciclos

% Previsão do número de ciclos - D2 = 1/3

% Método de dano linear (Palmgren-Miner)

    n2_pm = N2/3;                               % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e2)

% Método de Mansur

    n2_ma = (N2*e2*2)/(3*(e1+e2));             % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e2)

% Método de Corten-Dolan

    n2_cd = (N008/3)*((e2/0.008)^(-d)); % Ciclos para gerar 1/3 de dano (e2)

%----- Carregamento 3 -----%
% Previsão de vida por Basquin-Manson (BM)

    % Número de reversões (2Nf)- Para amplitude e3 = 0.005

    Nx3 = fzero('BM3_CBA', [1000 10000]);      % Reversões (2Nf)
    N3 = Nx3/2;                                % Ciclos

```

```

% Previsão do número de ciclos - D3

% Método de dano linear (Palmgren-Miner)

    n3_pm = N3/3;                                % Ciclos restantes até a falha (e3)

% Método de Mansur

    % Fração de dano restante
    D3_ma = 1-(n1_ma/N1)-(n2_ma*(e1+e2)/(2*N2*e2));

    % Ciclos restantes até a falha (e3)
    n3_ma = (N3*e3*D3_ma*3)/((e1+e2+e3));

% Método de Corten-Dolan

    % Fração de dano restante
    D3_cd = 1-(n1_cd/N008)-((n2_cd/N008)*((e2/0.008)^(-d)));

    % Ciclos restantes até a falha (e3)
    n3_cd = N008*D3_cd*((e3/0.008)^(-d));

%-----%

fprintf('-----\n');
fprintf('-----\n\n');
fprintf('==> CARREGAMENTO CBA (DECRESCENTE): \n\n');

fprintf('--- Carregamento 1 - BLOCO C (e1 = 0.008)\n\n');
fprintf('Num. de Reversões (2Nf) = %d \n', Nx1);
fprintf('Num. de Ciclos (2Nf) = %d \n\n', N1);
fprintf('Previsão do número de ciclos - D1 = 1/3: \n\n');
fprintf('\t Método de dano linear (Palmgren-Miner): \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n1_pm);
fprintf('\t Método de Mansur): \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n1_ma);
fprintf('\t Método de Corten-Dolan: \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n1_cd);

fprintf('-----\n');

fprintf('--- Carregamento 2 - BLOCO B (e2 = 0.006)\n\n');
fprintf('Num. de Reversões (2Nf) = %d \n', Nx2);
fprintf('Num. de Ciclos (2Nf) = %d \n\n', N2);
fprintf('Previsão do número de ciclos - D2 = 1/3: \n\n');
fprintf('\t Método de dano linear (Palmgren-Miner): \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n2_pm);
fprintf('\t Método de Mansur): \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n2_ma);
fprintf('\t Método de Corten-Dolan: \n');
fprintf('\t Ciclos para gerar 1/3 de dano = %d \n\n', n2_cd);

fprintf('-----\n');

fprintf('--- Carregamento 3 - BLOCO A (e3 = 0.005)\n\n');
fprintf('Num. de Reversões (2Nf) = %d \n', Nx3);
fprintf('Num. de Ciclos (2Nf) = %d \n\n', N3);

```

```
fprintf('Previsão do número de ciclos: \n\n');
fprintf('\t Método de dano linear (Palmgren-Miner): \n');
fprintf('\t Ciclos restantes até a falha = %d \n\n', n3_pm);
fprintf('\t Método de Mansur): \n');
fprintf('\t Fração de dano restante até a falha = %d \n', D3_ma);
fprintf('\t Ciclos restantes até a falha = %d \n\n', n3_ma);
fprintf('\t Método de Corten-Dolan: \n');
fprintf('\t Fração de dano restante até a falha = %d \n', D3_cd);
fprintf('\t Ciclos restantes até a falha = %d \n', n3_cd);

fprintf('\n\n Número Total de Ciclos previsto para cada Método: \n\n');
fprintf('Método de dano linear (Palmgren-Miner): = %d \n\n',
n1_pm+n2_pm+n3_pm);
fprintf('Método de Mansur: = %d \n\n', n1_ma+n2_ma+n3_ma);
fprintf('Método Corten-Dolan: = %d \n\n', n1_cd+n2_cd+n3_cd);
```