

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA**

**Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
Área de Concentração: Projeto Mecânico
Linha de Pesquisa: Mecânica de Fratura e Fadiga**

**AVALIAÇÃO E DESENVOLVIMENTO DE MODELOS DE DETERMINAÇÃO DE
ACÚMULO DE DANOS POR FADIGA EM UM AÇO ESTRUTURAL**

Autor: Tanius Rodrigues Mansur

Orientador: Prof. Ernani Sales Palma

Belo Horizonte, dezembro de 2003

Para Fatinha, Daniel, LÍdia e Yasmine,
com todo meu amor.

Agradecimentos

Muitos foram os que contribuíram para que este trabalho chegasse ao final, sendo impossível enumerá-los. Entretanto, eu gostaria de agradecer especialmente

ao Prof. Dr. Ing. Ernani Sales Palma pela orientação, amizade e respeito profissional;

ao Professores do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais com os quais tive o prazer de estudar;

ao Prof. Dr. Leonardo Godefroid da Universidade Federal de Ouro Preto pelo apoio recebido;

aos meus colegas e amigos do Serviço de Integridade Estrutural e da Oficina Mecânica do CDTN (tomei a decisão de não nomeá-los para não correr o risco de esquecer alguém), sem o apoio dos quais este trabalho seria impossível de ser realizado;

à Márcia Valéria Lima Sandinha Fagundes pelo apoio decisivo;

ao Dr. Wellington Antonio Soares pela colaboração inestimável;

ao CDTN/CNEN pelo incentivo constante;

aos meus pais às minhas irmãs e aos meus avós, pelo carinho e amor de sempre;

a todos, meus mais sinceros agradecimentos e profunda gratidão.

Resumo

A vida de estruturas e componentes metálicos é muitas vezes governada por processos de fadiga, causados por aplicações de cargas cíclicas, periódicas ou não.

A maior parte da vida é relacionada a uma seqüência de processos durante os quais bandas de escorregamentos, deformações localizadas, danos e microtrincas iniciam-se e desenvolvem-se até o aparecimento de trincas macroscópicas.

Neste trabalho é feito um estudo sistemático da influência do dano de fadiga nas propriedades mecânicas do aço SAE 8620. A influência da refrigeração durante os ensaios para obtenção da curva S-N-P também foi analisada.

Para avaliar a vida de componentes estruturais relacionada à fadiga existem vários modelos propostos, alguns lineares outros não. Neste trabalho também é realizado um estudo sistemático e comparativo de algumas das teorias mais utilizadas com esta finalidade. Existem também algumas metodologias sugeridas para a quantificação dos danos que aparecem durante o processo de fadiga. Algumas destas teorias, consideradas mais fáceis de implementação prática, foram testadas. Apresenta-se e desenvolve-se o ruído magnético Barkhausen como alternativa eficiente para a quantificação de danos em aços submetidos à fadiga.

A influência da energia absorvida por unidade de volume na vida do aço, submetido à fadiga, também foi estudada.

Finalmente, propõe-se um novo modelo, para se prever a vida de materiais submetidos à fadiga, no qual procura-se levar em consideração a história das tensões durante a vida do componente em estudo.

PALAVRAS CHAVE: Danos provocados por fadiga, Fadiga, Acúmulo de danos.

Abstract

The life of structures and metallic components is often governed by fatigue, caused either by, vibration or by the application of cyclic load, periodic or not.

Most of the life is related to a sequence of processes during which slip bands, located strain, damage and micro cracks initiate and grow until the nucleation of some macroscopic crack.

In this work, a systematic study of the influence of fatigue damage in the mechanical properties of the steel SAE 8620 is carried out. The influence of the refrigeration during the tests for obtaining the S-N-P curve was also analyzed.

There are several proposed models in the literature to evaluate the fatigue life of structural components, some linear and others not. An extensive and comparative study of some of the most used theories available for this purpose is also accomplished in this work. Besides that, there are some methodologies suggested in the literature for the quantification of damage, which appears during the fatigue process. Some of these methodologies, not difficult for practical implementation, were also tested. An efficient alternative methodology, based on Barkhausen magnetic noise, is developed and presented for the quantification of damage in steels submitted to fatigue.

The influence of the energy absorbed per unit of volume in the life of the steel was also studied.

Finally, a new fatigue damage model is proposed, which take into account the stress history during the life of the component being studied.

KEY WORDS: Fatigue damage, Fatigue, Cumulative damage.

SUMÁRIO

SIMBOLOGIA	i
CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO E OBJETIVOS	1
1.1 - INTRODUÇÃO	1
1.2 - OBJETIVOS	2
CAPÍTULO 2 - REVISÃO DA LITERATURA.....	4
2.1 - FADIGA EM METAIS E LIGAS	4
2.2 - FADIGA CONTROLADA POR TENSÃO - FADIGA DE ALTO CICLO	6
2.2.1 - Ciclos de tensão e curvas S-N	9
2.2.2 - Métodos para determinação das curvas S-N-P.....	12
2.2.2.1 - Método padrão	12
2.2.2.2 - Método de construção da curva com tensão constante.....	13
2.2.3 - Determinação do limite de resistência à fadiga (s_e).....	13
2.2.4 - Modelos de regressão para dados oriundos de testes de vida acelerados.....	18
2.2.4.1 - Ajuste do modelo de regressão base.....	20
2.2.5 - Fatores que afetam as curvas S-N-P.....	21
2.2.5.1 - Condições superficiais.....	21
2.2.5.2 - Tensões residuais.....	22
2.2.5.3 - Tensões médias.....	22
2.2.5.4 - Tipos de carregamentos aplicados.....	23
2.2.5.5 - Frequência de aplicações das cargas	24
2.2.5.6 - Condições do meio ambiente.....	24
2.2.5.7 - Microestrutura do material	24
2.3 - FADIGA CONTROLADA POR DEFORMAÇÃO. FADIGA DE BAIXO CICLO	25
2.3.1 - Comportamento cíclico da tensão-deformação.....	25
2.3.2 - Determinação da curva tensão-deformação cíclica.....	29
2.3.3 - Curva S-N.....	30
2.3.4 - Caracterização do material.....	31
2.3.5 - Curva de vida da deformação	31
2.4 - ACÚMULO DE DANOS	33

2.4.1 - Aspectos fenomenológicos dos danos.....	33
2.4.2 - Variáveis que caracterizam os danos.....	34
2.4.2.1 - Tensão efetiva.....	35
2.4.2.2 - Hipótese da equivalência em deformação	35
2.4.3 - Leis elementares dos danos por fadiga	36
2.5 - PRINCIPAIS TEORIAS DE ACÚMULO DE DANOS	39
2.5.1 - Teoria de acúmulo de danos de Palmgren-Miner.....	39
2.5.2 - Teoria do acúmulo de danos de Henry.....	40
2.5.3 - Teoria do acúmulo de danos de Corten-Dolan	41
2.5.4 - Teoria do acúmulo de danos de Marin.....	42
2.5.5 - Teoria de acúmulo de danos de Manson.....	43
2.5.6 - Teoria do ponto do joelho da curva S-N-P (Knee-point).....	44
2.5.7 - Modelo contínuo não linear para danos em fadiga [Chaboche e Lesne, 1988]...45	
2.5.8 - Modelo não linear de acúmulo de danos utilizando-se a energia total absorvida de Shang e Yao.....	50
2.5.9 - Outras teorias.....	52
2.6 - MEDIÇÃO DOS DANOS	52
2.6.1 - Métodos de medições diretas.....	52
2.6.1.1 - Observação metalográfica	53
2.6.1.2 - Variação da densidade	53
2.6.2 - Métodos de medições indiretas	54
2.6.2.1 - Métodos de medição destrutivos	54
2.6.2.1.1 - Variação do módulo de elasticidade.....	54
2.6.2.1.2 - Propagação de ondas ultra-sônicas	55
2.6.2.1.3 - Variação do ciclo plástico	56
2.6.2.2 - Métodos de medições não destrutivos	57
2.6.2.2.1 - Variação da microdureza	57
2.6.2.2.2 - Variação do potencial elétrico	59
2.6.2.2.3 - Medição de danos de fadiga em aço utilizando-se análise do sinal magnético Barkhausen	60
2.7 - CÁLCULO DE ENERGIA PARA CORPOS-DE-PROVA SUBMETIDOS À FLEXÃO E A TRACÇÃO, NO REGIME ELÁSTICO	63
2.8 - INCERTEZA DE MEDIÇÃO	64

2.8.1 - Incerteza de medição nos valores das tensões	65
2.8.2 - Incerteza de medição nos valores das deformações.....	65
2.8.3 - Incerteza de medição nos valores do Módulo de Elasticidade	66
CAPÍTULO 3 - MATERIAL E METODOLOGIA	67
3.1 - MATERIAL	67
3.1.1 - <i>Corpos-de-prova</i>	67
3.1.1.1 - <i>Corpo-de-prova utilizado em ensaios de fadiga flexo-rotativos</i>	67
3.1.1.2 - <i>Corpo-de-prova utilizado em ensaios de fadiga axial</i>	68
3.1.1.3 - <i>Rugosidade dos corpos-de-prova</i>	69
3.1.2 - <i>Composição química</i>	70
3.1.3 - <i>Caracterização metalográfica do material</i>	70
3.1.4 - <i>Caracterização mecânica</i>	71
3.1.4.1 - <i>Ensaio de tração</i>	71
3.1.4.2 - <i>Ensaio de dureza</i>	71
3.1.4.3 - <i>Ensaio de microdureza</i>	71
3.2 - ENSAIOS DE FADIGA	72
3.2.1 - <i>Ensaio de fadiga flexo-rotativo</i>	72
3.2.1.1 - <i>Tensões atuantes no corpo-de-prova submetido à fadiga flexo-rotativa</i>	76
3.2.1.2 - <i>O ensaio de fadiga flexo-rotativo</i>	77
3.2.2 - <i>Ensaio de fadiga com carregamento axial</i>	78
3.3 - PLANEJAMENTO DOS ENSAIOS PARA A DETERMINAÇÃO DA CURVA S-N-P	79
3.4 - DETERMINAÇÃO DO LIMITE DE RESISTÊNCIA À FADIGA	80
3.4.1 - <i>Método up-and-down</i>	80
3.4.2 - <i>Modelos de regressão para dados oriundos de testes de vida acelerados</i>	81
3.4.3 - <i>Simulação do método up-and-down</i>	81
3.4.4 - <i>Cálculo do limite de resistência à fadiga com o modelo de regressão para dados oriundos de testes de vida acelerados utilizando-se os dados simulados</i>	82
3.5 - INTRODUÇÃO DE DANOS EM CORPOS-DE-PROVA SUBMETIDOS À FADIGA	83
3.5.1 - <i>Introdução de danos em corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa</i>	83
3.5.1.1 - <i>Ensaio com cargas aplicadas no sentido decrescente</i>	83
3.5.1.2 - <i>Ensaio com cargas aplicadas no sentido crescente</i>	84
3.5.1.3 - <i>Ensaio com cargas aplicadas alternadamente - seqüência 1</i>	84
3.5.1.4 - <i>Ensaio com cargas aplicadas alternadamente - seqüência 2</i>	84

4.7.1 - Limite de resistência à fadiga utilizando-se modelo de regressão (distribuição Log-normal) aplicado aos dados experimentais obtidos para o levantamento da curva S-N-P.....	100
4.7.2 - Limite de resistência à fadiga utilizando-se o método up-and-down aplicado aos dados simulados.....	101
4.7.3 - Limite de resistência à fadiga utilizando-se o modelo de regressão (Log-normal) aplicado aos dados obtidos nas simulações	104
4.8 - ENSAIOS QUASE ESTÁTICOS PARA O AÇO SAE 8620 SUBMETIDOS À FADIGA.....	105
4.8.1 - Ensaio de tração em corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa.....	105
4.8.2 - Ensaio de tração em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial.....	108
4.8.3 - Ensaio de dureza em corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa	111
4.8.4 - Ensaio de dureza em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial	113
4.8.5 - Ensaio de microdureza em corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa	115
4.8.6 - Ensaio de microdureza em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial.....	120
4.8.7 - Limite de Resistência à Fadiga de aço SAE 8620 depois de submetido à fadiga	124
4.9 - ACÚMULO DE DANOS PROVOCADOS POR FADIGA FLEXO-ROTATIVA.....	126
4.9.1 - Aplicação dos resultados às teorias de danos estudadas.....	130
4.10 - MEDIÇÃO DE DANOS EM ENSAIOS DE FADIGA	134
4.10.1 - Medição de danos utilizando-se o ruído magnético Barkhausen.....	134
4.10.1.1 - Medição de danos utilizando-se o ruído magnético Barkhausen em corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa	135
4.10.1.2 - Medição de danos utilizando-se o ruído magnético Barkhausen em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial	139
4.10.2 - Medição de danos utilizando-se a variação do Módulo de Elasticidade de aço SAE 8620 quando submetido à fadiga.....	142
4.10.2.1 - Medição de danos utilizando-se a variação do Módulo de Elasticidade em corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa	142
4.10.2.2 - Medição de danos utilizando-se a variação do Módulo de Elasticidade em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial	144
4.10.3 - Medição de danos utilizando-se a variação da microdureza.....	148

4.10.3.1 - Medição de danos utilizando-se a variação da microdureza em corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa	148
4.10.3.2 - Medição de danos utilizando-se a variação da microdureza em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial	151
4.11 - PROPOSTA DE UMA METODOLOGIA PARA CÁLCULO DE DANOS: TEORIA DAS MÉDIAS DAS TENSÕES ATUANTES	152
4.12 - INCERTEZA DE MEDIÇÃO	153
4.12.1 - Incerteza de medição do número de ciclos.....	153
4.12.2 - Incerteza de medição das tensões de flexão	154
4.12.3 - Incerteza de medição das deformações	154
4.12.4 - Incerteza de medição das tensões axiais	156
4.12.5 - Incerteza de medição do Módulo de Elasticidade.....	156
4.12.6 - Incerteza de medição do ruído magnético Barkhausen	157
4.12.7 - Incerteza de medição da dureza	157
4.12.8 - Incerteza de medição da microdureza.....	157
CAPÍTULO 5 - DISCUSSÃO DOS RESULTADOS	158
5.1 - INTRODUÇÃO	158
5.2 - VARIAÇÃO DAS PROPRIEDADES MECÂNICAS DO AÇO SAE 8620 QUANDO SUBMETIDOS À FADIGA FLEXO-ROTATIVA E AXIAL	158
5.3 - VARIAÇÃO DA DUREZA DE AÇO SAE 8620 QUANDO SUBMETIDOS À FADIGA FLEXO-ROTATIVA E AXIAL.....	159
5.4 - VARIAÇÃO DA MICRODUREZA DE AÇO SAE 8620 QUANDO SUBMETIDOS À FADIGA FLEXO-ROTATIVA E AXIAL	161
5.5 - COMPARAÇÃO ENTRE AS MANEIRAS DE SE DETERMINAR O LIMITE DE RESISTÊNCIA À FADIGA.....	162
5.6 - DETERMINAÇÃO DA CURVA S-N E AJUSTE DO MODELO DE REGRESSÃO BASE	164
5.7 - INFLUÊNCIA DA REFRIGERAÇÃO NA DETERMINAÇÃO DAS CURVAS S-N-P.....	164
5.8 - LIMITE DE RESISTÊNCIA À FADIGA DE AÇO SAE 8620 DEPOIS DE SUBMETIDO À FADIGA	165
5.9 - ACÚMULO DE DANOS PROVOCADOS POR FADIGA FLEXO-ROTATIVA.....	166
5.10 - COMPARAÇÃO ENTRE AS TEORIAS DE ACÚMULO DE DANOS ESTUDADAS	167
5.11 - MEDIÇÃO DE DANOS UTILIZANDO-SE O RUÍDO MAGNÉTICO BARKHAUSEN	171

5.12 - MEDIÇÃO DE DANOS UTILIZANDO-SE A VARIAÇÃO DO MÓDULO DE ELASTICIDADE DE AÇO SAE 8620	172
5.13 - MEDIÇÃO DE DANOS UTILIZANDO-SE À VARIAÇÃO DA MICRODUREZA	173
5.14 - COMPARAÇÃO ENTRE AS ENERGIAS POR UNIDADE DE VOLUME DOS DOIS TIPOS DE CORPOS-DE-PROVA UTILIZADOS NOS ENSAIOS DE FADIGA NESTE TRABALHO	174
CAPÍTULO 6 - CONCLUSÕES.....	175
CAPÍTULO 7 - SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	179
CAPÍTULO 8 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	180

Lista de Figuras

FIGURA 2.1- Parâmetros de ensaio de fadiga.....	5
FIGURA 2.2 - Carregamento de fadiga com amplitude variável.	6
FIGURA 2.3.a - Comportamento cíclico em um material sob controle de tensão. Endurecimento cíclico.	7
FIGURA 2.4 - Carregamento típico de fadiga de alto ciclo.....	8
FIGURA 2.5 - Carregamento típico de fadiga térmica.	8
FIGURA 2.6 - Carregamento típico de fadiga de baixo cíclico.....	8
FIGURA 2.7- Curva S-N genérica.....	9
FIGURA 2.8 - Curva S-N em escala Semi-log.	10
FIGURA 2.9 - Representação estatística de dados de fadiga.....	11
FIGURA 2.10 - Curva S-N-P típica em escala log-log.....	11
FIGURA 2.11 - Curvas resultantes do Método Padrão.....	12
FIGURA 2.12 - Dados de fadiga para níveis de tensão constante em um gráfico S-N.	13
FIGURA 2.13 - Ensaio experimental de up-and-down	14
FIGURA 2.14 - Fator G, Limite de confiança em função, de $\frac{d_g}{DP}$	17
FIGURA 2.15 - Método para apresentar dados de fadiga quando a tensão média é diferente de zero.	23
FIGURA 2.16 - Resultados de dois tipos de testes em ensaios de fadiga.....	23
FIGURA 2.17 - Comportamento cíclico em um material sob controle de deformação.....	25

FIGURA 2.18 - Laço de histerese para carregamento cíclico em regime elástico.	26
FIGURA 2.19 - Laço de histerese para carregamento cíclico em regime plástico.	26
FIGURA 2.20 - Determinação da curva tensão-deformação cíclica.....	30
FIGURA 2.21 - Curva S-N típica.....	31
FIGURA 2.22 - Curva $\epsilon \times 2N$ típica.	31
FIGURA 2.23 - Curva de vida versus deformação.	32
FIGURA 2.24 - Elemento danificado.	34
FIGURA 2.25 - Tensão efetiva e equivalência em deformação.	36
FIGURA 2.26 - Evolução e acúmulo linear de dano.	37
FIGURA 2.27 - Evolução não linear do dano, mas com acúmulo linear.....	38
FIGURA 2.28 - Evolução e acúmulo não linear de dano.....	39
FIGURA 2.29 - Linhas de dano constantes.....	45
FIGURA 2.30 - Modelo micromecânico de microcavidades e microtrincas.	53
FIGURA 2.31 - Curva de histerese de um material ferromagnético.....	61
FIGURA 2.32 - Diagrama de blocos de equipamento utilizado na medição de ruído magnético Barkhausen.....	63
FIGURA 3.1- Geometria dos corpos-de-prova utilizados nos testes de fadiga flexo-rotativa. Dimensões em mm.	68
FIGURA 3.2 - Foto do corpo-de-prova utilizado nos testes de fadiga flexo-rotativa.....	68
FIGURA 3.3 - Corpo-de-prova utilizado nos ensaios de fadiga axial. Dimensões em mm.	69

FIGURA 3.4 – Foto do corpo-de-prova para ensaios de fadiga axial instalado na máquina de fadiga axial.	69
FIGURA 3.5 - Máquina de fadiga flexo-rotativa aberta.	72
FIGURA 3.6 - Conjunto das máquinas instaladas.	72
FIGURA 3.7 - Esquema ilustrando a aplicação de cargas. Dimensões em mm.	73
FIGURA 3.8 - Montagem do corpo-de-prova com fixação bilateral. Diagrama dos momentos fletores e força cortante.	75
FIGURA 3.9 - Corpo-de-prova instrumentado com 3 extensômetros elétricos.	75
FIGURA 3.10 – Máquina de fadiga com sistema de refrigeração.	77
FIGURA 3.11 - Máquina de fadiga Instron 8202 com capacidade de 200 kN.	78
FIGURA 3.12 - Equipamento e gabarito posicionador de corpo-de-prova para medição do ruído magnético Barkhausen em ensaios de fadiga.	88
FIGURA 3.13 - Máquina universal de ensaios Instron modelo TDML.	89
FIGURA 3.14 - Célula de carga utilizada para medição da variação do módulo de elasticidade do material submetido à fadiga.	90
FIGURA 3.15 - Desenho esquemático das ligações utilizadas para medir força e deformação.	90
FIGURA 4.1 - Microestrutura do aço SAE 8620. Aumento de 500 vezes.	92
FIGURA 4.2 - Ensaios de fadiga up-and-down para o aço SAE 8620 – virgem.	93
FIGURA 4.3 - Ensaios em corpos-de-prova sem refrigeração.	94
FIGURA 4.4 - Ensaios em corpos-de-prova refrigerados.	95
FIGURA 4.5 - Gráfico de probabilidades para resíduo padronizados de ciclos.	96

FIGURA 4.6 - Gráfico de probabilidades para resíduos padronizados de ciclos.	97
FIGURA 4.7 - Curvas S-N-P. Ensaio em corpos-de-prova sem refrigeração.	98
FIGURA 4.8 - Curvas S-N-P. Ensaio em corpos-de-prova refrigerados.	98
FIGURA 4.9 - Curvas S-N-P para o aço SAE 8620. Ensaio com refrigeração.	100
FIGURA 4.10 - Simulação do ensaio up-and-down baseados em corpos-de-prova sem refrigeração.	103
FIGURA 4.11 – Variação das propriedades mecânicas do aço SAE 8620. Tensão aplicada de 259 MPa.	105
FIGURA 4.12 – Variação das propriedades mecânicas do aço SAE 8620. Tensão aplicada de 217 MPa.	106
FIGURA 4.13 – Variação das propriedades mecânicas do aço SAE 8620. Solicitações virgem, crescente e decrescente.	106
FIGURA 4.14 – Valores dos coeficientes de encruamento e das reduções de área para o aço SAE 8620. Tensão aplicada 259 MPa.	107
FIGURA 4.15 – Valores dos coeficientes de encruamento e das reduções de área para o aço SAE 8620. Tensão aplicada 217 MPa.	107
FIGURA 4.16 – Variação das propriedades mecânicas do aço SAE 8620. Tensão aplicada de 175 MPa.	108
FIGURA 4.17 – Variação das propriedades mecânicas do aço SAE 8620. Tensão aplicada de 427 MPa.	109
FIGURA 4.18 – Variação das propriedades mecânicas do aço SAE 8620. Tensão aplicada de 485 MPa.	109
FIGURA 4.19 – Variação das propriedades mecânicas do aço SAE 8620. Tensão aplicada de 580 MPa.	110

FIGURA 4.20 – Variação das propriedades mecânicas do aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Solicitações virgem, crescente e decrescente.....	110
FIGURA 4.21 – Variação da dureza para o aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa. Tensão solicitante de 217 MPa.	111
FIGURA 4.22 - Variação da dureza para o aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa. Tensão solicitante de 259 MPa.	112
FIGURA 4.23 – Variação da dureza para o aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa. Corpos-de-prova utilizados no traçado das curvas S-N-P.....	112
FIGURA 4.24 – Variação da dureza para o aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa. Corpos-de-prova submetidos a duas tensões.....	113
FIGURA 4.25 – Comparação dos valores de dureza obtidos nos ensaios de fadiga flexo-rotativa.	113
FIGURA 4.26 – Variação das durezas para o aço SAE 8620 quando submetido à fadiga axial. Tensão aplicada 485 MPa.	114
FIGURA 4.27 – Variação das durezas para o aço SAE 8620 quando submetido à fadiga axial. Tensão aplicada 580 MPa.	115
FIGURA 4.28 – Variação das durezas para o aço SAE 8620 quando submetido à fadiga axial. Corpos-de-prova ensaiados à tração.....	115
FIGURA 4.29 – Microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa. Superfície externa e central do corpo-de-prova. Tensão aplicada de 217 MPa.....	116
FIGURA 4.30 – Microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa. Superfície externa e central do corpo-de-prova. Tensão aplicada de 259 MPa.....	117
FIGURA 4.31 – Microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa. Seção transversal central do corpo-de-prova. Tensão aplicada de 217 MPa.....	117
FIGURA 4.32 – Microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa. Seção transversal central do corpo-de-prova. Tensão aplicada de 259 MPa.....	118

FIGURA 4.33 – Microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa, após ensaio de tração. Seção transversal central do corpo-de-prova. Tensão aplicada de 217 MPa.	118
FIGURA 4.34 – Microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa, após ensaio de tração. Seção transversal central do corpo-de-prova. Tensão aplicada de 259 MPa.	119
FIGURA 4.35 – Microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa. Comparação de valores médios.....	120
FIGURA 4.36 - Microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Corpos-de-prova fraturados por fadiga. Tensão aplicada 485 MPa.	121
FIGURA 4.37 - Microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Corpos-de-prova fraturados por fadiga. Tensão aplicada 580 MPa.	121
FIGURA 4.38 - Microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Corpos-de-prova fraturados por ensaios de tração. Tensão aplicada 427 MPa.....	122
FIGURA 4.39 - Microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Corpos-de-prova fraturados por ensaios de tração. Tensão aplicada 485 MPa.....	122
FIGURA 4.40 - Microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Corpos-de-prova fraturados por ensaios de tração. Tensão aplicada 580 MPa.....	123
FIGURA 4.41 – Variação da microdureza para o aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Corpos-de-prova submetidos à duas tensões.....	123
FIGURA 4.42 – Microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Comparação de valores médios.	124
FIGURA 4.43 – Ensaio de fadiga up-and-down para corpos-de-prova solicitados com seqüência crescente de tensões.	125
FIGURA 4.44 – Ensaio de fadiga up-and-down para corpos-de-prova solicitados com seqüência decrescente de tensões.....	125
FIGURA 4.45 – Valores dos danos quando se utiliza a teoria de Palmgren-Miner.	130

FIGURA 4.46 - Valores dos danos quando se utiliza a teoria de Henry.....	131
FIGURA 4.47 - Valores dos danos quando se utiliza a teoria de Corten-Dolan.....	131
FIGURA 4.48 - Valores dos danos quando se utiliza a teoria de Marin.....	132
FIGURA 4.49 - Valores dos danos quando se utiliza a teoria de Manson.....	132
FIGURA 4.50 - Valores dos danos quando se utiliza a teoria do Knee-Point	133
FIGURA 4.51 - Valores dos danos quando se utiliza a teoria de Chaboche e Lesne [1988].....	133
FIGURA 4.52 - Valores dos danos quando se utiliza a teoria da energia total absorvida.	134
FIGURA 4.53 - Comportamento do valor RMS Barkhausen em relação ao número de ciclos para um corpo-de-prova sem carregamento.	135
FIGURA 4.54 - Comportamento da relação $\frac{V_{ns}}{V_{no}}$ em relação ao crescimento dos ciclos de carregamento. Tensão 259 MPa. Valores médios em 4 corpos-de-prova.....	136
FIGURA 4.55 - Comportamento de $\frac{V_{ns}}{V_{no}}$ em relação ao crescimento do número de ciclos para o corpo-de-prova fraturado na posição de medição. Tensão 259 MPa.	137
FIGURA 4.56 - Mudança do comportamento de $\frac{V_{ns}}{V_{no}}$ em relação ao crescimento do número de ciclos para 5 corpos-de-prova. Tensão 217 MPa. Cada ponto da medição foi em 1 corpo-de-prova.....	138
FIGURA 4.57 - Mudança do comportamento de $\frac{V_{ns}}{V_{no}}$ em relação ao crescimento do número de ciclos para 5 corpos-de-prova. Tensão 259 MPa. Cada ponto da medição foi em 1 corpo-de-prova.....	138
FIGURA 4.58 - Ruído magnético Barkhausen em corpo-de-prova submetido à fadiga axial. Tensão máxima de 250 MPa.....	139

FIGURA 4.59 - Ruído magnético Barkhausen em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial. Tensão máxima de 259 MPa.	140
FIGURA 4.60 - Ruído magnético Barkhausen em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial. Tensão máxima de 427 MPa.	140
FIGURA 4.61 - Ruído magnético Barkhausen em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial. Tensão máxima de 485 MPa.	141
FIGURA 4.62 - Ruído magnético Barkhausen em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial. Tensão máxima de 580 MPa.	141
FIGURA 4.63 - Ruído magnético Barkhausen em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial. Consolidação.	142
FIGURA 4.64 – Dano obtido através da variação do Módulo de Elasticidade de aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa. Tensão aplicada 217 MPa.	143
FIGURA 4.65 - Dano obtido através da variação do Módulo de Elasticidade de aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa. Tensão aplicada 259 MPa.	143
FIGURA 4.66 – Variação média do dano utilizando-se o Módulo de Elasticidade de aço SAE 8620 em corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa.	144
FIGURA 4.67 - Dano obtido através da variação do Módulo de Elasticidade de aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Tensão aplicada 175 MPa.	145
FIGURA 4.68 - Dano obtido através da variação do Módulo de Elasticidade de aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Tensão aplicada 427 MPa.	145
FIGURA 4.69 - Dano obtido através da variação do Módulo de Elasticidade de aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Tensão aplicada 485 MPa.	146
FIGURA 4.70 - Dano obtido através da variação do Módulo de Elasticidade de aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Tensão aplicada 580 MPa.	146

FIGURA 4.71 - Dano obtido através da variação do Módulo de Elasticidade de aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Solicitação crescente.	147
FIGURA 4.72 - Dano obtido através da variação do Módulo de Elasticidade de aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Solicitação decrescente.	147
FIGURA 4.73 – Danos médios obtidos para aço SAE 8620, obtidos através da variação do Módulo de Elasticidade. Fadiga flexo-rotativa e axial.	148
FIGURA 4.74 - Dano obtido através da variação da microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa, com tensão aplicada de 217 MPa. Medições na superfície dos corpos-de-prova.	149
FIGURA 4.75 - Dano obtido através da variação da microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa, com tensão aplicada de 259 MPa. Medições na superfície dos corpos-de-prova.	149
FIGURA 4.76 - Danos obtidos através da variação da microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa, com tensão aplicada de 217 MPa. Medições na seção transversal dos corpos-de-prova.	150
FIGURA 4.77 - Danos obtidos através da variação da microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa, com tensão aplicada de 259 MPa. Medições na seção transversal dos corpos-de-prova.	150
FIGURA 4.78 - Danos obtidos através da variação da microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga axial, com tensão aplicada de 485 MPa. Medições na seção transversal dos corpos-de-prova.	151
FIGURA 4.79 - Danos obtidos através da variação da microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga axial, com tensão aplicada de 580 MPa. Medições na seção transversal dos corpos-de-prova.	152
FIGURA 4.80 – Resultados da aplicação da teoria das médias das tensões atuantes.	153

FIGURA 5.1 – Comparação de propriedades mecânicas de aço SAE 8620 utilizando-se seus valores médios quando submetidos à fadiga axial e flexo-rotativa.	160
FIGURA 5.2 – Comparação entre valores de dureza e de microdureza.	162
FIGURA 5.3 - Curvas S-N-P para ensaios refrigerados e sem refrigeração.	165
FIGURA 5.4 – Comparação do Limite de Resistência à Fadiga.	166
FIGURA 5.5 - Faixa de dispersão de ciclos até a falha para ensaios com tensões decrescentes.	167
FIGURA 5.6 - Faixa de dispersão de ciclos até a falha para ensaios com tensões crescentes.	167
FIGURA 5.7 – Comparação das teorias para 1% de probabilidade de falha.	168
FIGURA 5.8 – Comparação das teorias para 50% de probabilidade de falha.	169
FIGURA 5.9 – Comparação das teorias para 99% de probabilidade de falha.	169
FIGURA 5.10 – Tendência do ruído magnético Barkhausen em medição de danos provocados por fadiga flexo-rotativa e axial.	172
FIGURA 5.11 – Energia por unidade de volume para corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa e axial.	174

Lista de Tabelas

TABELA 3.1 - Composição química prevista para o aço SAE 8620	70
TABELA 3.2 - Seqüência de tensões decrescentes.....	83
TABELA 3.3 - Seqüência de tensões crescentes.	84
TABELA 3.4 - Seqüência de tensões alternadas. Seqüência 1.	84
TABELA 3.5 - Seqüência de tensões alternadas. Seqüência 2	84
TABELA 4.1 - Resultados de ensaios de tração para o aço SAE 8620 não danificado.	91
TABELA 4.2 - Resultados da análise do percentual de ferrita dos corpos-de-prova do aço SAE 8620.....	92
TABELA 4.3 - Resultados da análise do diâmetro médio do grão de ferrita dos corpos-de-prova do aço SAE 8620.....	92
TABELA 4.4 - Parâmetros das curvas que representam as equações de fadiga.....	99
TABELA 4.5 - Resultados obtidos na primeira simulação do método up-and-down para ensaios sem refrigeração.	102
TABELA 4.6 – Limites de resistência à fadiga utilizando-se o método up-and-down aplicado aos dados simulados.	103
TABELA 4.7 - Limites de resistência à fadiga, utilizando-se o modelo de regressão (Log-normal) aplicado aos dados simulados.	104
TABELA 4.8 - Solicitações com tensões decrescentes.....	126
TABELA 4.9 - Solicitações com tensões crescentes.	127
TABELA 4.10 – Solicitações com tensões aplicadas alternadamente - seqüência 1.....	127

TABELA 4.11 – Solicitações com tensões aplicadas alternadamente - seqüência 2.....	128
TABELA 4.12 - Solicitações com tensões aplicadas no sentido crescente.	129
TABELA 4.13 – Solicitações com tensões aplicadas no sentido decrescente.	129
TABELA 5.1 - Comparação entre os valores do limite de resistência à fadiga. Sem refrigeração.	163
TABELA 5.2 - Comparação entre os valores do limite de resistência à fadiga. Com Refrigeração.	163

Simbologia

A - Área de seção transversal

\bar{A} - Área resistente efetiva

A_c - Soma da coluna IV no método **up-and-down**

A_D - Área total do conjunto de defeitos

A_f - Área final

A_o - Área inicial

a - Comprimento de uma trinca

B_c - Soma da coluna V no método **up-and-down**

b - Intercepto de reta com o eixo das tensões na curva S-N-P

b_1 - Coeficiente dependente do material

bf - Expoente de resistência à fadiga

C - Percentual de confiança do intervalo no método **up-and-down**

C_1 - Constante do material na curva S-N-P log-log

C_T - Constante do material

c - Inclinação da reta na curva S-N-P semi-log

cd - Expoente de ductilidade à fadiga

D - Dano no material provocado por fadiga

DP - Desvio padrão experimental no método **up-and-down**

DP_e - Desvio padrão de \hat{S}_e no método **up-and-down**

d - Constante do material

d_g - Gradiente de tensão para maior ou menor, utilizado no método **up-and-down**

E - Módulo de elasticidade do material

\bar{E} - Módulo de elasticidade do material danificado

F - Força aplicada

F_A - Força aplicada pelo peso morto da máquina de fadiga flexo-rotativa

F_{CP} - Força aplicada no corpo-de-prova no ensaio de fadiga flexo-rotativo

f - Frequência de ocorrência de um evento

G - Função não linear utilizada no método **up-and-down**

H - Microdureza do material danificado

H^* - Microdureza do material não danificado

i - Intensidade da corrente elétrica no material não danificado

\bar{i} - Intensidade da corrente elétrica no material danificado

J - Momento de inércia da seção transversal do corpo-de-prova

K - Fator de intensidade de tensão

K_1 - Coeficiente de resistência do material

K_{1c} - Tenacidade à fratura

K_i - Inclinação da reta na representação log-log da curva S-N-P

K' - Coeficiente cíclico de resistência

M_o - Coeficiente dependente do material

M_{β} - Momento fletor aplicado ao corpo-de-prova

N - Soma da coluna III no método **up-and-down**

N_f - Número de ciclos que leva o material à falha na tensão σ_i

N_i - Número de ciclos da curva S-N-P correspondentes à tensão S_i

N_k - Número de ciclos correspondente ao ponto K , joelho da curva S-N-P

N_p - Número de ciclos necessários para propagar uma trinca

N' - Número de ciclos necessários para iniciar uma trinca

n^e - Expoente ou parâmetro de encruamento do material

n_i - Número de ciclos aplicados ao material à tensão σ_i

n' - Expoente de encruamento cíclico do material

nc' - Coeficiente cíclico de endurecimento (ou encruamento) por deformação

n_T - Constante do material

R - Variável de encruamento

RA - Redução de área

R_f - Razão de tensão em fadiga

r - Resistência elétrica de um material

\bar{r} - Resistência elétrica de um material danificado

S_a - Amplitude da tensão cíclica alternada, representada na curva S-N-P

S_e - Limite de resistência à fadiga para vida infinita

\hat{S}_e - Limite de resistência à fadiga estimado no método **up-and-down**

S_{eo} - Limite de fadiga de um material não danificado

S_{ed} - Limite de fadiga de um material alterado pelo dano

S_i - Amplitude de uma tensão genérica alternada, representada na curva S-N-P

S_m - Limite de fadiga de um material para uma tensão média diferente de zero

S_o - Menor tensão correspondente ao evento de menor frequência no ensaio **up-and-down**

T - Temperatura

t - Tempo de aplicação de uma carga alternada

V - Voltagem aplicada a um material

v_L - Velocidade longitudinal de uma onda ultra-sônica

v_T - Velocidade transversal de uma onda ultra-sônica

W_f - Energia total absorvida

W_r - Módulo de resistência da seção transversal de um corpo-de-prova

y_o - Região de rejeição da distribuição normal padrão

Símbolos Gregos

α - Nível de significância utilizado no método **up-and-down**

β - Coeficiente dependente do material

δD - Variação do dano

$\Delta \varepsilon$ - Variação total da deformação no laço de histerese no carregamento cíclico

$\Delta \varepsilon_e$ - Variação da deformação elástica no laço de histerese no carregamento cíclico

$\Delta \varepsilon_p$ - Variação da deformação plástica no laço de histerese no carregamento cíclico

$\Delta \sigma$ - Variação da tensão alternada

ε - Deformação

ε_a - Amplitude da deformação alternada

ε_D - Deformação no material deformado

ε_e - Deformação elástica

ε_{eq} - Deformação equivalente

ε_f - Ductilidade à fratura do material

ε'_f - Coeficiente de ductilidade à fadiga

ε_p - Deformação plástica

μ - Coeficiente de Poisson do material

μ_v - Média verdadeira do limite de resistência à fadiga determinado no método **up-and-down**

ρ - Densidade do material não danificado

$\bar{\rho}$ - Densidade do material danificado

σ - Tensão

$\bar{\sigma}$ - Tensão efetiva

σ_a - Amplitude da tensão alternada

σ'_a - Amplitude da tensão equivalente alternada

$\sigma_{a1}, \sigma_{a2}, \sigma_{a3}$ - Amplitudes das tensões alternadas principais

σ_f - Resistência à fratura do material

σ'_f - Coeficiente de resistência à fadiga

σ_i - Amplitude de uma tensão genérica alternada

σ_m - Tensão média

σ'_m - Tensão média equivalente

$\sigma_{m1}, \sigma_{m2}, \sigma_{m3}$ - Tensões médias principais

σ_{\max} - Tensão alternada máxima

σ_{\min} - Tensão alternada mínima

σ_S - Limiar da plasticidade

σ_u - Limite de resistência à tração do material à tração

σ_y - Limite superior de escoamento

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO E OBJETIVOS

1.1 - Introdução

Em muitas aplicações de engenharia, a fadiga é um importante modo de falha. Em muitos casos, a amplitude da tensão alternada aplicada ao componente pode variar durante sua vida. Se esta variação ocorrer, o uso direto das curvas S-N-P fica comprometido porque as mesmas são traçadas para uma tensão alternada com amplitude constante ou seja, com tensão média nula. As curvas S-N-P são obtidas experimentalmente e além da vida, determinam qual a probabilidade de falha de um determinado material.

Para tentar fornecer ao projetista de componentes uma maneira mais eficiente e correta de abordagem do problema (falha de um componente estrutural, submetido à fadiga), várias teorias de acúmulo de danos têm sido desenvolvidas durante os últimos tempos, algumas determinísticas e outras probabilísticas.

Dano, como considerado neste trabalho, é a deterioração progressiva dos materiais sob ação de solitação mecânica, aqui fadiga de alto ciclo. É um processo bem diferente da deformação plástica, embora as causas iniciais dos dois fenômenos sejam idênticas: movimento e acúmulo de discordâncias no metal. O dano apresenta um caráter de irreversibilidade muito pronunciado, de tal maneira que os tratamentos termomecânicos clássicos não os fazem desaparecer, mesmo que parcialmente. A ruptura macroscópica é estudada há muito tempo; Leonardo Da Vinci [Lemaitre e Chaboche, 1985] já se preocupava em caracterizar a ruptura mecânica. Só recentemente, passou a existir a preocupação de modelar a deterioração da matéria que precede à ruptura macroscópica.

Um material é dito livre de dano se ele é desprovido de fissuras e cavidades à escala macroscópica ou se seu comportamento à deformação corresponde ao de um material elaborado dentro das melhores condições. O estado final do dano é a ruptura do elemento de volume submetido à fadiga.

A variável mais utilizada para quantificar o dano, em mecânica dos meios contínuos, é a densidade superficial de micro-defeitos (trincas, cavidades, ..., etc.) dentro de um plano de corte de um elemento de volume representativo da amostra.

Avaliar quantitativamente por meio de experimentos a densidade superficial de micro-defeitos é uma tarefa complexa. Pode-se classificar os métodos de avaliação de danos em diretos e indiretos. Os métodos diretos são aqueles que avaliam a soma total de defeitos na seção transversal considerada para estudo. Os métodos indiretos são aqueles que permitem avaliar os danos por meio de seus efeitos nas propriedades físicas ou mecânicas dos materiais.

As principais metodologias usadas nas avaliações de danos são:

- Métodos diretos: medidas da densidade de micro-defeitos utilizando-se microscopia, medidas de porosidade pela variação da densidade, ou por difração de raios-X.
- Métodos indiretos: medidas do efeito dos danos em propriedades físicas ou mecânicas dos materiais.

1.2 - Objetivos

Os objetivos deste trabalho são:

- Desenvolver e fabricar máquinas para ensaios de fadiga de alto ciclo, controladas por tensão, possuindo dispositivos para aplicação e controle contínuo de cargas perpendiculares e axiais ao corpo-de-prova, contadores de ciclos eletrônico com desligamento automático da mesmas quando do rompimento dos corpos-de-prova,
- Estudar a diferença entre ensaios de fadiga realizados com e sem refrigeração,
- Estudar a diferença entre ensaios de fadiga flexo-rotativos e axiais,
- Estudar e comparar várias teorias de danos existentes à luz das probabilidades de falha,
- Medir diretamente os danos utilizando-se, variação do módulo de elasticidade, ruído magnético Barkhausen e microdureza,

- Estudar a variação das propriedades mecânicas antes e depois da introdução de danos,
- Estudar a influência dos danos no Limite de Resistência à fadiga,
- Propor uma nova metodologia para quantificação de danos que aparecem no aço devido à fadiga.

CAPÍTULO 2 - REVISÃO DA LITERATURA

2.1 - Fadiga em metais e ligas

Pode-se definir a fadiga como sendo o processo de degradação localizada, progressiva e permanente, que ocorre em material sujeito a variações de tensões e deformações e que produzem a nucleação de trincas ou a completa fratura depois de um número suficiente de ciclos [ASTM-E 823-96, 2000].

O comportamento de um material submetido à fadiga é afetado por sua composição química e sua microestrutura, como o tamanho dos grãos, inclusões e segregações no material, além dos efeitos do processamento térmico e mecânico aplicados ao material. Em dimensões microscópicas, tem-se o movimento de discordâncias e os diferentes mecanismos de multiplicação e interação destas com outros defeitos cristalinos. O movimento de discordâncias nos planos de deslizamentos promove a formação de bandas de deslizamento, com surgimento de extrusões e intrusões na superfície do material e eventual nucleação e subsequente propagação de trincas. Em dimensões macroscópicas tem-se a geometria e dimensões do componente, a presença de entalhes e as condições de acabamento superficial. Estes fatores microscópicos e macroscópicos se unem para determinar a resistência do componente à fadiga.

Uma das maneiras de se estudar a degradação por fadiga é através de ensaios que apresentam ciclos típicos para cada situação. Alguns destes ciclos são de tensões regulares, outros de tensões irregulares ou aleatórias. Na FIG. 2.1 é apresentado o caso de tensões regulares (ou de amplitude constante). Nessa figura, tem-se a variação da tensão ao longo do tempo onde distingue-se a tensão máxima σ_{\max} e a tensão mínima σ_{\min} que correspondem, respectivamente, aos picos máximo e mínimo dos ciclos de tensão.

O intervalo de tensão cíclica (alternada), também chamado de variação da tensão é representado por $\Delta\sigma$.

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

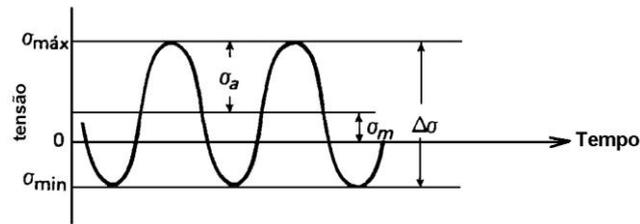


FIGURA 2.1- Parâmetros de ensaio de fadiga.

A amplitude da tensão alternada (σ_a) é definida por:

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

Comparando-se $\Delta\sigma$ com σ_a tem-se:

$$\Delta\sigma = 2\sigma_a \quad (2.3)$$

A tensão média (σ_m) é a média algébrica das tensões máxima e mínima no ciclo, ou seja

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{\max} + \sigma_{\min}}{2} \quad (2.4)$$

A razão de tensão em fadiga, R_f , é usada para verificar a relação entre a tensão mínima e a tensão máxima no ciclo.

$$R_f = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} \quad (2.5)$$

Se a amplitude da tensão alternada for variável como na FIG. 2.2, as equações mostradas anteriormente ainda continuam válidas.

As tensões atuantes em um componente são obtidos por meio da análise experimental de tensões e/ou por modelos numéricos ou analíticos.

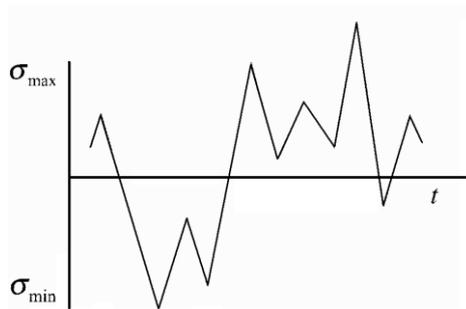


FIGURA 2.2 - Carregamento de fadiga com amplitude variável.

2.2 - Fadiga controlada por tensão - Fadiga de alto ciclo

Em fadiga de alto ciclo, a função controladora do fenômeno é a tensão atuante que oscila entre dois extremos [Meyers e Chawla, 1982]. Ao contrário da tensão, a deformação não tem uma amplitude constante. A resistência do material pode aumentar com o tempo. Neste caso, a deformação cíclica torna-se cada vez menor sob o mesmo nível de tensão como mostrado na FIG. 2.3.a, ocorrendo endurecimento cíclico. Caso exista um aumento nas deformações ao longo dos ciclos, indicará a ocorrência de amolecimento cíclico, como mostrado na FIG. 2.3.b. O endurecimento e o amolecimento cíclico ocorrem no início da ciclagem, e existe a estabilização após determinado número de ciclos.

O processo de fadiga ocorre em componentes sujeitos a carregamentos e descarregamentos ao longo do tempo, devido ao esforço em serviço. Outros componentes apresentam fadiga devido a cargas vibratórias de origem externa ou oriundas do próprio tipo de trabalho. Outros, sofrem fadiga devido às variações de temperatura. Nas FIG. 2.4 a 2.6 são apresentados alguns tipos de esforços que provocam fadiga.

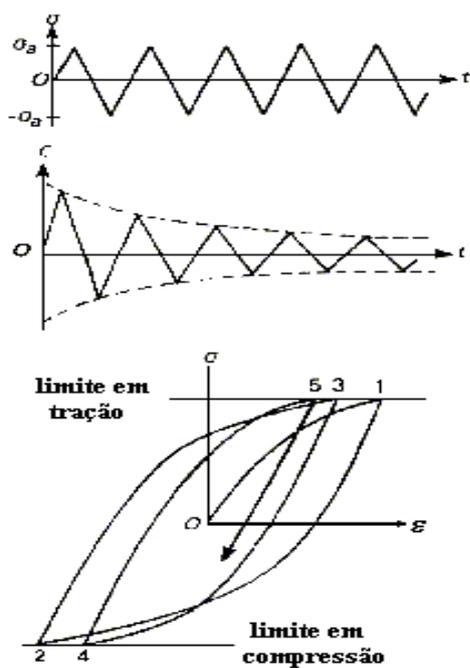


FIGURA 2.3.a - Comportamento cíclico em um material sob controle de tensão.
Endurecimento cíclico.

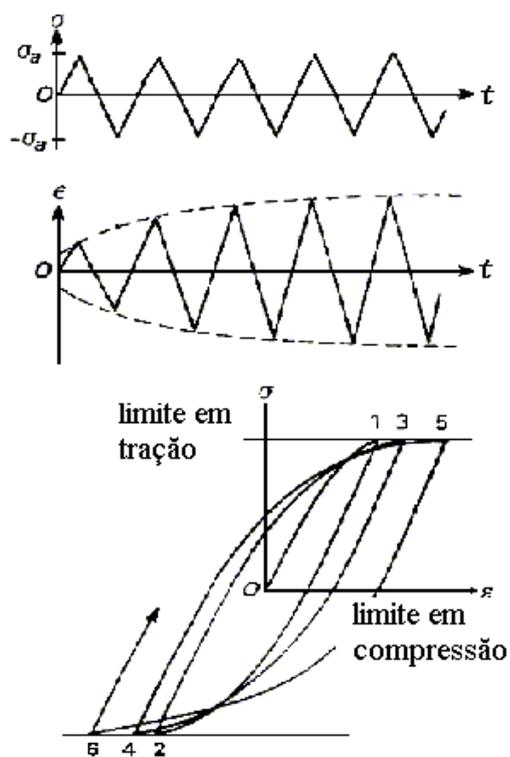


FIGURA 2.3.b- Comportamento cíclico em um material sob controle de tensão.
Amolecimento cíclico.

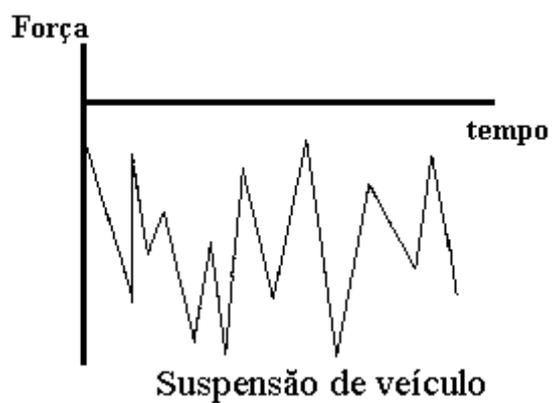


FIGURA 2.4 - Carregamento típico de fadiga de alto ciclo.

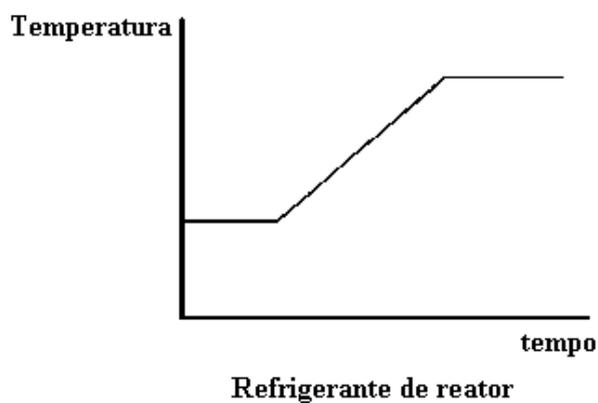


FIGURA 2.5 - Carregamento típico de fadiga térmica.

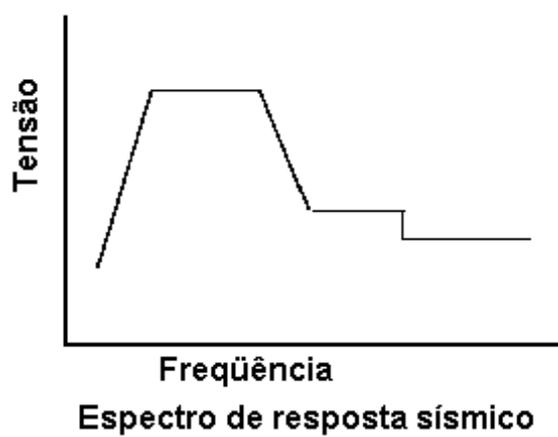


FIGURA 2.6 - Carregamento típico de fadiga de baixo cíclico.

2.2.1 - Ciclos de tensão e curvas S-N

Wöhler, em 1860, desenvolveu um método para obtenção de curvas de fadiga [Collins, 1993] ou curvas S-N (S de stress e N de número de ciclos), a partir de uma série de ensaios onde amostras são submetidas a carregamentos cíclicos numa amplitude de tensão σ_a , relativamente alta, nos quais o número de ciclos até a falha é encontrado. Este procedimento é repetido em outras amostras com amplitudes de tensão, progressivamente descendente. Os dados são registrados num gráfico, onde a ordenada representa a amplitude da tensão (S) e a abcissa o número de ciclos (N) até a falha. Esquemáticamente, estes ensaios são representados pela FIG. 2.7.

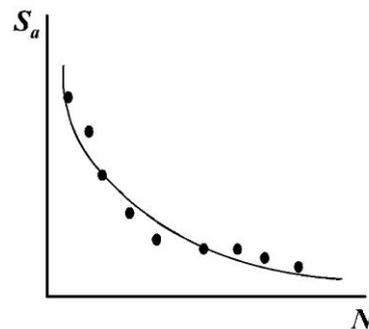


FIGURA 2.7- Curva S-N genérica.

Uma outra maneira de se representar num gráfico os resultados dos ensaios é mostrada na FIG. 2.8. A ordenada representa a amplitude da tensão alternada e a abcissa representa o logaritmo do número de ciclos até a falha, para o corpo-de-prova testado.

Observa-se das curvas S-N, que quanto maior a intensidade da amplitude da tensão alternada aplicada, menor é o número de ciclos que o material será capaz de suportar antes da fratura. Para alguns materiais, o aço por exemplo, a curva S-N torna-se horizontal a partir de um determinado valor N_i embora, recentemente, alguns autores contestem esta afirmação. Isto significa que existe um nível de tensão limite, chamado de Limite de Resistência à Fadiga (S_e), abaixo do qual a falha por fadiga não ocorrerá [Collins, 1993]. Este Limite de Resistência à Fadiga representa o maior valor da amplitude da tensão alternada que não causará falha no material mesmo que o número de ciclos seja infinito.

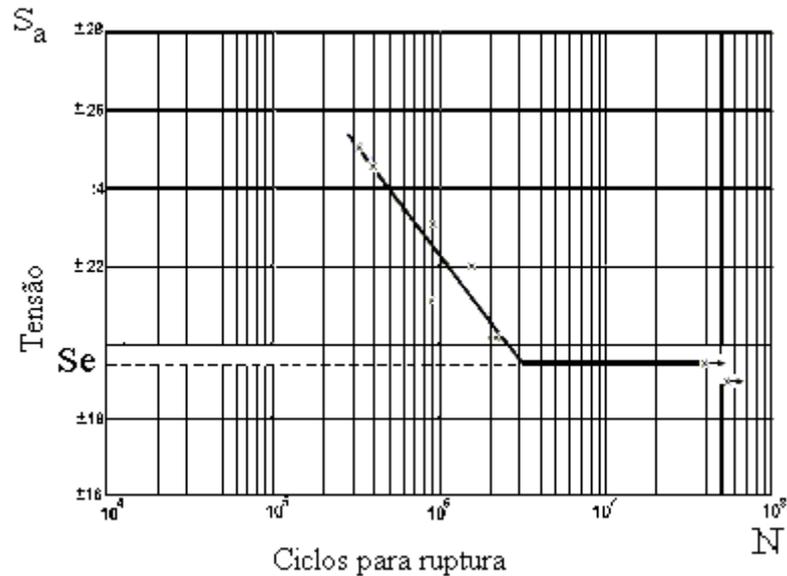


FIGURA 2.8 - Curva S-N em escala Semi-log.

Alguns materiais, o Alumínio por exemplo, não têm um Limite de Resistência à Fadiga (S_e) definido, uma vez que a curva S-N continua a sua tendência descendente para valores crescentes de vida (N_f). Assim, a falha por fadiga ocorrerá independentemente da magnitude da amplitude da tensão alternada. Para estes materiais, o Limite de Resistência à Fadiga (S_e) é definido como o nível de tensão na qual a falha por fadiga ocorrerá em um determinado número de ciclos.

Os ensaios de laboratórios mostram que existe uma considerável dispersão nos resultados obtidos nos ensaios de fadiga. Essa dispersão é tratada estatisticamente, utilizando-se a distribuição de Weibull ou a distribuição Log-normal. Para interpretar os resultados dos ensaios é necessária a construção de uma família de curvas S-N tendo a probabilidade de falha (P) como parâmetro, as chamadas curvas de probabilidade constantes, ou curvas S-N-P, FIG. 2.9.

As curvas S-N-P são representadas, utilizando-se a abcissa como logaritmo do número de ciclos, FIG. 2.8 ou, utilizando-se os dois eixos coordenados em escala logarítmica, FIG. 2.10.

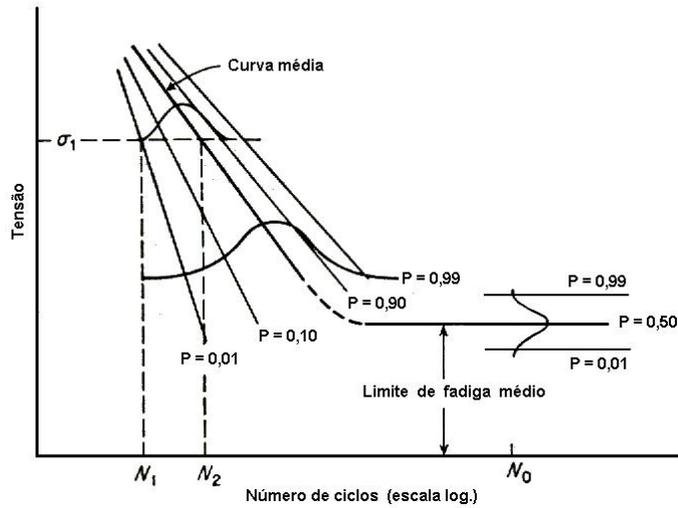


FIGURA 2.9 - Representação estatística de dados de fadiga.

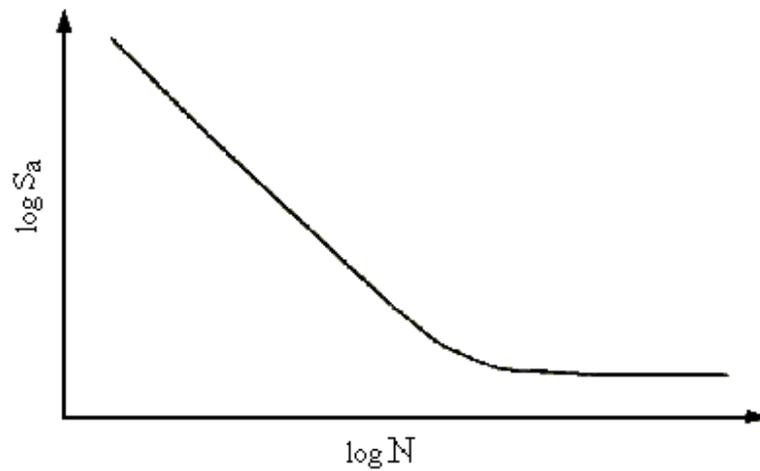


FIGURA 2.10 - Curva S-N-P típica em escala log-log.

A expressão analítica da FIG.2 8, conhecida como equação de Wöhler [Buch, 1988], é dada pela EQ. 2.6.

$$S_a = b - c \times \log(N_i) \tag{2.6}$$

onde b é o intercepto da reta com o eixo das tensões, c é a inclinação da reta, N_i é o numero de ciclos e S_a é a amplitude da tensão alternada.

A expressão analítica da FIG. 2.10, conhecida como equação de Basquin [Buch, 1988], é dada pela EQ. 2.7.

$$N_i = C_1 \times S_a^{-K_i} \quad (2.7)$$

onde, C_1 é uma constante do material, K_i é a inclinação da reta, N_i é o número de ciclos e S_a é a amplitude da tensão alternada.

2.2.2 - Métodos para determinação das curvas S-N-P

Durante as últimas décadas, trabalhos têm sido publicados na tentativa de propor métodos para obtenção de curvas S-N. Estas curvas representam relações médias entre a vida de fadiga (número de ciclos) e a amplitude das tensões a que estão submetidos corpos-de-prova de variados materiais. Apresentam-se, a seguir, dois métodos utilizados para o traçado dessas curvas.

2.2.2.1 - Método padrão

É geralmente utilizado quando se dispõe de poucos corpos-de-prova e se quer obter uma estimativa para a curva S-N. Para cada nível de tensão são ensaiados um ou dois corpos-de-prova. Se o corpo-de-prova atingir a vida útil preestabelecida, o próximo é ensaiado em uma tensão mais elevada [Collins, 1993]. Os dados são colocados em um gráfico S-N padrão e uma curva média ajustada através dos pontos obtidos. Outra curva, conservativa (menores número de ciclos para mesma tensão) em relação à primeira é traçada, FIG. 2.11.

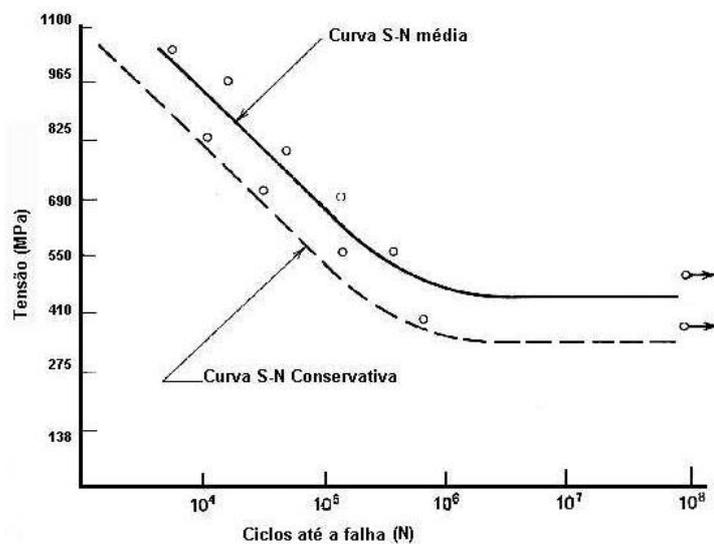


FIGURA 2.11 - Curvas resultantes do Método Padrão.

2.2.2.2 - Método de construção da curva com tensão constante

Esse método envolve ensaios com grupos de aproximadamente 15 corpos-de-prova para cada nível de amplitude de tensão alternada previamente escolhido, entre o limite de escoamento do material e o limite de resistência à fadiga. Na FIG. 2.12, apresenta-se, esquematicamente, um ensaio deste tipo.

Todos os dados obtidos para cada nível de tensão são colocados em um gráfico de distribuição de probabilidades log-normal e são determinadas sua média e variância. É mostrado na FIG. 2.12, o gráfico S-N de um conjunto de dados obtidos deste ensaio de fadiga e neste gráfico, é traçada também a curva média [Collins, 1993].

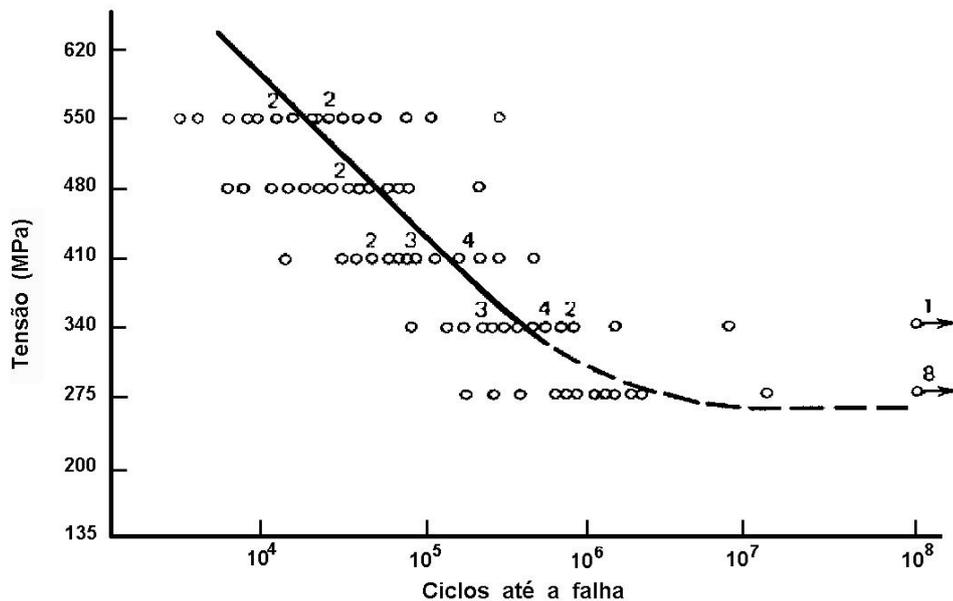


FIGURA 2.12 - Dados de fadiga para níveis de tensão constante em um gráfico S-N.

2.2.3 - Determinação do limite de resistência à fadiga (s_e)

Vários métodos são utilizados para a determinação do Limite de Resistência à Fadiga (s_e) [Collins, 1993]. Dentre eles, destacam-se o método da sobrevivência, o método do degrau, o método Prot, o método do valor extremo e o método **up-and-down**.

Apresenta-se, aqui, o método **up-and-down**. Esse método foi escolhido porque é muito utilizado para a realização de ensaios mecânicos específicos em estudos de fadiga e para a análise

dos dados provenientes desses ensaios, sendo muito útil para estimar a média e a variância do Limite de Resistência à Fadiga.

O método **up-and-down** é um dos mais utilizados para a determinação do Limite de Resistência à Fadiga (S_e) e sua dispersão. Nesse método, um grupo de no mínimo 15 corpos-de-prova é selecionado para se determinar o Limite de Resistência à Fadiga (S_e), para uma vida pré-definida.

Para a vida pré-definida estima-se inicialmente um valor de tensão alternada acima do Limite de Resistência à Fadiga (S_e) do material. Em geral, esta estimativa é realizada com base no Limite de Resistência à Tração do material. Se a amostra falhar antes da vida pré-definida, o valor da tensão para o ensaio seguinte, com outro corpo-de-prova, sofre um decréscimo. Caso contrário, aumenta-se a amplitude da tensão alternada antes aplicada. O procedimento continua desta maneira, sempre com o corpo-de-prova subsequente sendo ensaiado em um nível de tensão superior ou inferior ao seu antecessor, decorrendo ou não da falha. Os dados são então, analisados estatisticamente. Na FIG. 2.13 mostra-se um exemplo típico.

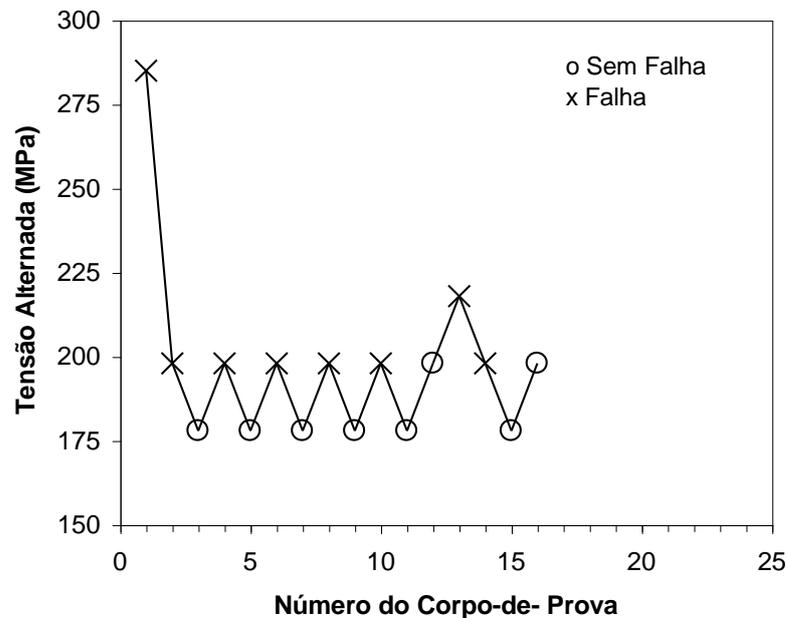


FIGURA 2.13 - Ensaio experimental de **up-and-down**.

O ensaio pode ser resumido da seguinte forma:

- a) Estima-se, por meio de conhecimento empírico, o limite de resistência à fadiga (S_e) correspondente ao tempo de vida de interesse.
- b) Estima-se o gradiente (d_g) para se elevar ou diminuir as tensões.
- c) Testa-se a 1ª amostra, em um nível de tensão maior que (S_e) determinado empiricamente.
- d) Se a 1ª amostra falhar, testa-se a 2ª amostra num nível de tensão d_g abaixo do nível prévio. Se a 1ª amostra for censurada, testa-se a 2ª num nível d_g acima do nível anterior.
- e) Continuar o teste, seqüencialmente, até que no mínimo 15 amostras sejam testadas.
- f) Quando o teste estiver completo, determinar o evento de menor frequência: falhas ou censuras. Apenas o evento de menor frequência é utilizado na análise.
- g) Colocam-se os dados em uma tabela de 5 colunas, conforme modelo:

Níveis de tensão (I)	Ordenação dos níveis de tensão (II)	Número de Ocorrências (III)	II x III = IV	II ² x III = V
-------------------------	---	-----------------------------------	---------------	---------------------------

- h) Somar todos os elementos da coluna III. O resultado é igual a N.
- i) Somar todos os elementos da coluna IV. O resultado chama-se de A_c .
- j) Somar todos os elementos da coluna V. O resultado chama-se de B_c .
- k) Estima-se o limite médio de resistência à fadiga utilizando a seguinte expressão [Collins, 1993]:

$$\hat{S}_e = S_0 + d_g \left[\frac{A_c}{N} \pm \frac{1}{2} \right] \quad (2.8)$$

Nessa expressão, utiliza-se $\frac{A_c}{N} + \frac{1}{2}$ se o evento de menor frequência for do tipo censura e $\frac{A_c}{N} - \frac{1}{2}$ se for do tipo falha.

\hat{S}_e = limite de resistência à fadiga estimado

S_0 = menor tensão correspondente ao evento de menor frequência

l) Estima-se o desvio-padrão [Collins, 1993]:

$$DP = 1,62d_g \left[\frac{NB_c - A_c^2}{N^2} + 0,029 \right] \quad \text{se} \quad \frac{NB_c - A_c^2}{N^2} \geq 0,3 \quad (2.9)$$

$$DP = 0,53d_g \quad \text{se} \quad \frac{NB_g - A_g^2}{N^2} < 0,3 \quad (2.10)$$

m) Para obter-se o intervalo de confiança para o limite de resistência à fadiga, é necessário conhecer DP_e (desvio padrão de \hat{S}_e).

$$DP_e = \frac{G}{\sqrt{N}} DP \quad (2.11)$$

onde G é uma função não linear de $\frac{d_g}{DP}$.

Para se obter G :

- Calcula-se $\frac{d_g}{DP}$. (2.12)

- Na FIG. 2.14, a curva de linha contínua deve ser utilizada se \hat{S}_e coincidir ou estiver próximo dos níveis de Tensão da Coluna I da tabela do item g. A linha tracejada deve ser utilizada se \hat{S}_e estiver na metade do caminho entre dois passos da coluna I da tabela do item g. Se \hat{S}_e não se

situar em nenhuma das tensões da coluna I, deve-se fazer uma interpolação entre as curvas tracejada e contínua.

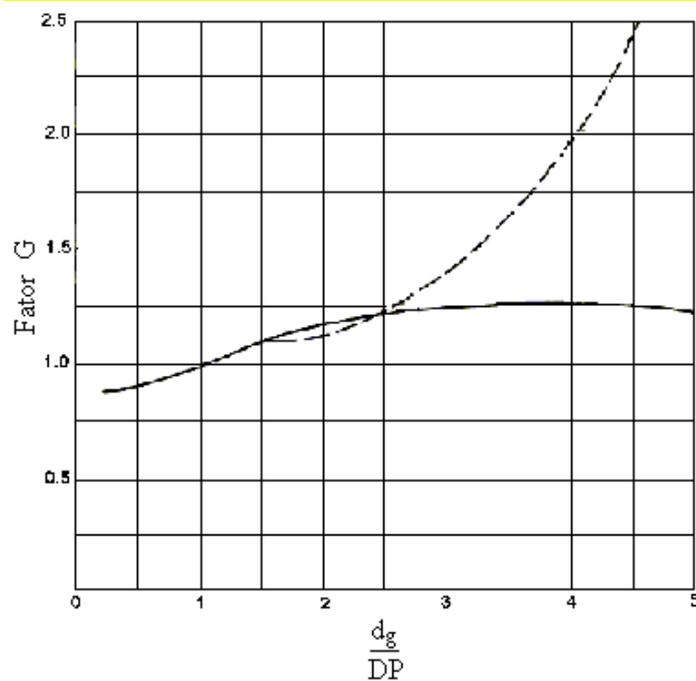


FIGURA 2.14 - Fator G, Limite de confiança em função, de $\frac{d_g}{DP}$

n) O intervalo de confiança é dado por:

$$C = \left[\hat{S}_e - y_0 DP_e \leq \mu_v \leq \hat{S}_e + y_0 DP_e \right] = 100(1 - \alpha) \quad (2.13)$$

μ_v = média do limite de resistência à fadiga;

α = nível de significância;

y_0 = região de rejeição da distribuição normal padrão, baseada na seleção de α .

C = percentil de confiança do intervalo.

2.2.4 - Modelos de regressão para dados oriundos de testes de vida acelerados

Ao serem realizados experimentos para o estudo de fadiga, percebe-se que a variável resposta, tempo de falha das unidades sob teste, apresenta valores diferentes para um mesmo nível de tensão alternada aplicada. Na estatística, isto equivale a dizer que, para cada nível de tensão, os tempos de falha das unidades seguem uma certa distribuição de probabilidade [Neto e Colosimo, 1999].

A idéia geral deste método é que pode-se encontrar modelos de regressão que descrevem o comportamento do tempo de falha das unidades por meio de duas componentes: uma componente determinística e outra probabilística. A componente probabilística do modelo determina a variabilidade inerente dos dados. Isto é feito ao se assumir uma distribuição de probabilidade para o tempo de falha do material sob teste (as distribuições mais utilizadas são a log-normal e a Weibull). Isto significa que, para cada nível de tensão, o tempo de falha do material segue uma mesma distribuição de probabilidade e o que faz diferir um nível de tensão do outro são os valores dos parâmetros desta distribuição.

A utilização desse modelo requer que sejam feitas algumas hipóteses. Uma delas é que a variabilidade é a mesma para cada nível de tensão. Isto nem sempre é verdadeiro. Entretanto, muitas vezes quando se trabalha em outra escala, por exemplo, na escala logarítmica, esta suposição torna-se aproximadamente válida. Isto é o que é feito quando se utiliza modelos de regressão.

Os modelos utilizados na análise de dados de confiabilidade são construídos para o logarítmico do tempo de falha T , ou seja $Y = \ln T$. Nesses modelos, supõe-se que Y tem uma distribuição com parâmetro de locação μ e parâmetro de escala $\Gamma > 0$ [Neto e Colosimo, 1999].

Utiliza-se a notação $\mu(x)$ para indicar que o parâmetro de locação da distribuição de Y depende da variável de estresse x , que é para o caso de fadiga a tensão alternada aplicada σ_a .

Este é o procedimento geral, qualquer que seja a distribuição admitida para Y (log-normal ou Weibull).

O modelo tem a seguinte forma geral [Neto e Colosimo, 1999]:

$$Y = \ln T = \beta_0 + \beta_1 x + \Gamma \varepsilon \quad (2.14)$$

onde T representa o tempo de falha, $\beta_0 = \ln A$ e $\beta_1 = w$ e A e w são parâmetros que dependem do material utilizado, do método de ensaio, da geometria e da característica dos corpos-de-prova. Γ é o parâmetro de escala, o qual corresponde ao desvio padrão, constante para todos os níveis de tensão e ε tem uma distribuição que independe da variável " x ".

A EQ. 2.14, pode ser escrita como

$$Y = \mu_{\ln T} + \Gamma \varepsilon \quad (2.15)$$

onde

$$\mu_{\ln T} = \beta_0 + \beta_1 x. \quad (2.16)$$

Após a estimativa dos parâmetros, é necessário que se utilize algum método para verificar a adequação do modelo. Os procedimentos para estimar os parâmetros do modelo e verificar a adequação do mesmo são encontrados em [Freitas e Colosimo, 1997].

A utilização desse método para estimar o limite de resistência à fadiga, pode ser resumida por meio do seguinte procedimento:

1. Obter os dados experimentais de um teste de vida acelerada.
2. Estimar os parâmetros do modelo, segundo a distribuição de probabilidade log-normal.
3. Verificar a adequação do modelo, validando-se as hipóteses associadas ao mesmo.
4. Utilizar a função de confiabilidade $R(t) = P(T \geq t)$, correspondente à distribuição log-normal, encontrando, por meio de cálculo inverso, qual o valor da variável de estresse (tensão alternada aplicada) x_0 , que corresponde a um valor de $R(t) = 50\%$. $R(t) = P(T \geq t)$ é a probabilidade de que o tempo até a falha do material seja maior do que um tempo t determinado (2×10^6 ciclos neste trabalho).
5. O valor obtido no item anterior é o limite de resistência à fadiga.

2.2.4.1 - Ajuste do modelo de regressão base

A distribuição estudada a seguir é a log-normal. A estimativa dos parâmetros deste modelo e a verificação da adequação do mesmo foram feitas utilizando-se o software estatístico MINITAB, versão 12. Para se verificar as estimativas produzidas pelo método ajustado, são simulados através da utilização do MINITAB, 100 valores para cada um dos níveis de tensão existentes nos dados experimentais e são calculadas as probabilidades de falha em cada nível de tensão.

A seguir, é utilizada a função de confiabilidade da distribuição log-normal e o cálculo inverso para estabelecer o limite de resistência à fadiga para o aço sob estudo [Neto e Colosimo, 1999].

Sabe-se [Freitas e Colosimo, 1997] que a função de confiabilidade da log-normal é dada por:

$$R(\underline{C}) = P(\underline{C} \geq t)$$

$$\hat{R}(\underline{C}) = \Phi \left\{ - \left[\frac{\ln(\underline{C}) - \hat{\beta}_0 - \hat{\beta}_1 x_0}{\hat{\Gamma}} \right] \right\} \quad (2.17)$$

Onde Φ é o percentil da distribuição normal padrão, $\hat{\beta}_0$, $\hat{\beta}_1$, e $\hat{\Gamma}$ são os parâmetros estimados pelo modelo, t é o tempo de vida de interesse, neste caso 2×10^6 ciclos e x_0 é o nível de tensão.

A partir da expressão para $\hat{R}(\underline{C})$ da log-normal, pode-se estabelecer o cálculo inverso (obtenção de x_0) da seguinte forma:

$$x_0 = \frac{1}{\hat{\beta}_1} \left[\Phi^{-1} \hat{\Gamma} + \ln(\underline{C}) - \hat{\beta}_0 \right] \quad (2.18)$$

Φ^{-1} é o valor de z (normal padrão) correspondente ao percentil de interesse.

O limite de resistência à fadiga é o valor x_0 para o qual se tem $R(\underline{C}) = 50\%$, ou seja, a probabilidade de que os corpos-de-prova venham a falhar após 2×10^6 ciclos é de 50%. Este valor será utilizado na verificação das estimativas obtidas pelos métodos: Cálculo direto através da

distribuição log-normal (Método de modelos de regressão para dados oriundos de testes de vida acelerada), Simulação **up-and-down** e **up-and-down** experimental.

2.2.5 - Fatores que afetam as curvas S-N-P

A análise de fadiga, para ser considerada válida e completa, precisa levar em consideração fatores que possam influenciar os resultados dos ensaios e conseqüentemente as curvas S-N-P. Entre os fatores que influenciam as curvas, pode-se destacar [Collins, 1993; Bueno, 1996]: condições superficiais, tensões residuais, tensões médias, tipos de carregamentos aplicados, freqüências de aplicações das cargas, condições do meio ambiente e a microestrutura do material.

2.2.5.1 - Condições superficiais

As condições superficiais do material apresentam fortes influências no processo de fadiga. Se houver rugosidade ou descontinuidade na superfície, será criada uma concentração de tensões, originando deformação localizada. A deformação produzida pode nuclear trincas nesta região e poderá conduzir à ruptura do material. Normalmente, a nucleação de trincas por fadiga ocorre na superfície, propagando-se em direção ao interior do material. Inclusões e vazios em camadas subsuperficiais, devido a uma heterogeneidade no material, podem provocar a nucleação de trincas no interior do material.

Vários tratamentos superficiais, como nitretação e cementação, podem alterar a microestrutura, a composição química e as tensões residuais na superfície, alterando a resistência à fadiga. O revestimento da superfície por eletrodeposição, como a deposição de níquel ou cromo nos aços, pode reduzir a resistência à fadiga do material. Nesses processos, pode haver a introdução de tensões residuais de tração que são nocivas à resistência do material, pois nestas camadas superficiais a resistência do material pode ser menor ou possuir uma menor ductilidade que a existente no material base, possibilitando a formação de trincas num número reduzido de ciclos de fadiga [Dieter, 1981].

2.2.5.2 - Tensões residuais

Tensões residuais são introduzidas no material como resultado de processos como usinagem, lixamento, polimento, que podem produzir deformação nas proximidades da superfície do material. Tensões residuais compressivas podem ser introduzidas no material através do processo de jateamento (bombardeamento da superfície por pequenas esferas de vidro, areia ou aço). Esse procedimento permite que uma fina camada subsuperficial sofra escoamento, comprimindo a camada superficial e reduzindo a formação de áreas de concentração de tensões de tração, aumentando a resistência do material à fadiga.

O processo de solda introduz tensões residuais devido à geometria resultante da fusão do material soldado e de seu resfriamento heterogêneo. Além da alteração microestrutural e da composição química do material na zona afetada pelo calor, introduzida pela soldagem, também tem-se o efeito da descontinuidade dos passes e a formação de bolhas e vazios que podem contribuir para a nucleação de trincas, reduzindo a resistência à fadiga.

O comportamento das tensões residuais em relação à resistência por fadiga é muito similar ao comportamento das tensões estáticas presentes na superfície do material. A tensão estática compressiva na superfície aumenta a resistência à fadiga, pois retarda o surgimento de trincas. Por outro lado, tensões residuais de tração reduzem a vida em fadiga [Metals Handbook, 1975].

2.2.5.3 - Tensões médias

A tensão média afeta a curva S-N, pois influi diretamente no limite de fadiga do material. Quando a tensão média é nula, significa que o material, durante o ciclo de fadiga, sofre tração e compressão completamente reversível. Quando a tensão média é positiva indica que o material sofre uma tensão repetida de tração, ou seja, a tensão de tração é muito maior do que a de compressão ou está submetido somente à tração.

Nas situações em que existe um aumento da tensão média, ocorre um deslocamento da curva S-N, havendo uma diminuição do s_e do material, como é mostrado na FIG. 2.15. Esse comportamento é devido a ação das tensões trativas, diminuindo a resistência à fadiga.

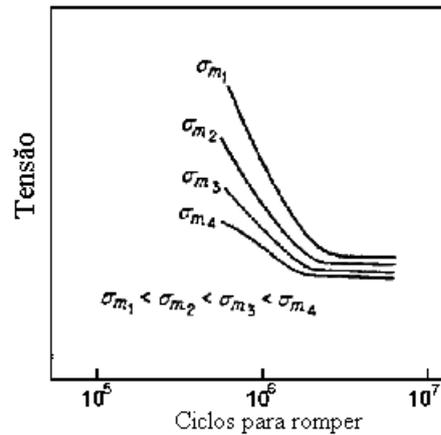


FIGURA 2.15 - Método para apresentar dados de fadiga quando a tensão média é diferente de zero.

Quando a tensão média é negativa, existe um deslocamento da curva S-N, com o aumento do limite de fadiga. Este comportamento ocorre devido ao efeito das tensões compressivas durante os ciclos de fadiga, resultando em aumento da resistência do material [Bueno, 1996].

2.2.5.4 - Tipos de carregamentos aplicados

Os materiais sob fadiga podem estar sujeitos a tensões de tração, compressão, torção, flexão ou a um estado complexo de tensões. O Limite de Resistência à fadiga (S_e) depende do modo de carregamento que os ensaios foram realizados. Na FIG. 2.16, mostram-se curvas S-N [Zahavi, 1996] obtidas para corpos-de-prova ensaiados sob carregamento rotativo e axial.

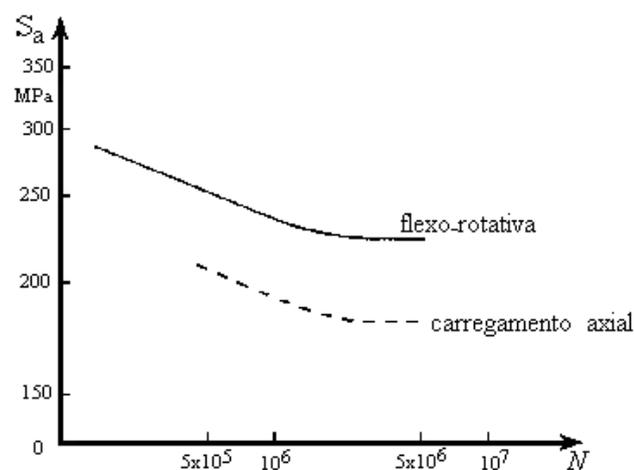


FIGURA 2.16 - Resultados de dois tipos de testes em ensaios de fadiga.

2.2.5.5 - Frequência de aplicações das cargas

A maior parte das máquinas de fadiga por flexo-rotação operam em frequências que variam entre 500 e 10.000 rpm. Neste intervalo, o Limite de Resistência à fadiga (S_e) para maioria dos materiais, é pouco afetada pela frequência [Forrest, 1972]. Em geral, há uma pequena diminuição do Limite de Resistência à Fadiga (S_e) quando a frequência decresce. Existem dois fatores que podem contribuir para este comportamento. Em primeiro lugar, a fadiga pode referir-se à quantidade de deformação plástica que aparece durante um ciclo de tensão. Em frequências mais altas, existe menos tempo, durante cada ciclo de esforço, para que apareça a deformação; assim, o dano resultante pode ser menor. Em segundo lugar, é conhecido o efeito corrosivo da atmosfera para reduzir a resistência à fadiga de alguns materiais e poderia se esperar uma maior redução a frequências baixas.

Outro fator que pode sofrer influência da frequência é o aumento da temperatura do material por histerese interna; aumentará com o aumento da frequência [Forrest, 1972].

2.2.5.6 - Condições do meio ambiente

Quando existe o efeito simultâneo de tensões cíclicas com o ataque químico, tem-se a corrosão por fadiga. O ataque corrosivo promove regiões de descontinuidade na superfície do material, que podem ser pontos. Nestes locais, ocorre uma diminuição na resistência do material, acelerando o processo de nucleação e propagação de trincas [Dieter, 1981].

2.2.5.7 - Microestrutura do material

A microestrutura do material tem grande influência no comportamento da curva S-N. Fatores como tamanho de grão, composição química, fases presentes no sistema, endurecimento e deformação plástica, além de tratamentos térmicos alteram as propriedades de fadiga do material [Dieter, 1981].

2.3 - Fadiga controlada por deformação. Fadiga de baixo ciclo

Na fadiga controlada por deformação, a função controladora, a deformação, tem uma amplitude constante ϵ_a e a tensão muda com o tempo, como mostrado na FIG. 2.17.

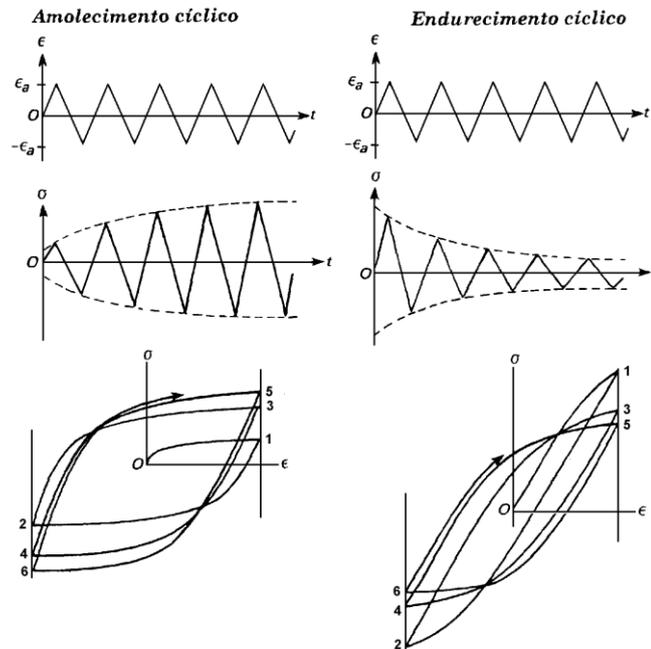


FIGURA 2.17 - Comportamento cíclico em um material sob controle de deformação.

O método de fadiga controlada pela deformação é utilizado quando as tensões cíclicas aplicadas são altas. Como consequência disso, tem-se uma pequena vida para o material. Este método pode modelar melhor o comportamento mecânico do material, principalmente em locais críticos como nos entalhes [Alvarenga, 2001].

2.3.1 - Comportamento cíclico da tensão-deformação

Os materiais quando submetidos a carregamento cíclico, no regime elástico, produzem uma relação linear entre a tensão e a deformação (FIG. 2.18).

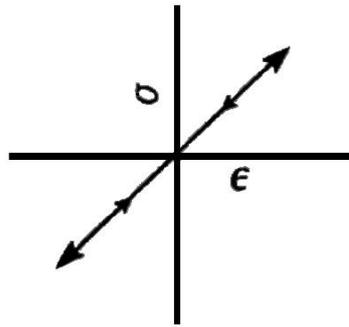


FIGURA 2.18 - Laço de histerese para carregamento cíclico em regime elástico.

Quando as cargas cíclicas se encontram no regime plástico, as deformações plásticas resultantes tornam-se complexas, pois a relação existente entre as tensões e as deformações não são lineares, provocando um laço de histerese (FIG. 2.19).

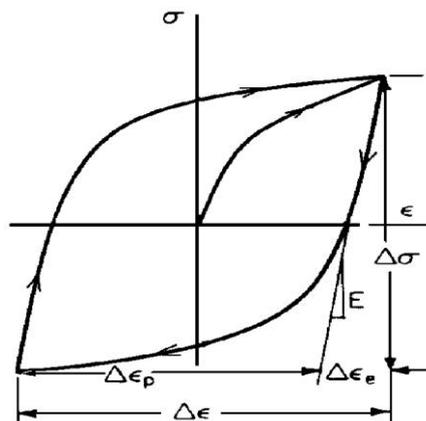


FIGURA 2.19 - Laço de histerese para carregamento cíclico em regime plástico.

A lei que relaciona deformação elástica e plástica, chamada de lei Ramberg-Osgood, é dada pela EQ. 2.19 [Zahavi, 1996], [Dieter, 1981] e [Maneschy, 2001].

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K_1} \right)^{\frac{1}{n^e}} \quad (2.19)$$

onde, ε é a deformação total, ε_e é a deformação elástica, ε_p é a deformação plástica, E é o módulo de elasticidade do material, obtido do carregamento monotônico, K_1 é o coeficiente de resistência, n^e é o expoente ou parâmetro do encruamento.

A determinação de n^e e K_1 pode ser encontrada em [Dieter, 1981].

No comportamento cíclico, FIG. 2.19, tem-se:

$$\Delta\varepsilon = \Delta\varepsilon_e + \Delta\varepsilon_p \quad (2.20)$$

onde, $\Delta\varepsilon$ é a variação total da deformação, $\Delta\varepsilon_e$ é a variação da deformação elástica, $\Delta\varepsilon_p$ é a variação da deformação plástica.

Como mostrado na EQ. 2.20, a deformação total tem duas componentes, uma elástica e outra plástica.

A componente elástica é dada pela EQ. 2.21.

$$\Delta\varepsilon_e = \frac{\Delta\sigma}{E} \quad (2.21)$$

onde, $\Delta\sigma$ é a variação da tensão alternada aplicada, E é o módulo de elasticidade do material retirado do ensaio cíclico.

A deformação plástica é dada pela EQ. 2.22.

$$\Delta\varepsilon_p = \Delta\varepsilon - \Delta\varepsilon_e \quad (2.22)$$

A deformação plástica é igual a largura do laço histerese de sua seção central.

A amplitude da deformação total é:

$$\varepsilon_a = \frac{\Delta\varepsilon}{2} \quad (2.23)$$

A amplitude da tensão alternada aplicada é:

$$\sigma_a = \frac{\Delta\sigma}{2} \quad (2.24)$$

Por definição, a amplitude da deformação cíclica compreende de duas componentes; uma elástica e outra plástica, EQ. 2.25.

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\varepsilon_e}{2} + \frac{\Delta\varepsilon_p}{2} \quad (2.25)$$

Analogamente ao carregamento monotônico, a amplitude da deformação elástica no carregamento cíclico é expresso pela EQ. 2.26 [Zahavi, 1996].

$$\frac{\Delta\varepsilon_e}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} \quad (2.26)$$

Onde E é retirado do loop de histerese do carregamento cíclico.

A amplitude da deformação plástica no carregamento cíclico é expressa pela EQ. 2.27 [Zahavi, 1996].

$$\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \left(\frac{\Delta\sigma}{2K'} \right)^{\frac{1}{nc'}} \quad (2.27)$$

Onde, K' é o coeficiente cíclico de resistência, nc' é o coeficiente cíclico de endurecimento por deformação.

Escreve-se, portanto, a EQ. 2.25, da seguinte forma:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta\sigma}{2K'} \right)^{\frac{1}{nc'}} \quad (2.28)$$

A EQ. 2.28 pode ser simplificada com ajuda dos dados dos ensaios cíclicos. Estes dados são a tensão e deformação que causam fratura no material no primeiro reverso do ciclo de fadiga.

A tensão, chamada de coeficiente de resistência à fadiga, é representada por σ'_f . A deformação, chamada de coeficiente de ductilidade à fadiga, é representada por ε'_f .

O coeficiente cíclico de resistência [Zahavi, 1996] K' é dado pela EQ. 2.29.

$$K' = \frac{\sigma_f'}{\epsilon_f'^{nc'}} \quad (2.29)$$

A EQ. 2.27 pode ser escrita como:

$$\frac{\Delta \epsilon_p}{2} = \epsilon_f' \times \left(\frac{\Delta \sigma'}{2\sigma_f'} \right)^{\frac{1}{nc'}} \quad (2.30)$$

$$\frac{\Delta \epsilon}{2} = \frac{\Delta \sigma}{2E} + \epsilon_f' \times \left(\frac{\Delta \sigma'}{2\sigma_f'} \right)^{\frac{1}{nc'}} \quad (2.31)$$

Para aplicações práticas [Zahavi, 1996] (aços com BHN menor que 500), tem-se:

$$\sigma_f' = \sigma_u + 50000 \text{ psi} = \sigma_u + 345 \text{ MPa} \quad (2.32)$$

$$\epsilon_f' = \epsilon_f = \ln \frac{100}{100 - \% RA} \quad (2.33)$$

$$\% RA = 100 \frac{A_o - A_f}{A_o} \quad (2.34)$$

Onde, σ_u é o limite de resistência à tração do material e RA é a redução de área do corpo-de-prova ensaiado.

Para a maioria dos metais, nc' varia entre 0,10 e 20.

2.3.2 - Determinação da curva tensão-deformação cíclica

A curva $\sigma \times \epsilon$ cíclica é levantada da seguinte maneira:

- Aplica-se ϵ_1 cíclica e mede-se σ_1 cíclico após estabilização do ciclo,
- Aplica-se ϵ_2 cíclica e mede-se σ_2 cíclico após estabilização do ciclo,

- Repete-se o processo até atingir ε_a

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{K'} \right)^{\frac{1}{nc'}} \quad (2.34a)$$

Deve ser lembrado que $\varepsilon_a = \frac{\Delta\varepsilon}{2}$

Na FIG. 2.20, apresenta-se a seqüência de ensaios.

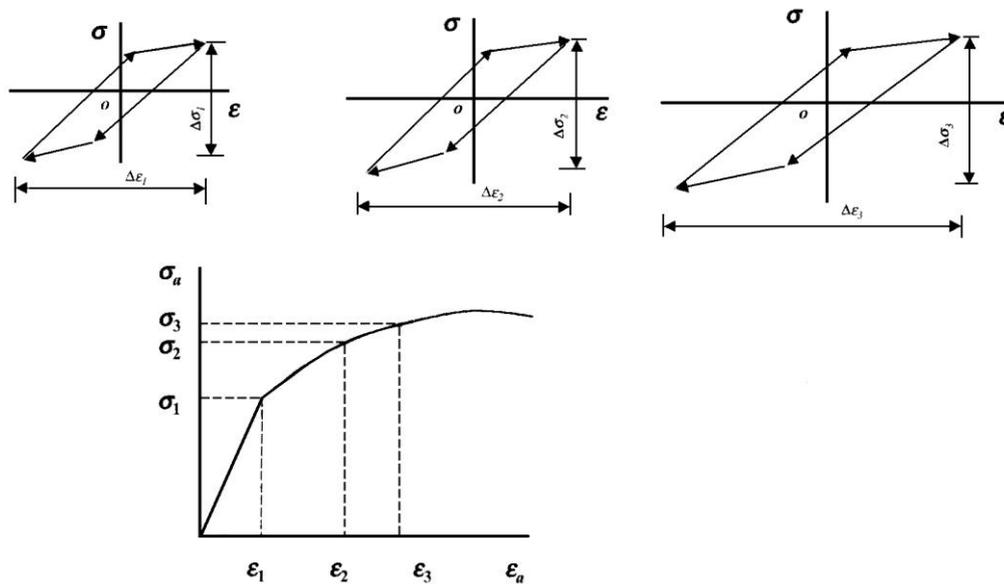


FIGURA 2.20 - Determinação da curva tensão-deformação cíclica.

2.3.3 - Curva S-N

Na FIG. 2.21, representa-se a curva S-N típica, para o caso de fadiga de baixo ciclo (menor que 10.000 ciclos).

Na região de baixo ciclo, a resistência à fadiga é constante e próxima ao limite de resistência do material [Maneschy, 2001].

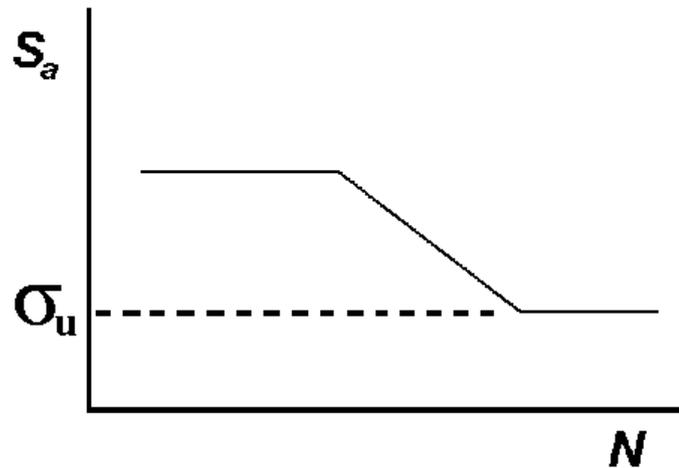


FIGURA 2.21 - Curva S-N típica.

2.3.4 - Caracterização do material

A curva $\varepsilon \times N$ é gerada por meio de ensaios com amplitude de deformação controlada.

Na FIG. 2.22, mostra-se um esquema típico.

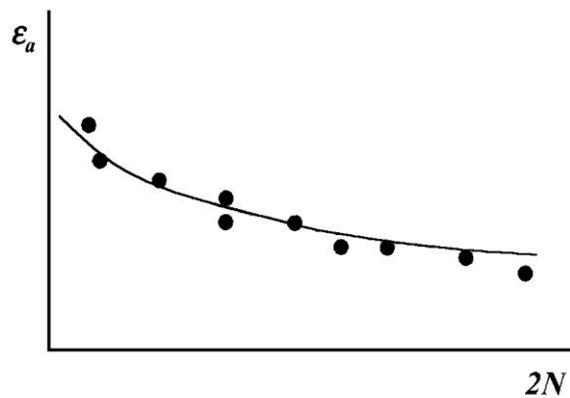


FIGURA 2.22 - Curva $\varepsilon \times 2N$ típica.

Na FIG. 2.22, $2N$ é o número de reversos para a falha. Um ciclo é igual a dois reversos.

2.3.5 - Curva de vida da deformação

A EQ. 2.35 [Collins, 1993] é a base do método de análise de fadiga de baixo ciclo.

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\sigma_f'}{E} \times (N_f)^{bf} + \varepsilon_f' \times (N_f)^{cd} \quad (2.35)$$

Na FIG. 2.23, estão apresentados os termos da EQ. 2.35.

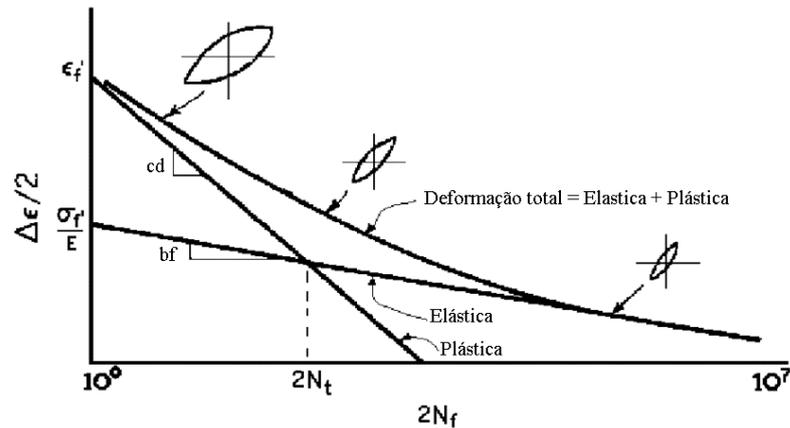


FIGURA 2.23 - Curva de vida versus deformação.

A vida de transição “ $2N_t$ ” representa a vida na qual as curvas elástica e plástica se interceptam. Neste caso, tem-se [Zahavi, 1996]:

$$\frac{\Delta \varepsilon_e}{2} = \frac{\Delta \varepsilon_p}{2} \quad (2.36)$$

$$2N_t = \varepsilon_f' \left(\frac{E \times \varepsilon_f'}{\sigma_f'} \right)^{\frac{1}{bf - cd}} \quad (2.37)$$

$$bf = \frac{-nc'}{1 - 5nc'} \quad (2.38)$$

$$cd = \frac{-1}{1 + 5nc'} \quad (2.39)$$

Onde, bf é o expoente de resistência à fadiga, σ_f' é coeficiente de resistência à fadiga, nc' é o coeficiente de encruamento cíclico, cd é o expoente de ductilidade em fadiga.

2.4 - Acúmulo de danos

O fenômeno de criação de danos representa a criação de descontinuidades ou superficiais por microfissuras ou volumétricas por cavidades [Lemaitre e Chaboche, 1985].

Só recentemente passou a existir a preocupação de modelar a deterioração da matéria que precede à ruptura macroscópica. Em 1958, Kachanov publicou o primeiro artigo consagrado à variável contínua do dano, [Lemaitre e Chaboche, 1985].

Um material é virgem de todo dano [Chaboche, 1988] se ele é desprovido de fissuras e cavidades à escala microscópica, $10^{-3} - 10^{-2}$ mm [Lemaitre, 1983]. O material é considerado virgem se seu comportamento à deformação é daquele material elaborado dentre as melhores condições. O estado final do dano é a ruptura do elemento de volume.

Em relação a danos, tem-se [Lemaitre e Dufailly, 1987] os danos dúcteis que são aqueles que acompanham as grandes deformações plásticas dos metais a temperaturas ambientes ou elevadas, os danos de fluência que são função do tempo que, para os metais à temperaturas médias ou elevadas, correspondem à decoesão intergranular acompanhado às deformações visco-plásticas, os danos de fadiga chamados de danos de microplasticidade que aparecem devido à repetição de tensões e que são função do número de ciclos e os danos provocados por solicitações monotônicas sem deformações irreversíveis apreciáveis.

2.4.1 - Aspectos fenomenológicos dos danos

A definição de uma variável que caracterize o dano é um problema complexo. Macroscopicamente, nada ou quase nada distingue um elemento de volume fortemente danificado de outro não danificado. É necessário imaginar uma variável representativa do estado de deterioração da matéria. Como exemplo destas variáveis tem-se as microtrincas e as cavidades na microestrutura do material, as grandezas físicas globais tais como a densidade e a resistividade elétrica do material, as grandezas mecânicas elasticidade, plasticidade, e viscoplasticidade.

As medições dimensionais das microtrincas e cavidades, das variações das grandezas físicas e mecânicas citadas são formas de quantificar danos.

2.4.2 - Variáveis que caracterizam os danos

Para se conceituar danos, considere-se um sólido, do qual isola-se um elemento de volume finito, de dimensões suficientemente grandes para conter as heterogeneidades do meio, FIG. 2.24.

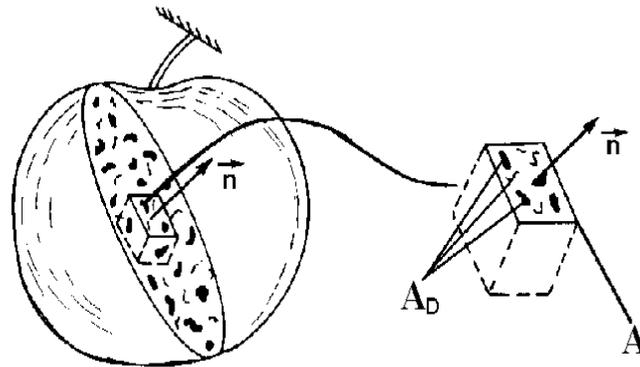


FIGURA 2.24 - Elemento danificado.

Seja A a área da seção transversal do elemento de volume, representada por sua normal \vec{n} . Nesta seção existem danos que são as trincas e cavidades.

Seja \bar{A} a área resistente efetiva ($A > \bar{A}$) levando-se em consideração as áreas das trincas e cavidades, das concentrações de tensão e das interações entre defeitos vizinhos e A_D a área total do conjunto dos defeitos, levando-se em consideração os efeitos das concentrações de tensões e das interações entre elas. Matematicamente, A_D é expressa na EQ. 2.40.

$$A_D = A - \bar{A} \quad (2.40)$$

Por definição, o dano D é representado pela EQ. 2.41 [Lemaitre, 1985].

$$D = \frac{A_D}{A} \quad (2.41)$$

Se $A_D = 0$, material não danificado, $D = 0$ e se $A_D = A$, $D = 1$ indicando o elemento de volume é rompido em duas partes, segundo um plano normal à \vec{n} .

2.4.2.1 - Tensão efetiva

A introdução da variável dano, representando uma densidade superficial de discontinuidades na matéria, conduz diretamente à noção de tensão efetiva, isto é, a tensão relacionada à seção que resiste efetivamente aos esforços [Chaboche, 1974].

No caso de uma solitação unidimensional, a tensão atuante é:

$$\sigma = \frac{F}{A} \quad (2.42)$$

Na presença de danos isotrópicos, de medida D , a seção resistente efetiva é dada por

$$\bar{A} = A(1 - D) \quad (2.43)$$

Define-se tensão efetiva como sendo [Lemaitre e Chaboche, 1978]:

$$\bar{\sigma} = \frac{F}{\bar{A}} \quad (2.44)$$

Multiplicando-se e dividindo-se o segundo membro da EQ. 2.44 por A , tem-se:

$$\bar{\sigma} = \frac{\sigma}{1 - D} \quad (2.45)$$

Comparando-se as Equações 2.44 e 2.45, conclui-se que $\bar{\sigma} \geq \sigma$.

2.4.2.2 - Hipótese da equivalência em deformação

Propõem-se que o comportamento de um material à deformação não é afetado pelo dano [Lemaitre e Chaboche, 1985]. O comportamento à deformação unidimensional ou tridimensional, de um material danificado, é traduzido pelas leis de comportamento do material não danificado, bastando substituir a tensão atuante pela tensão efetiva, como mostrado na FIG. 2.25.

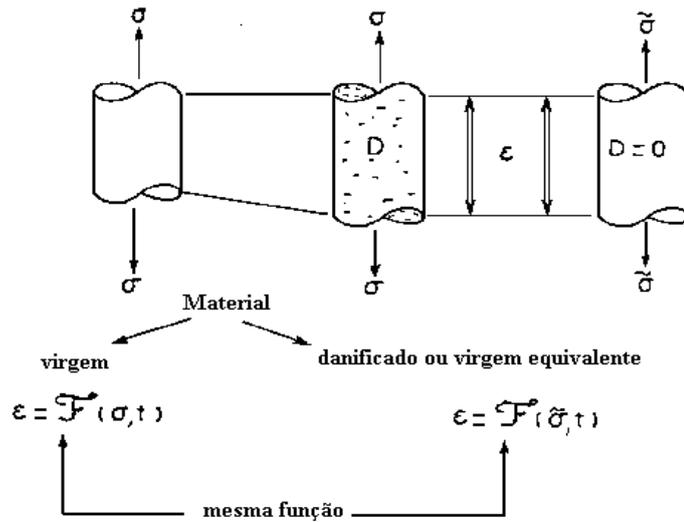


FIGURA 2.25 - Tensão efetiva e equivalência em deformação.

Pela lei da elasticidade linear unidimensional de um material danificado, pode-se determinar a deformação elástica, utilizando-se a EQ. 2.46:

$$\epsilon_e = \frac{\bar{\sigma}}{E} = \frac{\sigma}{(-D)E} \tag{2.46}$$

Nesta equação, E é o módulo de elasticidade do material.

2.4.3 - Leis elementares dos danos por fadiga

Os danos por fadiga correspondem à nucleação e crescimento de microtrincas, geralmente intracristalinas, dos metais sob efeitos de sollicitações cíclicas, até o aparecimento de uma trinca macroscópica [Lemaitre e Chaboche, 1978; Chaboche, 1981]. O fenômeno aparece mesmo quando o material estiver submetido a tensões baixas, inferiores ao limite de escoamento do material.

Em um ensaio de fadiga, a evolução linear do dano [Lemaitre e Chaboche, 1985] é expressa pela EQ. 2.47.

$$D = \frac{n_i}{N_f} \tag{2.47}$$

Onde, n_i é o número de ciclos a que um material está submetido à uma tensão σ_i e N_f é o número de ciclos que leva o material à fratura na mesma tensão σ_i .

Na FIG. 2.26, mostra-se a evolução linear do dano e um acúmulo linear.

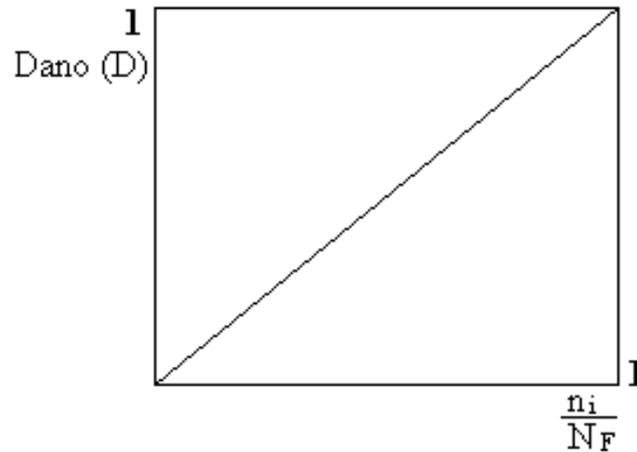


FIGURA 2.26 - Evolução e acúmulo linear de dano.

A regra de acúmulo linear se aplica ainda para uma evolução não linear do dano. Basta para isto que exista uma relação biunívoca [Lemaitre e Chaboche, 1985] entre o dano D e $\frac{n_i}{N_f}$, ou ainda que a curva de evolução do dano seja única (independente do ciclo aplicado) em função do fator $\frac{n_i}{N_f}$. Em caso de um ensaio à dois níveis de tensão, tem-se a evolução esquemática mostrada na FIG. 2.27, que representa uma evolução não linear do dano mas, um acúmulo linear.

Existem duas maneiras de se definir uma lei de desenvolvimento do dano, para o caso de acúmulo linear:

- Utilizando-se a maneira clássica, isto é, o aumento do dano é introduzido pelo número de ciclos. A EQ. 2.48 representa esta forma.

$$\delta D = \frac{n_i}{N_f} \quad (2.48)$$

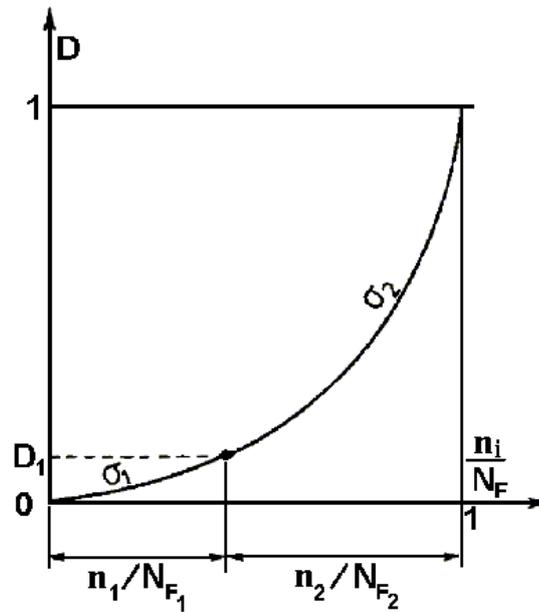


FIGURA 2.27 - Evolução não linear do dano, mas com acúmulo linear.

- Empregando-se uma evolução não linear do dano, mas única em função de $\frac{n_i}{N_f}$ [Lemaitre e Chaboche, 1985]. A EQ. 2.49 representa este caso.

$$\delta D = \frac{(-D)^K}{K+1} \frac{\delta n_i}{N_f} \quad (2.49)$$

A EQ. 2.49, formada de variáveis separáveis, leva a um acúmulo linear [Lemaitre e Chaboche, 1985], representado pela FIG. 2.28.

O efeito de acúmulo não linear existe se as curvas de evolução dos danos em função de $\frac{n_i}{N_f}$ dependem do carregamento imposto, como é mostrado na FIG. 2.28. D_1 representa o estado de dano no fim de σ_1 . A evolução do dano prossegue no segundo nível de tensão σ_2 a partir do mesmo estado. Como é mostrado na FIG. 2.28, a soma das frações de dano é inferior a um.

$$\frac{n_1}{N_{f1}} + \frac{n_2}{N_{f2}} < 1 \quad (2.50)$$

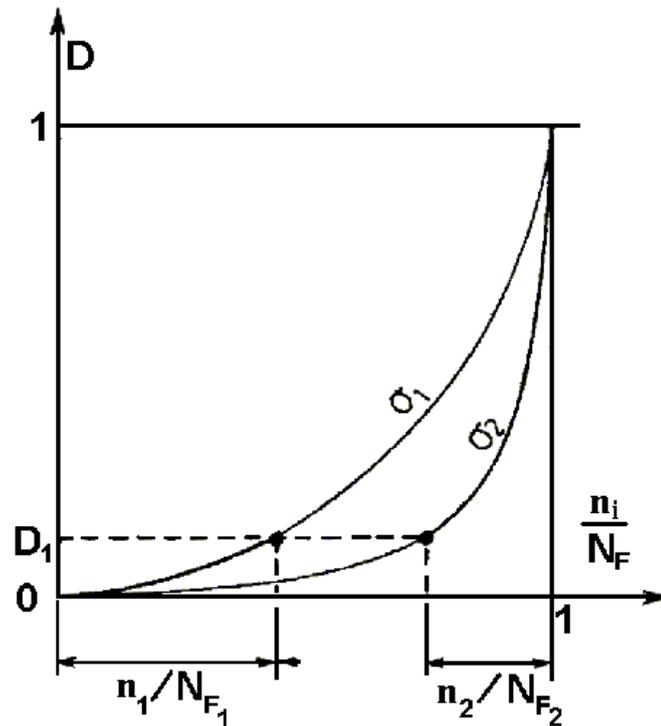


FIGURA 2.28 - Evolução e acúmulo não linear de dano.

2.5 - Principais teorias de acúmulo de danos

Danos provocado por fadiga crescem com a aplicação de ciclos de carregamento de uma forma acumulativa, podendo levar um componente ou toda uma estrutura à falha. Danos acumulados por fadiga são problemas antigos e, ainda não solucionados. Há mais de 70 anos, Palmgren propôs o que agora é conhecido como regra linear [Collins, 1993]. Em 1945, Miner expressou este conceito na forma matemática [Collins, 1993]. Desde então, o assunto danos acumulados por fadiga tem recebido crescente atenção. Como resultado, muitos trabalhos têm sido publicados a cada ano e muitos modelos de danos acumulados por fadiga têm sido propostos. Apresenta-se, neste item, algumas das principais teorias clássicas e outras que têm como base a mecânica do contínuo e a energia absorvida durante o processo de danificação.

2.5.1 - Teoria de acúmulo de danos de Palmgren-Miner

Esta foi a primeira teoria proposta para o estudo de acúmulo de danos. É uma teoria linear e que, por sua simplicidade é amplamente utilizada. A teoria afirma [Miner, 1945; Collins, 1993] que a fração de danos para um determinado nível de tensão é

$$D_i = \frac{n_i}{N_i} \quad (2.51)$$

onde, n_i é o número de ciclos aplicados ao componente sob uma tensão S_i e N_i é o número de ciclos obtidos da curva S-N-P, sob a tensão S_i .

A teoria de Palmgren-Miner afirma que a falha do componente ocorre quando a soma dos danos é igual ou maior que 1, ou seja,

$$D_i \geq 1 \quad (2.52)$$

A proposta de Palmgren-Miner é muito fácil de ser aplicada. As principais deficiências desta teoria são a independência do nível de tensão e da seqüência do carregamento e não leva em consideração a interação dos danos [Miner, 1945; Collins, 1993; Fatemi e Yang, 1998].

2.5.2 - Teoria do acúmulo de danos de Henry

A teoria do acúmulo de danos proposta por Henry [Henry, 1955] baseia-se no conceito que a curva S-N original é alterada com os danos que são acumulados, quando o componente é submetido ao esforço de fadiga. A teoria afirma que o limite de fadiga do material muda quando este é submetido à fadiga e que o dano é expresso pela EQ. 2.53.

$$D = \frac{S_{eo} - S_{eD}}{S_{eo}} \quad (2.53)$$

onde, D é o dano, S_{eo} é o Limite de Resistência à Fadiga original, S_{eD} é o Limite de Resistência à Fadiga alterado pelo dano e $S_{eo} = S_e$.

O dano D é obtido pela EQ. 2.54 [Henry, 1955].

$$D = \frac{\frac{n_i}{N_i}}{1 + \left(\frac{S_{eo}}{\sigma_a - S_{eo}}\right) \times \left(1 - \frac{n_i}{N_i}\right)} \quad (2.54)$$

onde, n_i é o número de ciclos sob a tensão σ_a , N_i é o número de ciclos da curva S-N-P, correspondente à tensão σ_a e σ_a é a tensão aplicada.

A teoria afirma que a falha do componente ocorre quando o dano é igual a 1. Para o dano ser igual a 1 na EQ. 2.54, chega-se a conclusão de que $\frac{n_i}{N_i} = 1$. Isto significa que o número de ciclos imposto ao componente é igual ao número de ciclos obtidos da curva S-N-P, modificada pelos danos.

O modelo é baseado na redução do Limite de Resistência à Fadiga, é não linear e capaz de levar em conta o efeito da seqüência do carregamento. Entretanto não leva em consideração a interação dos danos [Fatemi e Yang, 1998].

2.5.3 - Teoria do acúmulo de danos de Corten-Dolan

A teoria de acúmulo de danos proposta por Corten-Dolan é baseada em seis hipóteses [Collins, 1993]:

1. um período de nucleação (possivelmente um pequeno número de ciclos) pode ser necessário para iniciar os danos em fadiga;
2. o número de núcleos de danos cresce com o crescimento da tensão;
3. os danos, para uma dada amplitude de tensão, crescem com o crescimento do número de ciclos;
4. a taxa de danos por ciclos cresce com a tensão crescente;
5. o dano total que leva o componente à falha é uma constante para todos os históricos que podem ser aplicados;
6. o dano continua a ser propagado em níveis de tensão menores que o mínimo de tensão necessário para iniciar os mesmos.

A expressão para o dano acumulado é dada pela EQ. 2.55.

$$D = \left(\frac{n_1}{N_1}\right) + \left(\frac{n_2}{N_1}\right) \times \left(\frac{\sigma_{2a}}{\sigma_{1a}}\right)^d + \left(\frac{n_3}{N_1}\right) \times \left(\frac{\sigma_{3a}}{\sigma_{1a}}\right)^d + \dots + \left(\frac{n_i}{N_1}\right) \times \left(\frac{\sigma_{ia}}{\sigma_{1a}}\right)^d \quad (2.55)$$

onde, n_1 é o número de ciclos aplicados ao componente sob uma tensão σ_{1a} , N_1 é o número de ciclos obtidos da curva S-N-P para a maior amplitude de tensão, n_2 é o número de ciclos aplicados ao componente sob a tensão σ_{2a} , σ_{1a} é a amplitude da maior tensão aplicada, σ_{2a} é a amplitude da segunda maior tensão aplicada, $\sigma_{1a} > \sigma_{2a} > \dots > \sigma_{na}$, d é uma constante do material, igual a 6,67 para o aço [Collins, 1993].

Assim como nas teorias anteriores, quando $D = 1$ ocorre a falha do componente.

Esta 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 do carregamento.

2.5.4 - Teoria do acúmulo de danos de Marin

A teoria do acúmulo de danos proposta por Marin [Collins, 1993] é semelhante à de Corten-Dolan, apresentada no item anterior. É baseada na relação entre danos em função da razão de ciclos e mudanças na curva S-N-P, devidas ao acúmulo de danos. A teoria é baseada numa família de curvas de danos constantes, onde a curva S-N-P para o material livre de danos é a curva de danos constantes igual a 1. Outras curvas de danos constantes podem ser estabelecidas utilizando-se as interseções das curvas de danos em função da relação $\frac{n}{N}$ [Collins, 1993], com o valor de determinado dano. A expressão do dano acumulado é dada pela EQ. 2.56.

$$D = \left(\frac{n_1}{N_1}\right) + \left(\frac{n_2}{N_2}\right) \times \left(\frac{\sigma_{a2}}{\sigma_{a1}}\right)^q + \left(\frac{n_3}{N_3}\right) \times \left(\frac{\sigma_{a3}}{\sigma_{a1}}\right)^q + \dots + \left(\frac{n_i}{N_i}\right) \times \left(\frac{\sigma_{ai}}{\sigma_{a1}}\right)^q \quad (2.56)$$

- onde, $q = y - x$, $y = d$ (da teoria de Corten-Dolan), σ_{a1} é a amplitude da tensão máxima aplicada, σ_{ai} é uma tensão aplicada, n_i é um número de ciclos aplicado e N_i é o número de ciclos retirado da curva S-N-P, para a tensão σ_i aplicada.

O valor de x é dado pela EQ. 2.57.

$$x = \frac{(\log N_1 - \log N_2)}{(\log \sigma_{a2} - \log \sigma_{a1})} \quad (2.57)$$

A falha ocorre quando $D = 1$.

2.5.5 - Teoria de acúmulo de danos de Manson

Segundo a regra de Manson [Collins, 1993; Manson, 1966], o estudo de acúmulo de danos pode ser dividido em duas partes: aparecimento dos danos e a propagação dos danos até a ruptura do componente. Em cada uma destas duas fases, supõe-se um comportamento linear do danos.

A regra de Manson pode ser resumida nas EQ. 2.58 e EQ. 2.59.

$$N_p = 14 * N_f^{0.6} \quad (2.58)$$

e

$$N' = N_f - 14 * N_f^{0.6} \quad (2.59)$$

onde N_p é o número de ciclos necessários para propagar uma trinca até a falha depois dela ter sido iniciada, N_f é o número total de ciclos até a falha e N' é o número de ciclos para iniciar as trincas.

Experimentos adicionais conduzidos por Manson permitiram concluir que o estudo dos danos pode ser dividido em duas etapas, dependendo do número total de ciclos até a falha (730 ciclos):

Se $N_f > 730$ ciclos tem-se:

$$N' = N_f - 14N_f^{0.6} \quad (2.60)$$

e

$$N_p = 14N_f^{0.6} \quad (2.61)$$

Se $N_f \leq 730$ ciclos tem-se:

$$N' = 0 \quad (2.62)$$

e

$$N_p = N_f \quad (2.63)$$

Utilizando-se as equações de 2.60 a 2.63, aplica-se a regra de Manson (regra de danos linear) para cada fase individual (crescimento e propagação de trincas) para prever o início e a falha da seguinte maneira:

Nucleação de trincas de tamanho crítico são iniciadas quando $\sum_{i=1}^m \frac{n_i}{N_i} = 1$ e, as trincas de fadiga são propagadas até a falha quando $\sum_{j=1}^q \frac{n_j}{(N_p)_j} = 1$.

2.5.6 - Teoria do ponto do joelho da curva S-N-P (Knee-point)

Este modelo baseia-se na hipótese de que as mudanças ocorridas como resultado de ciclos de fadiga são contínuas, mas, por conveniência elas podem ser divididas em um grande número de estágios [Subramanyan, 1976]. O número de ciclos necessários para alcançar um estágio particular de danos em diferentes níveis de tensão, quando colocados num diagrama de amplitude de tensão versus $\log N$ (logaritmo da vida), produzem curvas. Estas curvas são chamadas de isodanos e convergem no Limite de Resistência à Fadiga dos materiais e, portanto, a curva S-N do material é o limite superior do dano. Uma coleção de linhas retas partindo deste ponto (**knee-point**) deverá ser então, uma coleção de linhas de isodanos que representa adequadamente curvas de danos constantes obtidos experimentalmente.

O dano é definido como a razão da inclinação da linha de isodano para o valor limite da inclinação da curva S-N-P. Este modelo de danos diz que o número de ciclos requeridos para causar um certo nível de dano cresce com o decréscimo do nível de tensão e decresce com o crescimento do nível da tensão. A FIG. 2.29 mostra estas linhas de danos constantes.

A previsão da vida de fadiga considera vários efeitos, como a tensão média e danos acumulados sob carregamento não periódico. As principais características deste modelo são:

- A início da trinca é definido, em termos de engenharia, por uma trinca suficientemente longa para tornar-se independente da microestrutura e defeitos existentes perto da área do início.
- A micro-início e micropropagação são incluídos no modelo através da evolução contínua do dano, escrita de uma forma diferencial. A variável de dano (D) é normalizada e igual a 0 para o material virgem e igual a 1 para início de macrotrinca.
- Os parâmetros de carregamento considerados são a tensão máxima (σ_{\max}) e a tensão média (σ_m) em cada ciclo. A taxa de danos expressa em termos de ciclos n é dada pela EQ. 2.65 [Chaboche e Lesne, 1988].

$$dD = f(\sigma_{\max}, \sigma_m, D) dn \quad (2.65)$$

- A razão de danos na EQ. 2.65 depende do estado de danos presente, promovendo uma evolução não linear sob um carregamento periódico. Isto é similar à dependência entre crescimento de trinca de fadiga e comprimento de trinca.
- Além disso, a função f tem variáveis não separáveis, (σ_{\max} e D), a fim de descrever o acúmulo de danos não linear. Variáveis separáveis sempre produzem acúmulo linear [Ostergren e Krempal, 1979].

A forma específica escolhida por Chaboche e Lesne [1988], para a EQ. 2.65 é;

$$dD = D^{\alpha} f(\sigma_{\max}, \sigma_m) \left[\frac{\sigma_{\max} - \sigma_m}{M \sigma_m} \right]^{\beta} dn \quad (2.66)$$

Integrando a EQ. 2.66 em relação a n para σ_{\max} e σ_m constantes, entre $D=0$ e $D=1$ ($D=1$ para $n = N_f$) obtém-se a EQ. 2.67 [Chaboche e Lesne, 1988].

$$D = \left(\frac{n}{N_f} \right)^{\frac{1}{1-\alpha_1}} \quad (2.67)$$

com

$$N_f = \frac{1}{1-\alpha_1} \left[\frac{\sigma_{\max} - \sigma_m}{M \sigma_m} \right]^{-\beta} \quad (2.68)$$

Devido à dependência entre α_1 e os parâmetros de carregamento, a evolução das curvas de dano em função da razão de vida $\frac{n}{N_f}$ depende da tensão máxima e média (σ_{\max} e σ_m). Esta dependência leva a um acúmulo não linear e permite a descrição da seqüência de efeitos.

Como exemplo, Chaboche e Lesne [1988], propõem a EQ. 2.69 considerando os testes em dois níveis de tensões alternadas.

$$\frac{n_2}{N_{i2}} = 1 - \left(\frac{n_1}{N_{i1}} \right)^p \quad (2.69)$$

onde, N_{i1} e N_{i2} são as falhas previstas nas curvas S-N, n_1 e n_2 são os carregamentos impostos e

$$p = \frac{1-\alpha_2}{1-\alpha_1} \quad (2.70)$$

A função $M \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_m} \right)$ é usada para descrever uma dependência linear entre a tensão média e o limite de fadiga [Miller e Ibrahim, 1981].

$$M \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_m} \right) = M_o \left(1 - b_1 \frac{\sigma_m}{\sigma_m} \right) \quad (2.71)$$

onde, M_o e b_1 , assim como o expoente β da EQ. 2.66 são coeficientes dependentes do material.

A função α_1 é definida por Lemaitre e Chaboche [1978] pela EQ. 2.72.

$$\alpha_1 = 1 - a_1 \left\langle \frac{\sigma_{\max} - S_m}{\sigma_u - \sigma_{\max}} \right\rangle \quad (2.72)$$

e

$$S_m = \sigma_m + S_e (1 - b_1 \sigma_m) \quad (2.73)$$

onde, S_e é o limite de resistência à fadiga para a sollicitação completamente reversa, S_m é o limite de fadiga para uma tensão média diferente de zero e σ_u é o limite de resistência à tração.

O símbolo $\langle \rangle$ é definido como $\langle u \rangle = 0$ se $u < 0$ e, $\langle u \rangle = u$ se $u > 0$. α_1 é igual a 1 quando a tensão máxima é menor que o limite de fadiga S_m .

Com a função dada pela EQ. 2.72, o número de ciclos para a falha é dado pela EQ. 2.74.

$$N_f = \frac{\sigma_u - \sigma_{\max}}{a_1 \left\langle \frac{\sigma_{\max} - S_m}{\sigma_u - \sigma_{\max}} \right\rangle} \left[\frac{\sigma_{\max} - S_m}{M_o} \right]^{-\beta} \quad (2.74)$$

Em condições de teste com dois níveis de tensões alternadas diferentes, a vida remanescente é prevista pela EQ. 2.69 com o expoente p fornecido pela EQ. 2.75.

$$p = \frac{1 - \alpha_{1_2}}{1 - \alpha_{1_1}} = \left(\frac{\sigma_{\max 2} - S_{m2}}{\sigma_{\max 1} - S_{m1}} \right) \left(\frac{\sigma_u - \sigma_{\max 1}}{\sigma_u - \sigma_{\max 2}} \right) \quad (2.75)$$

A determinação dos coeficientes a_1 , b_1 , M_o , α_1 e β é feita utilizando-se as Equações 2.73 e 2.74. Da EQ. 2.73, tem-se:

$$b_1 = \frac{1}{\sigma_m} - \frac{S_m - \sigma_m}{S_e - \sigma_m} \quad (2.76)$$

Considerando na EQ. 2.86 a tensão média nula (caso do ensaio em que $R = -1$), tem-se:

$$N_f = \frac{\sigma_u - \sigma_{\max}}{a_1 \left\langle \frac{\sigma_{\max} - S_e}{\sigma_u - \sigma_{\max}} \right\rangle} \left(\frac{\sigma_{\max}}{M_o} \right)^{-\beta} \quad (2.77)$$

Tomando-se o logaritmo na base decimal de ambos membros da EQ. 2.77 tem-se

$$\log N_f = c' - \beta \log \sigma_{\max} \quad (2.78)$$

onde:

$$c' = c_2 + \beta \log M_o \quad (2.79)$$

e

$$c_2 = \log \left[\frac{\sigma_u - \sigma_{\max}}{a_1 \left(\frac{\sigma_u}{\sigma_{\max}} - S_e \right)} \right] \quad (2.80)$$

Aplicando-se, na EQ. 2.78, o método dos mínimos quadrados, encontra-se os valores de c' e β .

Trabalhando-se algebricamente a EQ. 2.79 tem-se:

$$x = \beta \log M_o - \log a_1 \quad (2.81)$$

Onde:

$$x = c' - h - e \quad (2.82)$$

$$h = \log \left(\frac{\sigma_u}{\sigma_{\max}} - 1 \right) \quad (2.83)$$

$$e = \log \left(\frac{\sigma_u}{\sigma_{\max}} - S_e \right) \quad (2.84)$$

Comparando a EQ. 2.77 com a que traduz a curva de Wölher, item 2.2.1, quando se tem a abcissa e a ordenada em escala logarítmica (EQ. 2.7), tem-se:

$$a_1 = \frac{\left(\frac{\sigma_u}{\sigma_{\max}} - 1 \right)^{K_1 - \beta}}{\left(\frac{\sigma_u}{\sigma_{\max}} - S_e \right) C_1} M_o^\beta \quad (2.85)$$

Deve ser lembrado que, num ensaio de fadiga com tensão média nula ($R = -1$), a tensão máxima é igual à tensão alternada ($\sigma_{\max} = \sigma_a$).

Resolvendo-se o sistema formado pelas Equações 2.81 e 2.85 encontram-se as incógnitas a_1 e M_o .

2.5.8 - Modelo não linear de acúmulo de danos utilizando-se a energia total absorvida de Shang e Yao

A energia total absorvida antes do material fraturar, ou seja, a ductilidade do material, é dada pela EQ. 2.86 [Shang e Yao, 1999].

$$W_f = \frac{\sigma_f \varepsilon_f}{1+n} \quad (2.86)$$

onde W_f é a energia total absorvida, σ_f é resistência à fratura do material, ε_f é ductilidade à fratura do material e n é o expoente de encruamento cíclico do material.

Tanto a resistência, quanto a ductilidade à fratura do material são determinados a partir das propriedades mecânicas do material retirados de ensaios monotônicos e são dados pelas EQ. 2.87 e 2.88.

$$\sigma_f = \sigma_u \left(+1,39RA \right) \quad (2.87)$$

$$\varepsilon_f = \ln \frac{1}{1-RA} \quad (2.88)$$

onde, σ_u é limite de resistência à tração, RA é a redução de área.

A energia de deformação absorvida em todo o processo de danos por fadiga (W_p) é dada pela EQ. 2.89 [Shang e Yao, 1999].

$$W_p = \sum \Delta W \quad (2.89)$$

Para um número qualquer de ciclos (n) a energia não reversível dissipada é obtida através da EQ. 2.90.

$$W^n = \sum_1^n \Delta W_i \quad (2.90)$$

A ductilidade de fadiga residual, depois dos danos por fadiga, é dada pela EQ. 2.91.

$$W_p^n = W_p - W^n \quad (2.91)$$

O dano provocado por fadiga, baseado no comportamento da energia dissipada, é definido [Shang e Yao, 1999] pela EQ. 2.92.

$$D = \frac{W^n}{W_p} = \frac{W_p - W_p^n}{W_p} = 1 - \frac{W_p^n}{W_p} \quad (2.92)$$

Se o carregamento monotônico for considerado um caso especial do carregamento cíclico (n igual a $1/4$ do ciclo) tem-se:

$$W_p = W_f \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_f} \right)^{-4} \quad (2.93)$$

onde σ_a é a amplitude da tensão alternada aplicada. A EQ. 2.92 passa a ser:

$$D = 1 - \left(\frac{\sigma_f}{\sigma_f^n} \right)^{-4} \left(\frac{W_f^n}{W_f} \right) \quad (2.94)$$

onde σ_f^n é a resistência à fratura residual, W_f^n é a ductilidade estática do material após n ciclos. Admite-se $\sigma_f^n = \sigma_f$, [Shang e Yao, 1999].

Portanto, a EQ. 2.94, pode ser escrita da seguinte maneira:

$$D = 1 - \frac{W_f^n}{W_f} \quad (2.95)$$

O grau de dano no material submetido à fadiga (D), pode ser avaliado desde que a curva tensão x deformação ($\sigma \times \varepsilon$) estática seja feita após os n ciclos.

2.5.9 - Outras teorias

Existem centenas de teorias que se propõem a estudar e quantificar danos em materiais, muitas delas determinísticas muitas outras probabilísticas. As probabilísticas não serão estudadas neste trabalho. Muitas outras teorias determinísticas foram estudadas [A continuum damage mechanics model on low cycle fatigue life assessment of steam turbine rotor (Jing et al, 2001), Experimental and numerical investigation into fatigue damage mechanisms in multifibre microcomposites (Goutianos e Peijs, 2001), Estimating the Residual Fatigue Lifetimes of Impact-Damaged Composites Using Thermoelastic Analysis (Horn et al, 2001), Life Prediction.- The Need for a Mechanistically Based Probability Approach (Harlow e Wei, 2001)]mas, por não serem pertinentes ao que se propõe neste trabalho não serão aqui detalhadas e nem aplicadas.

2.6 - Medição dos danos

A avaliação quantitativa do dano é uma tarefa complexa, já que ela envolve características microscópicas e macroscópicas do material. Pode-se classificar os métodos de avaliação dos danos em diretos e indiretos. Os métodos diretos são aqueles que permitem avaliar a área danificada A_D em relação à área não danificada A . São eles a medida da densidade de micro-defeitos, utilizando-se microscopia, medidas de porosidade pela variação da densidade ou por difração de raios-X. Os métodos indiretos são aqueles que utilizam as medidas do efeito dos danos em propriedades físicas ou mecânicas dos materiais. Eles podem ser divididos em destrutivos e não destrutivos.

2.6.1 - Métodos de medições diretas

Nos métodos diretos para quantificar os danos é necessária a avaliação da área A_D em relação à área A , conforme mostrado pela EQ. 2.41.

2.6.1.1 - Observação metalográfica

O primeiro passo neste método para a determinação do dano é escolher uma ampliação para medir A_D , com uma ordem de grandeza coerente com o volume a ser estudado. Isto quer dizer que, para metais, um aumento de aproximadamente 1000 vezes é suficiente para estudar um quadrado de 100 x 100 mm [Lemaitre e Dufailly, 1987]. Devido à necessidade de preparar amostras, este método é completamente destrutivo, além de ser necessária uma boa micrografia para ser analisada. Para analisar danos utilizando esta teoria são necessários modelos micromecânicos [Lemaitre e Dufailly, 1987]. Na FIG. 2.30, apresenta-se um desses modelos.

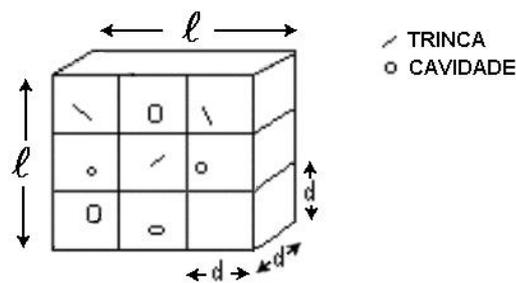


FIGURA 2.30 - Modelo micromecânico de microcavidades e microtrincas.

O dano neste caso é dado por [Lemaitre e Dufailly, 1987].

$$D = \frac{\sum a_i^2}{l^2} \quad (2.96)$$

onde, a_i^2 é a área de uma trinca ou vazio e l é a dimensão de um elemento de volume microscópico.

2.6.1.2 - Variação da densidade

No caso de danos dúcteis, os defeitos são cavidades que, grosseiramente, podem ser comparadas a esferas. Isto significa que o volume cresce com o dano. Se o volume das cavidades aumenta com o dano, a densidade cai. Esta variação pode ser medida com equipamento baseado no princípio de Arquimedes [Lemaitre e Dufailly, 1987]. Nesse caso, calcula-se o dano utilizando-se a EQ. 2.97.

$$D = \left(1 - \frac{\bar{\rho}}{\rho}\right)^{\frac{2}{3}} \quad (2.97)$$

onde, $\bar{\rho}$ é a densidade do material danificado e ρ é a densidade do material não danificado.

2.6.2 - Métodos de medições indiretas

O conceito de tensão efetiva associada ao princípio de deformação equivalente dá origem a muitos métodos de medição de danos. Os danos não são medidos diretamente mas através de seus efeitos nas propriedades das deformações.

2.6.2.1 - Métodos de medição destrutivos

Esses métodos requerem a construção de corpos-de-prova para a realização de testes.

2.6.2.1.1 - Variação do módulo de elasticidade

A hipótese da equivalência da deformação [Lemaitre e Chaboche, 1985] diz que todo o comportamento à deformação, unidimensional ou tridimensional de um material danificado, é traduzido pelas leis de comportamento do material não danificado, bastando substituir a tensão pela tensão efetiva, $\varepsilon = f(\sigma, t)$, $\varepsilon = f(\bar{\sigma}, t)$.

A deformação equivalente (ε_{eq}) pode ser calculada pela EQ. 2.98.

$$\varepsilon_{eq} = \frac{\bar{\sigma}}{E} = \frac{\sigma}{(1-D) \times E} = \frac{\sigma}{\bar{E}} \quad (2.98)$$

com

$$\bar{E} = E \times (1-D) \quad (2.99)$$

Nessas equações, σ é a tensão aplicada, E é o módulo de elasticidade do material não danificado, \bar{E} é o módulo de elasticidade do material danificado. Da EQ. 2.99, explicita-se a equação do dano.

$$D = 1 - \frac{\bar{E}}{E} \quad (2.100)$$

Este é um método muito utilizado, requerendo uma grande precisão na medição das deformações, utilizando-se para isto a tecnologia de extensômetros elétricos. Ele é mais utilizado quando o dano é uniformemente distribuído no volume a ser medido. Esta é a grande limitação do método. Quando o dano é muito localizado, como em fadiga de alto ciclo, deve-se utilizar outro método.

2.6.2.1.2 - Propagação de ondas ultra-sônicas

Outro método baseado na variação do módulo de elasticidade consiste na medição da velocidade de ondas ultra-sônicas [Lemaitre e Dufailly, 1987]. Para frequências maiores que 20 KHz, num meio cilíndrico elástico, linear e isotrópico, a velocidade longitudinal (v_L) e a transversal (v_T) podem ser calculadas pelas Equações 2.101 e 2.102:

$$v_L^2 = \frac{E \times (1 - \mu)}{\rho \times (1 + \mu) \times (1 - 2 \times \mu)} \quad (2.101)$$

e

$$v_T^2 = \frac{E}{\rho \times 2 \times (1 + \mu)} \quad (2.102)$$

A medida da velocidade da onda longitudinal, do material danificado, é

$$\frac{v_L^2}{v_L^2} = \frac{\bar{E} \times (1 - \mu)}{\rho \times (1 + \mu) \times (1 - 2 \times \mu)} \quad (2.103)$$

onde, \bar{E} é o módulo de elasticidade do material danificado e ρ é a densidade do material danificado.

O coeficiente de Poisson (μ) não varia com o dano se o módulo de elasticidade e os danos forem isotrópicos.

Utilizando-se as Equações de 2.100 a, 2.103 chega-se à EQ. 2.104.

$$D = 1 - \frac{\overline{v_L^2}}{v_L^2} \quad (2.104)$$

Este método é considerado destrutivo porque para medir v_L ou o tempo que uma onda leva para propagar-se através de certa espessura necessita-se de duas superfícies opostas, requerendo para isto corpos-de-prova. Se os danos não são distribuídos uniformemente, a espessura deve ser da ordem de grandeza compatível com aquela do elemento representativo do volume e, portanto, requer cortar-se o corpo para analisar.

As limitações deste método estão relacionadas ao tamanho dos elementos de volume citados acima. Para os metais, os elementos de volume são muito pequenos em comparação com os transdutores de ultra-som.

Para os metais, a faixa de frequência utilizada para os ensaios varia de 1,0 a 50 MHz.

2.6.2.1.3 - Variação do ciclo plástico

A influência do dano na plasticidade pode ser utilizada para medir o seu valor em componentes submetidos à fadiga de baixo ciclo [Lemaitre e Dufailly, 1987].

Durante a estabilização do ciclo plástico, a lei cíclica de plasticidade pode ser escrita pelas equações

$$\Delta \varepsilon_p = \left(\frac{\Delta \sigma}{K_c} \right)^{M_c} \quad (2.105)$$

e

$$\Delta \varepsilon_p = \left(\frac{\Delta \sigma}{K_c \times (1 - D)} \right)^{M_c} \quad (2.106)$$

A EQ. 2.105 é utilizada para material não danificado e a EQ. 2.106 para materiais danificados [Lemaitre e Dufailly, 1987]. Considerando um teste com amplitude de deformação plástica constante e que $\Delta\sigma^*$ é a amplitude de tensão no final do ciclo de amolecimento ou endurecimento e antes do início do processo de danos, tem-se [Lemaitre e Dufailly, 1987]:

$$\Delta\varepsilon_p = \left(\frac{\Delta\sigma^*}{K_c}\right)^{M_c} = \left(\frac{\Delta\sigma}{K_c \times (1-D)}\right)^{M_c} \quad (2.107)$$

e

$$D = 1 - \frac{\Delta\sigma}{\Delta\sigma^*} \quad (2.108)$$

2.6.2.2 - Métodos de medições não destrutivos

Os métodos de medições de danos não destrutivos são aqueles para os quais, em princípio, não há necessidade de corpo-de-prova ou amostra. Eles podem ser aplicados no próprio componente. Resultados mais exatos podem ser obtidos se for feita uma boa preparação na região a ser testada. Geralmente, eles não são tão precisos como os métodos destrutivos se aplicados no próprio componente, mas se aplicados em amostras específicas, a precisão é da ordem de 10%, a mesma dos destrutivos.

2.6.2.2.1 - Variação da microdureza

É um método não destrutivo para medição de dano [Lemaitre et al, 1987]. A microdureza de um material é dada pela EQ. 2.109:

$$\sigma = H = \frac{F}{A} \quad (2.109)$$

onde, H é a microdureza do material, F é a força aplicada no indentador e A é a área projetada da pirâmide indentada.

A análise teórica e resultados experimentais mostram uma relação linear entre H e o limiar da plasticidade σ_s .

$$H = K \times \sigma_s \quad (2.110)$$

Utilizando-se os conceitos de tensão efetiva e equivalência de deformação, tem-se [Lemaitre e Chaboche, 1985]:

$$\frac{\sigma_s}{1-D} - R - \sigma_y = 0 \quad (2.111)$$

Portanto:

$$\sigma_s = (R + \sigma_y) \times (1-D) \quad (2.112)$$

onde, R é a variável de encruamento e σ_y é o limite superior de escoamento.

Utilizando-se as Equações (2.110) e (2.112) chega-se à EQ. (2.113).

$$H = K \times (R + \sigma_y) \times (1-D) \quad (2.113)$$

Se não existe dano no material, pode-se escrever:

$$\sigma_s = \sigma_y + R \quad (2.114)$$

Se H^* é a microdureza de um material sem danos tem-se :

$$H^* = K \times (\sigma_y + R) \quad (2.115)$$

Das EQ^S. 2.113 e 2.115, tem-se:

$$D = 1 - \frac{H}{H^*} \quad (2.116)$$

A dureza H é medida na parte do corpo-de-prova que sofreu dano e a dureza H^* na parte não danificada.

2.6.2.2.2 - Variação do potencial elétrico

A definição de danos permite definir uma intensidade efetiva de corrente elétrica da mesma forma como foi definida a tensão (mecânica) efetiva, item 2.4.2.1. Utilizando-se este conceito, pode-se obter o dano em um componente por meio da medição da intensidade da corrente elétrica [Cailletaud et al, 1980].

$$\bar{i} = \frac{i}{1-D} \quad (2.117)$$

onde i é a intensidade de corrente elétrica no material não danificado e \bar{i} é a intensidade efetiva de corrente no material danificado. Se V é a diferença de potencial aplicada entre dois pontos de um componente ou corpo-de-prova e R a resistência elétrica medida entre estes dois pontos, a lei de Ohm é dada pela EQ. 2.118.

$$V = R \times i \quad (2.118)$$

Sabe-se que a resistência (R) do material pode ser dada em função da resistividade (r) do material pela EQ. 2.119.

$$R = \frac{r \times l}{A} \quad (2.119)$$

Substituindo-se a EQ. 2.119 na EQ. 2.118 tem-se:

$$V = r \times \frac{l}{A} \times i \quad (2.120)$$

A EQ. 2.120 é a lei de Ohm para um material não danificado de comprimento l , seção transversal A e resistividade r .

Para um material danificado de iguais dimensões tem-se:

$$\bar{V} = \bar{r} \times \frac{l}{A} \times \bar{i} \quad (2.121)$$

Utilizando-se a lei de Bridgman e trabalhando as Equações 2.117, 2.120 e 2.121 tem-se:

$$D = 1 - \frac{V}{V} \quad (2.122)$$

2.6.2.2.3 - Medição de danos de fadiga em aço utilizando-se análise do sinal magnético Barkhausen

Recentemente, tem havido um grande desenvolvimento nos métodos magnéticos para a caracterização de materiais ferromagnéticos, podendo ser aplicados na avaliação das características da maior parte dos aços utilizados na indústria. Dentre os métodos magnéticos, destaca-se o método de ensaio baseado na análise do ruído Barkhausen, emitido por um material ferromagnético quando excitado por um campo magnético variável. O ruído se origina da interação que ocorre entre os domínios magnéticos e as heterogeneidades estruturais existentes no interior do material durante o processo de magnetização. É sensível a alterações microestruturais e ao estado de tensões existentes no material, podendo ser correlacionado com o tamanho de grão, composição química, teor de precipitados e densidade de discordâncias [Silva Jr, 1998].

Durante a magnetização, o vetor magnetização dos domínios magnéticos no material tende a se alinhar com a direção do campo magnético aplicado. Este processo ocorre em duas etapas: crescimento dos domínios magnéticos e rotação do vetor magnetização dos domínios. A presença de descontinuidades estruturais no interior do material dificulta este processo. Elas atuam como barreiras ao movimento das paredes dos domínios magnéticos. Assim, quando a parede de um domínio encontra um desses obstáculos, é necessário que haja um aumento no valor do campo magnético H aplicado, de forma a permitir que esse obstáculo seja ultrapassado e o processo continue. Quando isto ocorre, a consequência direta é uma pequena variação na densidade de fluxo magnético B , fazendo com que a magnetização do material ocorra de forma descontínua, como pode ser observado na curva de histerese de um material ferromagnético mostrada na FIG. 2.31.

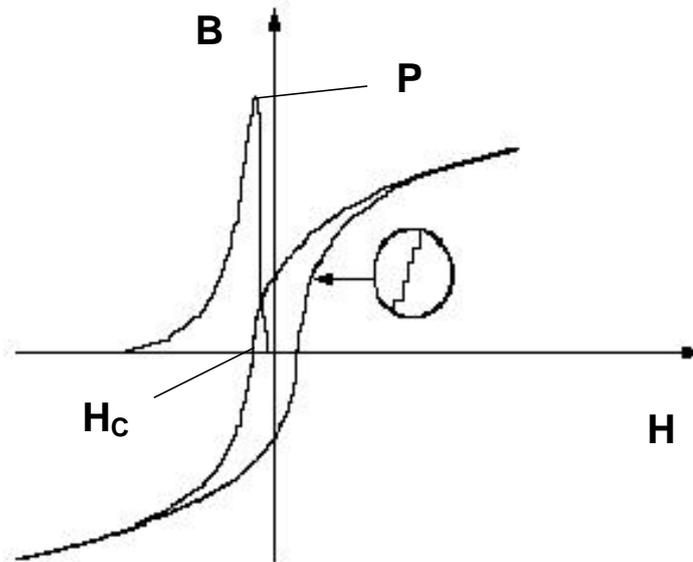


FIGURA 2.31 - Curva de histerese de um material ferromagnético.

O ruído magnético Barkhausen se origina dessas interações que ocorrem entre os domínios magnéticos e heterogeneidades estruturais ou campos de tensão existentes no interior do material durante a magnetização. Cada obstáculo vencido produz uma variação no fluxo magnético e pode ser detectada por uma bobina posicionada na superfície do material. À soma de todos os sinais induzidos na bobina se dá o nome de ruído magnético Barkhausen. Sua intensidade máxima geralmente ocorre na região mais inclinada da curva, correspondente ao ponto de coercividade H_c , como pode ser observado na curva representando o valor **RMS (Root – Mean – Square)** do ruído magnético Barkhausen em função do campo magnético aplicado. A altura do pico da curva, correspondente ao ponto P indicado na figura, pode ser correlacionada com a microestrutura do material [Bhattacharya et al, 1993].

As características do ruído magnético Barkhausen estão associadas às variações que ocorrem no fluxo magnético durante a magnetização, sendo [Kameda e Ranjan, 1987]:

$$\frac{dB}{dt} = \lambda \left\{ \beta_n \frac{dN_n}{dH} + \left(\frac{\bar{s}}{\delta_w} \right) \frac{dN_g}{dH} + \left(\frac{N_g}{\delta_w} \right) \frac{d\bar{s}}{dH} \right\} \frac{dH}{dt} \quad (2.123)$$

onde, $\frac{dB}{dt}$ é a variação no fluxo magnético, λ é um coeficiente relacionado ao momento atômico magnético, β_n é um coeficiente relacionado com a forma dos domínios nucleados, N_n é a

densidade de paredes de domínios nucleadas, \bar{s} é o deslocamento médio dos domínios durante o seu crescimento, δ_w é a espessura das paredes dos domínios e N_g é a densidade de propagação das paredes de domínios.

O comportamento do ruído magnético Barkhausen é influenciado de forma acentuada pelas características da microestrutura e pelo estado interno de tensões existente no material, permitindo a sua utilização para a investigação de características como tamanho de grão, composição química, teor de precipitados, densidade de discordâncias, tensões residuais [Silva Jr., 1998] e aplicadas [Silva Jr. e Cruz, 2001].

A falha por fadiga é um processo cumulativo que envolve o movimento e a redistribuição de discordâncias e a iniciação e a propagação de microtrincas na estrutura do material [Harris, 1976]. Da mesma forma que outras heterogeneidades estruturais, as discordâncias geradas e as microtrincas iniciadas durante o processo de fadiga atuam como barreiras ao movimento das paredes dos domínios magnéticos durante a magnetização do material, exercendo influência em propriedades como a coercividade e a remanência, alterando o comportamento do ruído magnético Barkhausen gerado no material. Assim, as variações microestruturais que ocorrem com o crescimento das cargas cíclicas aplicadas e do número de ciclos de aplicação destas cargas podem ser avaliados utilizando-se este método de ensaio.

O ruído magnético Barkhausen é detectado quando os domínios magnéticos movem-se descontinuamente num material ferro magnético. Este movimento não uniforme é sensível às microestruturas do material, as quais variam continuamente com o crescimento das cargas cíclicas aplicadas [Tomita et al., 1994].

O ruído magnético Barkhausen pode ser registrado na forma **RMS (Root – Mean – Square)** e desse registro, pode-se retirar o valor de pico do sinal.

Na FIG.2.32 apresenta-se um diagrama de blocos de equipamento utilizado na medição de ruído magnético Barkhausen.

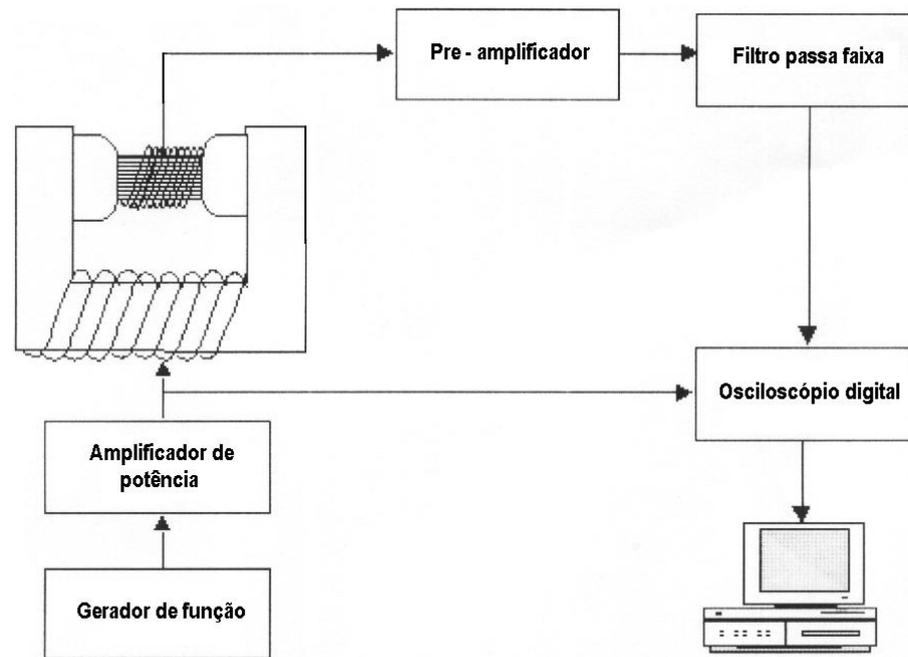


FIGURA 2.32 - Diagrama de blocos de equipamento utilizado na medição de ruído magnético Barkhausen

2.7 - Cálculo de energia para corpos-de-prova submetidos à flexão e a tração, no regime elástico

Quando uma força variando de zero a um valor F , atua num componente estrutural, provocando nele uma deformação, produz um trabalho. Este trabalho é o produto da intensidade da força F pelo alongamento produzido por ela. Este trabalho, realizado pela aplicação gradual da força resulta em energia acumulada no componente, associada à sua deformação. Essa energia é chamada de energia de deformação ou de trabalho de deformação.

A energia no caso da flexão é calculada pela EQ. 2.124 [Beer e Johnson, 1982].

$$U_f = \frac{M_f^2 \times L}{2 \times E \times J} \quad (2.124)$$

Onde, M_f é momento fletor atuante na seção do corpo-de-prova, L é o comprimento da seção onde se calcula a energia, E é o Módulo de Elasticidade do material do corpo-de-prova e J é momento de inércia da seção transversal do corpo-de-prova.

A energia no caso da tração é calculada pela EQ. 2.125 [Beer e Johnson, 1982].

$$U_t = \frac{F^2 \times L}{2 \times A \times E} \quad (2.125)$$

Onde, F é a força atuante no corpo-de-prova, L é o comprimento da seção onde se calcula a energia, A é seção transversal do corpo-de-prova e E é o Módulo de Elasticidade do material.

2.8 - Incerteza de medição

Este item foi introduzido neste trabalho para que se possa avaliar a incerteza que acompanha os resultados das principais grandezas mecânicas aqui utilizadas.

O cálculo da incerteza para uma situação geral pode ser equacionado através da série de Taylor [Schoeler, Link, 1996]. Considerando várias grandezas de medição independentes:

$$Z = f(X_1, X_2, X_3, \dots, X_n) \quad (2.126)$$

A incerteza u_y considerando grandezas independentes pode ser expressa por:

$$u_y = \left[\left(\frac{\partial f}{\partial x_1} \times ux_1 \right)^2 + \left(\frac{\partial f}{\partial x_2} \times ux_2 \right)^2 + \left(\frac{\partial f}{\partial x_3} \times ux_3 \right)^2 + \dots + \left(\frac{\partial f}{\partial x_n} \times ux_n \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (2.127)$$

O resultado da medição é expresso como:

$$RM = R_c + U \quad (2.128)$$

onde, RM é o resultado da medição, R_c é resultado corrigido e U a incerteza expandida. O valor de $U = k \times u_c$, onde u_c é a incerteza combinada (incerteza padrão de uma medição quando o resultado é obtido de valores de diversas outras grandezas). A incerteza padrão u_i , é a incerteza de um resultado de medição expresso com um desvio padrão. O valor de $k = 1$ para 68% de confiança e o valor de $k = 2$ para 95,45% de confiança, quando o número de medições que foi levantada a incerteza é maior que 100 e a distribuição de probabilidade que rege os valores é a distribuição normal.

2.8.1 - Incerteza de medição nos valores das tensões

Para as tensões axiais tem-se:

$$\sigma = \frac{F}{A} = \frac{F}{b \times h}$$

$$\frac{\partial \sigma}{\partial F} = \frac{1}{b \times h}; \quad \frac{\partial \sigma}{\partial b} = -\frac{F}{b^2 \times h}; \quad \frac{\partial \sigma}{\partial h} = -\frac{F}{bh^2}$$

$$u^2_{\sigma_{ax}} = \left[\left(\frac{\partial \sigma}{\partial F} \times u_F \right)^2 + \left(\frac{\partial \sigma}{\partial b} \times u_b \right)^2 + \left(\frac{\partial \sigma}{\partial h} \times u_h \right)^2 \right] \quad (2.129)$$

Para as tensões de flexão tem-se:

$$\sigma = \frac{32 \times F \times L}{\pi \times D^3}$$

$$\frac{\partial \sigma}{\partial F} = \frac{32 \times L}{\pi \times D^3}; \quad \frac{\partial \sigma}{\partial L} = \frac{32 \times F}{\pi \times D^3}; \quad \frac{\partial \sigma}{\partial D} = -\frac{96 \times F \times L}{\pi \times D^4}$$

$$u^2_{\sigma} = \left[\left(\frac{\partial \sigma}{\partial F} \times u_F \right)^2 + \left(\frac{\partial \sigma}{\partial L} \times u_L \right)^2 + \left(\frac{\partial \sigma}{\partial D} \times u_D \right)^2 \right] \quad (2.130)$$

2.8.2 - Incerteza de medição nos valores das deformações

Os valores das deformações quando se utiliza tecnologia de extensômetros elétricos são dados pela equação

$$\varepsilon = \frac{Rf}{Ri \times k} - \frac{1}{k}$$

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial Rf} = \frac{1}{Ri \times k}; \quad \frac{\partial \varepsilon}{\partial Ri} = -\frac{Rf}{Ri^2 \times k}; \quad \frac{\partial \varepsilon}{\partial k} = -\frac{Rf}{Ri \times k^2} + \frac{1}{k^2}$$

$$u^2 \epsilon = \left[\left(\frac{\partial \epsilon}{\partial R_f} \times u \right)^2 + \left(\frac{\partial \epsilon}{\partial R_i} \times u \right)^2 + \left(\frac{\partial \epsilon}{\partial k} \times u \right)^2 \right] \quad (2.131)$$

2.8.3 - Incerteza de medição nos valores do Módulo de Elasticidade

O Módulo de Elasticidade dos materiais é dado pela equação

$$E = \frac{\sigma}{\epsilon}$$

$$\frac{\partial E}{\partial \sigma} = \frac{1}{\epsilon}; \quad \frac{\partial E}{\partial \epsilon} = -\frac{\sigma}{\epsilon^2}$$

$$u^2 \epsilon = \left[\left(\frac{\partial E}{\partial \sigma} \times u \right)^2 + \left(\frac{\partial E}{\partial \epsilon} \times u \right)^2 \right] \quad (2.132)$$

CAPÍTULO 3 - MATERIAL E METODOLOGIA

3.1 - Material

O material dos corpos-de-prova utilizados neste trabalho é o aço SAE 8620 ou ABNT 8620, VB-20, DIN 21NiCrMo2, WNr 1, 6523, JIS G 4103-65 [Catálogo Villares, 1992].

O SAE 8620 é um aço de média temperabilidade e boa resistência ao desgaste na camada cementada. É usado na indústria mecânica e automotiva para engrenagens de câmbio e diferencial, coroas, pinhões, terminais, setores, parafusos sem-fins de direção, eixos de comando de válvulas, cruzetas, pinos de pistão, castanhas para placa de tornos, etc. [Catálogo Villares, 1992] e por isto foi escolhido para o trabalho.

3.1.1 - Corpos-de-prova

3.1.1.1 - Corpo-de-prova utilizado em ensaios de fadiga flexo-rotativos

A geometria dos corpos-de-prova utilizados para os testes de fadiga flexo-rotativa é mostrada nas FIG^S. 3.1 e 3.2. Esses corpos-de-prova foram usinados utilizando-se uma máquina com controle numérico.

A geometria e acabamento superficial do corpo-de-prova utilizado foi uma composição sugerida por R. Cazaud [Cazaud, 1957], ASTM E 466-96, [1996] e pela norma DIN 50113, [1982].

Todos os corpos-de-prova foram submetidos ao mesmo procedimento de preparação.

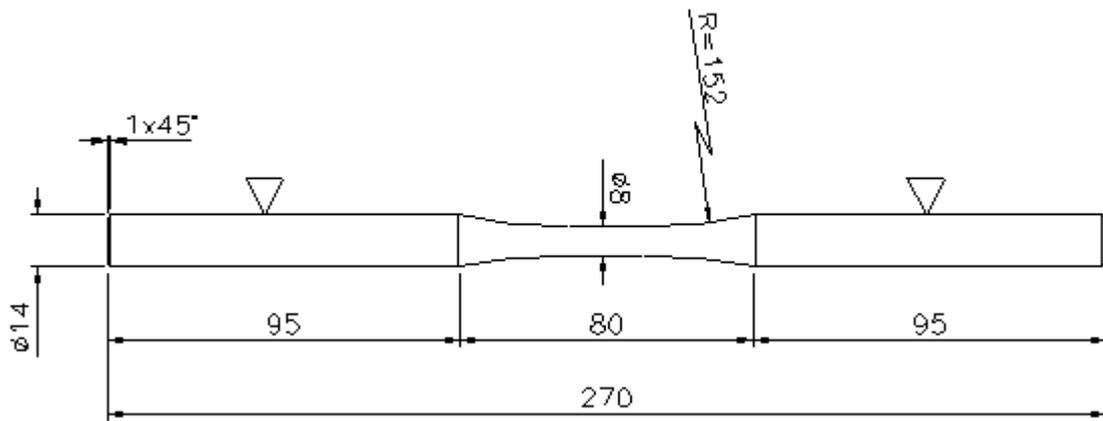


FIGURA 3.1- Geometria dos corpos-de-prova utilizados nos testes de fadiga flexo-rotativa.
Dimensões em mm.



FIGURA 3.2 - Foto do corpo-de-prova utilizado nos testes de fadiga flexo-rotativa.

3.1.1.2 - Corpo-de-prova utilizado em ensaios de fadiga axial

A geometria dos corpos-de-prova na determinação dos danos provocados por fadiga axial é mostrada nas Figuras 3.3 e 3.4. Todos os corpos-de-prova foram submetidos ao mesmo procedimento de preparação.

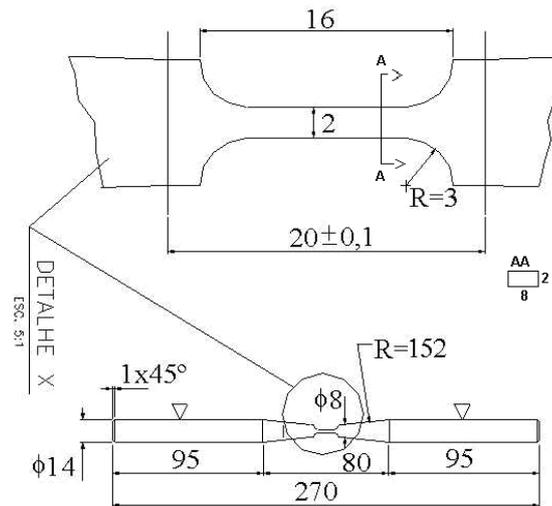


FIGURA 3.3 - Corpo-de-prova utilizado nos ensaios de fadiga axial. Dimensões em mm.



FIGURA 3.4 – Foto do corpo-de-prova para ensaios de fadiga axial instalado na máquina de fadiga axial.

3.1.1.3 - Rugosidade dos corpos-de-prova

A rugosidade foi determinada utilizando-se o rugosímetro Talysurf-10.

A rugosidade média, Ra, é dada pelo rugosímetro após o estilete sensor percorrer uma distância selecionada, onde são realizadas automaticamente 5 leituras, na parte do corpo-de-prova que sofre ação do carregamento de fadiga. A medição da rugosidade foi feita em 3 corpos-de-prova, escolhidos aleatoriamente. Foram executadas 30 medições, em cada corpo-de-prova.

3.1.2 - Composição química

A composição química prevista para este aço é mostrada na TAB. 3.1 [Barroso, 1996].

TABELA 3.1 - Composição química prevista para o aço SAE 8620

C (%)	Si (%)	Mn (%)	Cr (%)	Ni (%)	Mo (%)	P (%)	S (%)	Co (%)	Pb (%)	Cu (%)	Al (%)	V (%)	W (%)
0,18	0,15	0,70	0,40	0,40	0,15	<0,035	<0,040	<0,1	0	<0,3	<0,1	<0,1	0
0,23	0,30	0,90	0,60	0,70	0,25				0,15				0,1

Foram adquiridas, no mercado, 20 barras do aço SAE 8620. De cada barra, retirou-se uma amostra para análise química do material pelo Método de Fluorescência de raios-X. O percentual dos elementos Mo, Cu, Ni, Mn, Cr, Si, S, P, e Al das amostras estão na faixa dos valores médios esperados para este aço conforme consta no Certificado de Análise Química, IN00425/98-CDTN-MG.

3.1.3 - Caracterização metalográfica do material

Foram ensaiadas seis amostras do aço SAE 8620, de seis barras diferentes. Foram realizados ensaios para identificar o percentual e tamanho de grão da ferrita bem como a microdureza Vickers. Os ensaios foram feitos em amostras do material como recebido e depois de serem submetidos à fadiga. O corte das amostras foi feito no sentido transversal dos corpos-de-prova. Nos corpos-de-prova já fadigados, foi retirada uma amostra da área que não sofreu fadiga e outro da área fadigada. O corte das amostras foi feito utilizando-se o equipamento DISCOTOM. Após os cortes, as amostras foram embutidas utilizando-se o equipamento LABOPRESS-3, STRUERS. As amostras foram colocadas de topo e embutidas no aparelho Mounting Resin 6, da STRUERS. Para o lixamento das amostras, utilizou-se o equipamento PHOENIX 4000, automático. Foram utilizadas lixas 200, 320, 400, 500 e 600. Para o polimento utilizou-se o mesmo equipamento PHOENIX

4000, com panos com pastas de diamante de 9, 6, 3 e ¼ de µm. O equipamento utilizado para a determinação das microdurezas foi o DURIMET/ZEISS. Para a metalografia, utilizou-se o equipamento ORTHOLUX II POL-BK. As amostras foram atacadas com Nital a 3%, com tempo de ataque variável.

3.1.4 - Caracterização mecânica

Para a determinação das propriedades mecânicas do material, foram realizados ensaios de tração, dureza, e microdureza nos materiais no estado de entrega e após serem submetidos à fadiga.

3.1.4.1 - Ensaios de tração

Os ensaios de tração foram realizados segundo a norma ASTM E-8M, [2000] em uma máquina universal de ensaios, marca Instron - TDML, com capacidade de 98.000 N, velocidade do cabeçote de 0,002m/min e temperatura de ensaios de 295K.

3.1.4.2 - Ensaios de dureza

Os ensaios de dureza Vickers foram realizados segundo a norma ASTM E-92-82, [1982] em uma máquina Wolpert com carga de ensaio de 20 kg e penetrador pirâmide de diamante com ângulo de 136°.

3.1.4.3 - Ensaios de microdureza

Os ensaios de microdureza foram realizados utilizando-se o equipamento de microdureza Modelo DURIMET/ZEISS com força de 1,96 N. As amostras em corte transversal foram lixadas e polidas como descrito no item 3.1.3.

3.2 - Ensaio de fadiga

3.2.1 - Ensaio de fadiga flexo-rotativo

Para os ensaios de fadiga optou-se pelo ensaio por flexão rotativa, que é um método simples de determinação das propriedades de fadiga, com tensão média nula.

Para isto, foram projetadas e construídas 4 máquinas de fadiga flexo-rotativas, como mostrado nas Figuras 3.5 e 3.6. Estas máquinas foram projetadas a partir de modelo existente na UFOP (Universidade Federal de Ouro Preto), que gentilmente nos permitiu estudá-la.



FIGURA 3.5 - Máquina de fadiga flexo-rotativa aberta.



FIGURA 3.6 - Conjunto das máquinas instaladas.

Todo o projeto mecânico das máquinas de fadiga foi feito utilizando-se o software AUTOCAD.

Neste tipo de máquina, a aplicação de carga é realizada por meio de um sistema de balança. Num dos lados da balança existe um peso de compensação e no outro aplicam-se pesos mortos, conforme a tensão que se deseja aplicar ao corpo-de-prova. Na FIG. 3.7, mostra-se esquematicamente o sistema de aplicação de cargas. Nesta máquina, o fator de multiplicação de força é de 10. Isto significa que se for colocado um peso de 2000 gf na balança, ele aplicará no corpo-de-prova 20.000 gf, como pode ser visto na EQ. 3.1.

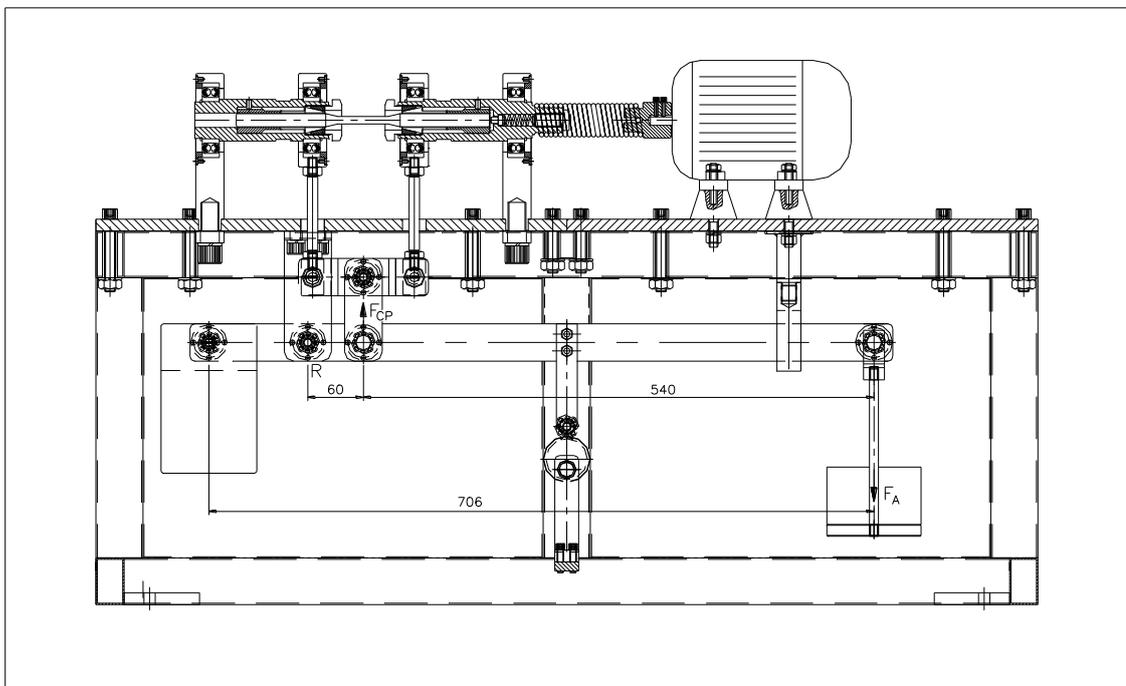


FIGURA 3.7 - Esquema ilustrando a aplicação de cargas. Dimensões em mm.

Da FIG. 3.7 tem-se:

$$\sum M_R = 0 \text{ ou } F_A 600 = F_{CP} 60$$

$$F_{CP} = \frac{F_A 600}{60} = 10F_A$$

$$F_{CP} = 10F_A \tag{3.1}$$

Nesta Equação, F_A é a força aplicada pelo peso morto, F_{CP} é a força aplicada no corpo-de-prova e R é a rótula.

Um motor elétrico de 3500 rpm produz as rotações que são transmitidas ao corpo-de-prova através de uma mola. Duas placas separadas por um espaço de aproximadamente 5 mm, suportam o motor, os mancais e todo o sistema de aplicação de forças. Estas placas estão apoiadas em um quadro. O objetivo destas duas placas é reduzir o efeito das vibrações provocadas pela rotação do motor no restante do sistema.

As rotações nos corpos-de-prova são registradas por contadores eletrônicos com capacidade de contar até 10^9 ciclos. Após a falha do corpo-de-prova ocorre o desligamento automático da máquina. O contador eletrônico e o sistema que desliga a máquina também foram desenvolvidos especialmente para este trabalho.

Posteriormente, o projeto mecânico inicial foi modificado, para permitir uma aplicação de carga nos corpos-de-prova, independente de pesos mortos. Esta mudança otimizou o projeto inicial, permitindo um melhor desempenho e funcionalidade do equipamento. O número de componentes deste novo modelo passou a ser de 251, 98 a menos que o primeiro.

Uma característica das máquinas utilizadas neste trabalho é que possuem um sistema de refrigeração dos corpos-de-prova (FIG. 3.6), o que permite ensaios em temperaturas constantes independente da carga aplicada.

A fixação do corpo-de-prova na máquina é feita em dois pontos B e C (FIG. 3.8). Este tipo de fixação aplica um momento constante na parte do corpo-de-prova entre as fixações. Nesta região do corpo-de-prova não existe carga atuante ou força cisalhante, existe apenas o momento fletor.

O esquema referente a este tipo de montagem está mostrado na FIG. 3.8, onde A e D são os apoios e, B e C são os pontos de aplicação das cargas.

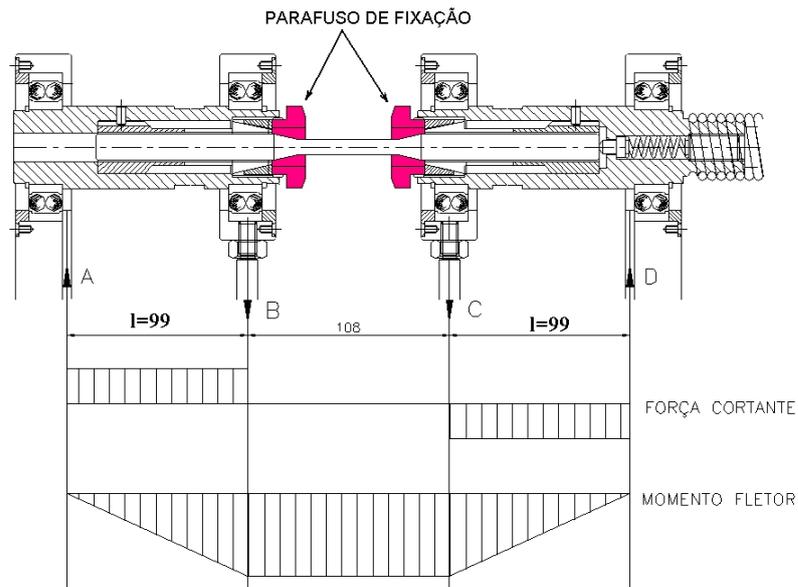


FIGURA 3.8 - Montagem do corpo-de-prova com fixação bilateral. Diagrama dos momentos fletores e força cortante.

A verificação da uniformidade de aplicação das tensões ao longo da região de ensaios foi realizada por meio de um corpo-de-prova instrumentado com 3 extensômetros elétricos, como mostrado na FIG. 3.9.

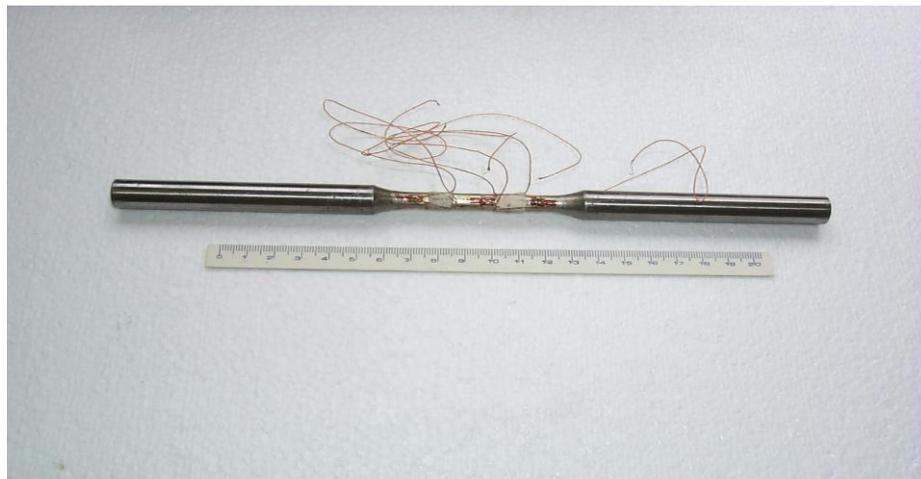


FIGURA 3.9 - Corpo-de-prova instrumentado com 3 extensômetros elétricos.

Após a instrumentação, o corpo-de-prova foi colocado na máquina de fadiga flexo-rotativa e os pesos foram aplicados. As deformações nos 3 pontos instrumentados foram medidas,

observando-se a mesma deformação para os três pontos. As medições foram realizadas com a máquina desligada. Paralelamente aos pontos de aplicação das cargas no corpo-de-prova, pontos B e C da FIG. 3.8, foram colocadas duas células de carga para medição desta forças. Estas medições mostraram forças iguais nos dois pontos de medição. A soma destas duas forças fornece um valor 10 vezes maior que a força aplicada (F_A), indicada na FIG. 3.7.

3.2.1.1 - Tensões atuantes no corpo-de-prova submetido à fadiga flexo-rotativa

Considerando-se que o corpo-de-prova tenha seção transversal circular e que esteja perfeitamente alinhado, tem-se a linha neutra passando exatamente pelo centro de gravidade da seção transversal. A tensão aplicada ao corpo-de-prova é dada pela expressão:

$$\sigma = \frac{M_{ft}}{W_r} \quad (3.2)$$

Onde M_{ft} é o momento fletor e W_r o módulo de resistência da seção transversal.

O momento fletor máximo M_{ft} será:

$$M_{ft} = \frac{F_{CP}}{2} l \quad (3.3)$$

Onde $\frac{F_{CP}}{2}$ é a força atuante nos dois pontos equidistantes do corpo-de-prova e $l = 99mm$ é a distância do apoio ao ponto de aplicação de $\frac{F_{CP}}{2}$ (FIG. 3.8). O módulo de resistência para a seção circular é:

$$W_r = \frac{J}{r} = \frac{\pi r^3}{4} \quad (3.4)$$

Onde J é o momento de inércia da seção transversal e r é o raio da mesma. Com base nas Equações de 3.1 a 3.4, obtém-se:

$$F_A = \frac{\sigma \pi r^3}{20l}, \quad (3.5)$$

onde F_A é a força aplicada e σ é a tensão que se deseja aplicar ao corpo-de-prova, que doravante será chamada de “tensão alternada aplicada”.

3.2.1.2 - O ensaio de fadiga flexo-rotativo

Cada corpo-de-prova utilizado nos ensaios de fadiga flexo-rotativa (FIG. 3.2) foi fixado na máquina utilizando-se os parafusos de fixação mostrados na FIG. 3.8. Esta fixação é feita sem o carregamento aplicado ou seja, $F_A = 0$, já que o peso próprio do sistema é equilibrado por um contra-peso (FIG. 3.5). Fixado o corpo-de-prova, aplica-se a força necessária para se ter a tensão desejada no mesmo. Estas forças são aplicadas através de pesos. Estes pesos possuem os seguintes valores: 3500, 2000, 1000, 500, 200 e 100 gf. Os valores reais dos pesos são levados em consideração no cálculo das tensões a serem aplicadas ao corpo-de-prova. Cita-se como exemplo os seguintes valores: 3512,4; 2006,2; 996,9; 507,7; 191,3 e 110,6 gf. Os ensaios de fadiga flexo-rotativa foram realizados sem e com refrigeração dos corpos-de-prova. A refrigeração dos corpos-de-prova foi feita utilizando-se água. As Figuras 3.6 e 3.10 mostram o sistema de refrigeração.



FIGURA 3.10 – Máquina de fadiga com sistema de refrigeração.

Após ligada a água de refrigeração, no caso de ensaios refrigerados, liga-se o motor que submete o corpo-de-prova ao movimento de rotação. Se o ensaio é sem refrigeração o motor é

ligado logo após a colocação dos pesos. A contagem do número de ciclos é feita utilizando-se o contador de ciclos (FIG. 3.5). Quando o corpo-de-prova se rompe, a máquina desliga automaticamente.

3.2.2 - Ensaios de fadiga com carregamento axial

Com a finalidade de introduzir danos provocados por fadiga numa região única do corpo-de-prova, utilizou-se o carregamento axial. O equipamento utilizado para isto foi uma máquina servo-hidráulica Instron 8202 (FIG. 3.11), com capacidade de 200 kN. Para isto foi necessária a construção de garras próprias para fixação do corpo-de-prova na máquina. A operação desta máquina é controlada por computador. A função controladora da fadiga nesse ensaio foi do tipo senoidal. Nos ensaios realizados, a frequência de trabalho máxima conseguida foi de 40 Hz. O carregamento que se deseja aplicar ao corpo-de-prova é controlado por meio do software do equipamento, por meio da página “Controle de onda”. São necessários, para isto, as informações da tensão média, amplitude da tensão, frequência de ensaio e forma do carregamento. Nestes ensaios a tensão média foi positiva, porque as garras disponíveis não permitem a aplicação de cargas de compressão nos ensaios de fadiga.



FIGURA 3.11 - Máquina de fadiga Instron 8202 com capacidade de 200 kN.

A tensão aplicada no corpo-de-prova é dada pela EQ. 3.6.

$$\sigma = \frac{F}{A} \quad (3.6)$$

Onde F é a força aplicada e A é a seção transversal do corpo-de-prova.

3.3 - Planejamento dos ensaios para a determinação da curva S-N-P

Para a determinação da curva S-N-P foram utilizados os ensaios de fadiga por flexão rotativa, com fixação bilateral dos corpos-de-prova. Este tipo de fixação corresponde a uma viga bi-apoiada, com cargas aplicadas simetricamente em relação ao centro do comprimento do corpo-de-prova, este tipo de solicitação provoca entre elas um momento fletor constante e força cortante nula. Os ensaios mecânicos de fadiga foram realizados na forma de testes de vida acelerada, onde a variável resposta de interesse é o tempo até a ocorrência da falha e a variável de estresse é o nível de tensão aplicado ao corpo-de-prova [Freitas e Colosimo, 1997].

O Plano Experimental escolhido para condução dos ensaios foi o Plano de Compromisso apresentado por Meeker & Hahn [1985] e Freitas e Colosimo [1997]. Neste plano, são utilizados três níveis de tensão: alto, intermediário e baixo. Assume-se que o nível “alto” é escolhido por considerações práticas. Os níveis “intermediários” e “baixo” são escolhidos de forma a minimizar a variância assintótica do estimador 100P% relativo ao percentil de interesse da distribuição do tempo de vida do corpo-de-prova sob teste. Existe o “compromisso” de que a proporção de alocação (proporção de corpos-de-prova que deverão ser submetidos à testes em cada nível de tensão) será sempre na proporção 4:2:1, para os níveis baixo, intermediário e alto respectivamente. Meeker & Hahn [1985] apresentam tabelas que facilitam a escolha do plano. O levantamento tradicional da curva S-N-P apresenta uma desvantagem em relação ao Plano de Compromisso. Esta desvantagem se deve ao fato dele usar o mesmo número de corpos-de-prova em todos os níveis de tensão. Como para níveis mais baixos de tensão a probabilidade de falha é bem menor que para os níveis de tensões mais altos, o número de falhas obtido nos níveis mais baixos é menor que os dos níveis mais altos. Isto faz com que a precisão dos resultados obtidos nos níveis mais baixos seja menor. Aumentando-se o número de corpos-de-prova nos níveis mais baixos, aumenta-se também o número total de falhas nesses níveis, contribuindo para uma estimativa mais precisa.

Neste trabalho, utilizam-se sete níveis de tensões, sendo quatro objeto do planejamento e três obtidos por interpolação linear. O nível de tensão mais alto $\sigma_a = V_a$ foi estabelecido como 59% do limite de escoamento e o nível mais baixo $\sigma_0 = V_0$, como 46% do limite de escoamento. Estes valores foram selecionados com base nos resultados do teste **up-and-down**.

3.4 - Determinação do limite de resistência à fadiga

Neste trabalho, foram usados o Método **up-and-down** (ou método da escada), que é muito utilizado em estudos e pesquisas da área de engenharia e o Método de Modelos de Regressão para Dados Oriundos de Testes de Vida Acelerados, amplamente utilizado em estudos de confiabilidade.

Esses métodos foram aplicados e comparados entre si, visando a determinação do Limite de Resistência à Fadiga para um tempo de vida de 2×10^6 ciclos. Este número de ciclos foi escolhido porque é o mais utilizado nos estudos de fadiga, permitindo portanto, uma maior comparação de resultados. A aplicação do Método **up-and-down** foi feita de 2 maneiras: uma simulada e outra experimental.

3.4.1 - Método up-and-down

O método **up-and-down** é um procedimento utilizado tanto para a realização de ensaios mecânicos específicos em estudos de fadiga, quanto para a análise dos dados provenientes desses ensaios, sendo muito útil para estimar a média e a variância do limite de resistência à fadiga.

Para a realização dos ensaios **up-and-down** são necessários pelo menos 15 corpos-de-prova para o tempo de vida de interesse.

Neste procedimento, a primeira amostra é testada em um nível de tensão acima do que o limite de fadiga previsto [Collins, 1993; Cazaud, 1957]. Se esta amostra vier a falhar antes do tempo de interesse, neste caso 2×10^6 ciclos, o valor da tensão para o teste seguinte com um outro corpo-de-prova sofre um decréscimo. Porém, se não falhar (censura), o nível de tensão é aumentado. O procedimento continua desta maneira, sempre com o corpo-de-prova subsequente sendo testado em um nível de tensão superior ou inferior ao do seu antecessor, dependendo da ocorrência de falha ou censura.

Neste trabalho, foram utilizadas as tensões alternadas com valores iguais a 277,4 MPa, 197,6 MPa e 177.9 MPa. No total foram utilizados 16 corpos-de-prova.

3.4.2 - Modelos de regressão para dados oriundos de testes de vida acelerados

A determinação do Limite de Resistência à Fadiga utilizando-se o modelo de regressão foi feita inicialmente com os dados obtidos experimentalmente para o traçado das curvas S-N-P para ensaios refrigerados e sem refrigeração. Com os parâmetros β_0 , β_1 , Γ e Φ^{-1} , aplicados à EQ. 2.18, calcula-se x_0 . Este valor, como foi abordado no item 2.2.5.1, é o Limite de Resistência à Fadiga. A estimativa dos parâmetros deste modelo e a verificação da adequação do mesmo foram feitas utilizando o software estatístico MINITAB, versão 12.

3.4.3 - Simulação do método up-and-down

A simulação foi realizada no software MINITAB e seguiu os procedimentos utilizados no método **up-and-down**.

Os níveis de tensão escolhidos para a simulação foram aqueles que correspondem aos seguintes valores da função de confiabilidade para o modelo base: $R(\tau) = 10\%$, 50% e 90% . Foram realizadas 5 simulações para cada caso, refrigerado e sem refrigeração, com 22 corpos-de-prova para cada simulação. Os valores de tensão correspondentes a $R(\tau) = 10\%$, 50% e 90% apresentam entre si um passo constante, d .

A simulação foi realizada da seguinte maneira:

- a) Com os valores obtidos para β_0 , β_1 e Γ dos dados experimentais foi feito o traçado das curvas S-N-P. Calculou-se x_0 para $R(\tau) = 10\%$, 50% e 90% .
- b) O valor do parâmetro $\mu(\tau)$ foi calculado após determinado o valor x_0 .
- c) Com os valores obtidos para $\mu(\tau)$ e Γ , procedeu-se segundo o algoritmo descrito abaixo na utilização do MINITAB Versão 12:

c.1 Calc – Randon Data → Log-normal.

c.2 Generate .

Store in columns

Location

Scale

c.3 Aparece o 1^o valor de ciclos gerado.

c.4 Debaixo deste valor anota-se o valor da tensão que o gerou.

c.5 Se este valor for menor que $t = 2 \times 10^6$, significa que o corpo-de-prova falhou, então, retorna-se a c.1 com o valor de tensão menor. Se o valor for maior que 2×10^6 aumenta-se o valor da tensão.

c.6 Repete-se esta seqüência até se ter os 22 valores desejados.

d) De posse dos 22 valores gerados em c, aplica-se o **up-and-down** convencional.

3.4.4 - Cálculo do limite de resistência à fadiga com o modelo de regressão para dados oriundos de testes de vida acelerados utilizando-se os dados simulados

Com os dados gerados na simulação do Método **up-and-down**, calculou-se para cada conjunto de dados (5 para refrigerados e 5 sem refrigeração), o valor de x_0 correspondente a $R(\underline{\quad}) = 50\%$. O Limite de Resistência à Fadiga é o valor de x_0 para o qual se tem $R(\underline{\quad}) = 50\%$ ou seja, a probabilidade de que as barras de aço venham a falhar após 2×10^6 ciclos.

3.5 - Introdução de danos em corpos-de-prova submetidos à fadiga

A introdução de danos foi feita em corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa e axial. O objetivo dos ensaios em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial neste trabalho é permitir o estudo em regiões de concentração de danos (FIG. 3.3), possibilitando assim observar o desempenho das várias técnicas de medição.

3.5.1 - Introdução de danos em corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa

A introdução de danos em corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa teve como finalidade estudar as várias teorias de danos existentes, avaliar técnicas existentes de medição de danos, bem como estudar a medição de danos utilizando-se o ruído magnético Barkhausen. Os resultados obtidos nestes ensaios permitirão também a proposição de uma nova maneira de avaliação de danos acumulados. O número de ciclos aplicados corresponde a 30% do número de ciclos previstos para o corpo-de-prova romper-se com 1% de probabilidade de falha.

A seguir apresenta-se como foram realizados os ensaios de introdução de danos.

3.5.1.1 - Ensaios com cargas aplicadas no sentido decrescente

Os ensaios (refrigerados) foram realizados em 24 corpos-de-prova. Cada corpo-de-prova sofreu o mesmo carregamento, com a ordem de aplicação das cargas apresentada na TAB. 3.2.

TABELA 3.2 - Seqüência de tensões decrescentes.

Ordem de aplicação	Tensão (MPa)	Ciclos aplicados (n)
1	259	22.970
2	236	51.548
3	217	100.512
4	198	195.983 ou romper

3.5.1.2 - Ensaio com cargas aplicadas no sentido crescente

Os ensaios (refrigerados) foram realizados em 20 corpos-de-prova. Cada corpo-de-prova sofreu o mesmo carregamento, com a ordem de aplicação das cargas apresentada na TAB. 3.3.

TABELA 3.3 - Seqüência de tensões crescentes.

Ordem de aplicação	Tensão (MPa)	Ciclos aplicados (n)
1	198	195.983
2	217	100.512
3	236	51.548
4	259	22.970 ou romper

3.5.1.3 - Ensaio com cargas aplicadas alternadamente - seqüência 1

Os ensaios (refrigerados) foram realizados em 6 corpos-de-prova. Cada corpo-de-prova sofreu o mesmo carregamento, com a ordem de aplicação das cargas apresentada na TAB. 3.4.

TABELA 3.4 - Seqüência de tensões alternadas. Seqüência 1.

Ordem de aplicação	Tensão (MPa)	Ciclos aplicados (n)
1	259	22.970
2	198	195.983
3	236	51.548
4	217	Romper

3.5.1.4 - Ensaio com cargas aplicadas alternadamente - seqüência 2

Os ensaios (refrigerados) foram realizados em 6 corpos-de-prova. Cada corpo-de-prova sofreu o mesmo carregamento, com a ordem de aplicação das cargas apresentada na TAB. 3.5.

TABELA 3.5 - Seqüência de tensões alternadas. Seqüência 2

Ordem de aplicação	Tensão (MPa)	Ciclos previstos (n)
1	198	195.983
2	236	51.548
3	217	100.512
4	259	Romper

3.5.1.5 - Ensaio com carregamento único

Visando medir os danos provocados por fadiga flexo-rotativa, através das variações do Módulo de Elasticidade, do Ruído Magnético Barkhausen e da Microdureza, foram ensaiados 10 corpos-de-prova. Cinco destes corpos-de-prova foram ensaiados com uma tensão de 259 MPa e os demais com 217 MPa. Cada um destes corpos-de-prova foi submetido a um determinado número de ciclos. Os corpos-de-prova ensaiados com a tensão de 259 MPa foram submetidos a 50.000, 100.000, 150.000, 200.000, 215.000 ciclos. Os corpos-de-prova ensaiados com a tensão de 217 MPa foram submetidos a 200.000, 400.000, 600.000, 800.000, 1.000.000 ciclos.

Com a finalidade de se medir os danos provocados por fadiga flexo-rotativa, utilizando-se somente o ruído magnético Barkhausen, foram ensaiados cinco corpos-de-prova utilizando-se a tensão alternada de 259 MPa. Os números de ciclos a que foram submetidos estes corpos-de-prova foram: 30.000, 60.000, 90.000, 120.000, 150.000, 180.000, 210.000, 240.000, 270.000, 300.000, 330.000, 360.000.

Um corpo-de-prova foi ensaiado com carga nula para verificar qual o efeito do número de ciclos nas medições de danos utilizando-se o ruído magnético Barkhausen. As medições foram feitas em 0, 30.000, 60.000, 90.000, 120.000, 150.000, 210.000, 270.000, 1.500.000, 2.000.000 ciclos.

3.5.2 - Introdução de danos em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial

O objetivo destes ensaios é concentrar os danos em uma região, permitindo assim melhorar o desempenho das técnicas de medição. Foram realizados ensaios em 48 corpos-de-prova, 17 dos quais para medição de danos utilizando-se o ruído magnético Barkhausen e 31 para a medição de danos utilizando-se a variação do módulo de elasticidade e a variação da microdureza.

Nesses ensaios, todas as tensões solicitantes foram de tração portanto, $R_f > 0$. Em todas as solicitações a tensão mínima (σ_{\min}) foi igual a 31 MPa. O motivo disto é que os sistemas de garras disponíveis não permitem aplicar cargas de compressão.

3.5.2.1 - Introdução de danos em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial para sua medição utilizando-se o ruído magnético Barkhausen

Com o objetivo de se medir os danos concentrados numa região dos corpos-de-prova, provocados por fadiga axial, utilizando-se o ruído magnético Barkhausen, foram utilizados os seguintes carregamentos:

- Tensão máxima de 175 MPa, com medições a 0, 1.000.000, 2.000.000 ciclos em um corpo-de-prova,
- Tensão máxima de 250 MPa, com medições a 0, 200.000, 400.000, 500.000, 700.000, 900.000, 1.100.000, 1.900.000, 2.100.000 ciclos em um corpo-de-prova,
- Tensão máxima de 259 MPa, com medições a 0, 30.000, 60.000, 100.000, 150.000, 250.000, 350.000, 450.000 ciclos em um corpo-de-prova,
- Tensão máxima de 427 MPa, com medições a 0, 50.000, 100.000, 200.000, 250.000, 400.000, 600.000, 1.000.000, 1.200.000, 1.600.000, 1.800.000, 2.000.000 ciclos em três corpos-de-prova,
- Tensão máxima de 485 MPa, com medições a 0, 10.000, 40.000, 60.000, 100.000, 130.000, 180.000, 230.000 ciclos em cinco corpos-de-prova,
- Tensão máxima de 580 MPa, com medições a, 0, 1.000, 3.000, 5.000, 7.000, 9.000, 15.000, 25.000 ciclos em cinco corpos-de-prova.

3.5.2.2 - Introdução de danos em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial para sua medição utilizando-se a variação do módulo de elasticidade e variação da microdureza

Nesses ensaios, os corpos-de-prova foram submetidos à fadiga axial e logo após foram instrumentados, com extensômetros elétricos, para determinar o módulo de elasticidade do material. Cada corpo-de-prova foi submetido a um determinado número de ciclos.

Os carregamentos utilizados são descritos a seguir:

- Tensão máxima de 175 MPa, com medição a 2.000.000 ciclos,
- Tensão máxima de 427 MPa, com medições a 50.000, 200.000, 400.000, 800.000, 2.000.000, ciclos,
- Tensão máxima de 485 MPa, com medições a, 5.000, 10.000, 40.000, 60.000, 100.000, 110.000, 180.000,
- Tensão máxima de 580 MPa, com medições a, 20, 1.000, 3.000, 5.000, 10.000, 15.000, 20.000,
- Dois níveis diferentes de tensão, aplicados em ordem crescente, 485 MPa e 580 MPa. Para a tensão de 485 MPa, aplicou-se 50.000 ciclos e para a tensão de 580 MPa, 3.000 ciclos,
- Dois níveis diferentes de tensão, aplicados em ordem decrescente, 580 MPa e 485 MPa. Para a tensão de 580 MPa, aplicou-se 3.000 ciclos e para a tensão de 485 MPa, 50.000 ciclos.
- Cada número de ciclos foi aplicado a um corpo-de-prova, nos quatro primeiros carregamentos e nos dois últimos quatro corpos-de-prova para cada um deles.

3.6 - Determinação experimental dos danos

A determinação de danos foi feita utilizando-se métodos indiretos, ou seja, medindo-se os efeitos dos danos em propriedades mecânicas e físicas do aço SAE 8620.

3.6.1 - Medição dos danos utilizando-se o ruído magnético Barkhausen

Para as medições de danos, utilizando-se o ruído magnético Barkhausen, foi projetado e construído um gabarito (FIG. 3.12) para a fixação dos corpos-de-prova. Este gabarito permite uniformidade no posicionamento dos corpos-de-prova em relação aos pontos a serem medidos, localizados no centro do mesmo.

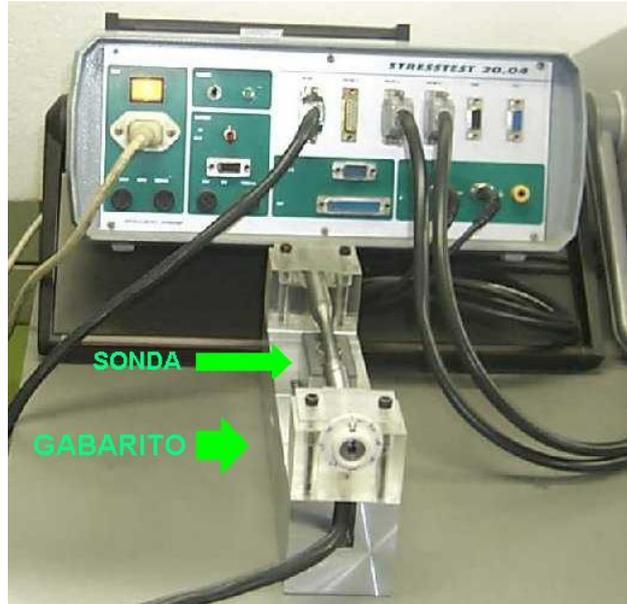


FIGURA 3.12 - Equipamento e gabarito posicionador de corpo-de-prova para medição do ruído magnético Barkhausen em ensaios de fadiga.

Para as medições, utilizou-se o equipamento Stresstest 20.04 (FIG. 3.12), com os seguintes parâmetros de ajustes dos controles de medição: frequência do campo magnético de excitação = 10 Hz, amplitude do campo magnético de excitação = 5V, filtro = 500 Hz, canal = 1 e modo de medição = **RMS** em mV.

3.6.1.1 - Medição de danos em corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa

Nos corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa, foi escolhida a seção central para a medição dos danos. Para garantir que todo o perímetro desta seção fosse percorrido pelo sensor Barkhausen, foi fixado um anel marcador, dividido em 8 partes iguais numa das extremidades do corpo-de-prova, como mostrado na FIG. 3.12. As medições obedeceram ao seguinte procedimento: foi feito um traço na extremidade do corpo-de-prova ainda virgem, segundo a orientação de um dos raios. Fez-se coincidir a posição zero do anel marcador com este traço. Após realizada esta etapa, o corpo-de-prova foi colocado no gabarito onde a sonda Barkhausen já estava fixada. A série de medições foi realizada para a posição zero. Realizadas estas medições girava-se o corpo-de-prova para a posição 1 e as medições eram feitas e assim até a posição 7 do marcador. No mínimo, foram feitas 30 medições para cada ponto. Por motivo de construção do equipamento utilizado para as medições, as 15 primeiras leituras de cada ponto foram abandonadas. Após cada etapa de

introdução de danos no corpo-de-prova, foi realizado o mesmo procedimento. Para cada etapa de introdução de danos, foram realizadas 240 medições. É importante salientar que o alcance de medição da sonda é de aproximadamente 1 mm.

3.6.1.2 - Medição de danos em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial

Utilizou-se, para a medição dos danos provocados por fadiga axial, o mesmo equipamento e gabarito para a medição de danos provocados por fadiga flexo-rotativa. Como o corpo-de-prova utilizado nestes ensaios têm seção reduzida (seção retangular de 8 x 2 mm), a medição dos danos foi feita só de um lado, previamente identificado, do mesmo. O procedimento de medição foi o seguinte: identificado o lado da medição no corpo-de-prova virgem, o mesmo foi fixado no gabarito e as 30 ou mais medições, do ruído magnético Barkhausen realizadas. Após realizadas as medições, o corpo-de-prova foi submetido à fadiga e as novas medições realizadas.

3.6.2 - Medição dos danos utilizando-se a variação do módulo de elasticidade

A medição de danos, utilizando-se a variação do módulo de elasticidade, foi feita de acordo com o seguinte procedimento: depois do corpo-de-prova ser submetido à fadiga flexo-rotativa ou axial, um extensômetro elétrico foi colado no meio de seu comprimento. O corpo-de-prova foi então colocado na máquina universal de ensaios Instron modelo TDML (FIG. 3.13) e tracionado até a ruptura.



FIGURA 3.13 - Máquina universal de ensaios Instron modelo TDML.

As medições de cargas foram feitas utilizando-se uma célula de carga da própria máquina, ou uma especialmente projetada e construída para esta finalidade (FIG. 3.14).



FIGURA 3.14 - Célula de carga utilizada para medição da variação do módulo de elasticidade do material submetido à fadiga.

As medições da deformação e da carga foram feitas simultaneamente, utilizando-se o equipamento Data Acquisition/Switch Unit, modelo 34970A-Agilent. As deformações foram obtidas medindo-se diretamente a variação da resistência dos extensômetros elétricos e utilizando-se a ligação a quatro fios. Na FIG. 3.15 mostra-se um desenho esquemático das ligações utilizadas para medir as forças e a deformação.

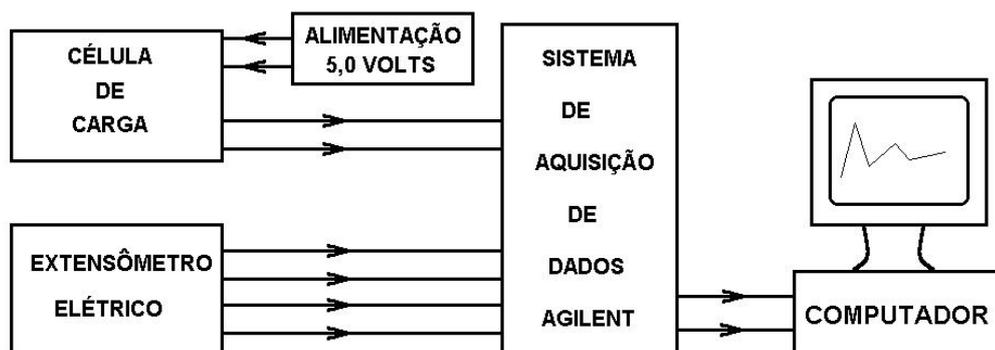


FIGURA 3.15 - Desenho esquemático das ligações utilizadas para medir força e deformação.

Para a quantificação dos danos utilizou-se a EQ.2.112.

3.6.3 - Medição de danos utilizando-se a variação da microdureza

A medição da microdureza utilizada na quantificação dos danos foi descrita no item 3.1.4.3.

CAPÍTULO 4 - RESULTADOS

4.1 - Ensaios quase estáticos para o aço SAE 8620 não danificado

4.1.1 - Ensaios de tração

Os resultados dos ensaios de tração obtidos para 7 corpos-de-prova de aço SAE 8620 são mostrados na TAB. 4.1.

TABELA 4.1 - Resultados de ensaios de tração para o aço SAE 8620 não danificado.

Limite de Escoamento - $\sigma_{0,2}$ (MPa)	Limite de Resistência à Tração (MPa)	Deformação Total (%)	Redução de Área (%)	Limite de Ruptura (MPa)
376 ± 17	607 ± 32	21 ± 2	63 ± 2	450 ± 38

4.1.2 - Ensaios de dureza

O valor médio de Dureza Vickers para o aço SAE 8620, obtido em vinte corpos-de-prova, é de 185 ± 10 Vickers.

4.1.3 - Ensaios de microdureza

O valor médio de microdureza Vickers com carga de 200 gramas, obtido em 56 amostras de corpos-de-prova, é de 183 ± 16 Vickers.

4.2 - Caracterização metalográfica do aço SAE 8620 não danificado

As amostras analisadas apresentaram uma microestrutura típica de um aço perlítico, com grãos de ferrita (partes claras) e com lamelas de perlita (partes escuras) como mostrado na FIG. 4.1.

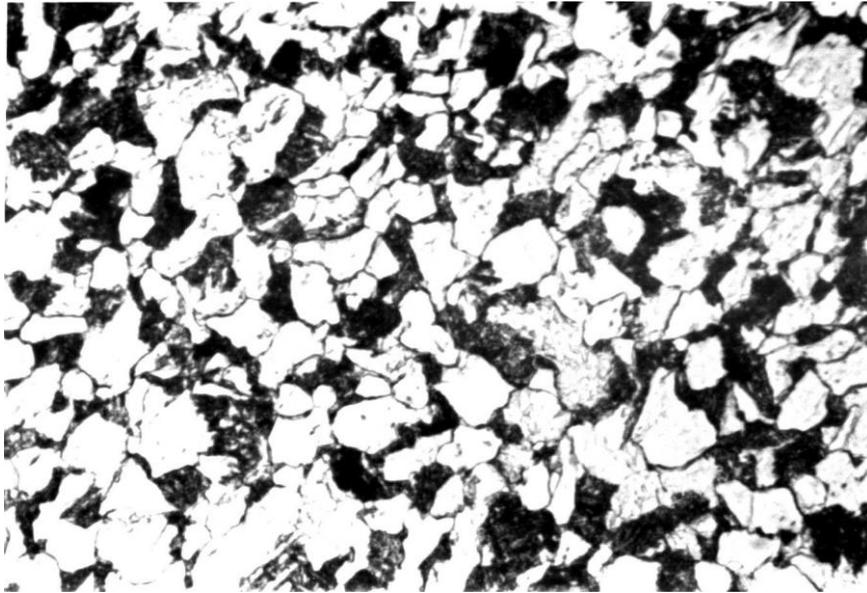


FIGURA 4.1 - Microestrutura do aço SAE 8620. Aumento de 500 vezes.

A quantidade de ferrita presente na microestrutura do material foi determinada utilizando-se o software QUANTI KOV. Os resultados são mostrados na TAB. 4.2.

TABELA 4.2 - Resultados da análise do percentual de ferrita dos corpos-de-prova do aço SAE 8620.

CP	02	06	08	10	12	20	Média	Desvio Padrão
% ferrita	64,53	65,73	64,38	64,42	69,56	65,32	65,66	1,99

Na TAB. 4.3, apresenta-se o diâmetro médio dos grãos de ferrita das amostras analisadas.

TABELA 4.3 - Resultados da análise do diâmetro médio do grão de ferrita dos corpos-de-prova do aço SAE 8620.

CP	02	06	08	10	12	20	Média	Desvio Padrão
Diâmetro da ferrita (μm)	10,31	11,67	12,77	11,25	11,13	11,16	11,38	0,81

4.3 - Rugosidade média dos corpos-de-prova

A medição da rugosidade foi feita em 3 corpos-de-prova, escolhidos aleatoriamente.

A rugosidade média (Ra) encontrada foi de CP-01 = 0,015 μm , CP-02 = 0,02 μm , CP-03 = 0,025 μm .

4.4 - Limite de resistência à fadiga determinado experimentalmente para o aço SAE 8620 não danificado. Método up-and-down

Os resultados dos ensaios obtidos em 16 corpos-de-prova em ensaios **up-and-down** são mostrados na FIG. 4.2.

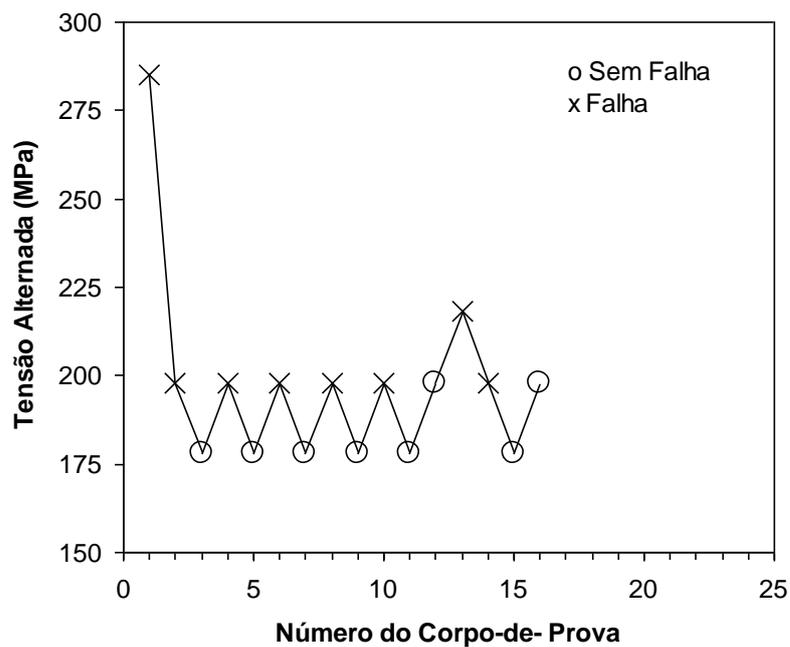


FIGURA 4.2 - Ensaio de fadiga **up-and-down** para o aço SAE 8620 – virgem.

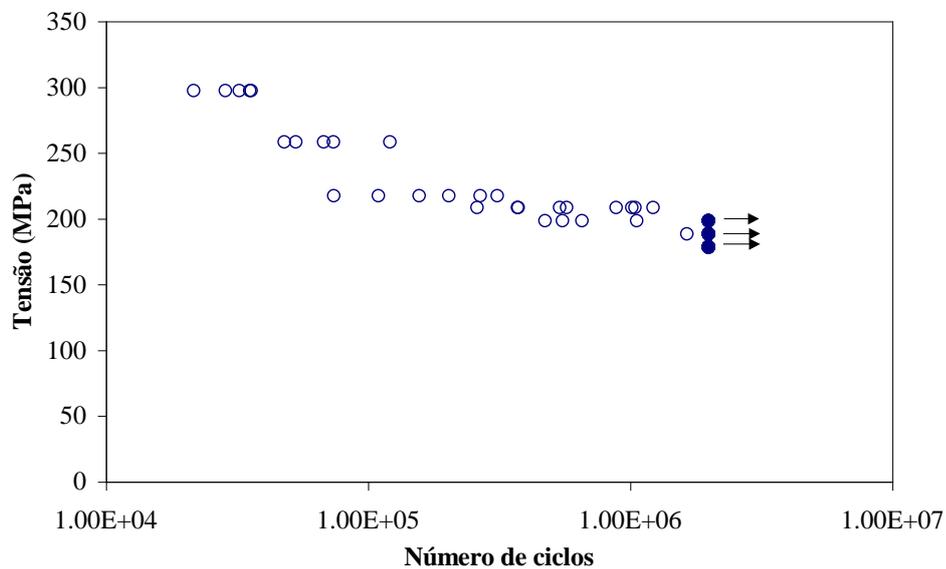
Aplicando-se a metodologia apresentada em 3.4.1, chegou-se ao Limite de Resistência à Fadiga $S_e = 194 \pm 5 \text{MPa}$.

4.5 - Determinação das curvas S-N para o aço SAE 8620 não danificado

Nos ensaios para a determinação das curvas S-N-P, foram utilizados 7 níveis de tensão alternada para os sem refrigeração e 4 níveis para os refrigerados.

4.5.1 - Determinação da curva S-N em ensaio sem refrigeração

Os resultados obtidos nos ensaios de fadiga flexo-rotativos sem refrigeração em 72 corpos-de-prova, utilizando-se o Plano de Compromisso, estão mostrados na FIG. 4.3.



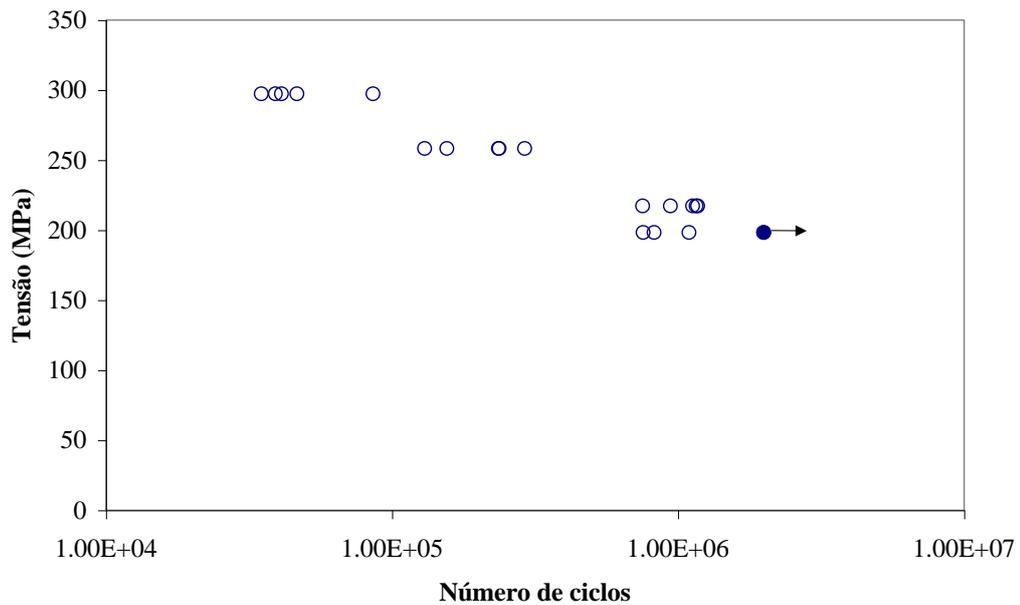


FIGURA 4.4 - Ensaio em corpos-de-prova refrigerados.

4.5.3 - Ajuste do modelo de regressão base

A verificação do ajuste do modelo de regressão base foi feita tanto para os corpos-de-prova ensaiados sem refrigeração, quanto para aqueles ensaiados com refrigeração. A distribuição estudada foi a Log-normal.

4.5.3.1 - Ajuste do modelo de regressão base para os corpos-de-prova sem refrigeração

A estimação dos parâmetros deste modelo e a verificação dos mesmos foram feitas utilizando-se o software MINITAB, versão 12. Os resultados são apresentados a seguir.

- Intercepto = 24,5286,
- Coeficiente da variável preditora = -0,050887,
- Parâmetro de escala da distribuição Log-normal = 0,8817.

O modelo obtido segundo o resultado acima é o seguinte:

$$Y = \ln \hat{\epsilon} = 24,5286 - 0,050887x + 0,8817\varepsilon \quad (4.1)$$

onde T tem uma distribuição Log-normal com parâmetros $\mu \hat{\epsilon}$ (que depende do valor de $x =$ nível de tensão) e $\Gamma = 0,8817$.

O modelo ajustado é adequado, pois os pontos na FIG. 4.5, que representam os resíduos de modelo (valores ajustados – valores observados), aproximam-se de uma reta. Todos os pontos estão situados dentro do intervalo de confiança (95% neste caso) e sem nenhuma configuração que demonstre comportamento insatisfatório.

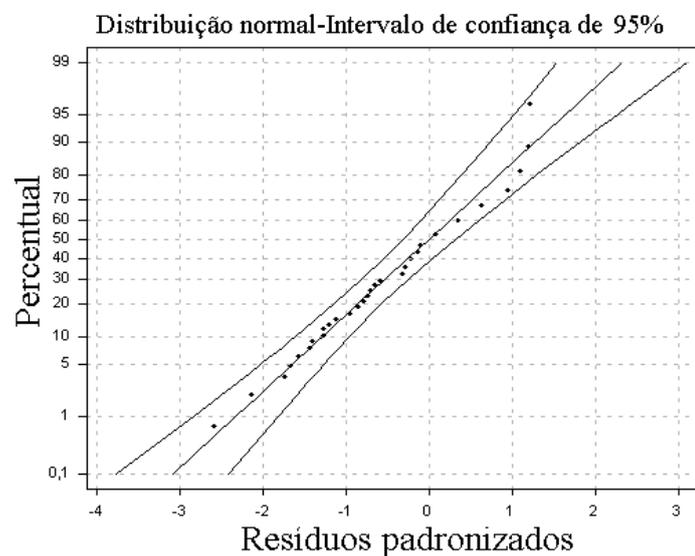


FIGURA 4.5 - Gráfico de probabilidades para resíduo padronizados de ciclos.

4.5.3.2 - Ajuste do modelo de regressão base para os corpos-de-prova refrigerados

Como no item anterior, utilizou-se para os resultados obtidos nos ensaios refrigerados o software MINITAB Versão 12. Os resultados são apresentados a seguir.

- Intercepto = 21,2529,
- Coeficiente da variável preditora = - 0,035146,
- Parâmetro de escala da distribuição Log-normal = 0,38652.

O modelo obtido segundo o resultado acima é o seguinte:

$$Y = \ln \hat{\sigma} = 21,2529 - 0,035146x + 0,38652\varepsilon \quad (4.2)$$

Na EQ. 4.2, T tem uma distribuição Log-normal com parâmetros $\mu_{\hat{\sigma}}$ e $\Gamma = 0,38652$.

Como pode ser visto na FIG. 4.6, o modelo ajustado é adequado pois os pontos que representam os resíduos do modelo se aproximam da reta central.

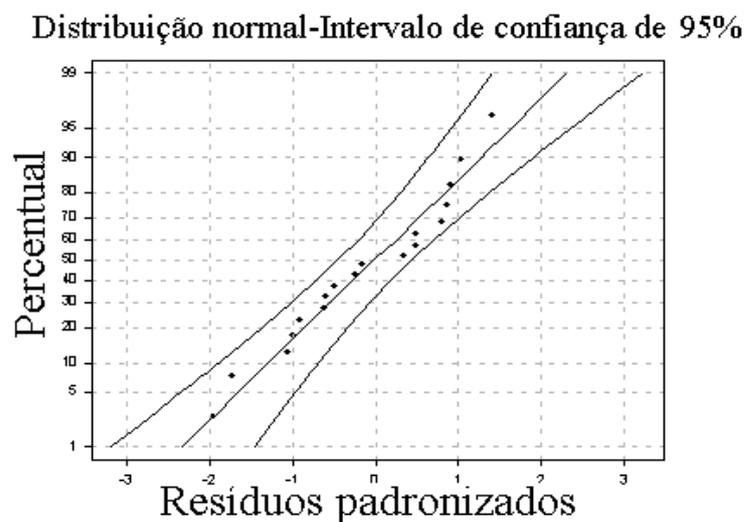


FIGURA 4.6 - Gráfico de probabilidades para resíduos padronizados de ciclos.

4.6 - Determinação das curvas S-N-P para o aço SAE 8620 não danificado

Nas FIG. 4.7 e 4.8 apresentam-se as curvas S-N-P obtidas com os resultados dos ensaios de fadiga flexo-rotativos para os corpos-de-prova sem refrigeração e para os corpos-de-prova refrigerados, respectivamente. Em cada figura, são apresentadas curvas com três probabilidades de falha distintas, 1%, 50% e 99%. A determinação destas foi feita utilizando-se a distribuição Log-normal.

A diferença entre as curvas apresentadas nas FIG. 4.3 e 4.4 e as curvas das FIG. 4.7 e 4.8 é que as duas primeiras representam os resultados experimentais sem nenhum tratamento estatístico e as duas últimas são os valores das duas primeiras tratados estatisticamente.

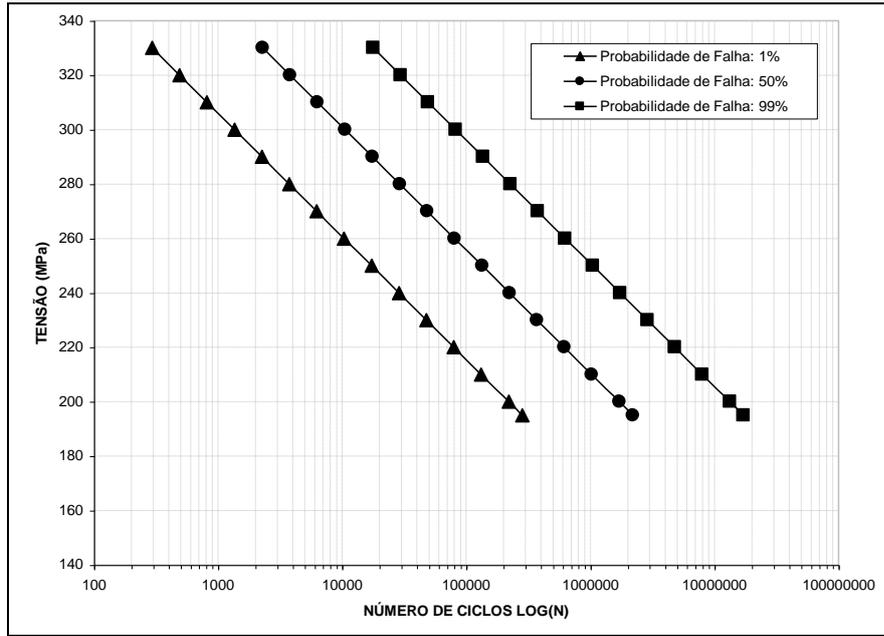


FIGURA 4.7 - Curvas S-N-P. Ensaios em corpos-de-prova sem refrigeração.

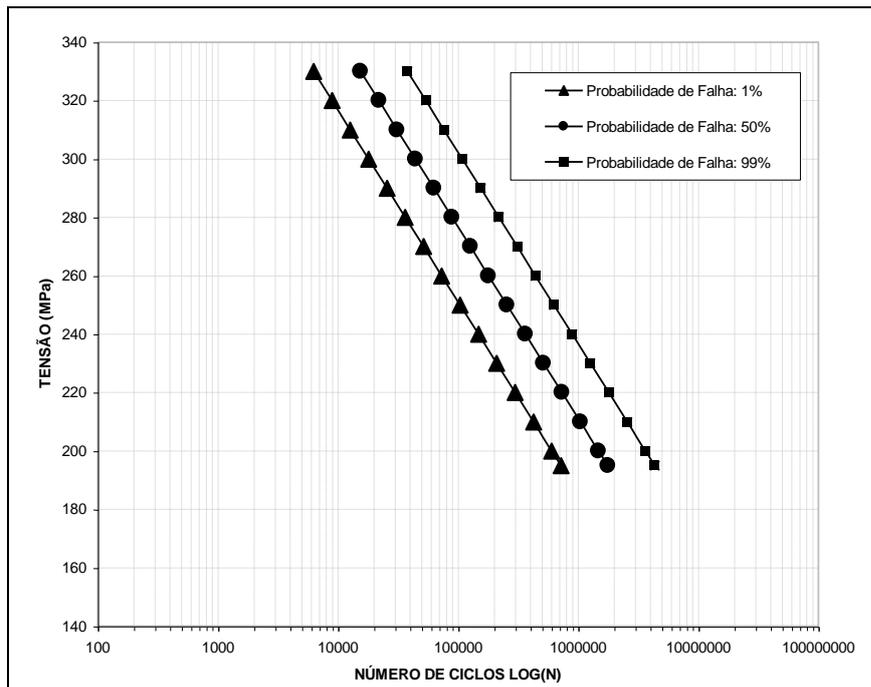


FIGURA 4.8 - Curvas S-N-P. Ensaios em corpos-de-prova refrigerados.

Os parâmetros obtidos nos ajustes das equações das curvas S-N-P para os ensaios de fadiga flexo-rotativos estão mostrados na TAB. 4.4. Estes parâmetros foram determinados utilizando-se o “software” ORIGIN.

TABELA 4.4 - Parâmetros das curvas que representam as equações de fadiga.

Parâmetro	Percentuais para ensaios sem refrigeração			Percentuais para ensaios refrigerados		
	1%	50%	99%	1%	50%	99%
a	441,7093	482,0178	522,3259	578,9886	604,5737	630,1601
b	-45,2483	-45,2486	-45,2486	-65,5171	-65,5171	-65,5173
Qui Quadrado	$3,16 \times 10^{-7}$	$2,85 \times 10^{-7}$	$2,64 \times 10^{-7}$	0,0011	0,0011	0,0011
Coefficiente de Determinação (R^2)	1	1	1	1	1	1
Intervalo de Confiança	0,95	0,95	0,95	0,95	0,95	0,95

A equação que representa matematicamente a curva de fadiga é dada por:

$$\sigma_a = a + b \times \log[N] \quad (4.3)$$

com

$$N = 10^{\frac{\sigma_a - a}{b}} \quad (4.4)$$

Nestas equações, “a” é o coeficiente linear da reta, ou seja, é o parâmetro que determina a interseção da curva com o eixo das ordenadas, (eixo das tensões), “b” é o coeficiente angular ou declividade da curva, ou seja, a tangente do ângulo formado pela reta e a parte positiva do eixo das abscissas (número de ciclos). Como o ângulo é obtuso $(90^\circ < \alpha < 180^\circ)$, a tangente é negativa.

A FIG. 4.9 é resultado da aplicação do Limite de Resistência à Fadiga para uma confiabilidade de 95%, obtido no ensaio **up-and-down**, item 4.4, à curva S-N-P refrigerada.

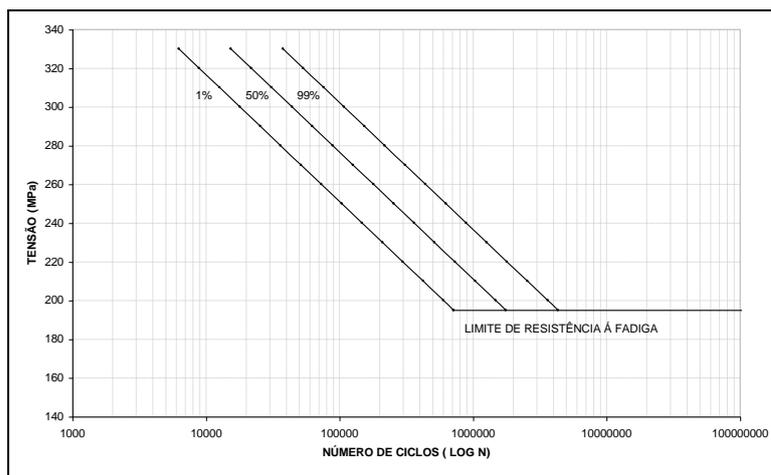


FIGURA 4.9 - Curvas S-N-P para o aço SAE 8620. Ensaio com refrigeração.

4.7 - Estimativa do limite de resistência à fadiga para o aço SAE 8620 não danificado, em ensaios com corpos-de-prova sem refrigeração e com refrigeração

Após a determinação experimental do Limite de Resistência à Fadiga, são mostrados a seguir estimativas do mesmo, utilizando-se modelos estatísticos.

4.7.1 - Limite de resistência à fadiga utilizando-se modelo de regressão (distribuição Log-normal) aplicado aos dados experimentais obtidos para o levantamento da curva S-N-P

Para estimar o Limite de Resistência à Fadiga do aço SAE 8620, utilizou-se a função de confiabilidade da distribuição Log-normal e o cálculo do inverso, que é a obtenção de x_0 (EQ. 2.18), a partir da equação de $R(T)$ (EQ. 2.17), como mostrado no item 2.2.5.1.

Aplicando-se os valores obtidos nos ajustes das curvas S-N-P, itens 4.5.3.1 e 4.5.3.2, ($\beta_0 = 24,5286$, $\beta_1 = -0,050887$, $\Gamma = 0,8817$, $\phi^{-1} = 0$) e ($\beta_0 = 21,2529$, $\beta_1 = -0,035146$, $\Gamma = 0,38652$, $\phi^{-1} = 0$) para ensaios sem refrigeração e refrigerados, respectivamente, na EQ. 3.17, tem-se:

$$x_0 = \frac{1}{-0,050887} \left[\ln \left(\frac{1}{0,8817} + \ln \left(\frac{1}{0,38652} \right) \right) - 24,5286 \right] = 197 MPa$$

e

$$x_0 = \frac{1}{-0,035146} \left[\ln(0,38652 + \ln(21,2529 \times 10^6)) \right] = 192 \text{ MPa}$$

O Limite de Resistência à Fadiga é o valor x_0 para o qual tem-se $R(T) = 50\%$ ou seja, a probabilidade de falha dos corpos-de-prova após 2.000.000 ciclos é de 50%.

4.7.2 - Limite de resistência à fadiga utilizando-se o método up-and-down aplicado aos dados simulados

Os dados utilizados para o cálculo do Limite de Resistência à Fadiga apresentados neste item foram obtidos por meio de simulações. As simulações foram realizadas no software MINITAB. Os procedimentos para a simulação foram descritos na seção 3.4.

Os valores de tensões escolhidos para a simulação foram inicialmente 219 MPa, 197 MPa e 175 MPa, com o intervalo de 22 MPa, para a situação sem refrigeração e 206 MPa, 192 MPa e 178 MPa, com o intervalo de 14 MPa, para a situação refrigerada. Estes níveis de tensão correspondem, respectivamente, aos seguintes valores da função de confiabilidade para o modelo base: $R(T) = 10\%$, 50% e 90% . Foram realizadas um total de 5 simulações com geração de 21 corpos-de-prova em cada uma.

Para garantir a falha do primeiro corpo-de-prova gerado, o valor de 219 MPa foi alterado para 230 MPa na situação sem refrigeração e para 215 MPa na situação refrigerada. A partir destes valores, começou-se a gerar os dados.

Os resultados obtidos na primeira geração de dados para a situação não refrigerada são mostrados na TAB. 4.5 e na FIG. 4.10.

TABELA 4.5 - Resultados obtidos na primeira simulação do método **up-and-down** para ensaios sem refrigeração.

Corpo-de-prova	Tensão alternada	Ciclos gerados	Resultado
1	230	1.706.893	1
2	219	520.823	1
3	197	667.546	1
4	175	2.024.865	0
5	197	924.216	1
6	175	10.048.684	0
7	197	1.064.564	1
8	175	12.225.374	0
9	197	1.759.846	1
10	175	18.135.187	0
11	197	10.358.176	0
12	219	337.008	1
13	197	3.035.159	0
14	219	658.439	1
15	197	848.289	1
16	175	12.779.555	0
17	197	5.157.682	0
18	219	253.892	1
19	197	673.716	1
20	175	2.339.195	0
21	197	1.735.611	1

Observações: Falha = 1 e Não falha = 0.

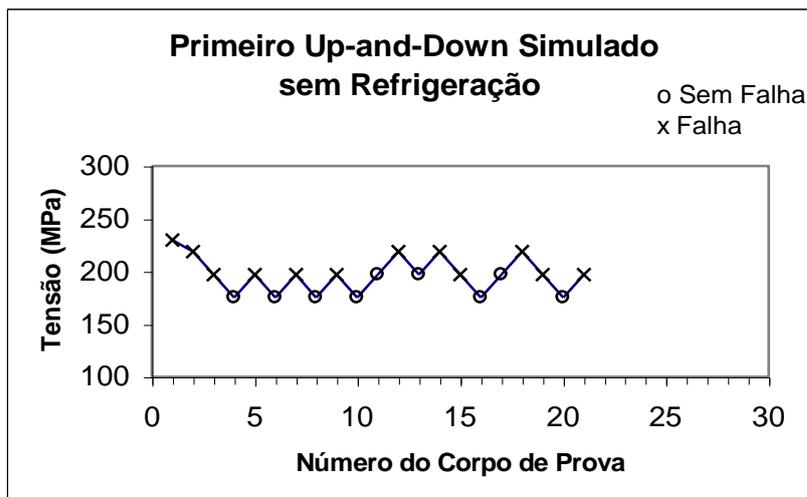


FIGURA 4.10 - Simulação do ensaio **up-and-down** baseados em corpos-de-prova sem refrigeração.

Aplicando-se a metodologia apresentada na seção 3.4.1 para os dados da TAB. 4.5, representados na FIG. 4.10, obtêm-se o valor do Limite de Resistência à Fadiga, $S_e = 193 \pm 9 \text{ MPa}$.

Na TAB. 4.6, são apresentados os resultados para os 10 casos simulados.

TABELA 4.6 – Limites de resistência à fadiga utilizando-se o método **up-and-down** aplicado aos dados simulados.

Simulação	Limite de Resistência à Fadiga (MPa)	
	Sem refrigeração	Refrigerado
1	193 ± 9	192 ± 6
2	205 ± 12	186 ± 5
3	198 ± 9	195 ± 7
4	205 ± 8	195 ± 7
5	186 ± 9	197 ± 8

4.7.3 - Limite de resistência à fadiga utilizando-se o modelo de regressão (Log-normal) aplicado aos dados obtidos nas simulações

Com os dados gerados para a simulação **up-and-down**, item 4.7.2, e aplicando-se a mesma metodologia apresentada no item 4.7.1, obteve-se os valores do Limite de Resistência à Fadiga para as situações sem refrigeração e refrigeradas. Como exemplo, aplica-se esta metodologia aos dados da TAB. 4.5. A estimação dos parâmetros do Modelo de Regressão Base foi feita utilizando-se o MINITAB, versão 12. Os resultados desta estimação são $\beta_0 = 32,355$, $\beta_1 = -0,08800$, e $\Gamma = 1,1897$.

Utilizando-se a EQ. 2.18 tem-se, $x_0 = 202,7MPa$ como o Limite de Resistência à Fadiga.

Na TAB. 4.7 são mostrados os valores obtidos para os grupos gerados para as situações sem refrigeração e refrigerada, aplicando-se este mesmo procedimento.

TABELA 4.7 - Limites de resistência à fadiga, utilizando-se o modelo de regressão (Log-normal) aplicado aos dados simulados.

Simulação	Limite de Resistência à Fadiga (MPa)	
	Sem refrigeração	Refrigerado
1	202,7	195,6
2	205,3	191,2
3	205,6	198,9
4	214,1	201,0
5	198,8	199,9

4.8 - Ensaio quase estáticos para o aço SAE 8620 submetidos à fadiga

Os resultados aqui apresentados se referem a corpos-de-prova de aço SAE 8620 submetidos à fadiga flexo-rotativa e outros à fadiga axial.

4.8.1 - Ensaio de tração em corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa

Nas FIG. 4.11 e 4.12 apresentam-se propriedades mecânicas de aço SAE 8620 após ser submetido à fadiga flexo-rotativa. Cada corpo-de-prova foi submetido a um determinado número de ciclos. A razão de tensão de fadiga aplicada foi $R_f = -1$, ou seja, tensão média nula.

Na FIG. 4.11 os corpos-de-prova foram submetidos à fadiga flexo-rotativa com tensão aplicada de 259 MPa.

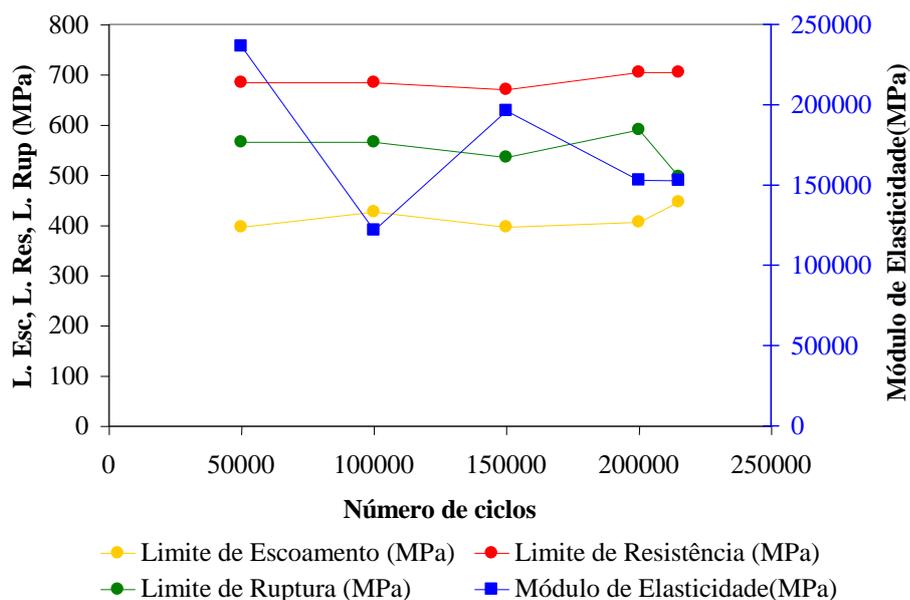


FIGURA 4.11 – Variação das propriedades mecânicas do aço SAE 8620. Tensão aplicada de 259 MPa.

Na Figura 4.12 os corpos-de-prova foram submetidos à fadiga flexo-rotativa com tensão aplicada de 217 MPa.

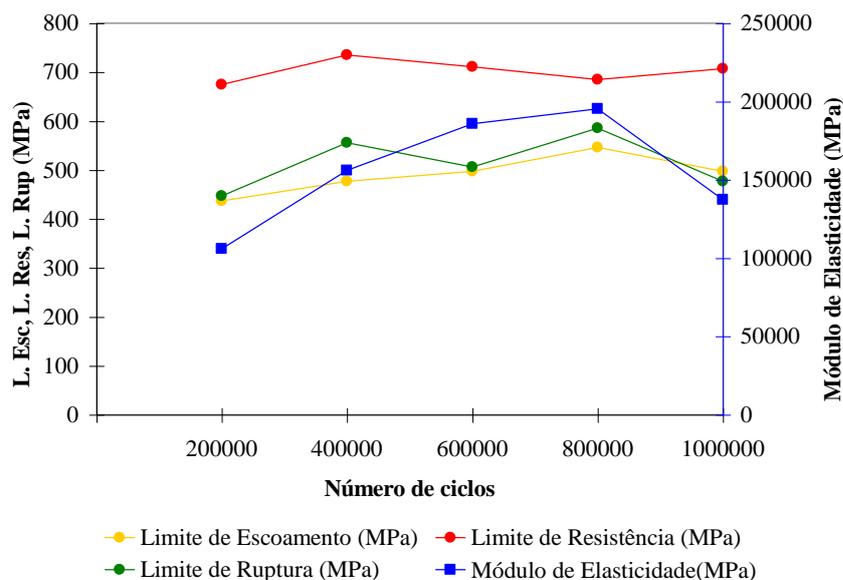


FIGURA 4.12 – Variação das propriedades mecânicas do aço SAE 8620. Tensão aplicada de 217 MPa.

Na FIG. 4.13 apresenta-se os valores de propriedades mecânicas de aço SAE 8620 após cada corpo-de-prova ter sido submetido a um conjunto de tensões aplicado em ordem crescente e decrescente. As tensões e os respectivos número de ciclos foram de 259 MPa – 22.970 ciclos, 236 MPa – 51.548 ciclos, 217 MPa – 100.512 ciclos e 198 MPa – 195.983 ciclos. A razão de tensão de fadiga aplicada foi $R_f = -1$.

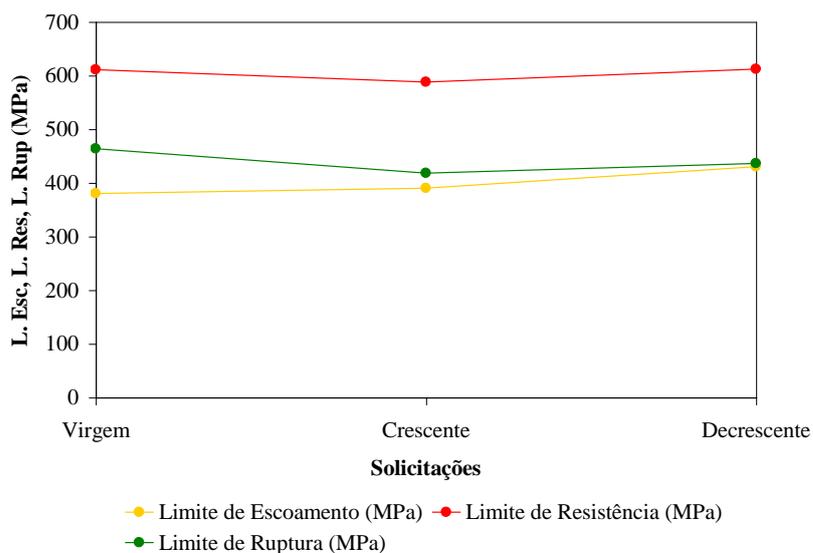


FIGURA 4.13 – Variação das propriedades mecânicas do aço SAE 8620. Solicitações virgem, crescente e decrescente.

Nas FIG. 4.14 e 4.15 apresentam-se os valores dos coeficientes de encruamento e das reduções de área para os aços SAE 8620 quando submetidos à fadiga flexo-rotativa.

Na FIG. 4.14, os valores se referem à tensão de 259 MPa.

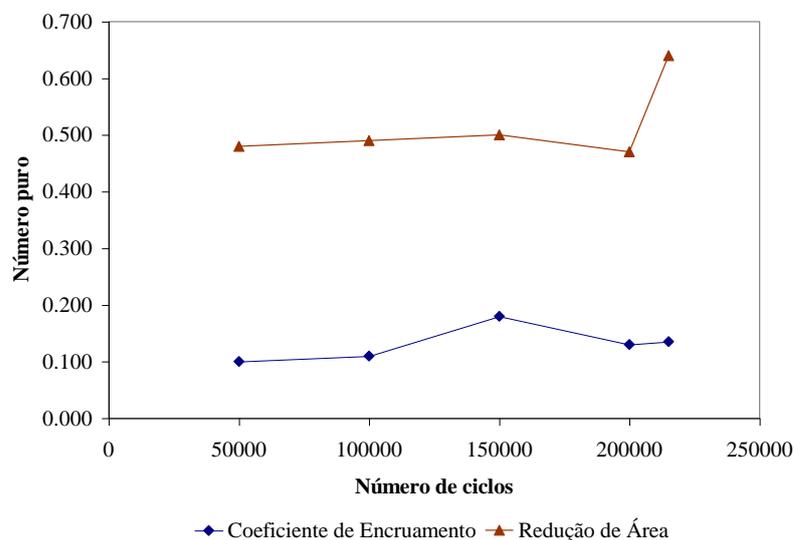


FIGURA 4.14 – Valores dos coeficientes de encruamento e das reduções de área para o aço SAE 8620. Tensão aplicada 259 MPa.

Na FIG. 4.15, os valores se referem à tensão de 217 MPa.

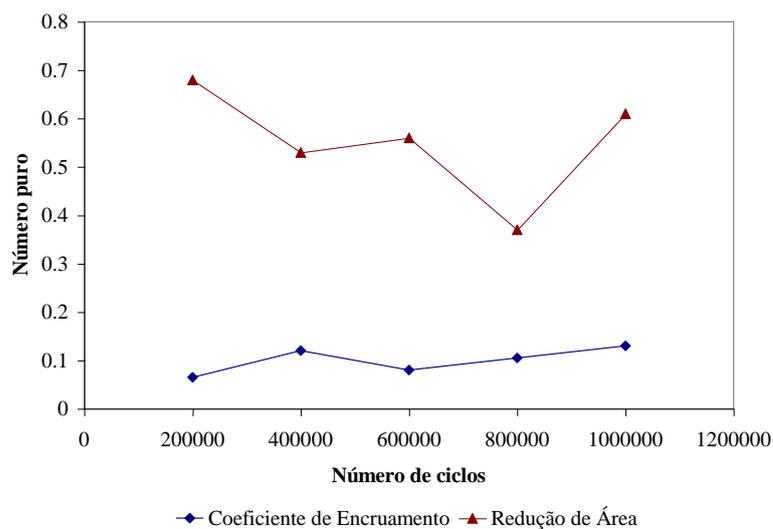


FIGURA 4.15 – Valores dos coeficientes de encruamento e das reduções de área para o aço SAE 8620. Tensão aplicada 217 MPa.

4.8.2 - Ensaio de tração em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial

Nas Figuras de 4.16 a 4.20 estão as propriedades mecânicas de aço SAE 8620 após ser submetido à fadiga axial. Cada corpo-de-prova foi submetido a um determinado número de ciclos. Em todos os ensaios aplicou-se uma tensão mínima de 31 MPa.

Na FIG. 4.16 os corpos-de-prova foram submetidos à tensão de 175 MPa e os valores das propriedades mecânicas determinados após 2.000.000 ciclos.

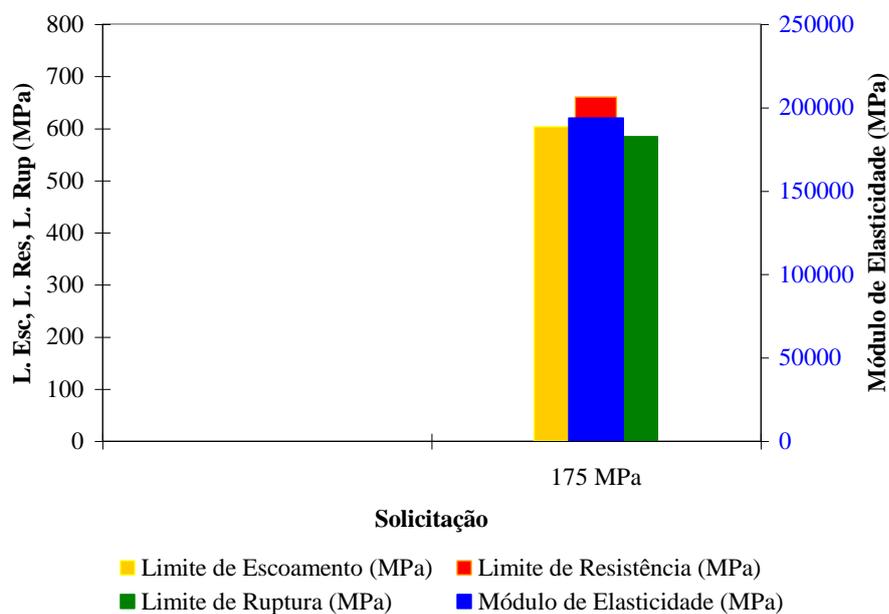


FIGURA 4.16 – Variação das propriedades mecânicas do aço SAE 8620. Tensão aplicada de 175 MPa.

Na FIG. 4.17 os corpos-de-prova foram submetidos à tensão de 427 MPa e os valores das propriedades mecânicas determinados entre 50.000 e 2.000.000 ciclos.

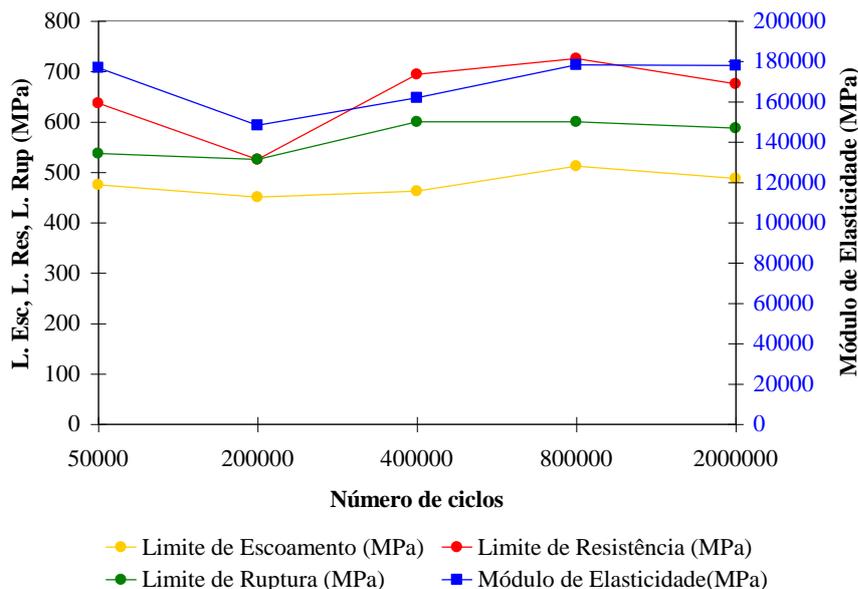


FIGURA 4.17 – Variação das propriedades mecânicas do aço SAE 8620. Tensão aplicada de 427 MPa.

Na FIG. 4.18 os corpos-de-prova foram submetidos à tensão de 485 MPa e os valores das propriedades mecânicas determinados entre 5000 e 180000 ciclos.

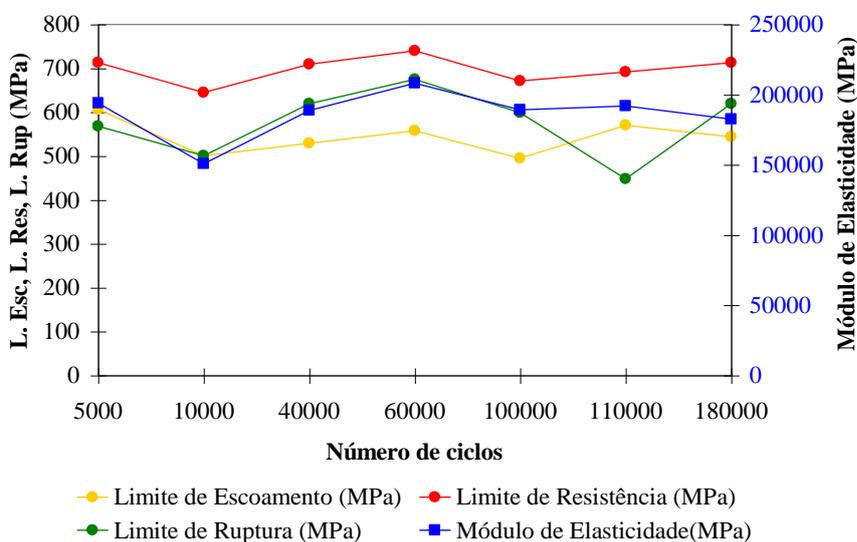


FIGURA 4.18 – Variação das propriedades mecânicas do aço SAE 8620. Tensão aplicada de 485 MPa.

Na FIG. 4.19 os corpos-de-prova foram submetidos à tensão de 580 MPa e os valores das propriedades mecânicas determinados entre 5 e 20.000 ciclos.

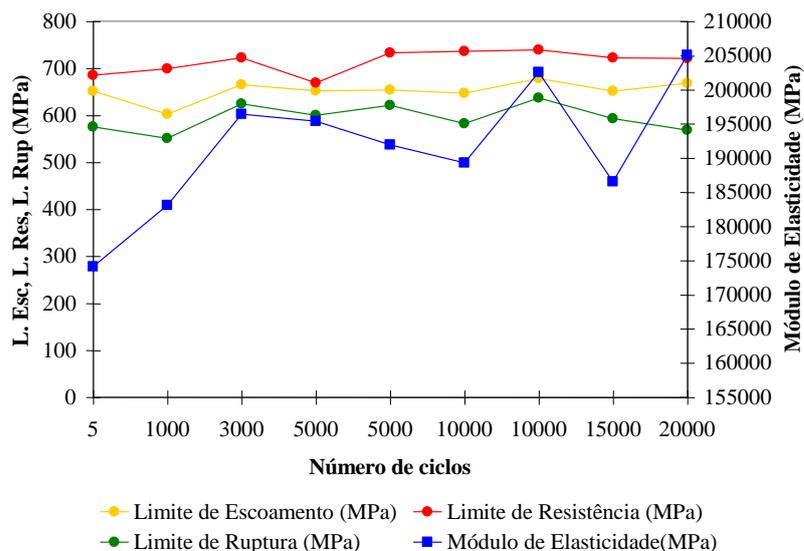


FIGURA 4.19 – Variação das propriedades mecânicas do aço SAE 8620. Tensão aplicada de 580 MPa.

Na FIG. 4.20 apresentam-se os valores de propriedades mecânicas de aço SAE 8620 após cada corpo-de-prova ter sido submetido a um conjunto de tensões aplicado em ordem crescente e decrescente. As tensões máximas e os respectivos número de ciclos foram de 485 MPa – 50.000 ciclos, 580 MPa – 3.000 ciclos. A tensão mínima aplicada foi de 31 MPa.

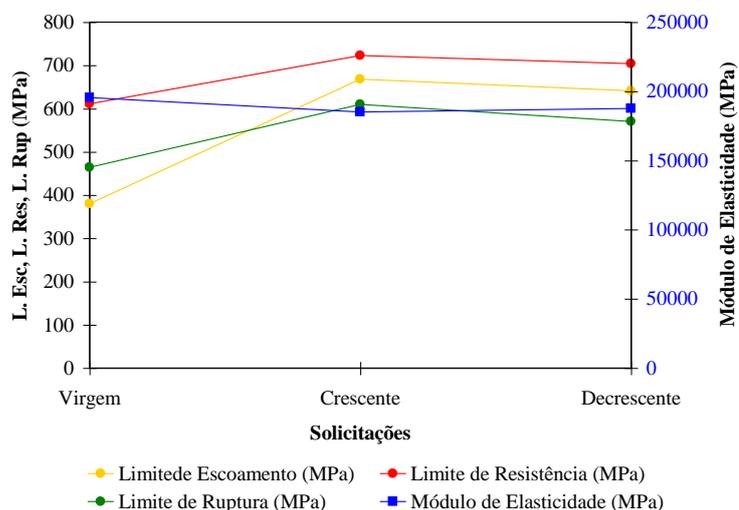


FIGURA 4.20 – Variação das propriedades mecânicas do aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Solicitações virgem, crescente e decrescente.

4.8.3 - Ensaios de dureza em corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa

Na FIG. 4.21 apresentam-se os dados obtidos para a dureza em corpos-de-prova submetidos à tensão de 217 MPa, em função do número de ciclos aplicados. A dureza foi medida na superfície dos corpos-de-prova antes de serem seccionados.

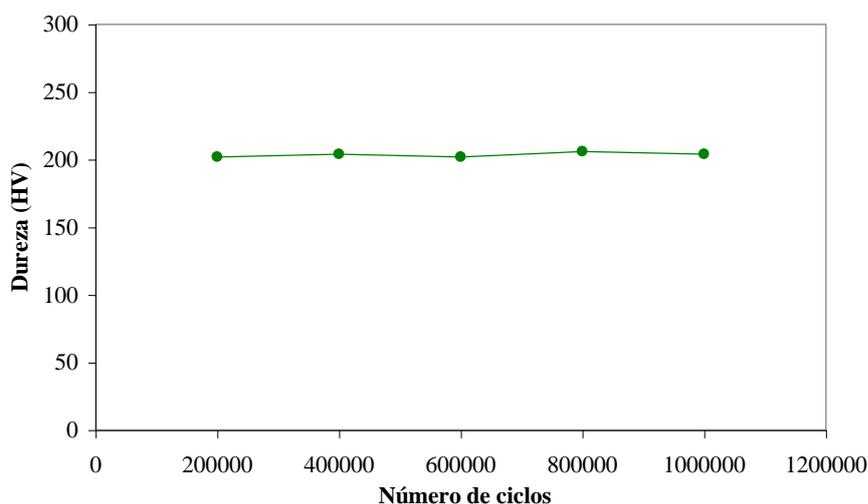


FIGURA 4.21 – Variação da dureza para o aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa. Tensão solicitante de 217 MPa.

Na FIG. 4.22 apresentam-se os dados obtidos para a dureza em corpos-de-prova submetidos à tensão de 259 MPa, em função do número de ciclos aplicados. A dureza foi medida na superfície dos corpos-de-prova antes de serem seccionados.

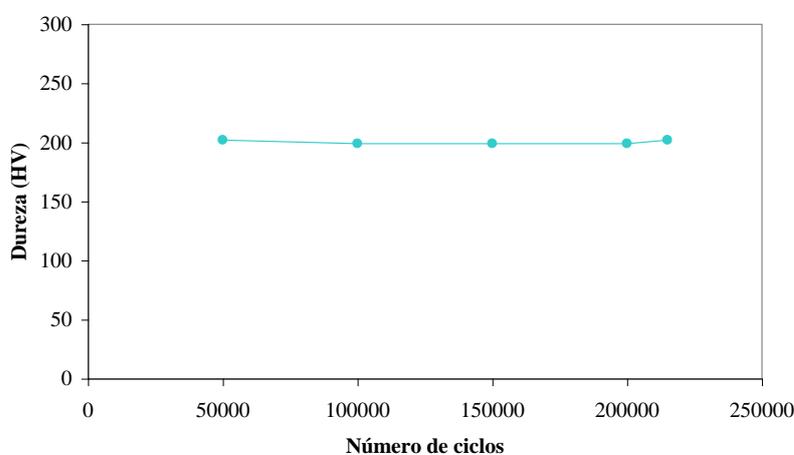


FIGURA 4.22 - Variação da dureza para o aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa.
Tensão solicitante de 259 MPa.

Na FIG. 4.23 apresentam-se os dados obtidos para dureza em corpos-de-prova utilizados na construção das curvas S-N-P. São valores médios de no mínimo 5 e no máximo 25 corpos-de-prova, para cada solicitação. O desvio padrão máximo encontrado foi de 9 HV.

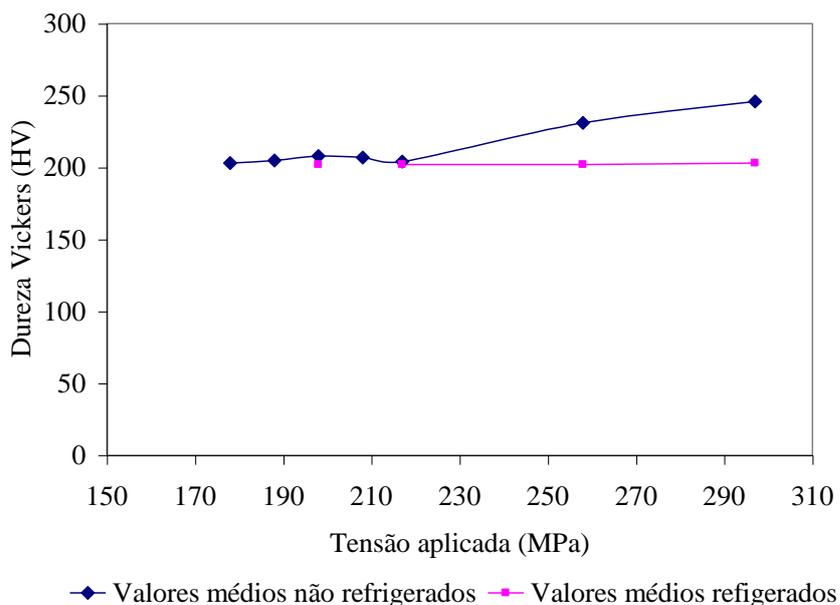


FIGURA 4.23 – Variação da dureza para o aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa.
Corpos-de-prova utilizados no traçado das curvas S-N-P.

Na FIG. 4.24 apresentam-se os dados obtidos para dureza em corpos-de-prova submetidos à duas tensões. Na solicitação decrescente uma tensão de 259 MPa é aplicada até 38.283 ciclos, logo em seguida a tensão de 236 MPa é aplicada até o mesmo se romper. Na solicitação crescente uma tensão de 236 MPa é aplicada até 85.914 ciclos, logo em seguida a tensão de 259 MPa é aplicada até o mesmo se romper. Os dados são valores médios de medição em 3 corpos-de-prova e o desvio máximo encontrado foi de 11 HV.

Na FIG. 4.25 apresenta-se comparação dos valores médios de dureza obtidos nos ensaios de fadiga flexo-rotativa para o aço SAE 8620. Na figura SR significa ensaiados sem refrigeração e R ensaiados com refrigeração. Os corpos-de-prova ensaiados com tensões aplicadas no sentido crescente ou decrescente foram ensaiados com refrigeração.

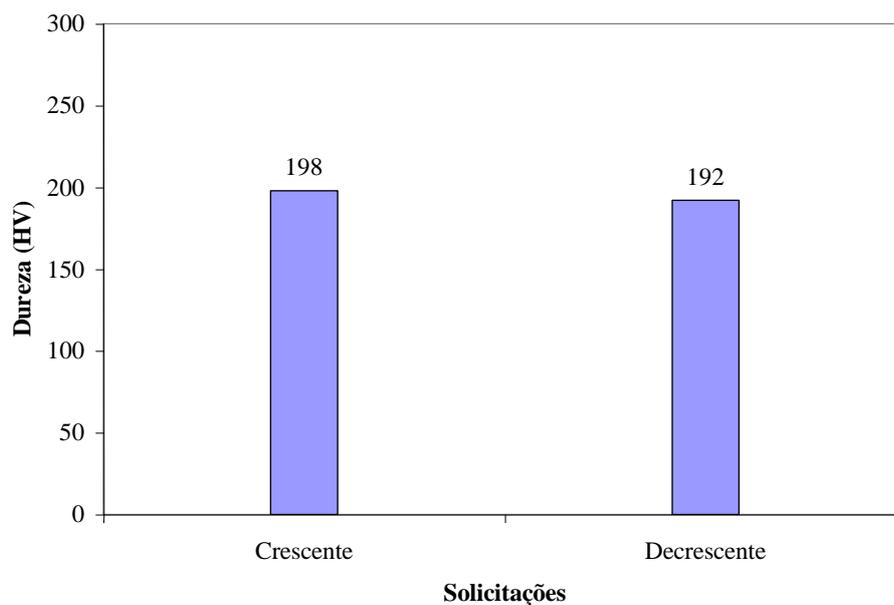


FIGURA 4.24 – Variação da dureza para o aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa. Corpos-de-prova submetidos a duas tensões.

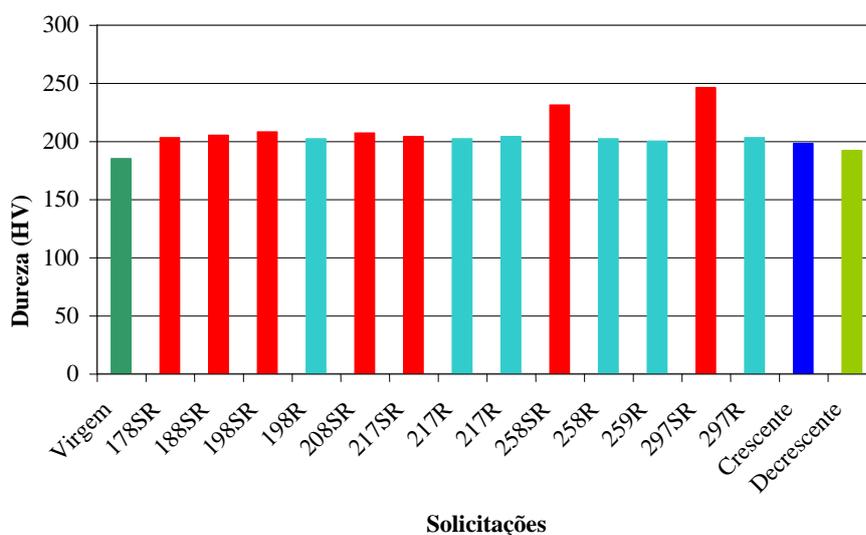


FIGURA 4.25 – Comparação dos valores de dureza obtidos nos ensaios de fadiga flexo-rotativa.

4.8.4 - Ensaio de dureza em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial

Um conjunto de corpos-de-prova foi submetido à fadiga axial até o rompimento. A dureza foi medida na seção transversal dos mesmos. Outro conjunto foi submetido à fadiga axial onde se

controlava a relação tensão aplicada e o número de ciclos. Após estes últimos ensaios, as propriedades mecânicas foram determinadas. Depois dos ensaios de tração é que determinou-se os valores das durezas na seção transversal dos corpos-de-prova.

Na FIG. 4.26 apresentam-se os resultados obtidos para corpos-de-prova fraturados por fadiga quando submetidos à tensão de 485 MPa, variando-se o número de ciclos.

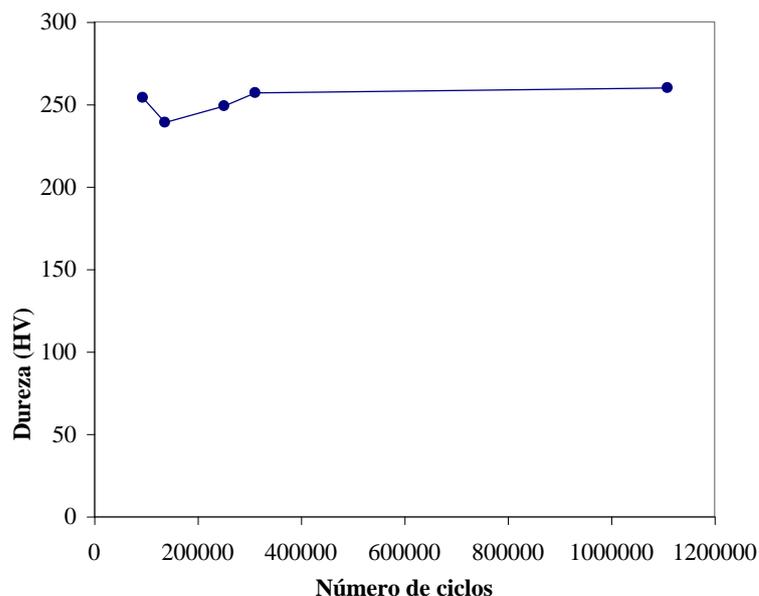


FIGURA 4.26 – Variação das durezas para o aço SAE 8620 quando submetido à fadiga axial. Tensão aplicada 485 MPa.

Na FIG. 4.27 apresentam-se os resultados obtidos para corpos-de-prova fraturados por fadiga quando submetidos à tensão de 580 MPa, variando-se o número de ciclos.

Na FIG. 4.28 apresentam-se os resultados das medições de dureza para corpos-de-prova submetidos à fadiga axial e tração para a determinação de suas propriedades mecânicas. Na sollicitação crescente 50.000 ciclos são aplicados a uma tensão de 485 MPa e em seguida 3.000 ciclos são aplicados a uma tensão de 580 MPa. Na sollicitação decrescente 3.000 ciclos à tensão de 580 MPa é aplicado primeiro, logo em seguida 50.000 ciclos são aplicados à tensão de 485 MPa.

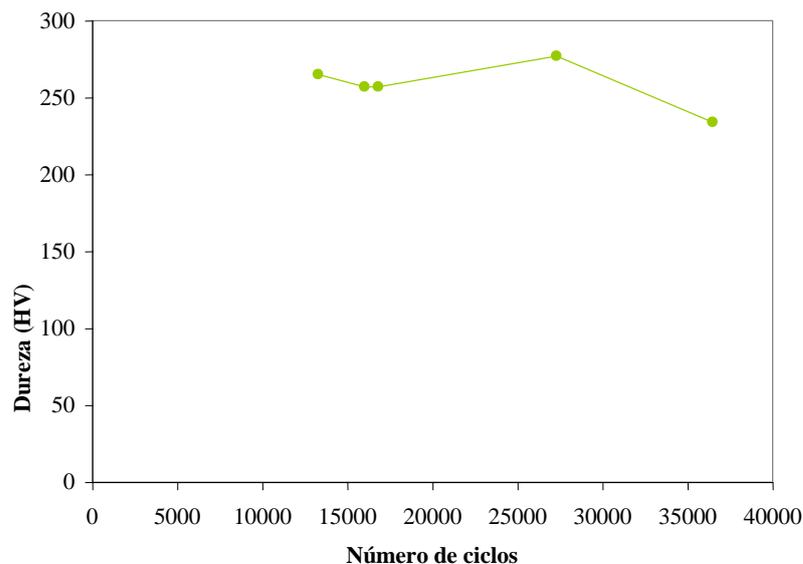


FIGURA 4.27 – Variação das durezas para o aço SAE 8620 quando submetido à fadiga axial.
Tensão aplicada 580 MPa.

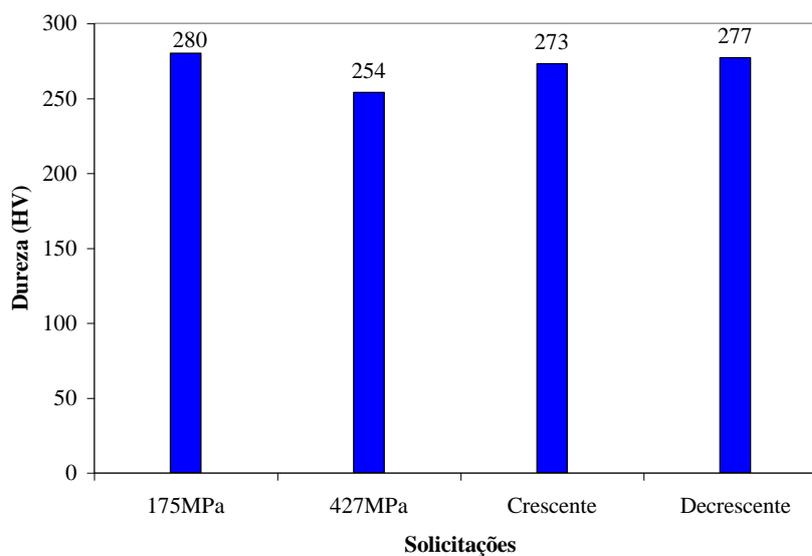


FIGURA 4.28 – Variação das durezas para o aço SAE 8620 quando submetido à fadiga axial.
Corpos-de-prova ensaiados à tração.

4.8.5 - Ensaios de microdureza em corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa

A seguir são apresentados resultados das medições de microdureza obtidos em corpos-de-provas feitos de aço SAE 8620 submetidos à fadiga flexo-rotativa. Um conjunto destes corpos-de-

prova foi submetido a uma relação Tensão X Número de ciclos e a microdureza na superfície externa e central dos mesmos foi determinada. Depois eles foram seccionados no centro e a microdureza foi medida. Um outro conjunto de corpos-de-prova foi submetido à fadiga flexo-rotativa e depois ensaiados para se determinar propriedades mecânicas. Após estes ensaios foram realizadas medições de microdureza.

Na FIG. 4.29 apresentam-se os resultados obtidos para a microdureza em corpos-de-prova submetidos à fadiga com tensão de 217 MPa. As medições foram feitas no perímetro central dos corpos-de-prova. Os corpos-de-prova não foram fraturados nem por fadiga e nem por ensaio de tração.

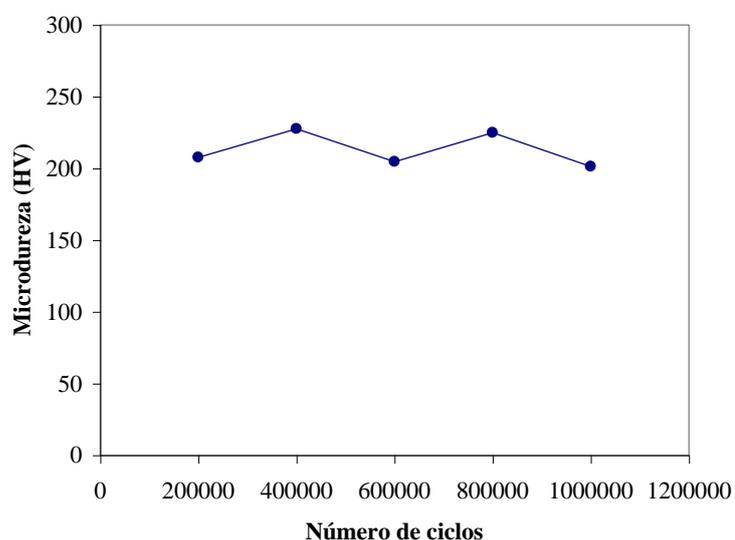


FIGURA 4.29 – Microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa. Superfície externa e central do corpo-de-prova. Tensão aplicada de 217 MPa.

Na FIG. 4.30 apresentam-se os resultados obtidos para a microdureza em corpos-de-prova submetidos à fadiga com tensão de 259 MPa. As medições foram feitas no perímetro central dos corpos-de-prova. Os corpos-de-prova não foram fraturados nem por fadiga e nem por ensaio de tração.

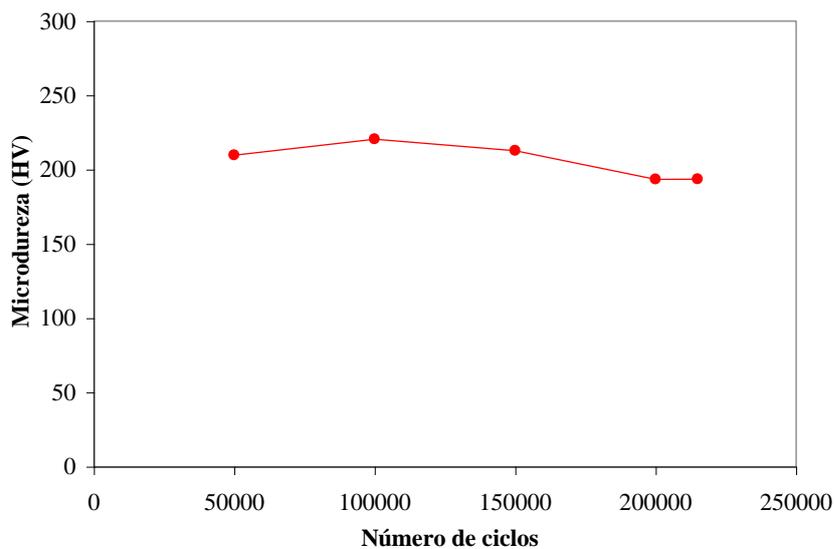


FIGURA 4.30 – Microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa. Superfície externa e central do corpo-de-prova. Tensão aplicada de 259 MPa.

Na FIG. 4.31 apresentam-se os resultados obtidos para a microdureza em corpos-de-prova submetidos à fadiga com tensão de 217 MPa. As medições foram feitas na seção central dos corpos-de-prova. Os corpos-de-prova não foram fraturados nem por fadiga e nem por ensaio de tração.

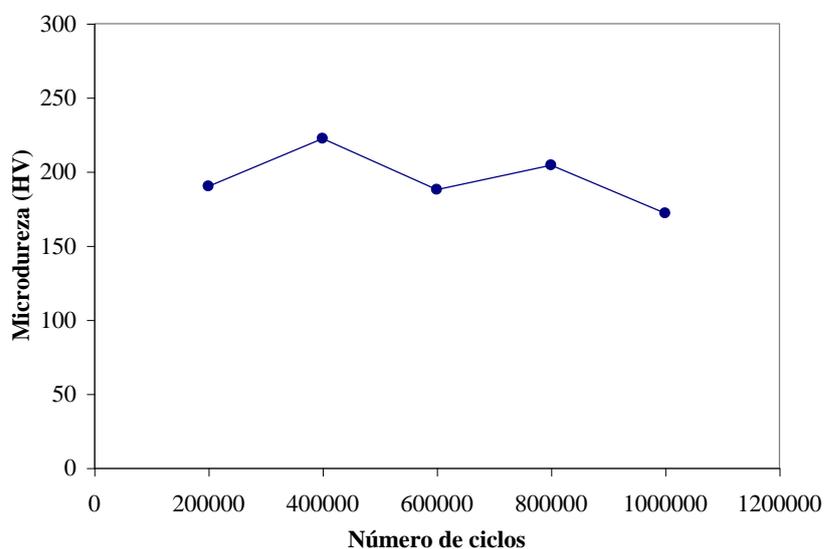


FIGURA 4.31 – Microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa. Seção transversal central do corpo-de-prova. Tensão aplicada de 217 MPa.

Na FIG. 4.32 apresentam-se os resultados obtidos para a microdureza em corpos-de-prova submetidos à fadiga com tensão de 259 MPa. As medições foram feitas na seção central dos corpos-de-prova. Os corpos-de-prova não foram fraturados nem por fadiga e nem por ensaio de tração.

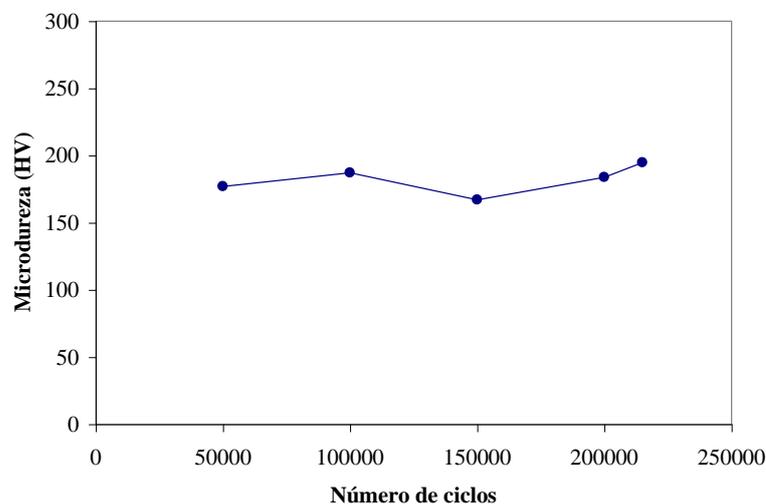


FIGURA 4.32 – Microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa. Seção transversal central do corpo-de-prova. Tensão aplicada de 259 MPa.

Na FIG. 4.33 apresentam-se os resultados obtidos para as medições de microdureza em corpos-de-prova que após submetidos à fadiga flexo-rotativa com tensão de 217 MPa foram ensaiados à tração.

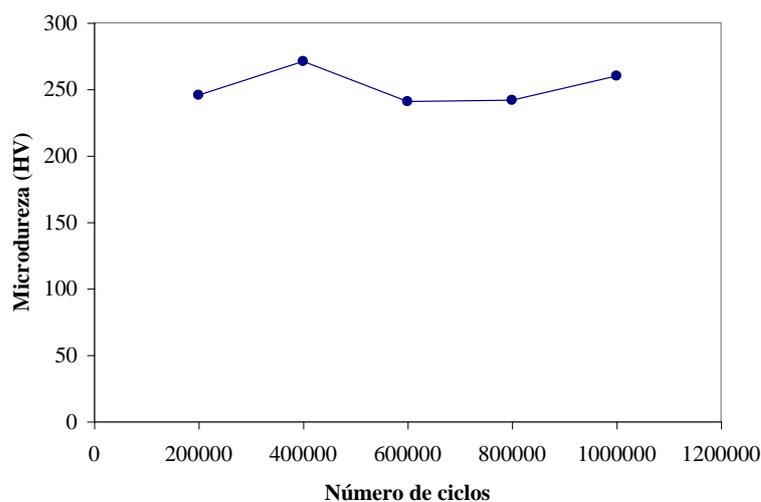


FIGURA 4.33 – Microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa, após ensaio de tração. Seção transversal central do corpo-de-prova. Tensão aplicada de 217 MPa.

Na FIG. 4.34 apresentam-se os resultados obtidos para as medições de microdureza em corpos-de-prova que após submetidos à fadiga flexo-rotativa com tensão de 259 MPa foram ensaiados à tração.

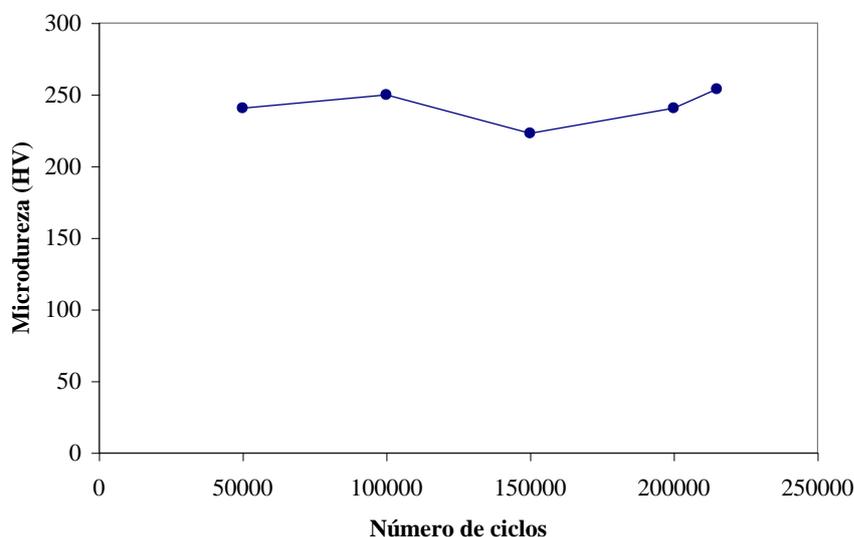


FIGURA 4.34 – Microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa, após ensaio de tração. Seção transversal central do corpo-de-prova. Tensão aplicada de 259 MPa.

Na FIG. 4.35 apresentam-se as microdurezas médias, isto é, independentes do número de ciclos a que os corpos-de-prova foram submetidos. Na FIG. 4.35 STTT significa seção transversal após teste de tração, NFFS não fraturado por fadiga e nem por teste de tração, medição na superfície do corpo-de-prova, NFFST não fraturado por fadiga e nem por teste de tração, na seção transversal do corpo-de-prova.

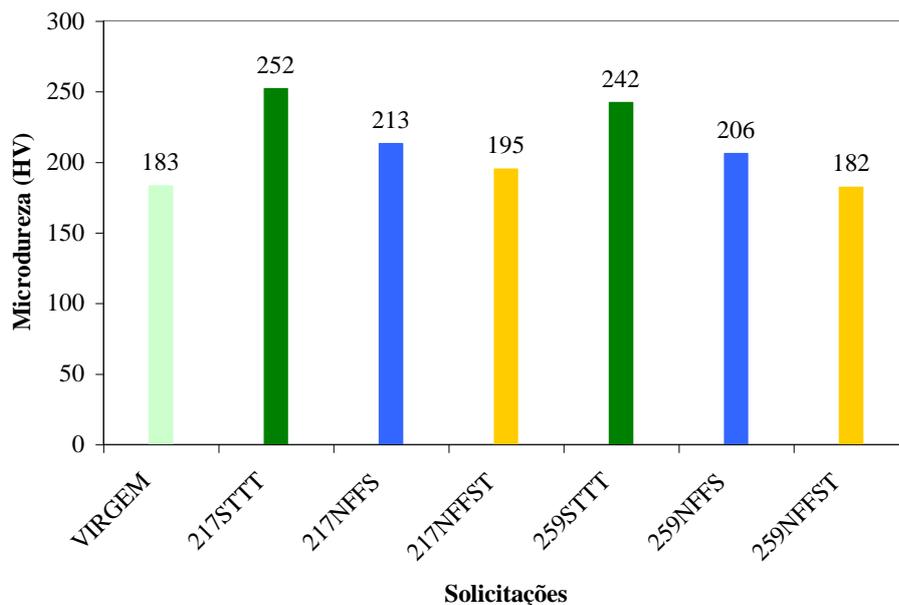


FIGURA 4.35 – Microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa. Comparação de valores médios.

4.8.6 - Ensaios de microdureza em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial

Os ensaios para determinação de microdureza em aço SAE 8620, submetidos à fadiga axial foram realizados em corpos-de-prova que sofreram fratura por fadiga e naqueles que após a fadiga foram ensaiados à tração para determinação de suas propriedades mecânicas. Os valores das microdurezas foram determinados na seção transversal dos corpos-de-prova.

Na FIG. 4.36 apresentam-se os valores de microdureza para aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. As medições foram feitas após a fratura por fadiga, na seção transversal dos corpos-de-prova. A tensão aplicada foi de 485 MPa.

Na FIG. 4.37 apresentam-se os valores de microdureza para aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. As medições foram feitas após a fratura por fadiga, na seção transversal dos corpos-de-prova. A tensão aplicada foi de 580 MPa.

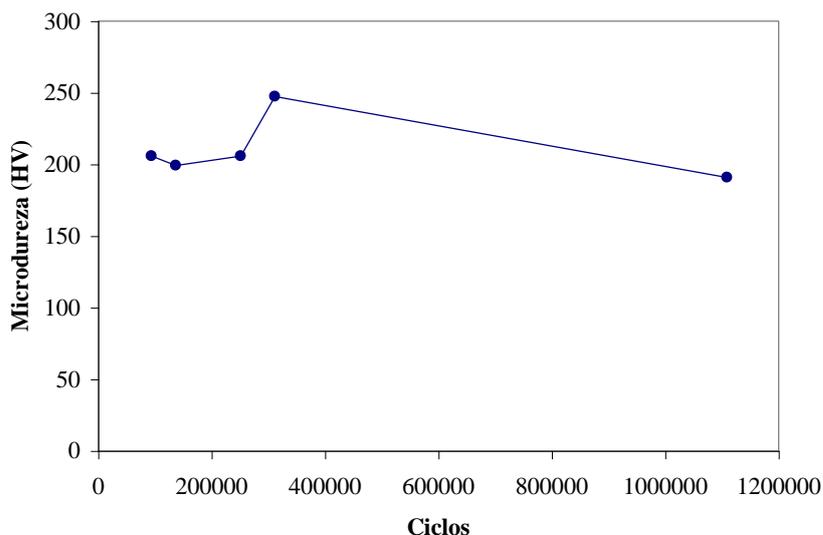


FIGURA 4.36 - Microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Corpos-de-prova fraturados por fadiga. Tensão aplicada 485 MPa.

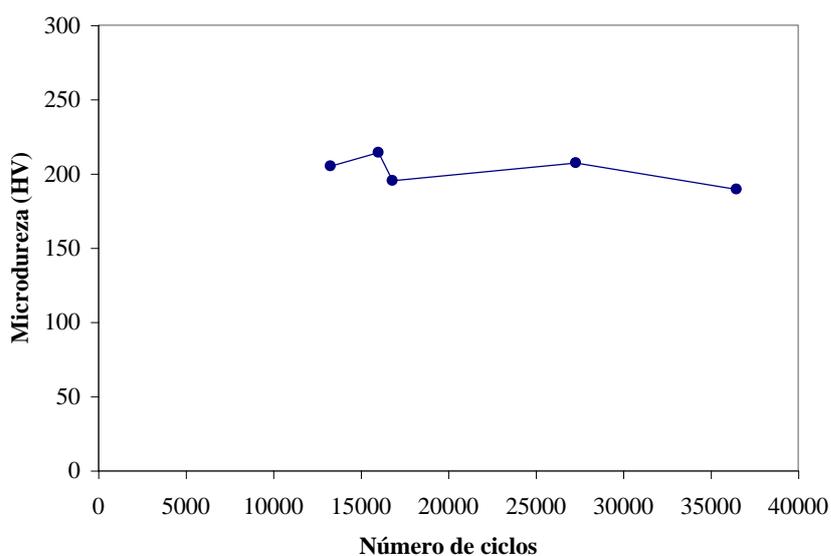


FIGURA 4.37 - Microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Corpos-de-prova fraturados por fadiga. Tensão aplicada 580 MPa.

Na FIG. 4.38 apresentam-se os valores de microdureza para corpos-de-prova submetidos à fadiga axial. A tensão aplicada foi de 427 MPa. As medições foram realizadas após teste de tração.

Na FIG. 4.39 apresentam-se os valores de microdureza para corpos-de-prova submetidos à fadiga axial. A tensão aplicada foi de 485 MPa. As medições foram realizadas após teste de tração.

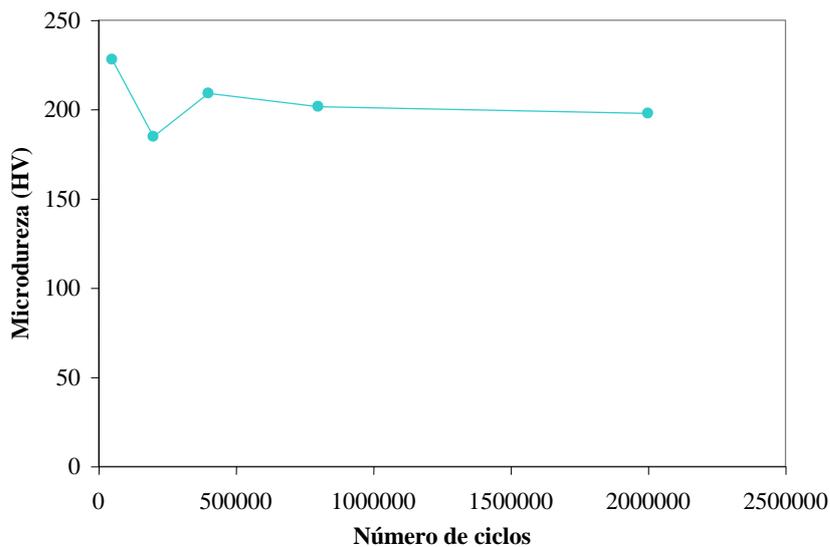


FIGURA 4.38 - Microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Corpos-de-prova fraturados por ensaios de tração. Tensão aplicada 427 MPa.

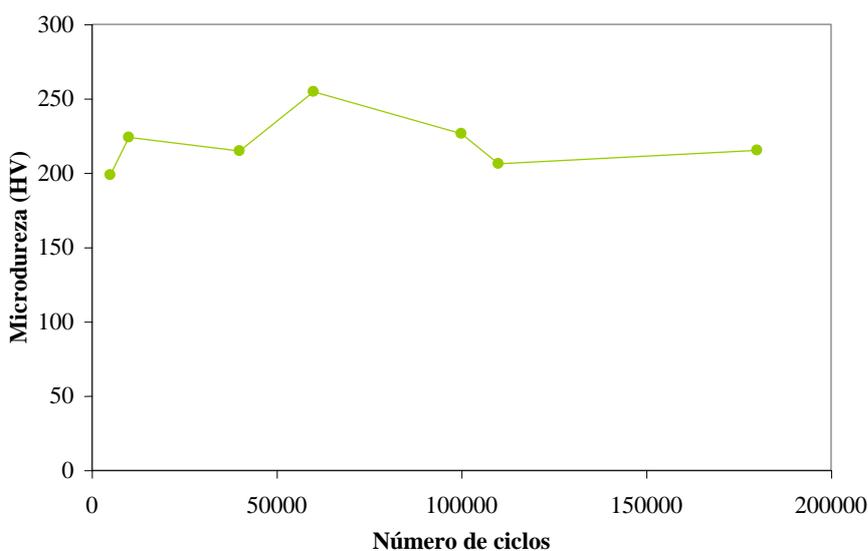


FIGURA 4.39 - Microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Corpos-de-prova fraturados por ensaios de tração. Tensão aplicada 485 MPa.

Na FIG. 4.40 apresentam-se os valores de microdureza para corpos-de-prova submetidos à fadiga axial. A tensão aplicada foi de 580 MPa. As medições foram realizadas após teste de tração.

Na FIG. 4.41 apresentam-se os dados obtidos para microdureza em corpos-de-prova submetidos à duas tensões. Na solicitação decrescente uma tensão de 580 MPa é aplicada até 3.000

ciclos, logo em seguida a tensão de 485 MPa é aplicada até 50.000 ciclos. Na solicitação crescente uma tensão de 485 MPa é aplicada até 50.000 ciclos, logo em seguida a tensão de 580 MPa é aplicada até 3.000 ciclos. Os dados são valores médios de medição em 3 corpos-de-prova e o desvio máximo encontrado de 21 HV.

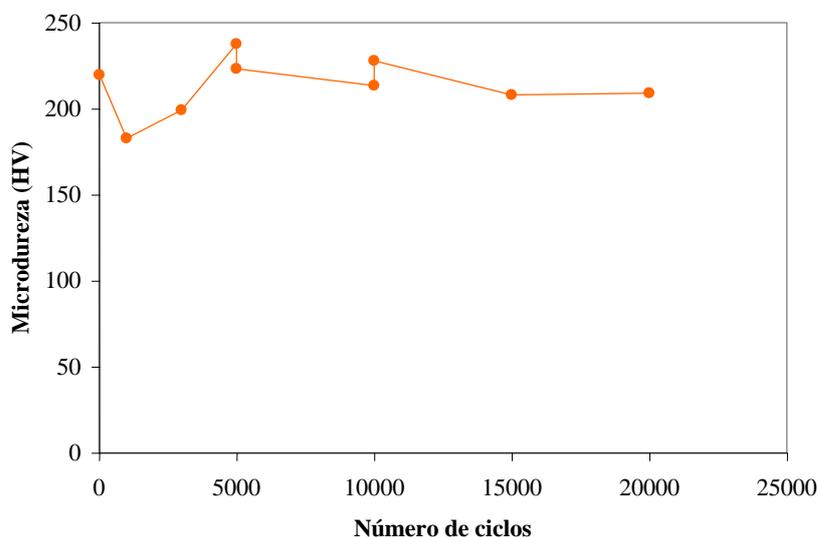


FIGURA 4.40 - Microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Corpos-de-prova fraturados por ensaios de tração. Tensão aplicada 580 MPa.

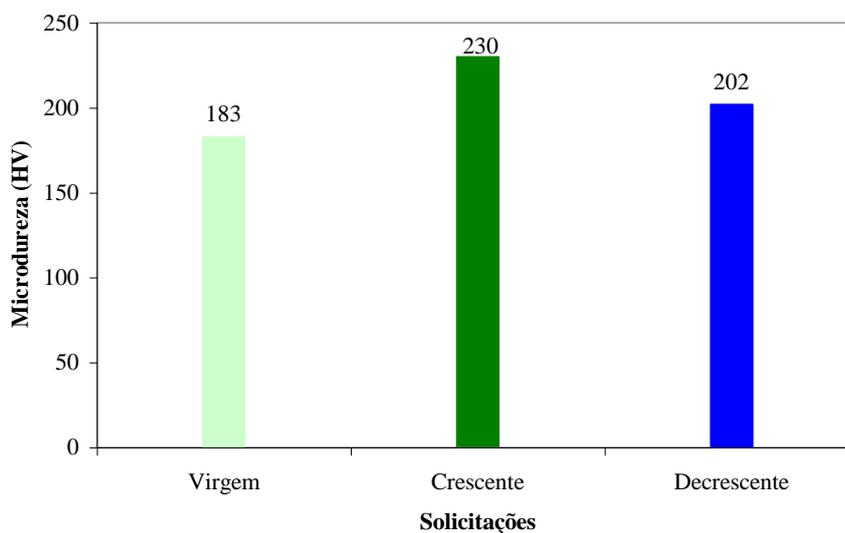


FIGURA 4.41 – Variação da microdureza para o aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Corpos-de-prova submetidos à duas tensões.

Na FIG. 4.42 apresentam-se as microdurezas médias, isto é, independentes do número de ciclos a que os corpos-de-prova foram submetidos, para ensaios de fadiga axial. Na FIG. 4.42 tem-se que FT significa após teste de tração, FF fraturado por fadiga.

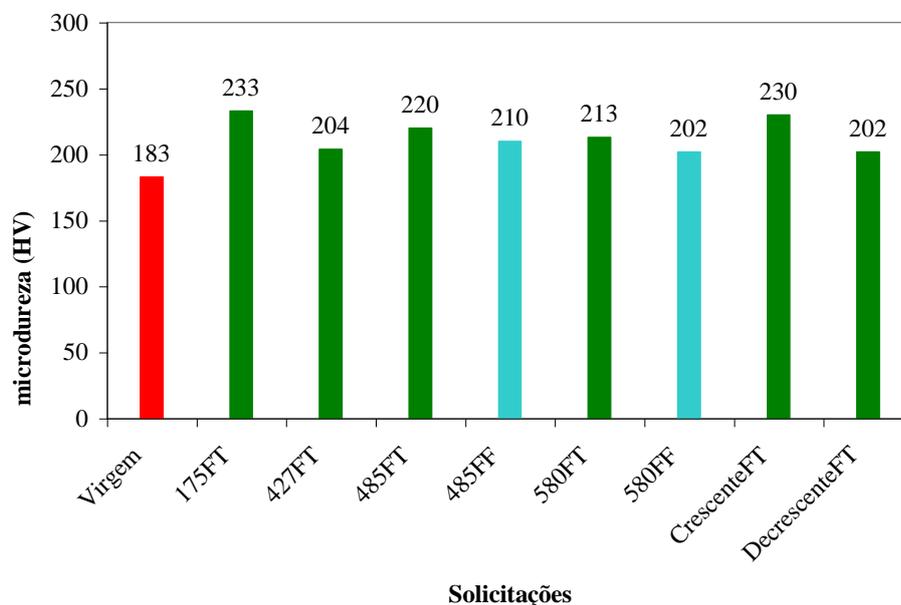


FIGURA 4.42 – Microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Comparação de valores médios.

4.8.7 - Limite de Resistência à Fadiga de aço SAE 8620 depois de submetido à fadiga

O Limite de Resistência à Fadiga foi determinado utilizando-se corpos-de-prova submetido à fadiga com tensões aplicadas no sentido crescente e decrescente. Em ambos casos os ensaios foram refrigerados. No sentido crescente utilizou-se a seguinte seqüência de tensões e respectivos ciclos aplicados: 198 MPa com 195.983 ciclos, 217 MPa com 100.512 ciclos, 236 MPa com 51.548 ciclos e 259 MPa com 22.970 ciclos. No caso decrescente tensões e respectivos ciclos foram aplicados no sentido contrário. O número de ciclos corresponde a 30% do valor obtido da curva S-N-P para 1% de probabilidade de falha. O método utilizado para a determinação do Limite de Resistência à Fadiga foi o método **up-and-down**.

Os resultados dos ensaios obtidos para a seqüência crescente estão apresentados na FIG. 4.43. Aplicando-se a metodologia apresentada em 3.4.1 chegou-se ao Limite de Resistência à Fadiga $S_e = 165 \pm 6 \text{ MPa}$ para uma confiabilidade de 95%.

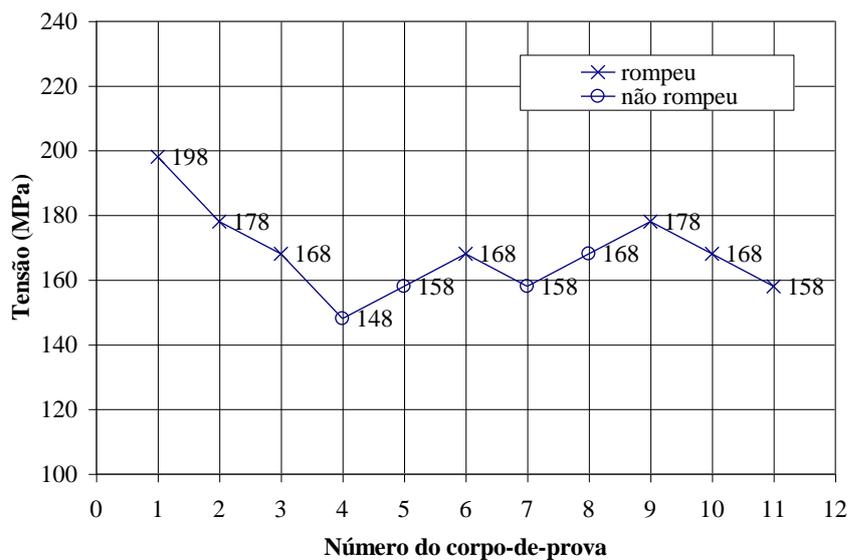


FIGURA 4.43 – Ensaio de fadiga **up-and-down** para corpos-de-prova solicitados com seqüência crescente de tensões.

Na FIG. 4.44, apresentam-se os resultados para a solicitação decrescente de tensões. O valor do Limite de Resistência encontrado para este caso foi $S_e = 145 \pm 19 MPa$, com 95% de confiabilidade.

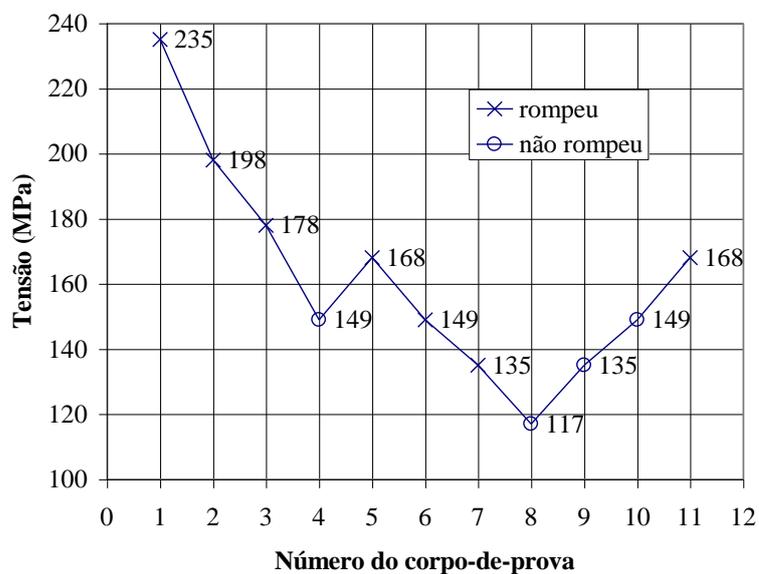


FIGURA 4.44 – Ensaio de fadiga **up-and-down** para corpos-de-prova solicitados com seqüência decrescente de tensões.

4.9 - Acúmulo de danos provocados por fadiga flexo-rotativa

Nas TAB. 4.8 a 4.11 apresentam-se os números de ciclos efetivamente aplicados em cada corpo-de-prova, para cada grupo de tensão escolhido, para danificá-los.

Na TAB. 4.8, mostra a seqüência de tensões aplicada a cada corpo-de-prova, no sentido decrescente. O número de ciclos aplicado para cada nível de tensão foi de 30% do número de ciclos previsto para o corpo-de-prova romper-se com 1% de probabilidade de falha, com exceção do último nível de tensão, 198 MPa. Neste nível, o corpo-de-prova foi levado à ruptura.

TABELA 4.8 - Solicitações com tensões decrescentes.

Corpo-de-prova	Número de Ciclos para a Tensão Alternada Aplicada			
	259 MPa	236 MPa	217 MPa	198 MPa
1	22.989	51.649	100.611	780.482
2	28.758	51.493	100.593	625.662
3	22.953	51.708	100.576	161.401
4	22.965	51.577	100.585	1.799.476
5	22.953	51.570	101.091	1.127.731
6	22.958	51.598	100.596	1.547.665
7	22.646	51.497	101.429	1.660.861
8	22.950	51.571	100.474	413.915
9	22.948	51.574	100.599	744.842

Na TAB. 4.9, as tensões foram aplicadas aos corpos-de-prova no sentido crescente e o número de ciclos aplicado para cada nível de tensão foi também de 30% do número de ciclos previsto para o corpo-de-prova romper-se com 1% de probabilidade de falha, com exceção da tensão de 259 MPa, para a qual o corpo-de-prova foi levado à ruptura.

TABELA 4.9 - Solicitações com tensões crescentes.

Corpo-de-prova	Número de Ciclos para a Tensão Alternada Aplicada			
	198 MPa	217 MPa	236 MPa	259 MPa
1	195.918	100.520	51.538	89.260
2	195.926	100.548	51.525	153.584
3	195.931	100.519	51.499	152.921
4	195.921	100.531	51.541	83.916
5	195.916	100.527	51.526	128.374

Na TAB. 4.10, são mostradas as cargas aplicadas alternadamente, começando da maior e logo em seguida a menor. Também aqui o número de ciclos aplicado para cada nível de tensão foi de 30% do número de ciclos previsto para o corpo-de-prova romper-se com 1% de probabilidade de falha, com exceção da tensão de 217 MPa, para a qual o corpo-de-prova foi levado à ruptura.

TABELA 4.10 – Solicitações com tensões aplicadas alternadamente - seqüência 1.

Corpo-de-prova	Número de Ciclos para a Tensão Alternada Aplicada			
	259 MPa	198 MPa	236 MPa	217 MPa
1	25.023	200.027	60.131	588.670
2	25.070	200.050	60.118	105.560
3	25.018	200.053	60.020	396.228
4	25.042	200.050	61.270	382.600
5	25.825	201.060	61.121	273.380
6	25.024	200.138	60.050	300.334

Na TAB. 4.11, mostra-se, também, uma seqüência de tensões aplicadas alternadamente. A diferença para a TAB. 4.10 é que a tensão que se aplica primeiro é a menor das escolhidas para provocar os danos.

TABELA 4.11 – Solicitações com tensões aplicadas alternadamente - seqüência 2.

Corpo-de-prova	Número de Ciclos para a Tensão Alternada Aplicada			
	198 MPa	236 MPa	217 MPa	259 MPa
1	200.326	60.051	100.252	680.063
2	200.067	60.057	100.010	29.163
3	200.212	60.034	100.051	129.483
4	200.024	60.017	100.083	185.701
5	200.022	60.014	23.638 (rompeu)	XXXXXXXXXX
6	200.171	60.027	100.019	31.694

Com a finalidade de se estudar a teoria do Modelo contínuo não linear para danos em fadiga apresentada no item 2.7.7, realizou-se ensaios de fadiga flexo-rotativa em 2 conjuntos de corpos-de-prova. Um dos conjuntos a tensões aplicadas no sentido crescente e outro no sentido decrescente, os resultados estão mostrados nas TAB. 4.12 e 4.13. Os corpos-de-prova foram levados à ruptura na segunda carga.

TABELA 4.12 - Solicitações com tensões aplicadas no sentido crescente.

Número do corpo-de-prova	Tensão aplicada (MPa)	Número de ciclos
1	236	86561
	259	153632
2	236	85936
	259	198470
3	236	86548
	259	165414

TABELA 4.13 – Solicitações com tensões aplicadas no sentido decrescente.

Número do corpo-de-prova	Tensão aplicada (MPa)	Número de ciclos
1	259	38244
	236	416333
2	259	38254
	236	215258
3	259	38287
	236	129066
4	259	38243
	236	502418
5	259	38264
	236	201680

4.9.1 - Aplicação dos resultados às teorias de danos estudadas

Com os dados das tabelas 4.8 a 4.11 e utilizando-se as equações apresentadas no item 2.7 foram calculados os danos para 1%, 50% e 99% de probabilidade de falha segundo as teorias de Palmgren-Miner, Henry, Corten-Dolan, Marin, Manson, **Knee-point** e a da Energia Total Absorvida. Os resultados consolidados destes cálculos estão mostrados nas FIG. 4.45 a 4.52. Nestas figuras C significa crescente, D decrescente, S1 seqüência 1 e S2 seqüência 2.

Na FIG. 4.45, apresentam-se os resultados obtidos para os danos quando se utiliza a teoria de Palmgren-Miner.

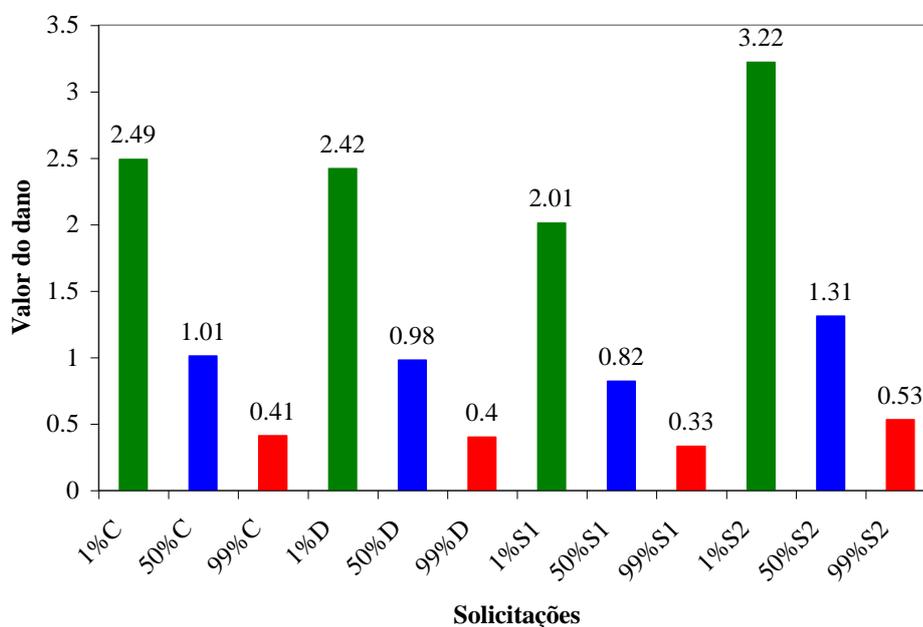


FIGURA 4.45 – Valores dos danos quando se utiliza a teoria de Palmgren-Miner.

Na FIG. 4.46, apresentam-se os valores dos danos quando se utiliza a teoria de Henry.

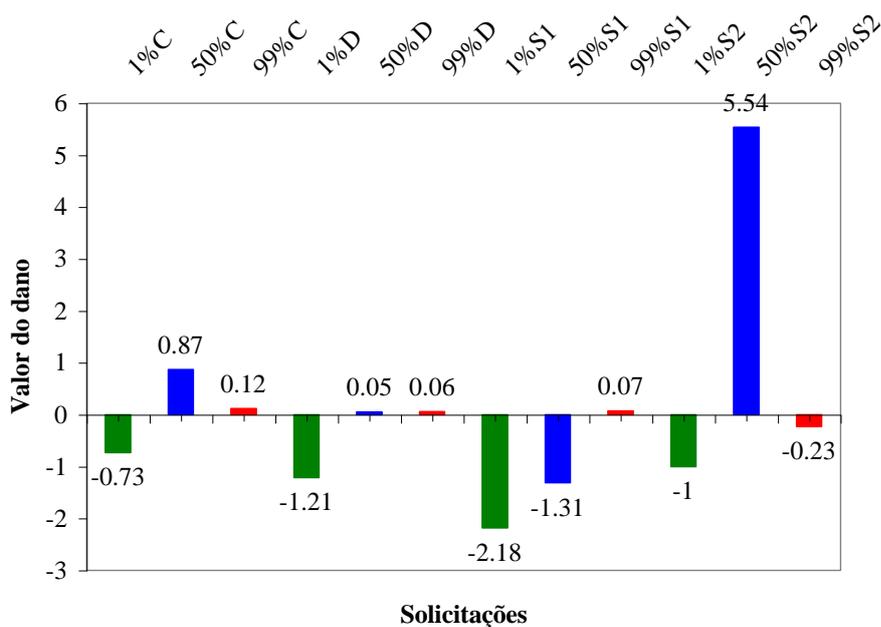


FIGURA 4.46 - Valores dos danos quando se utiliza a teoria de Henry.

Na FIG. 4.47, apresentam-se os valores dos danos quando se utiliza a teoria de Corten-Dolan.

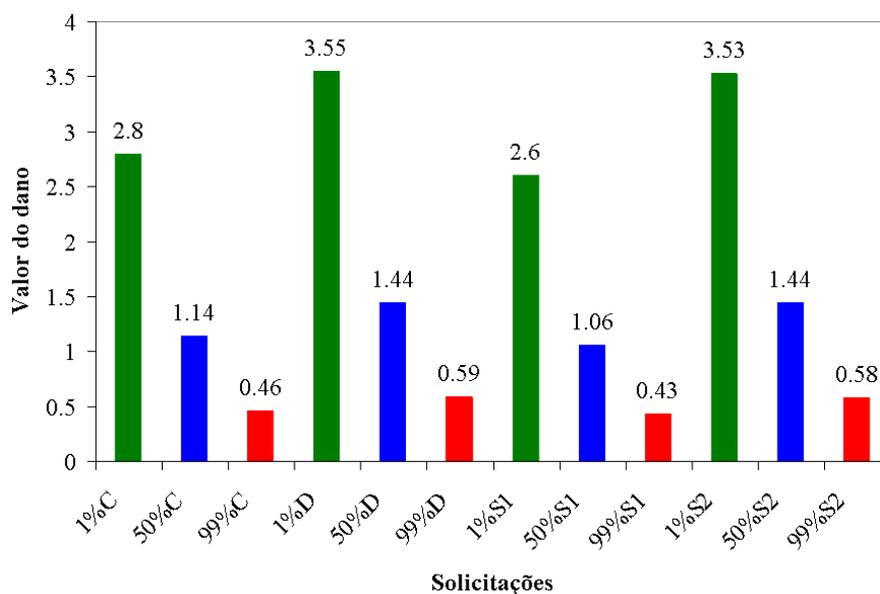


FIGURA 4.47 - Valores dos danos quando se utiliza a teoria de Corten-Dolan.

Na FIG. 4.48, apresentam-se os resultados obtidos para os danos utilizando-se a teoria de Marin.

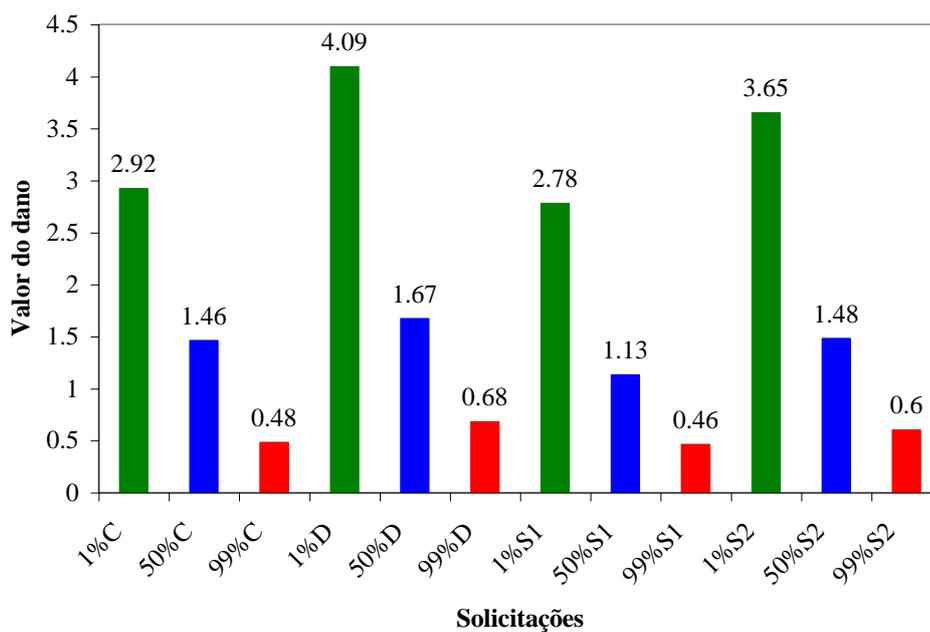


FIGURA 4.48 - Valores dos danos quando se utiliza a teoria de Marin.

Na FIG. 4.49, os dados apresentados são referentes aos danos calculados utilizando-se a teoria de Manson.

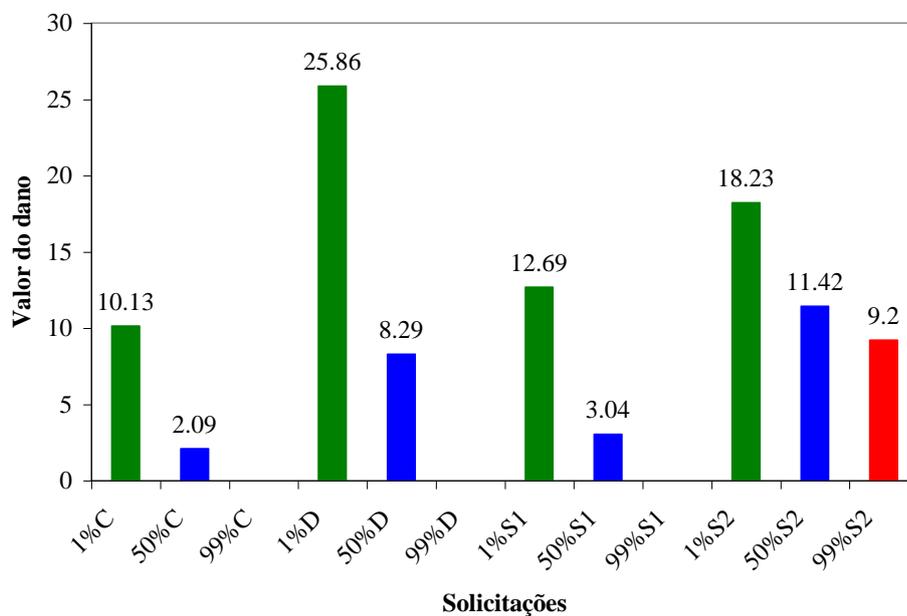


FIGURA 4.49 - Valores dos danos quando se utiliza a teoria de Manson.

Na FIG. 4.50, os dados se referem à teoria do **Knee-Point**.

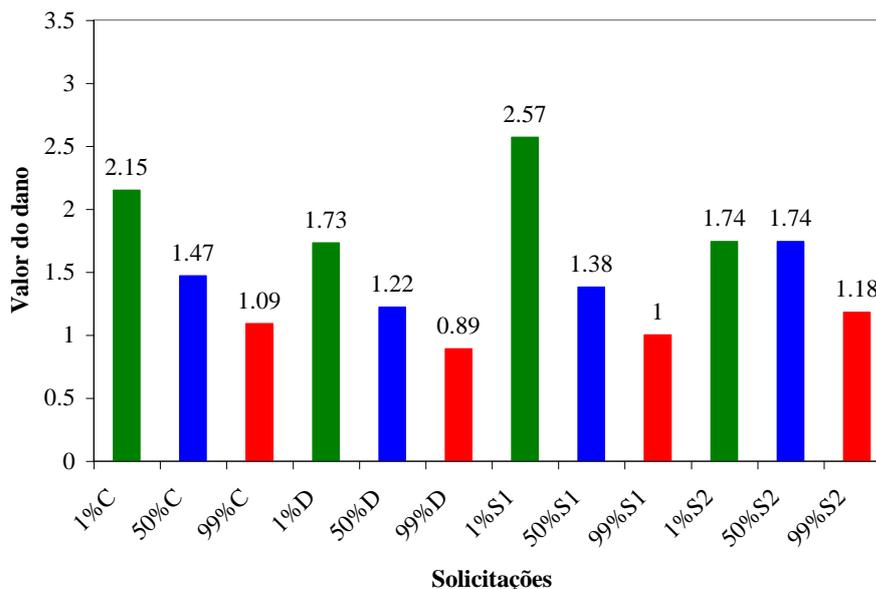


FIGURA 4.50 - Valores dos danos quando se utiliza a teoria do **Knee-Point**.

Utilizando-se os valores das TAB. 4.12 e 4.13, aplicou-se a teoria de Chaboche e Lesne [1988]. Na FIG. 4.51, apresentam-se os resultados obtidos. Nesta figura, CT significa crescente teórico, DT decrescente teórico, CE crescente experimental, DE decrescente experimental, média CE é média crescente experimental e média DE é média decrescente experimental. Observam-se valores muito próximos entre os previstos pela teoria para 50% de probabilidade de falha e os valores experimentais.

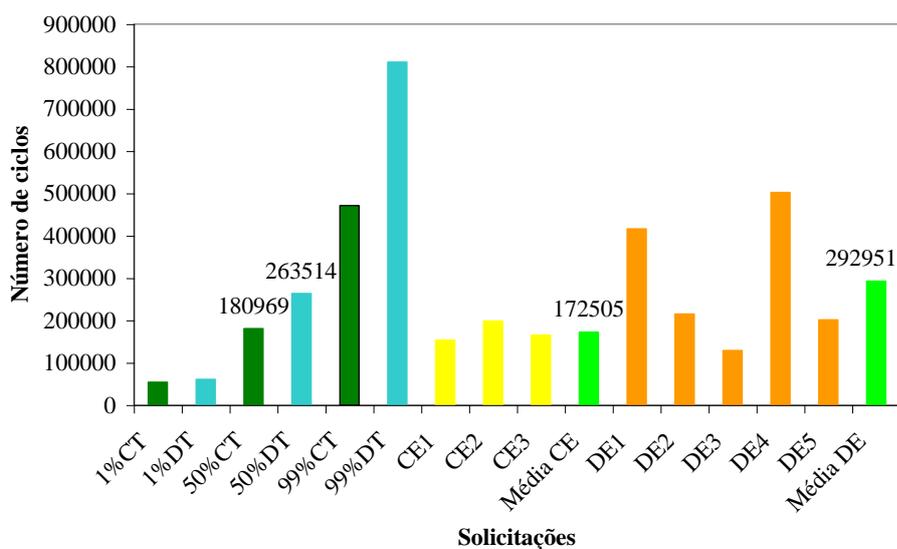


FIGURA 4.51 - Valores dos danos quando se utiliza a teoria de Chaboche e Lesne [1988].

Na FIG. 4.52, apresentam-se os resultados obtidos da aplicação aos dados experimentais deste trabalho à teoria da energia total absorvida. Os dados experimentais correspondem a ensaios de fadiga flexo-rotativa em 10 corpos-de-prova sendo que 5 deles foram submetidos à tensão de 259 MPa (50.000, 100.000, 150.000, 200.000 e 215.000 ciclos) e os outros 5 à tensão de 217 MPa (200.000, 400.000, 600.000, 800.000 e 1.000.000 ciclos).

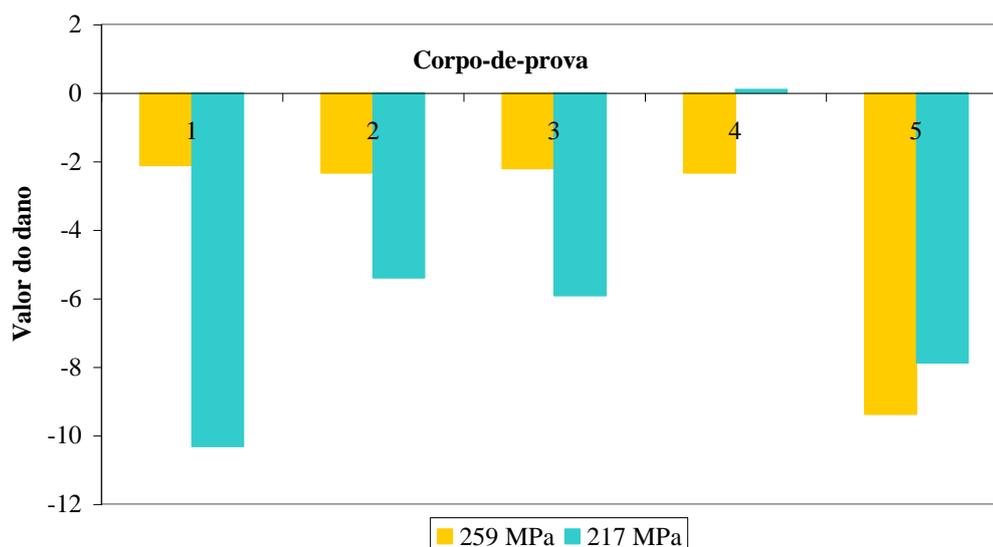


FIGURA 4.52 - Valores dos danos quando se utiliza a teoria da energia total absorvida.

4.10 - Medição de danos em ensaios de fadiga

Nesta seção, apresentam-se os resultados obtidos para as medições dos danos provocados por fadiga. Para isto, foram utilizadas técnicas indiretas de medição. Foram elas: medição do ruído magnético Barkhausen, da variação do módulo de elasticidade e medição da variação da microdureza. Os ensaios de fadiga utilizados para a introdução dos danos foram a fadiga flexo-rotativa e a axial.

4.10.1 - Medição de danos utilizando-se o ruído magnético Barkhausen

As medições foram realizadas em conjuntos de corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa e outros submetidos à fadiga axial.

4.10.1.1 - Medição de danos utilizando-se o ruído magnético Barkhausen em corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa

Os valores do ruído magnético Barkhausen foram medidos no meio dos corpos-de-prova, em 8 pontos de seu perímetro. Para cada ponto foram feitas no mínimo 15 medidas. Um gabarito colocado no corpo-de-prova garantiu que os pontos medidos fossem sempre os mesmos. O maior desvio padrão encontrado para as 15 medidas em cada ponto, é menor que 5% do valor lido.

Com a finalidade de se testar a técnica do ruído magnético Barkhausen nas medições de danos, um corpo-de-prova foi submetido à rotação na máquina de fadiga flexo-rotativa, sem carregamento. O valor do ruído magnético Barkhausen foi medido de zero (0) até 2.000.000 de ciclos, valor que é considerado como vida infinita. A relação entre o número de ciclos e o valor de $\frac{V_{ns}}{V_{no}}$ é mostrada na FIG. 4.53. O termo V_{no} é o valor **RMS** do ruído magnético Barkhausen (em milivolts), antes de se iniciar o ensaio. V_{ns} é o valor **RMS** do ruído magnético Barkhausen (em milivolts), para um determinado número de ciclos. Nessa figura, pode ser observado que a relação $\frac{V_{ns}}{V_{no}}$ não se altera com o número de ciclos.

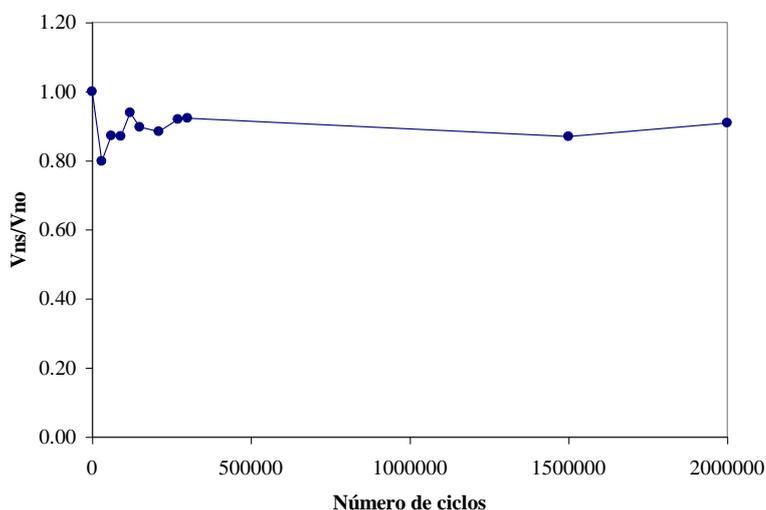


FIGURA 4.53 - Comportamento do valor **RMS** Barkhausen em relação ao número de ciclos para um corpo-de-prova sem carregamento.

Após o ensaio inicial sem aplicação de força, repetiu-se o mesmo procedimento aplicando-se uma tensão de 259 MPa, totalmente reversa, ao corpo-de-prova. Utilizando-se cinco corpos-de-

prova, mediu-se o ruído magnético Barkhausen para 0, 30.000, 60.000, 90.000, 120.000, 150.000, 210.000, 270.000, 300.000, 330.000, 360.000 ciclos. Os corpos-de-prova foram ensaiados até a ruptura. A leitura do valor **RMS** Barkhausen, (em milivolts) foi feita em oitos pontos da seção transversal do corpo-de-prova, após os mesmos terem sido colocados no gabarito especialmente projetado e construído para esta finalidade. Após a leitura os valores obtidos para os oitos pontos foram somados. Na FIG. 4.54, apresenta-se a relação entre o valor n_i/N_f e o valor de $\frac{V_{ns}}{V_{no}}$ para quatro corpos-de-prova. O termo n_i representa o número de ciclos da medição e N_f o número de ciclos correspondente à ruptura do corpo-de-prova.

Dos cinco corpos-de-prova examinados, somente um deles fraturou na seção de medição do valor Barkhausen. Os resultados obtidos para este corpo-de-prova estão apresentados na FIG. 4.55.

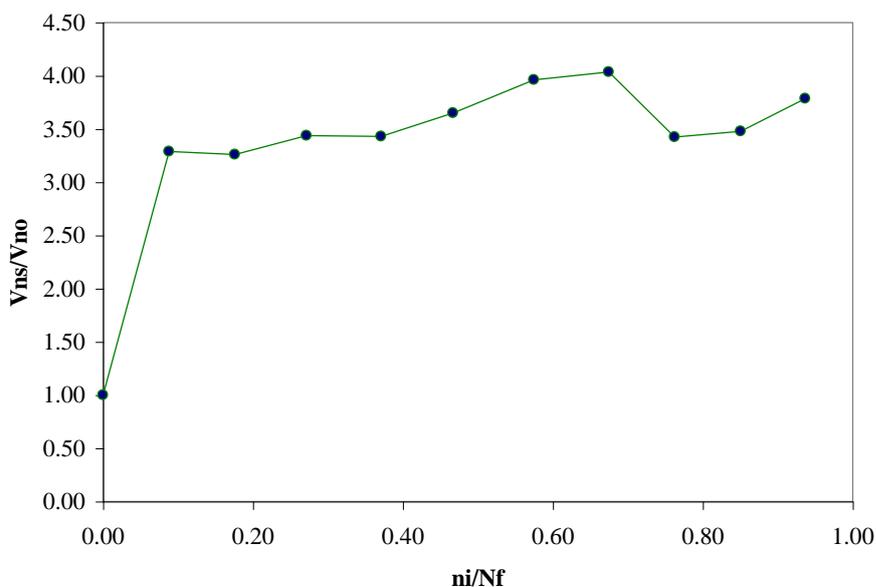


FIGURA 4.54 - Comportamento da relação $\frac{V_{ns}}{V_{no}}$ em relação ao crescimento dos ciclos de carregamento. Tensão 259 MPa. Valores médios em 4 corpos-de-prova.

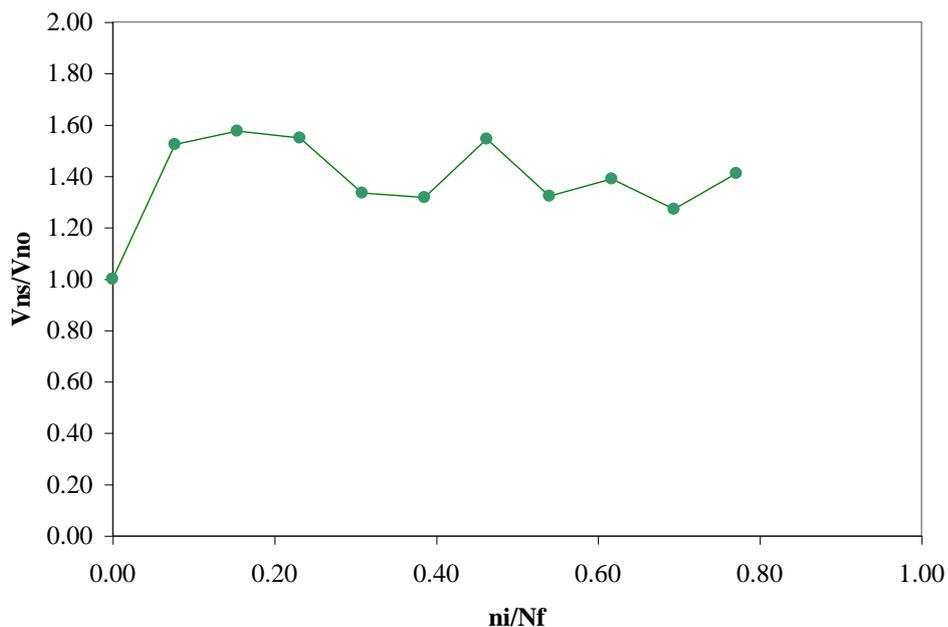


FIGURA 4.55 - Comportamento de $\frac{V_{ns}}{V_{no}}$ em relação ao crescimento do número de ciclos para o corpo-de-prova fraturado na posição de medição. Tensão 259 MPa.

Depois destes ensaios realizados, mais dois conjuntos de corpos-de-prova foram submetidos à fadiga flexo-rotativa. Um conjunto de 5 cinco corpos-de-prova foi submetido à tensão de 217 MPa e cada um a um único número de ciclos. O outro conjunto de corpos-de-prova foi submetido à tensão de 259 MPa. Como estes corpos-de-prova não foram levados à fratura para se determinar o N_f (número de ciclos correspondente à falha do material) utilizou-se os resultados das curvas S-N-P para ensaios refrigerados e tomou-se N_f 99% de probabilidade de falha. Nas FIG. 4.56 e 4.57 apresentam-se os resultados obtidos.

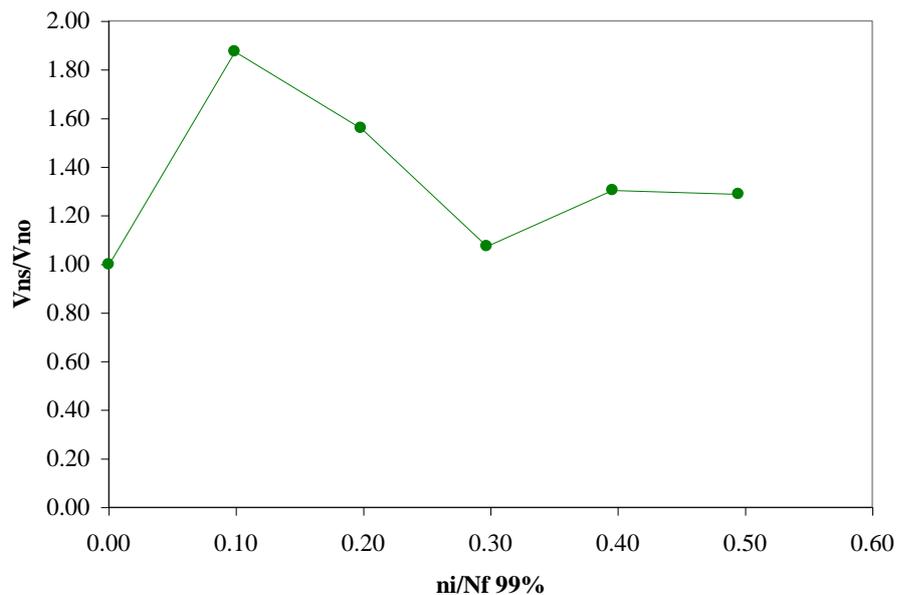


FIGURA 4.56 - Mudança do comportamento de $\frac{V_{ns}}{V_{no}}$ em relação ao crescimento do número de ciclos para 5 corpos-de-prova. Tensão 217 MPa. Cada ponto da medição foi em 1 corpo-de-prova.

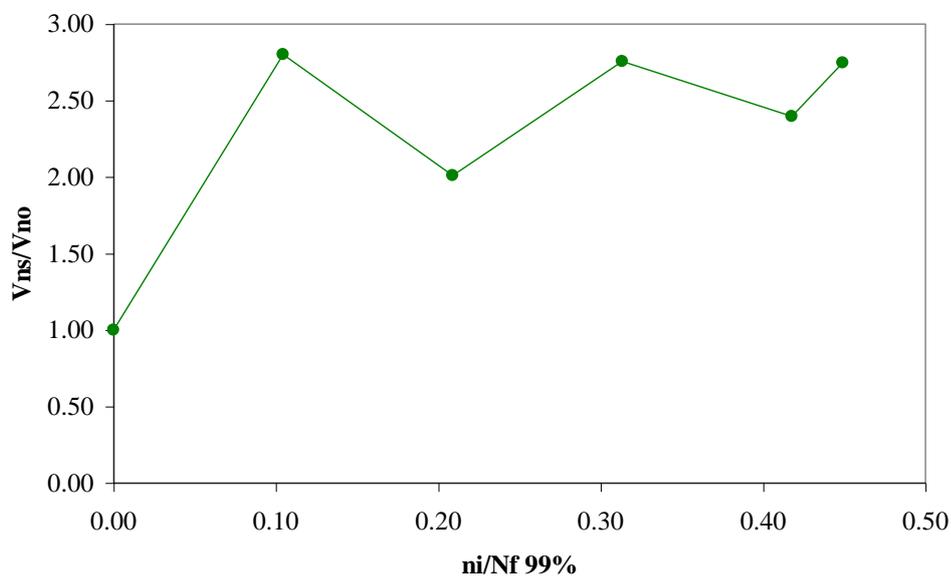


FIGURA 4.57 - Mudança do comportamento de $\frac{V_{ns}}{V_{no}}$ em relação ao crescimento do número de ciclos para 5 corpos-de-prova. Tensão 259 MPa. Cada ponto da medição foi em 1 corpo-de-prova.

4.10.1.2 - Medição de danos utilizando-se o ruído magnético Barkhausen em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial

Como foi mostrado nas FIG. 4.54 e 4.55, existe uma diferença na evolução do ruído magnético Barkhausen, em relação aos corpos-de-prova fraturados na região de medição e daqueles fraturados fora da região de medição. Na tentativa de se concentrar a produção de danos é que foi introduzido no trabalho ensaios de fadiga axial com corpos-de-prova que permitem esta concentração.

Para a realização dos ensaios de fadiga axial foi necessário a introdução de uma tensão mínima de tração igual a 31 MPa. Isto se deve ao fato das garras disponíveis para os ensaios não serem capaz de aplicarem uma tensão de compressão nos corpos-de-prova. Foram realizados ensaios com seis níveis de tensão máxima; 250 MPa, 259 MPa, 427 MPa, 485 MPa e 580 MPa. Para as tensões de 250 MPa e 259 MPa aplicou-se o carregamento com frequência de 60 Hz. Para as outras tensões a frequência foi de 40 Hz. Em todos os casos a carga foi aplicada na forma de uma senóide. As medições do ruído magnético Barkhausen foram feitas na parte central do corpo-de-prova (seção transversal retangular) nos dois lados maiores desta seção.

Na FIG. 4.58, apresentam-se os resultados obtidos na medição de danos em corpo-de-prova submetido à tensão de 250 MPa.

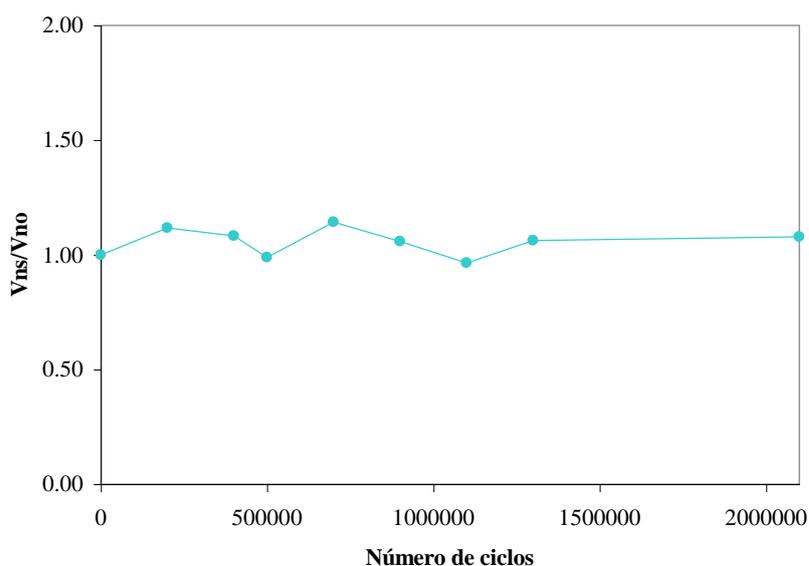


FIGURA 4.58 - Ruído magnético Barkhausen em corpo-de-prova submetido à fadiga axial.
Tensão máxima de 250 MPa.

Na FIG. 4.59, apresentam-se os resultados obtidos para a medição de danos em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial, com tensão aplicada de 259 MPa.

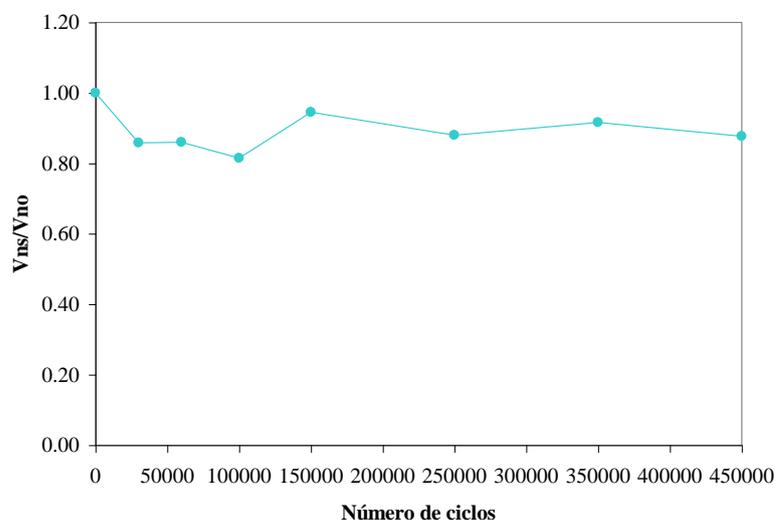


FIGURA 4.59 - Ruído magnético Barkhausen em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial. Tensão máxima de 259 MPa.

Como os corpos-de-prova submetidos às tensões de 250 MPa e de 259 MPa não apresentaram danos que possam ser medidos pelo ruído magnético Barkhausen, os valores das tensões aplicadas foram aumentadas para 427 MPa, 485 MPa e 580 MPa. Na FIG. 4.60, apresentam-se os resultados obtidos para a medição de danos em 3 corpos-de-prova submetidos à tensão de 427 MPa.

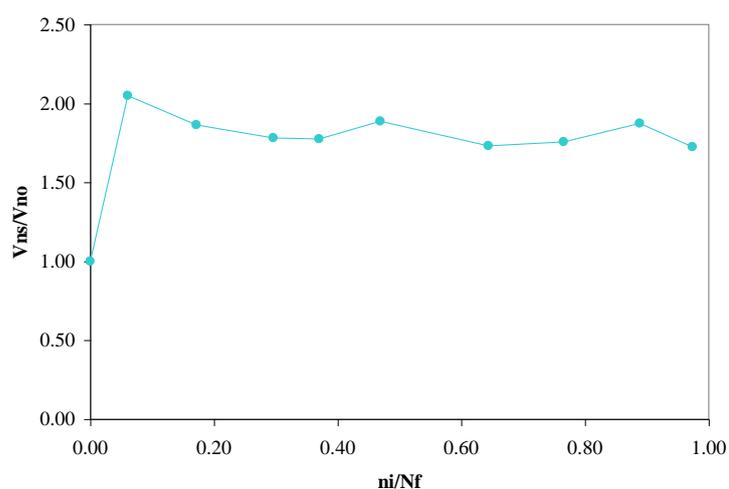


FIGURA 4.60 - Ruído magnético Barkhausen em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial. Tensão máxima de 427 MPa.

Na FIG. 4.61, apresentam-se os resultados para a medição de danos em 5 corpos-de-prova solicitados por fadiga axial cuja tensão máxima foi de 485 MPa.

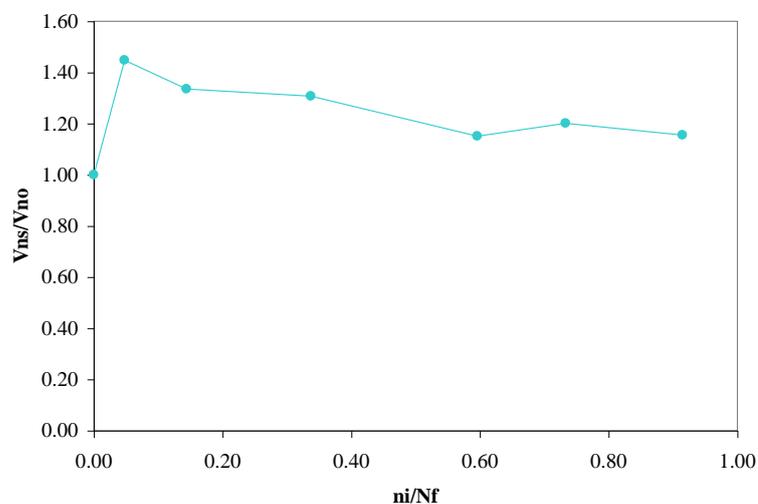


FIGURA 4.61 - Ruído magnético Barkhausen em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial.
Tensão máxima de 485 MPa.

Na FIG. 4.62, apresentam-se os resultados das medições de danos em 5 corpos-de-prova submetidos à fadiga axial, com tensão de 580 MPa.

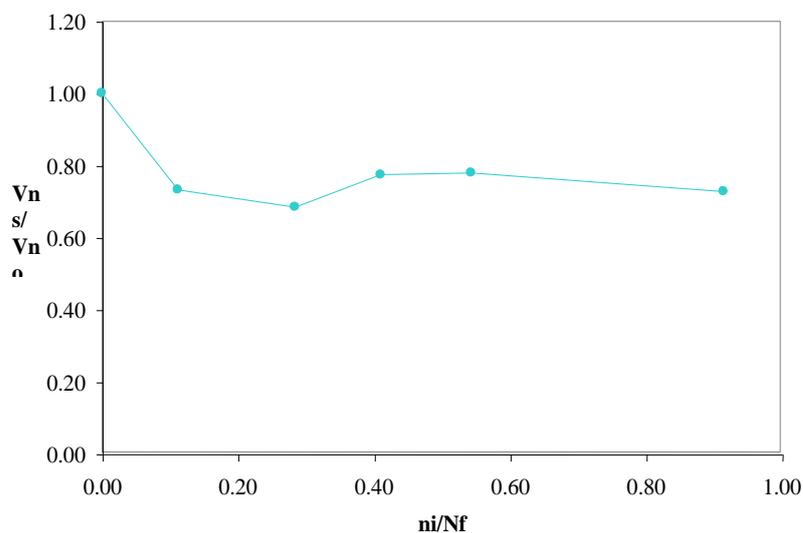


FIGURA 4.62 - Ruído magnético Barkhausen em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial.
Tensão máxima de 580 MPa.

Na FIG 4.63, o conjunto das medições obtidas para o ensaio de fadiga axial, utilizando-se o ruído magnético Barkhausen.

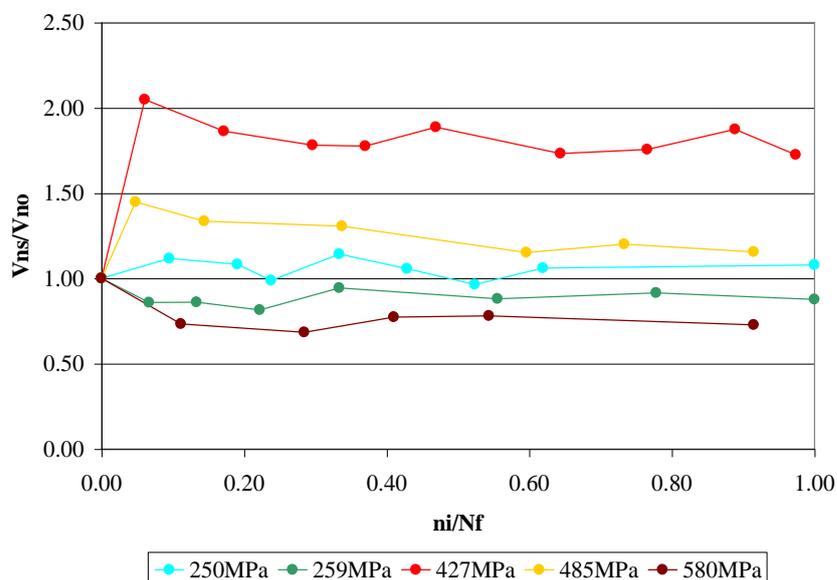


FIGURA 4.63 - Ruído magnético Barkhausen em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial. Consolidação.

4.10.2 - Medição de danos utilizando-se a variação do Módulo de Elasticidade de aço SAE 8620 quando submetido à fadiga

As medições foram realizadas em conjuntos de corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa e outros submetidos à fadiga axial.

4.10.2.1 - Medição de danos utilizando-se a variação do Módulo de Elasticidade em corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa

Foram utilizados 2 conjuntos de 5 corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa. Um conjunto foi submetido à tensão de 217 MPa e outro à tensão de 259 MPa. Em ambos casos $R_f = -1$. Os valores do Módulo de Elasticidade foram medidos no centro dos corpos-de-prova, após ensaios de fadiga, utilizando-se extensômetros elétricos. Cada corpo-de-prova foi submetido a um determinado número de ciclos. Os danos foram calculados utilizando-se a EQ. 2.112 [Lemaitre e Dufailly, 1987].

Na FIG. 4.64, apresentam-se os resultados obtidos para o conjunto de corpos-de-prova submetidos à tensão de 217 MPa.

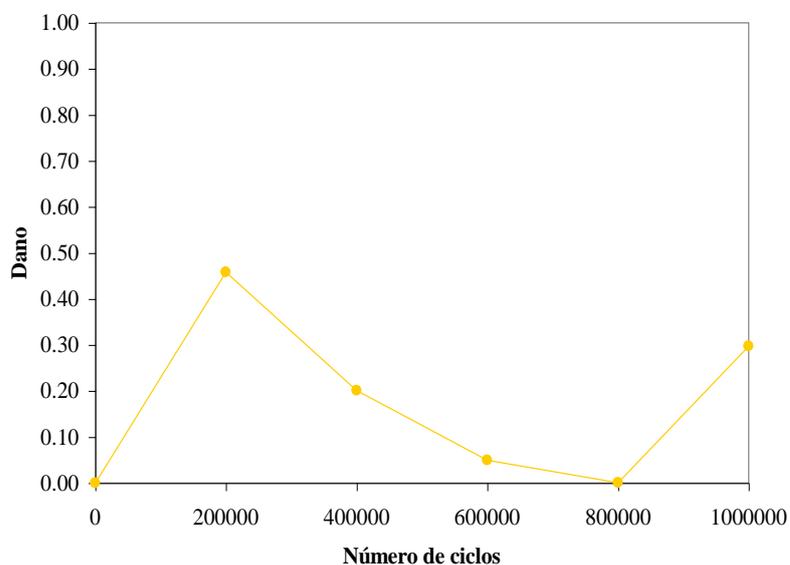


FIGURA 4.64 – Dano obtido através da variação do Módulo de Elasticidade de aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa. Tensão aplicada 217 MPa.

Na FIG. 4.65, apresentam-se os danos obtidos através da variação do Módulo de Elasticidade quando os corpos-de-prova estão submetidos à tensão de 259 MPa.

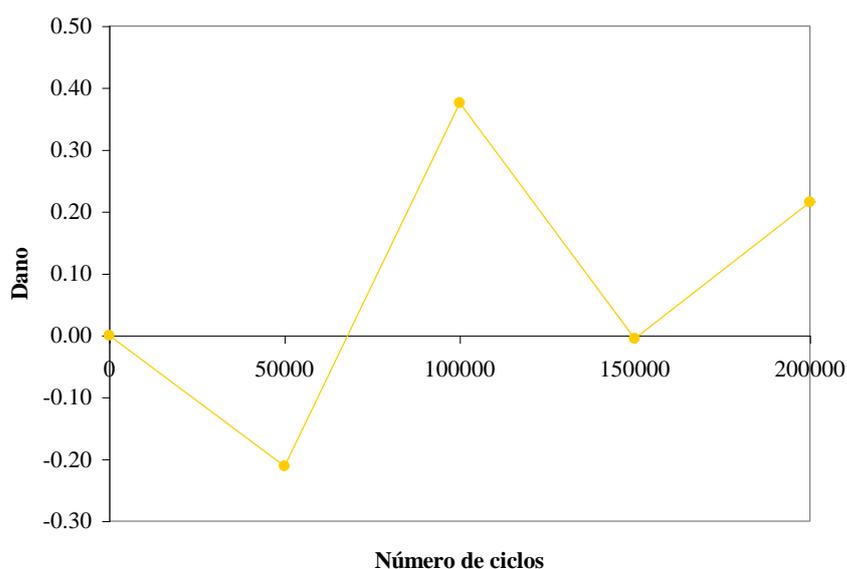


FIGURA 4.65 - Dano obtido através da variação do Módulo de Elasticidade de aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa. Tensão aplicada 259 MPa.

Na FIG. 4.66, apresentam-se os resultados médios para as solicitações de 217 MPa e 259 MPa, independente do número de ciclos a que foi submetido cada corpo-de-prova separadamente.

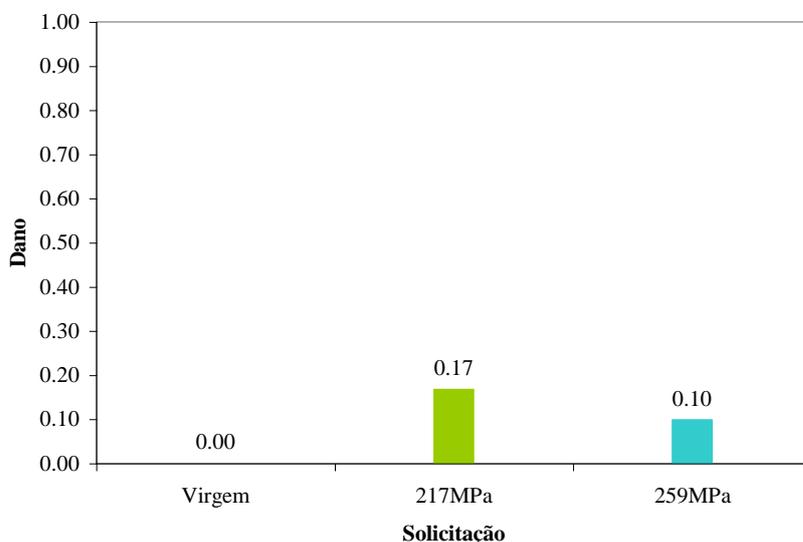


FIGURA 4.66 – Variação média do dano utilizando-se o Módulo de Elasticidade de aço SAE 8620 em corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa.

4.10.2.2 - Medição de danos utilizando-se a variação do Módulo de Elasticidade em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial

Utilizou-se 6 conjuntos de corpos-de-prova para a determinação da variação do Módulo de Elasticidade de aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Em todos utilizou-se uma tensão mínima de 30 MPa e as tensões máximas foram de 175 MPa (1 corpo-de-prova), 427 MPa (5 corpos-de-prova), 485 MPa (7 corpos-de-prova), 580 MPa (8 corpos-de-prova), solicitação crescente (580 MPa e 3.000 ciclos e depois 485 MPa e 50.000 ciclos) e solicitação decrescente (485 MPa e 50.000 ciclos e depois 580 MPa e 3.000 ciclos). Cada corpo-de-prova foi submetido a um único número de ciclos, com exceção das solicitações crescente e decrescente. A colagem dos extensômetros elétricos foi após a solicitação de fadiga e no centro dos mesmos. O primeiro ponto em cada figura é o dano referente ao corpo-de-prova virgem.

Na FIG. 4.67, apresentam-se os resultados obtidos para a tensão de 175 MPa.

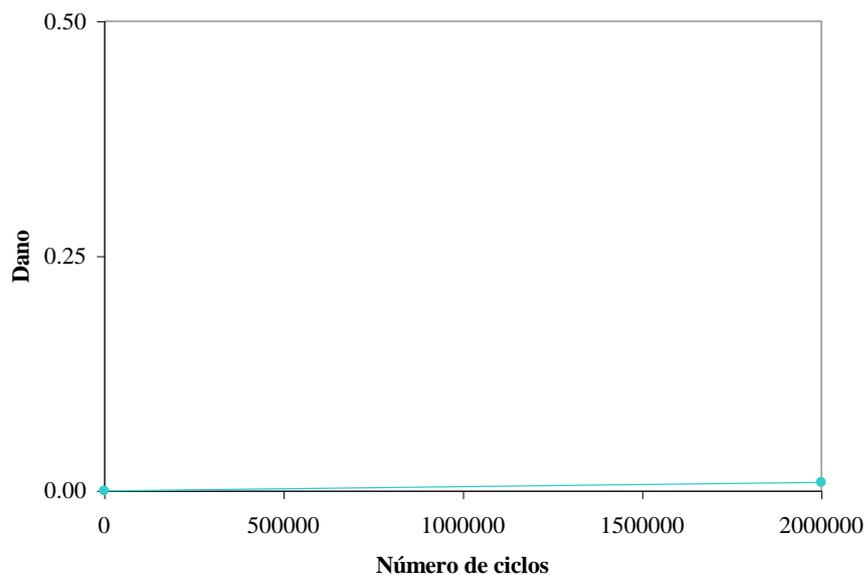


FIGURA 4.67 - Dano obtido através da variação do Módulo de Elasticidade de aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Tensão aplicada 175 MPa.

Na FIG. 4.68, apresentam-se os resultados obtidos para o aço SAE 8620 submetidos à fadiga axial com tensão máxima de 427 MPa.

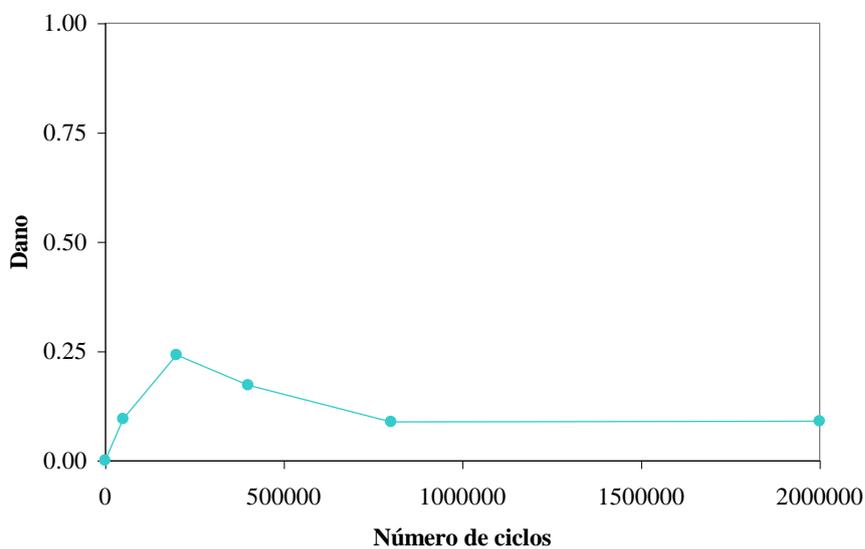


FIGURA 4.68 - Dano obtido através da variação do Módulo de Elasticidade de aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Tensão aplicada 427 MPa.

Na FIG. 4.69, os resultados apresentados são referentes aos ensaios com tensão máxima de 485 MPa.

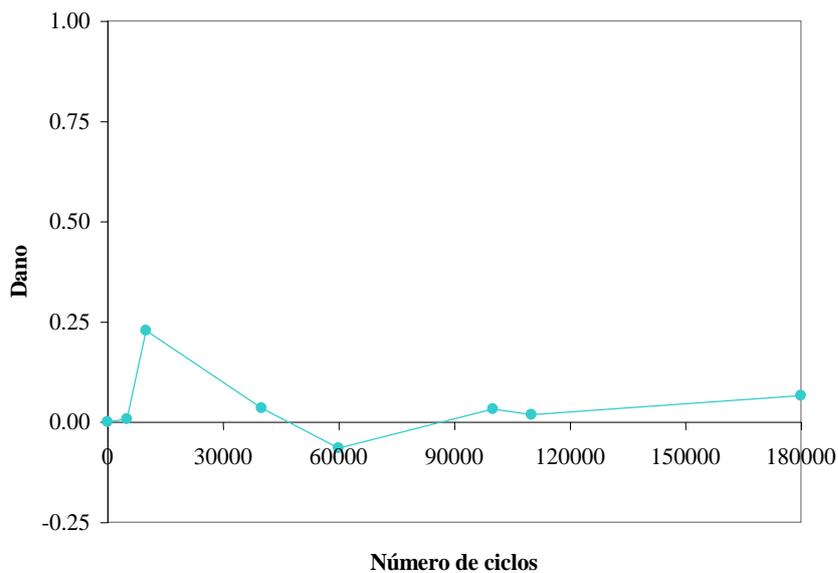


FIGURA 4.69 - Dano obtido através da variação do Módulo de Elasticidade de aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Tensão aplicada 485 MPa.

Na FIG. 4.70, os resultados são referentes à tensão máxima de 580 MPa.

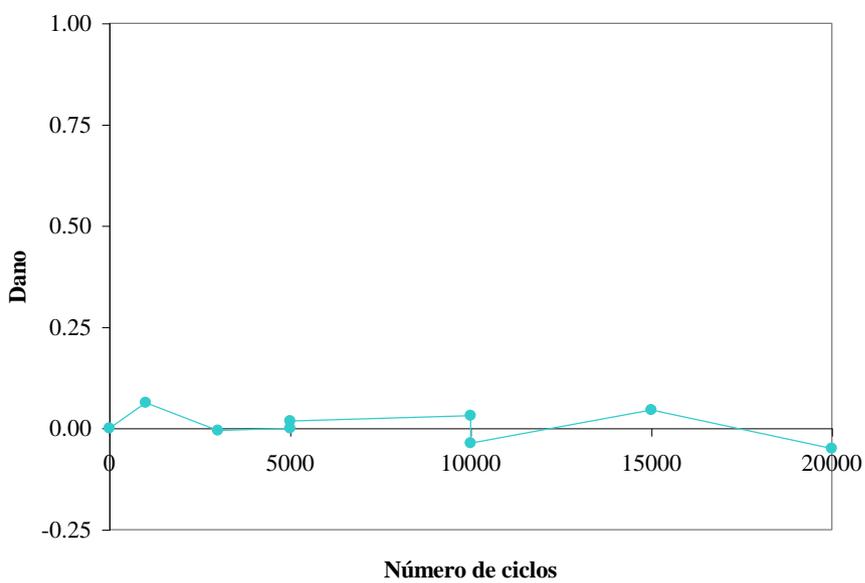


FIGURA 4.70 - Dano obtido através da variação do Módulo de Elasticidade de aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Tensão aplicada 580 MPa.

Na FIG. 4.71, apresentam-se os resultados dos danos obtidos com solicitações crescentes.

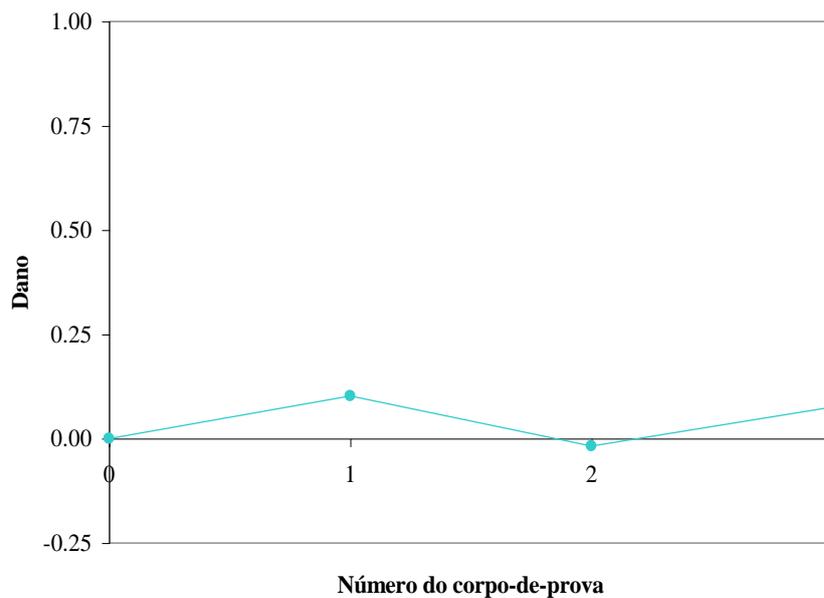


FIGURA 4.71 - Dano obtido através da variação do Módulo de Elasticidade de aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Solicitação crescente.

Na FIG. 4.72, apresentam-se os resultados dos danos obtidos com solicitações decrescente.

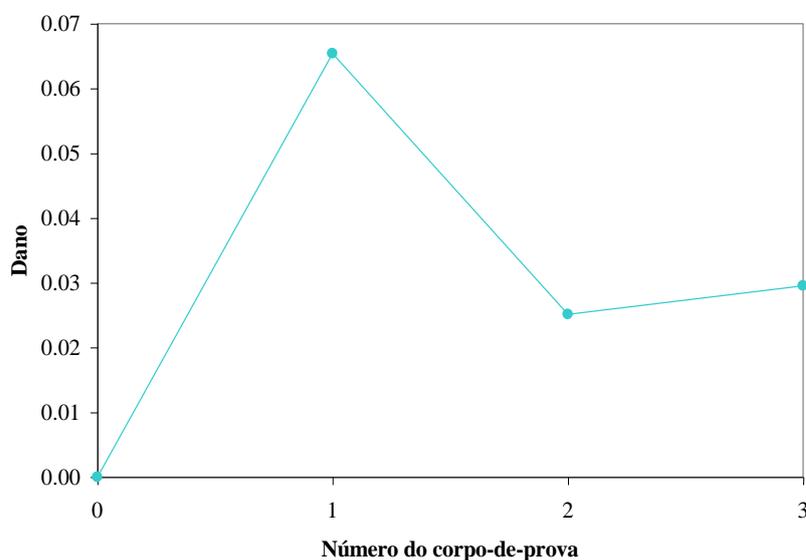


FIGURA 4.72 - Dano obtido através da variação do Módulo de Elasticidade de aço SAE 8620 submetido à fadiga axial. Solicitação decrescente.

Na FIG. 4.73, apresentam-se os resultados médios, para os ensaios de fadiga flexo-rotativa e axial, obtidos independentes do número de ciclos a que cada corpo-de-prova foi submetido. Nessa Figura, R é usado para ensaios de fadiga flexo-rotativa e A para ensaios de fadiga axial.

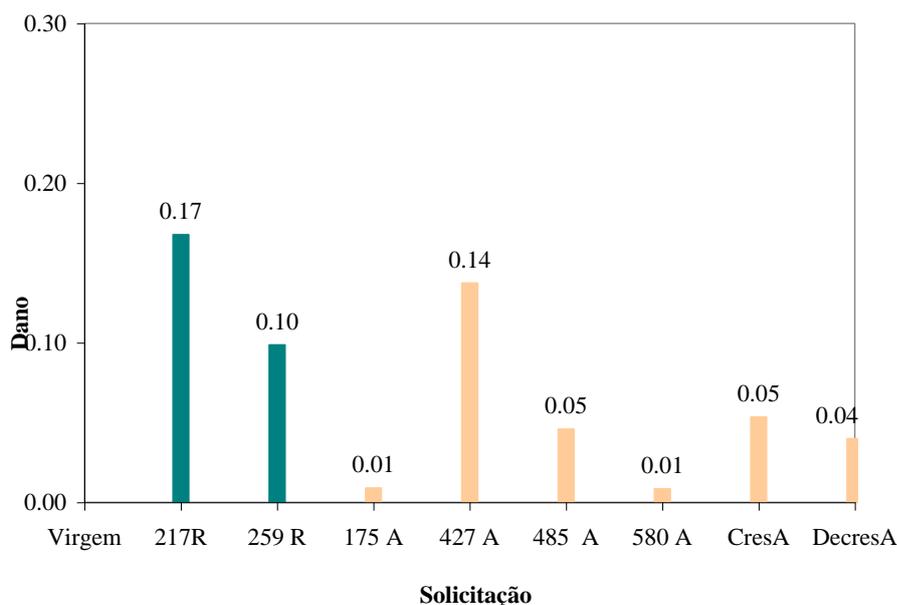


FIGURA 4.73 – Danos médios obtidos para aço SAE 8620, obtidos através da variação do Módulo de Elasticidade. Fadiga flexo-rotativa e axial.

4.10.3 - Medição de danos utilizando-se a variação da microdureza

A finalidade de se medir danos utilizando-se a variação da microdureza em corpos-de-prova de aço SAE 8620 é verificar a teoria apresentada por Lemaitre, Dufailly e Billardon e dita como uma das mais promissoras [Lemaitre e Dufailly, 1987].

4.10.3.1 - Medição de danos utilizando-se a variação da microdureza em corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa

Foram ensaiados 10 de corpos-de-prova, 5 à tensão de 217 MPa e 5 à tensão de 259 MPa. Cada corpo-de-prova foi submetido a um único número de ciclos. Após o número de ciclos aplicado, mediu-se a microdureza na superfície do mesmo. Depois destas medições os corpos-de-prova foram cortados para medição da microdureza em suas secções transversais. Ambas medições foram no centro dos corpos-de-prova. O dano foi calculado conforme a EQ. 2.128.

Na FIG. 4.74, apresentam-se os resultados dos danos para a tensão aplicada de 217 MPa, medidos na superfície dos corpos-de-prova.

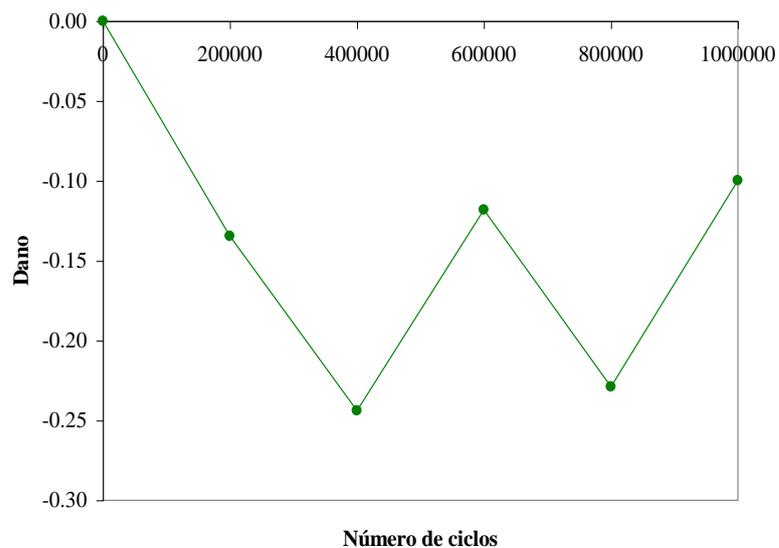


FIGURA 4.74 - Dano obtido através da variação da microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa, com tensão aplicada de 217 MPa. Medições na superfície dos corpos-de-prova.

Na FIG. 4.75, apresentam-se os resultados dos danos para a tensão de 259 MPa. Medições na superfície dos corpos-de-prova.

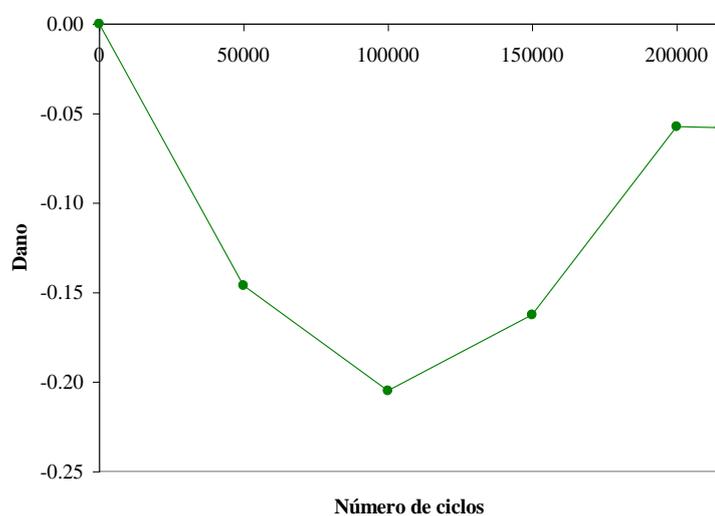


FIGURA 4.75 - Dano obtido através da variação da microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa, com tensão aplicada de 259 MPa. Medições na superfície dos corpos-de-prova.

Na FIG. 4.76, apresentam-se os resultados dos danos para a tensão aplicada de 217 MPa, medidos na seção transversal dos corpos-de-prova.

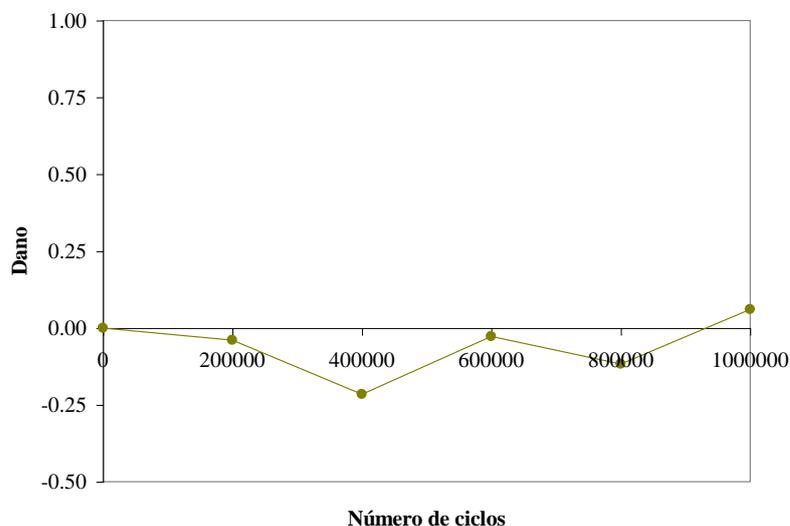


FIGURA 4.76 - Danos obtidos através da variação da microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa, com tensão aplicada de 217 MPa. Medições na seção transversal dos corpos-de-prova.

Na FIG. 4.77, apresentam-se os resultados dos danos para a tensão de 259 MPa. Medições na seção transversal dos corpos-de-prova.

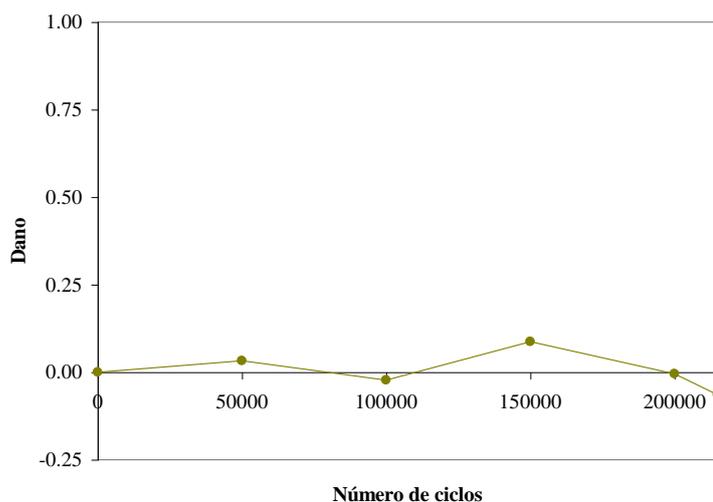


FIGURA 4.77 - Danos obtidos através da variação da microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga flexo-rotativa, com tensão aplicada de 259 MPa. Medições na seção transversal dos corpos-de-prova.

4.10.3.2 - Medição de danos utilizando-se a variação da microdureza em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial

As medições dos danos em corpos-de-prova submetidos à fadiga axial foram feitas após o rompimento por fadiga dos mesmos. As medições foram feitas em dois conjuntos de corpos-de-prova (cada um com 5) na seção transversal onde eles sofreram a fratura.

Na FIG. 4.78, apresentam-se os resultados dos danos quando a tensão axial aplicada foi de 485 MPa.

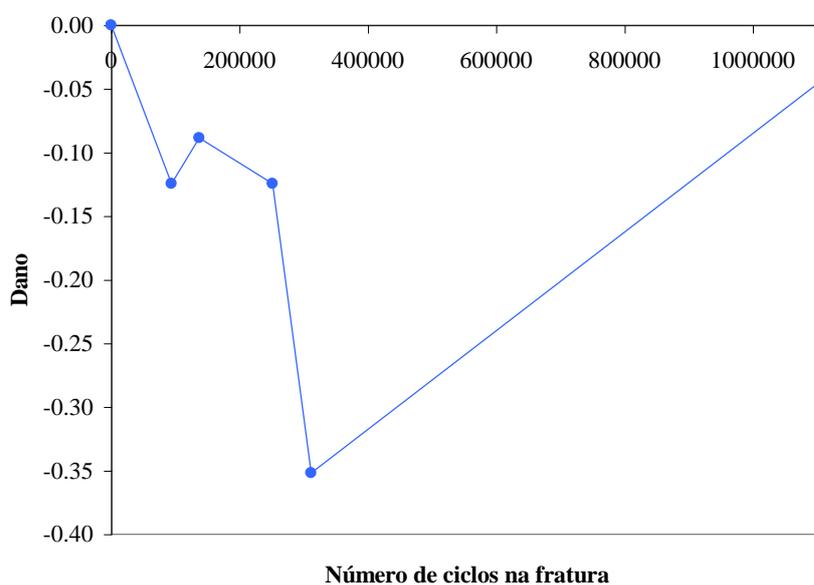


FIGURA 4.78 - Danos obtidos através da variação da microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga axial, com tensão aplicada de 485 MPa. Medições na seção transversal dos corpos-de-prova.

Na FIG. 4.79, apresentam-se os resultados das medições dos danos para os corpos-de-prova submetidos à tensão axial de 580 MPa.

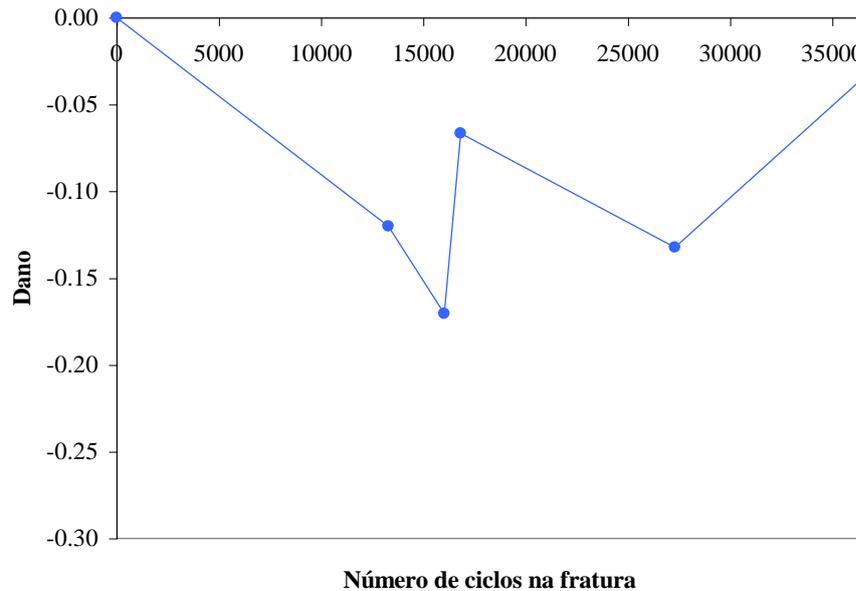


FIGURA 4.79 - Danos obtidos através da variação da microdureza em aço SAE 8620 submetido à fadiga axial, com tensão aplicada de 580 MPa. Medições na seção transversal dos corpos-de-prova.

4.11 - Proposta de uma metodologia para cálculo de danos: Teoria das médias das tensões atuantes

Após estudos teóricos e verificações experimentais das teorias selecionadas observou-se que nenhuma delas levava em consideração a história das tensões passadas, de uma forma clara e objetiva. O dano total é obtido através da 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 média aritmética das tensões aplicadas. Procura-se assim considerar o efeito das tensões aplicadas anteriormente. Na tentativa de propor uma teoria que leve em consideração as tensões envolvidas na danificação de materiais por fadiga, sugere-se a teoria que se apresenta na EQ. 4.5.

$$D = \sum_{i=1}^n D_i = D_1 + D_2 + D_3 + \dots$$

$$D = \frac{n_1 \times \sigma_1}{N_1 \times \sigma_1} + \frac{n_2 \times \left(\frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \right)}{N_2 \times \sigma_2} + \frac{n_3 \times \left(\frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \right)}{N_3 \times \sigma_3} + \frac{n_4 \times \left(\frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 + \sigma_4}{4} \right)}{N_4 \times \sigma_4} + \dots (4.5)$$

A proposta desta teoria é levar em consideração a média aritmética das tensões atuantes na danificação dos materiais, provocada por fadiga. Nesta teoria, n_1 é o número de ciclos que o corpo-de-prova foi submetido à tensão alternada σ_1 , N_1 é o número de ciclos correspondente à vida do componente sob esta tensão, retirado das curvas S-N-P, e assim sucessivamente.

Na FIG. 4.80, apresentam-se os resultados desta teoria, quando aplicada aos ensaios realizados em corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa.

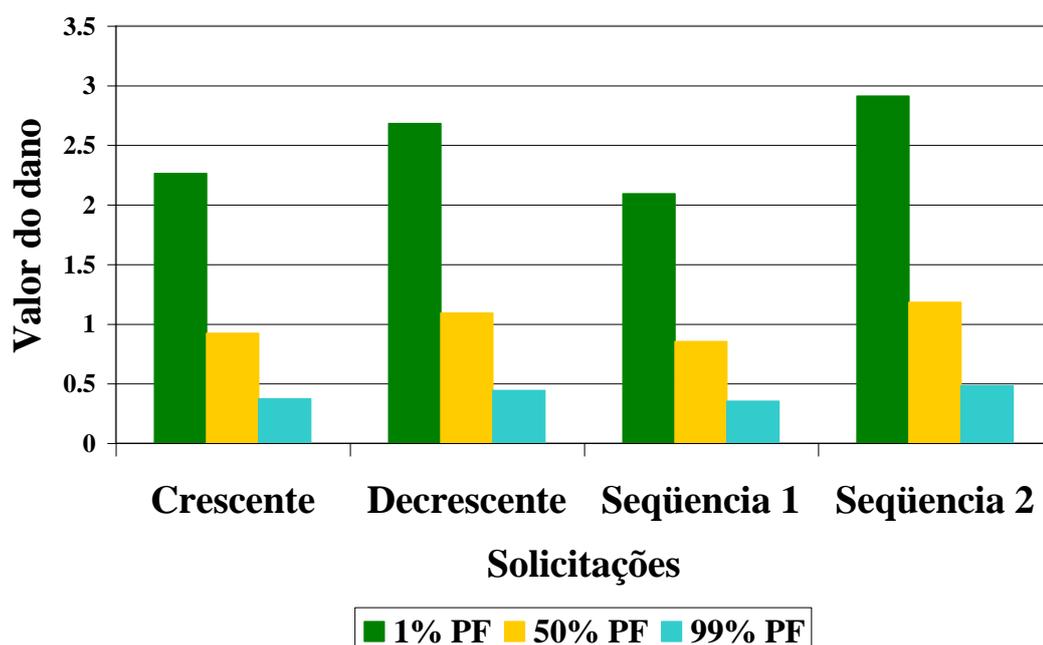


FIGURA 4.80 – Resultados da aplicação da teoria das médias das tensões atuantes.

4.12 - Incerteza de medição

4.12.1 - Incerteza de medição do número de ciclos

Nas máquinas de ensaios de fadiga flexo-rotativas a incerteza é, por construção, ± 1 ciclo. Em relação à máquina de ensaios de fadiga axial, Instron 8202, os catálogos não apresentam nada em relação à incerteza na medição dos números de ciclos.

4.12.2 - Incerteza de medição das tensões de flexão

O que se apresenta neste item é o valor da incerteza de medição para o maior valor da tensão de flexão utilizada neste trabalho que é de 259 MPa, que corresponde a uma força de 3012,6 gf.

Como foi mostrado no item 2.10, a tensão de flexão é dada pela equação $\sigma = \frac{32 \times F \times L}{\pi \times D^3}$.

$$F = 3012,6gf \pm 2\%; \quad D = 8,0 \pm 0,01mm; \quad L = 99 \pm 5mm$$

$$U_{95,45\%; \infty}(\sigma) = 2\% = 60gf \rightarrow u_{98\%; \infty}(\sigma) = \frac{60}{2} = 30gf$$

$$U_{95,45\%; \infty}(D) = 0,01mm \rightarrow u_{98\%; \infty}(D) = \frac{0,01}{2} = 0,005mm$$

$$U_{95,45\%; \infty}(L) = 5mm \rightarrow u_{98\%; \infty}(L) = \frac{5}{2} = 2,5mm$$

Aplicando estes valores na equação de $u^2(\sigma)$ tem-se:

$$u^2(\sigma) = \left[\left(\frac{32 \times 99}{\pi \times 8^3} \times 30 \right)^2 + \left(\frac{96 \times 3012,60 \times 99}{\pi \times 8^4} \times 0,005 \right)^2 + \left(\frac{32 \times 3012,60}{\pi \times 8^3} \times 2,5 \right)^2 \right]$$

$$u^2(\sigma) = 26092 \left(\frac{gf}{mm^2} \right)^2; \quad u(\sigma) = 161,53 \frac{gf}{mm^2}$$

Expandindo para 95,45% tem-se: $U_{95,45\%}(\sigma) = u(\sigma) \times 2 = 161,53 \times 2 = 323,06 \frac{gf}{mm^2}$.

Portanto, em termos de MPa tem-se que a incerteza da máxima tensão de flexão é 3,23 MPa, ou seja

$$U_{FLEXÃO} = \pm 3,23MPa.$$

4.12.3 - Incerteza de medição das deformações

As medições das deformações foram feitas utilizando-se extensômetros elétricos QFLA-3 de fabricação TML e o equipamento de medição foi o Agilent 34970A com o módulo HP34902A. O

que se apresenta neste item é a avaliação da incerteza associada a uma deformação que entrou no cálculo do Módulo de Elasticidade do material virgem. Foi escolhido um valor típico para a determinação da incerteza, já que foram realizadas centenas de medições de deformações.

A incerteza na medição de resistência utilizando-se o equipamento em questão (após 1 ano de uso) é dado por: 0,01% da leitura + 0,001% da faixa utilizada para medição, que no caso deste trabalho é de 1000Ω . A resistência inicial foi de $R_i = 119,67\Omega$ e a resistência final foi de $R_f = 120,18\Omega$. Portanto, pode-se escrever: $R_i = 119,67 \pm 0,0219\Omega$ e $R_f = 120,18 \pm 0,0220\Omega$. O valor do $K_{SG} = 2,14 \pm 1\%$. Aplicando-se a mesma metodologia do item anterior nas equações do item 2.10.12 tem-se:

$$U_{(5,45;\infty)}(R_f) = 0,0220\Omega \rightarrow u_{(5,45;\infty)}(R_f) = \frac{0,0220}{2} = 0,011$$

$$U_{(5,45;\infty)}(R_i) = 0,0219\Omega \rightarrow u_{(5,45;\infty)}(R_i) = \frac{0,0219}{2} = 0,0109$$

$$U_{(5,45;\infty)}(K_{SG}) = 0,214 \rightarrow u_{(5,45;\infty)}(K_{SG}) = \frac{0,0214}{2} = 0,0107$$

Aplicando estes valores na equação de u^2 tem-se:

$$u^2 = \left[\left(\frac{1 \times 0,011}{119,67 \times 2,14} \right)^2 + \left(\frac{120,18 \times 0,0109}{119,67^2 \times 2,14} \right)^2 + \left(\left(\frac{-120,18}{119,67 \times 2,14^2} + \frac{1}{2,14^2} \right) \times 0,0107 \right)^2 \right]$$

$$u = 4,6 \times 10^{-5}$$

Expandindo para 95,45% tem-se: $U_{(5,45\%)} = u \times 2 = 9,21 \times 10^{-5}$

Portanto, em termos de $\frac{\mu m}{m}$ tem-se que a incerteza da deformação é $9,21 \times 10^{-5}$.

4.12.4 - Incerteza de medição das tensões axiais

As tensões axiais foram obtidas por aplicação de força em corpos-de-prova, utilizando-se a máquina Instron TDML, de 10 toneladas. Foi escolhido um valor típico para a determinação da incerteza, já que foram realizadas centenas de medições de força. A força típica escolhida foi a que corresponde ao dobro do Limite de Resistência, aproximadamente 20.000 N.

De acordo com relatório de calibração desta máquina, a incerteza associada ao fundo de escala é 1200 N para 100.000 N, o que corresponde a 240 N para a força típica selecionada. A incerteza do micrômetro utilizado para medição das dimensões dos corpos-de-prova é de 0,01 mm.

$$U_{(5,45; \infty)}(F) = 24\text{kgf} \rightarrow u_{(8\%; \infty)}(F) = \frac{24}{2} = 12\text{kgf}$$

$$U_{(5,45; \infty)}(d) = 0,01\text{mm} \rightarrow u_{(8\%; \infty)}(d) = \frac{0,01}{2} = 0,005\text{mm}$$

$$U_{(5,45; \infty)}(L) = 0,01\text{mm} \rightarrow u_{(8; \infty)}(L) = \frac{0,01}{2} = 0,005\text{mm}$$

$$\text{Logo, } u^2(\sigma_{ax}) = \left[\left(\frac{1 \times 12}{8 \times 2} \right)^2 + \left(\frac{-2000 \times 0,005}{8^2 \times 2} \right)^2 + \left(\frac{-2000 \times 0,005}{2^2 \times 8} \right)^2 \right]$$

$$u(\sigma_{ax}) = 8,2\text{MPa}$$

$$U_{(5,45)}(\sigma_{ax}) = u(\sigma_{ax}) \times 2 = 8,2 \times 2 = 16,4\text{MPa}$$

4.12.5 - Incerteza de medição do Módulo de Elasticidade

A incerteza a ser levantada será do Módulo de Elasticidade, de um dos corpos-de-prova do material virgem e para a última das tensões da curva tensão×deformação.

A tensão é de 302 MPa e a deformação correspondente é de 0,0014749μm/m.

$$U_{(5,45; \infty)}(\sigma_{ax}) = 16,4\text{MPa} \rightarrow u_{(8\%; \infty)}(\sigma_{ax}) = \frac{16,4}{2} = 8,2\text{MPa}$$

$$U_{(5,45; \infty)} = 9,21 \times 10^{-5} \rightarrow u_{(8\%; \infty)} = \frac{9,21 \times 10^{-5}}{2} = 4,6 \times 10^{-5}$$

$$u^2 = \left[\left(\frac{1}{0,0014749} \times 8,2 \right)^2 + \left(\frac{-302}{0,0014749^2} \times 4,6 \times 10^{-5} \right)^2 \right]$$

$$u = 8467 \text{ MPa}$$

$$U_{(5,45)} = u \times 2 = 16934 \text{ MPa}$$

4.12.6 - Incerteza de medição do ruído magnético Barkhausen

Tratamento estatístico dos valores **RMS** determinaram que a incerteza associada é de $\pm 3\%$ do valor lido.

4.12.7 - Incerteza de medição da dureza

De acordo com certificado de calibração, a máquina de dureza Wolpert do Laboratório de Ensaios mecânicos do CDTN tem uma incerteza de $\pm 0,9\%$ do Valor Final do Fundo de Escala que é de 2006 HV. Assim a incerteza da medição da Dureza é $U(HV) = \pm 18HV$

4.12.8 - Incerteza de medição da microdureza

O equipamento de microdureza Durimet/Zeiss tem incerteza associada, a qualquer valor medido dentro de sua faixa de trabalho, de $\pm 4 HV$. Este valor foi obtido de um Relatório Técnico que leva em consideração todas as variáveis que entram na medição da microdureza.

CAPÍTULO 5 - DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

5.1 - Introdução

A análise dos resultados da TAB. 4.1 indica que as propriedades Limite de Escoamento, Limite de Ruptura e o Limite de Resistência, encontrados experimentalmente, estão dentro da faixa nominal do aço SAE 8620 [Smith, 1981].

A rugosidade medida, $R_A = 0,02 \mu m / m$, na seção de teste dos corpos-de-prova submetidos à fadiga, item 4.3, é muito menor que $0,2 \mu m$, sugerida pela norma ASTM E 466-96.

5.2 - Variação das propriedades mecânicas do aço SAE 8620 quando submetidos à fadiga flexo-rotativa e axial

Para os corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa à tensão de 259 MPa, não foi observada variação significativa para os Limites de Escoamento, de Resistência e de Ruptura em função do número de ciclos aplicados, como pode ser visto na FIG. 4.11. Variação significativa foi observada para o Módulo de Elasticidade.

Para os corpos-de-prova submetidos à tensão de 217 MPa (fadiga flexo-rotativa), variação expressiva foi observada para as quatro propriedades mecânicas citadas acima, conforme pode ser observado na FIG. 4.12.

Quando corpos-de-prova foram submetidos a um conjunto de tensões (fadiga flexo-rotativa) no sentido crescente (198, 217, 236 e 259 MPa), os resultados obtidos para os Limites de Escoamento, de Resistência, de Ruptura foram menores que para as solicitações no sentido decrescente (259, 236, 217 e 198 MPa), como pode ser visto na FIG. 4.13.

Ainda analisando-se a FIG. 4.13 nas solicitações estudadas para a fadiga flexo-rotativa e considerando-se o valor médio (independente do número de ciclos), houve aumento do Limite de Escoamento do Limite de Resistência e de Ruptura (exceto para o Limite de Ruptura no caso das solicitação crescente e decrescente) em relação ao material virgem. O Módulo de Elasticidade

diminuiu 12% para 217 MPa e 20% para 259 MPa. A variação observada está relacionada ao fenômeno de encruamento ou amolecimento do material.

Para os corpos-de-prova submetidos à fadiga axial, Figuras 4.16 a 4.20, observou-se uma grande variação do Módulo de Elasticidade em função do número de ciclos. Para a tensão aplicada de 427 MPa foi observada pequena variação para o Limite de escoamento e grande variação para os Limites de Resistência e de Ruptura. Para a tensão de 485 MPa todas as propriedades mecânicas medidas variam com o número de ciclos aplicados. Para a tensão de 580 MPa pouca variação foi observada para os Limites de escoamento, de Resistência e de Ruptura.

Quando corpos-de-prova foram submetidos a um conjunto de tensões (fadiga axial) no sentido crescente os resultados obtidos para os Limites de escoamento, de Resistência, de Ruptura e para o Módulo de Elasticidade foram maiores que para as solicitações no sentido decrescente como pode ser visto na FIG. 4.20. Esses resultados foram contrários aos obtidos para os corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa.

Comparando-se os valores médios, independentes do número de ciclos e das tensões aplicadas, observa-se que o Limite de escoamento e de Ruptura para os corpos-de-prova submetidos à fadiga axial sofreram maior variação do que os submetidos à fadiga flexo-rotativa. Para o Limite de Resistência e para o Módulo de Elasticidade ocorre exatamente o contrário: maior variação para os corpos-de-prova submetidos a ensaios flexo-rotativos. Na FIG. 5.1, apresenta-se estes resultados.

5.3 - Variação da dureza de aço SAE 8620 quando submetidos à fadiga flexo-rotativa e axial

Para os dois conjuntos de corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa, as durezas foram medidas na superfície dos mesmos. Não foi observada variação com o número de ciclos e nem entre os dois conjuntos, um testado com a tensão de 217 MPa e o outro com a tensão de 259 MPa, (FIG. 4.21 e 4.22, respectivamente). As durezas foram medidas também em corpos-de-prova utilizados no traçado das curvas S-N-P, refrigeradas e não refrigeradas. Foi observado um pequeno aumento da dureza nos corpos-de-prova ensaiados sem refrigeração, para as tensões de 258 MPa e 297 MPa, (FIG. 4.23). Para os corpos-de-prova que sofreram fadiga no sentido crescente e para aqueles que sofreram no sentido decrescente as medições de dureza foram realizadas após rompimento dos mesmos. Nenhuma variação significativa foi encontrada, (FIG. 4.24). Quando se

compara todas as durezas medidas nos ensaios de fadiga flexo-rotativa entre si e com o material virgem, (FIG. 4.25), pode-se afirmar que a dureza varia pouco, exceto para os ensaios realizados sem refrigeração à tensões de 258 MPa e 279 MPa.

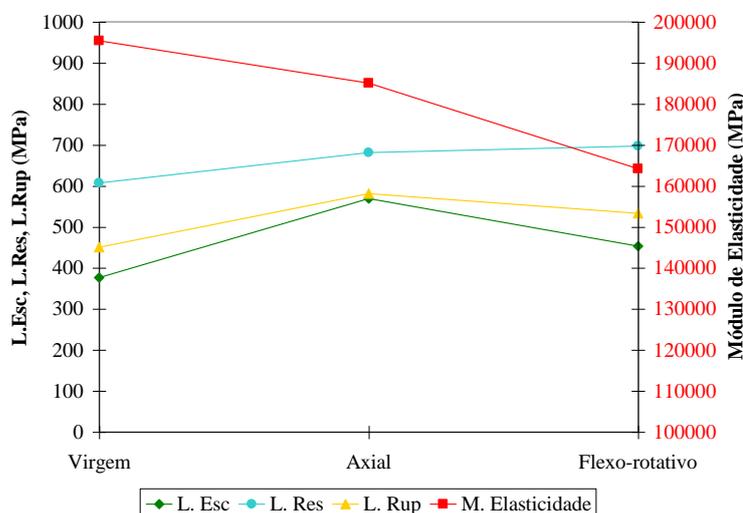


FIGURA 5.1 – Comparação de propriedades mecânicas de aço SAE 8620 utilizando-se seus valores médios quando submetidos à fadiga axial e flexo-rotativa.

Para os corpos-de-prova submetidos à fadiga axial os valores de dureza foram medidos na seção transversal após os mesmos romperem-se por fadiga. Não foi observada variação significativa da dureza com o número de ciclos, (FIG. 4.26 e 4.27). Para os corpos-de-prova que após terem sido submetidos à fadiga, foram ensaiados à tração, o valor da dureza foi bem maior do que aqueles que só foram submetidos à fadiga, FIG. 4.28. Isto se deve à deformação plástica do ensaio de tração e não à fadiga.

Os maiores valores de dureza encontrados para os corpos-de-prova submetidos à fadiga axial, em relação aos submetidos à fadiga flexo-rotativa, podem ser atribuídos ao maior valor da tensão aplicada nos ensaios axiais. Estes valores, bem maiores que o Limite de escoamento do aço SAE 8620 utilizado nos ensaios, causam deformação plástica no material provocando encruamento no mesmo.

5.4 - Variação da microdureza de aço SAE 8620 quando submetidos à fadiga flexo-rotativa e axial

Para os corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa com tensões aplicadas de 217 MPa e 259 MPa, com medições no perímetro central dos mesmos e não fraturados por fadiga ou por tração, observou-se pequena variação da microdureza com o número de ciclos e em relação ao aço SAE 8620 virgem, (FIG. 4.29 e 4.30). O mesmo se pode dizer em relação às medições realizadas na seção transversal dos mesmos corpos-de-prova, (FIG. 4.31 e 4.32). Como pode ser observado na FIG. 4.35, os valores das microdurezas medidos na superfície dos corpos-de-prova são maiores que as medidos na seção transversal dos mesmos, isto porque a superfície externa está submetida à tensão de flexão máxima. Para aqueles corpos-de-prova que foram submetidos à teste de tração após a fadiga, Figuras 4.33 e 4.34, os valores medidos para a microdureza foram maiores, indicando com isto que nestas medições os resultados foram mascarados pelos ensaios de tração. Como pode ser observado na FIG. 4.35, os valores das microdurezas obtidos em corpos-de-prova submetidos à tensão de 217 MPa são maiores, indicando a clara influência do número de ciclos.

Para os corpos-de-prova fraturados por fadiga axial, Figuras 4.36 e 4.37, as medições dos valores das microdurezas foram realizadas na seção transversal dos mesmos. Observou-se para aqueles submetidos à tensão de 485 MPa variação da microdureza com o número de ciclos e aumento do valor em relação ao material virgem. Para os submetidos à tensão de 580 MPa a variação em relação ao número de ciclos foi menor. Para os corpos-de-prova que sofreram ensaios de tração após ensaios de fadiga, 4.38 e 4.39, pode-se afirmar também que os valores das microdurezas foram mascarados pelos ensaios de tração.

Na FIG.5.2 apresenta-se uma comparação entre valores obtidos para dureza e microdureza. A comparação é feita em corpos-de-prova que foram submetidos à fadiga axial até à fratura e à fadiga flexo-rotativa até um determinado número de ciclos (não foram levados à fratura). Nesta figura, 485 AFF e 580 AFF significam que os corpos-de-prova foram submetidos à fadiga axial à uma tensão de 485 MPa e 580 MPa. Por outro lado, 217 R e 259 R significam que os corpos-de-prova foram submetidos à fadiga flexo-rotativa à uma tensão de 217 MPa e 259 MPa. Os valores apresentados na figura são valores médios.

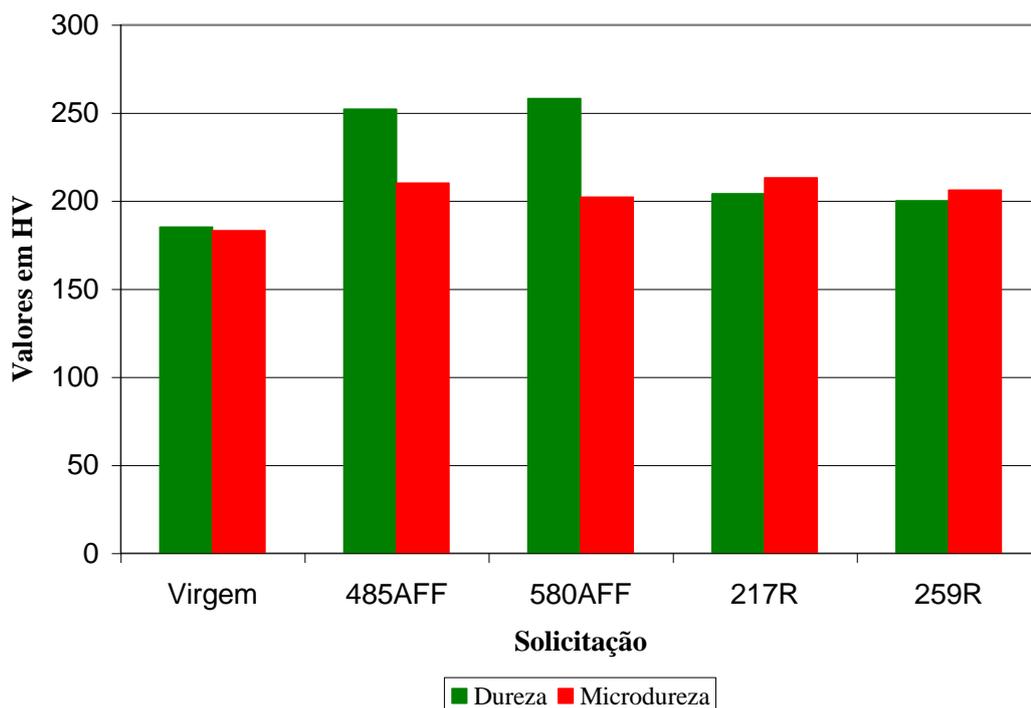


FIGURA 5.2 – Comparação entre valores de dureza e de microdureza.

Observa-se na FIG. 5.2 que para os ensaios flexo-rotativos não houve variação entre dureza e microdureza. Para os ensaios axiais os valores obtidos para a dureza foram maiores do que os obtidos para microdureza.

5.5 - Comparação entre as maneiras de se determinar o Limite de Resistência à Fadiga

Determinou-se o Limite de Resistência à Fadiga de quatro maneiras diferentes. A primeira delas foi realizada utilizando-se um dos métodos mais usuais quando se estuda fadiga: o método **up-and-down**. As outras três maneiras foram baseadas no Método de Modelos de Regressão para Dados Oriundos de Testes de Vida Acelerados, técnica amplamente utilizada em estudos de confiabilidade.

Os resultados obtidos estão mostrados na TAB. 5.1 e TAB. 5.2. Nestas tabelas 1, 2, 3, 4, e 5 servem apenas para ordenar os métodos.

TABELA 5.1 - Comparação entre os valores do limite de resistência à fadiga. Sem refrigeração.

Limite de Resistência à Fadiga	Métodos utilizados			
	up-and-down experimental (MPa)	Modelo de regressão aplicado aos dados experimentais (MPa)	up-and-down aplicado aos dados simulados (MPa)	Modelo de regressão aplicado aos dados simulados (MPa)
1	194 ± 5	197	193 ± 9	203
2	xxxxxxxxxx	xxxxxxxxxx	205 ± 12	205
3	xxxxxxxxxx	xxxxxxxxxx	198 ± 9	205
4	xxxxxxxxxx	xxxxxxxxxx	205 ± 8	214
5	xxxxxxxxxx	xxxxxxxxxx	186 ± 9	199
Valor médio	194 ± 5	197	197 ± 9	205

TABELA 5.2 - Comparação entre os valores do limite de resistência à fadiga. Com Refrigeração.

Limite de Resistência à Fadiga	Métodos utilizados			
	up-and-down experimental (MPa)	Modelo de regressão aplicado aos dados experimentais (MPa)	up-and-down aplicado aos dados simulados (MPa)	Modelo de regressão aplicado aos dados simulados (MPa)
1	xxxxxxxxxx	192	192 ± 6	195
2	xxxxxxxxxx	xxxxxxxxxx	186 ± 5	191
3	xxxxxxxxxx	xxxxxxxxxx	195 ± 7	199
4	xxxxxxxxxx	xxxxxxxxxx	195 ± 7	201
5	xxxxxxxxxx	xxxxxxxxxx	197 ± 8	200
Valor médio	xxxxxxxxxx	192	193 ± 7	197

A comparação entre os valores médios simulados mostra que, para os ensaios refrigerados (média entre 193 MPa e 197 MPa) houve uma pequena queda em relação aos sem refrigeração (média entre 197 MPa e 205 MPa) mas, pode ser considerada desprezível para aplicações de engenharia.

Os resultados obtidos permitem verificar que os métodos utilizados produzem valores muito próximos um do outro. Isto indica que, com a curva S-N-P, pode-se determinar o Limite de Resistência à Fadiga sem necessidade de se fazer o teste **up-and-down**.

5.6 - Determinação da Curva S-N e Ajuste do Modelo de Regressão Base

Os dados no item 4.5.3 mostram que o modelo Log-normal foi perfeitamente ajustado tanto para os ensaios não refrigerados quanto para os ensaios refrigerados. O modelo ajustado é adequado pois os pontos nas Figuras 4.5 e 4.6, que representam os resíduos do modelo (diferença: valores ajustados - valores observados), se aproximam de uma reta. Isto significa erros bastantes pequenos.

5.7 - Influência da refrigeração na determinação das curvas S-N-P

Notou-se durante os ensaios flexo-rotativos sem refrigeração, uma grande elevação da temperatura nos corpos-de-prova. Este aquecimento foi provocado pelo trabalho de flexão na parte central do corpo-de-prova, principalmente nos ensaios com tensões elevadas. Isto se deve à natureza acelerada desse tipo de ensaio, que produz uma grande geração interna de calor no corpo-de-prova, que não é capaz de dissipá-la. Para atingir os objetivos deste trabalho, foram utilizadas as curvas S-N-P do ensaio refrigerado, eliminando-se assim a influência da temperatura no comportamento mecânico do material. Nestes ensaios a temperatura do corpo-de-prova mantém-se constante e muito próxima à temperatura ambiente.

As curvas S-N-P levantadas por meio dos dados dos ensaios refrigerados e sem refrigeração são mostradas na FIG. 5.3.

Na FIG. 5.3, PFSR significa probabilidade de falha sem refrigeração e PFR probabilidade de falha com refrigeração. Nota-se na FIG. 5.3 que as curvas dos ensaios sem refrigeração apresentam resultados mais conservativos do que as curvas dos ensaios refrigerados. As curvas dos dois ensaios têm inclinações diferentes entre si. As curvas obtidas para os ensaios refrigerados têm maior

inclinação e estão deslocadas para a direita. Isto indica que o corpo-de-prova refrigerado terá, para uma mesma tensão, um maior número de ciclos até atingir as curvas de probabilidade de falha de 1% e 50%. Observa-se também, para 1% e 50% de probabilidade de falha, que quanto maior a tensão alternada aplicada, tanto maior será o número de ciclos que o corpo-de-prova refrigerado terá em relação ao corpo-de-prova sem refrigeração, em função da maior geração de calor. Em relação às curvas de 99% de probabilidade de falha, a diferença é menor. Isto indica que o efeito da temperatura gerada pelo próprio ensaio, para uma probabilidade de falha maior, é menor.

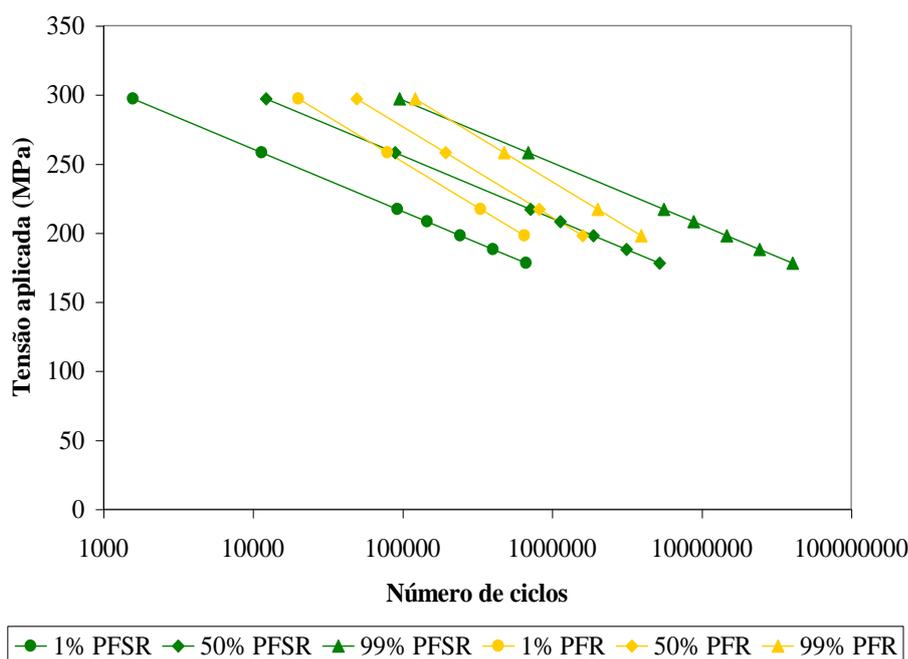


FIGURA 5.3 - Curvas S-N-P para ensaios refrigerados e sem refrigeração.

5.8 - Limite de Resistência à Fadiga de aço SAE 8620 depois de submetido à fadiga

Como pode ser observado na FIG. 5.4, construída com dados do item 4.8.8, o valor do Limite de Resistência à Fadiga é alterado com a fadiga e sofre influência do sentido de aplicação do carregamento. A variação chega a 25%, em relação ao material virgem, para o sentido decrescente e 15% para o sentido crescente. Esta diferença (sentido crescente e decrescente), pode estar associada à dispersão dos resultados encontrada para os ensaios realizados com tensões aplicadas no sentido decrescente. Nas Figuras 5.5 e 5.6 observam-se estas dispersões.

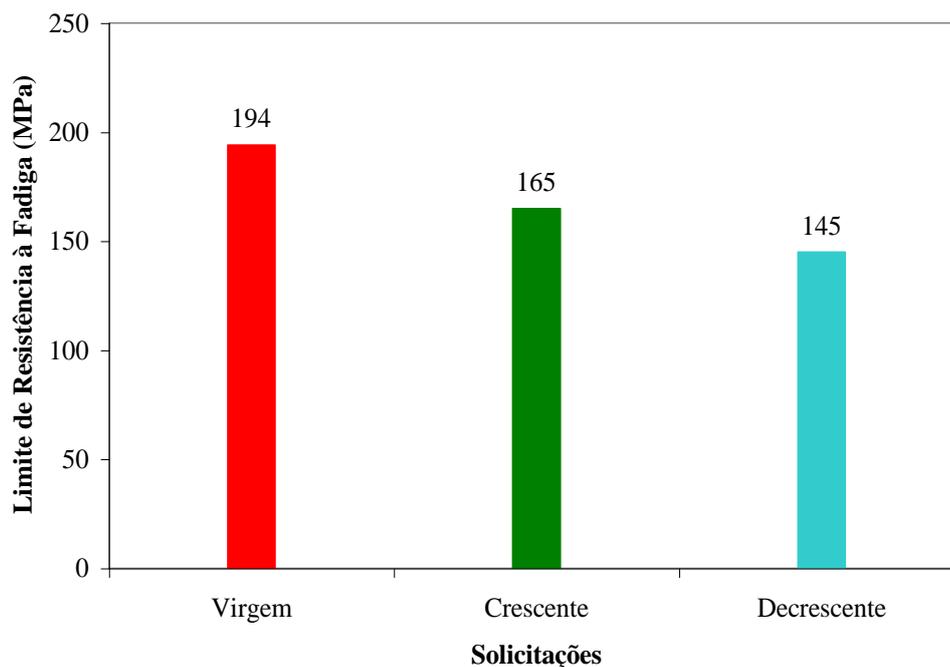


FIGURA 5.4 – Comparação do Limite de Resistência à Fadiga.

5.9 - Acúmulo de danos provocados por fadiga flexo-rotativa

Nos ensaios de acúmulo de danos executados por flexo-rotação, procurou-se aplicar sempre o mesmo dano, tanto nos ensaios com tensões crescentes quanto nos ensaios com tensões decrescentes e alternadas. Para tal, uma tensão sempre esteve relacionada a um mesmo número de ciclos, não importando a ordem de aplicação das tensões, conforme as Tabelas 4.8 até 4.11.

Observa-se grande dispersão nos dados de ciclos até a falha apresentados nas Figuras 5.5. e 5.6. Nestas figuras, nota-se que a faixa de ciclos até a falha para corpos-de-prova danificados por tensões decrescentes (161.000 até 2.000.000 ciclos), é maior do que a faixa de ciclos até a falha para corpos-de-prova danificados com tensões crescentes (90.000 até 152.000 ciclos). Isto ocorre provavelmente porque a última tensão a provocar o dano do ensaio com tensões decrescentes não ultrapassou a curva de 1% de probabilidade de falha. Além disto, sabe-se da literatura que a dispersão dos resultados tende a aumentar com a diminuição das tensões aplicadas [Dieter, 1981].

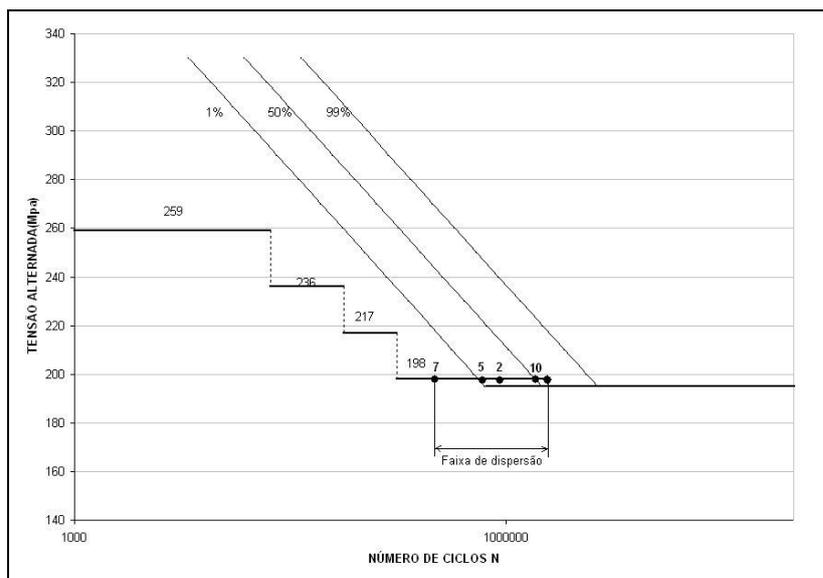


FIGURA 5.5 - Faixa de dispersão de ciclos até a falha para ensaios com tensões decrescentes.

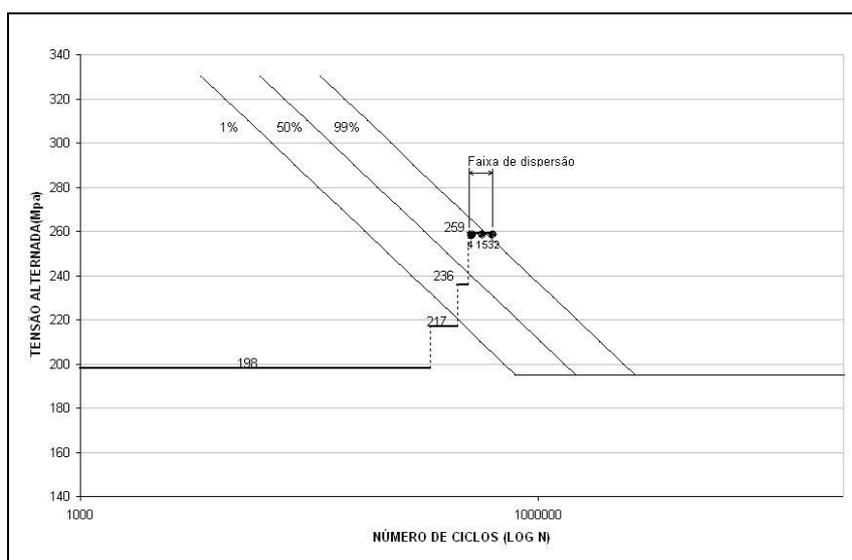


FIGURA 5.6 - Faixa de dispersão de ciclos até a falha para ensaios com tensões crescentes.

5.10 - Comparação entre as teorias de acúmulo de danos estudadas

Com a finalidade de se comparar os resultados das diversas teorias estudadas entre si, para 1%, 50% e 99% de probabilidade de falha, os dados referentes a estas comparações foram agrupados nas Figuras 5.7, 5.8 e 5.9, onde C significa crescente, D decrescente, S1 seqüência 1 e S2 seqüência 2. Para a teoria de Chaboche e Lesne os dados são somente para as solicitações

crescentes e decrescente. Para que esta teoria pudesse ser comparada com as outras, seus dados foram normalizados. A normalização foi feita da seguinte maneira: o valor médio do número de ciclos correspondente à fratura dos corpos-de-prova foi feito igual a 1, o valor previsto pela teoria para a falha foi feito igual a x e o resultado desta regra de três é o valor normalizado. As teorias foram testadas para as condições de solitação crescente, decrescente, alternada (seqüências 1 e 2). Como os valores dos danos obtidos pela aplicação da teoria da energia total absorvida foram todos negativos não serão introduzidos nas comparações.

Na FIG. 5.7, apresenta-se os resultados das teorias para 1% de probabilidade de falha.

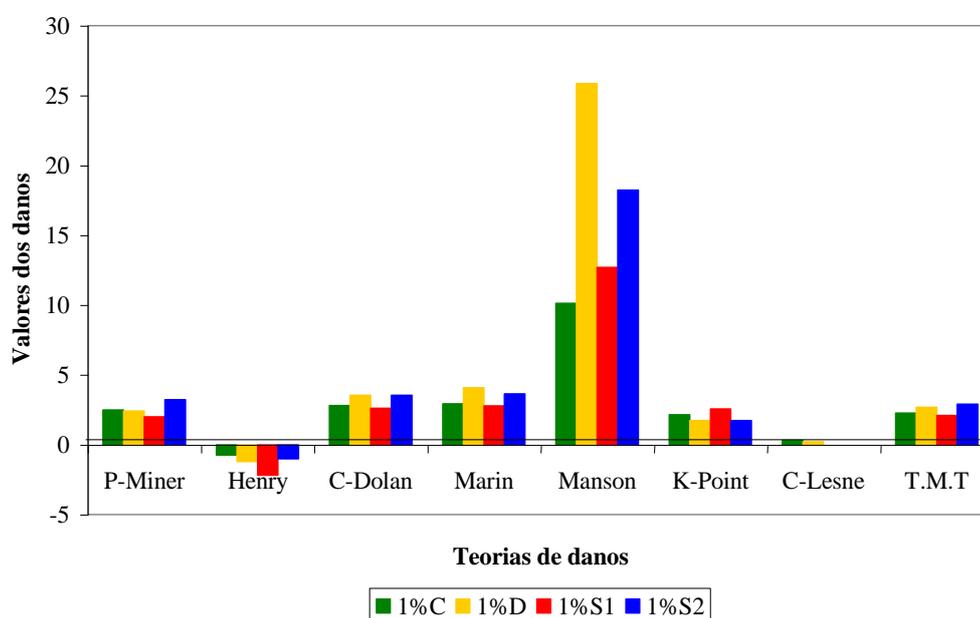


FIGURA 5.7 – Comparação das teorias para 1% de probabilidade de falha.

Na FIG. 5.8, apresenta-se os resultados das teorias para 50% de probabilidade de falha.

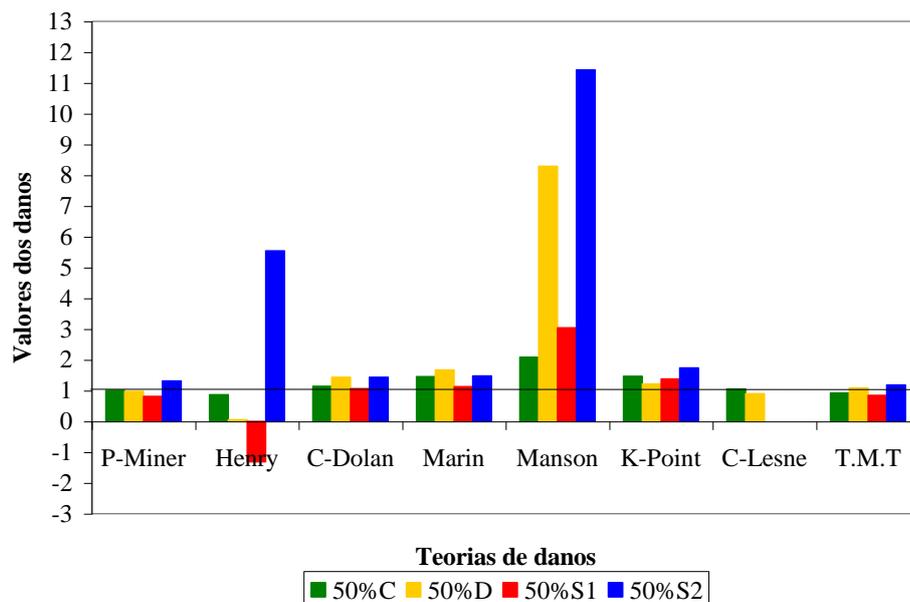


FIGURA 5.8 – Comparação das teorias para 50% de probabilidade de falha.

Na FIG. 5.9, apresenta-se os resultados das teorias para 99% de probabilidade de falha.

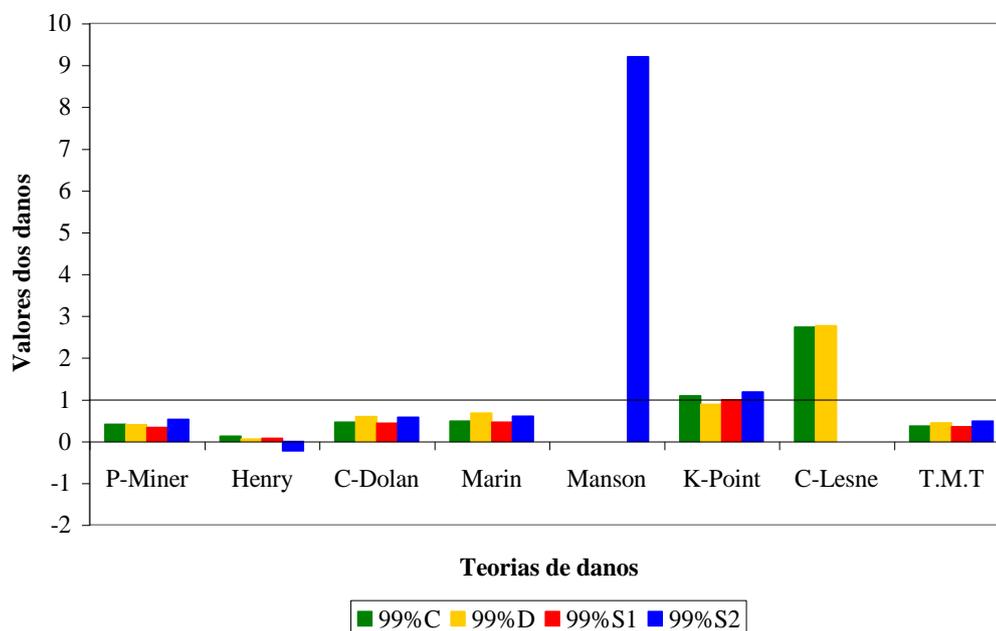


FIGURA 5.9 – Comparação das teorias para 99% de probabilidade de falha.

Como todas as teorias estudadas dependem dos números de ciclos previstos nas curvas S-N-P, a comparação entre elas será feita para 1%, 50% e 99% de probabilidade de falha. Na FIG. 5.7, tem-se os resultados para 1% de probabilidade de falha. Observa-se nesta figura que as teorias de

Palmgren-Miner, Corten-Dolan, Marin, **Knee-point** e a teoria proposta, TMT, apresentam resultados bem semelhantes entre si, sendo que a **Knee-point** fornece valores mais próximos de 1. Estas teorias, por apresentarem valores maiores que 1, indicam falha no corpo-de-prova mesmo com 1% de probabilidade de falha prevista nas curvas S-N-P. A teoria de Henry fornece valores negativos para os danos, indicando a sua não aplicabilidade. A teoria de Manson indica valores muito maiores que 1, indicando com isto que o corpo-de-prova romperia muito antes do que realmente aconteceu na prática. Os valores muito pequenos que resultam da aplicação da teoria proposta por Chaboche e Lesne, indicam que para 1% de probabilidade não há previsão de falha.

A FIG. 5.8, apresenta os resultados previstos pelas teorias quando se usa os dados para 50% de probabilidade de falha. Bons resultados na previsão de falha são obtidos com a aplicação das teorias de Palmgren-Miner, Corten-Dolan, Marin, **Knee-point**, Chaboche e Lesne e a teoria proposta, TMT. Entre estas as melhores são de Palmgren-Miner, Chaboche e Lesne e a teoria proposta, TMT. Aqui também, a teoria de Manson fornece valores muito mais elevados que a sua proposta. A teoria de Henry oscila muito com o sentido de aplicação do carregamento.

Os resultados da aplicação das teorias para dados provenientes da curva S-N-P com 99% de probabilidade de falha são apresentados na FIG. 5.9. Para este valor de probabilidade de falha a teoria que mais se ajusta é a **Knee-point**. As teorias de Palmgren-Miner, Henry, Corten-Dolan, Marin e a teoria proposta, TMT, fornecem valores muito abaixo de 1, indicando que a fratura do corpo-de-prova não ocorreria, o que não é verdadeiro já que os mesmos foram levados à fratura.

A observação das Figuras 5.7, 5.8 e 5.9 indicam que para as teorias mais bem ajustadas ou seja, Palmgren-Miner, Corten-Dolan, Marin, **Knee-point**, Chaboche e Lesne e a teoria proposta, TMT, não existe diferença significativa entre as ordens de aplicação dos carregamentos. As teorias de Henry e Manson são muito sensíveis ao carregamento.

Em relação à teoria da energia total absorvida devida à Shang e Yao, observou-se para os ensaios conduzidos neste trabalho que ela não se aplica, pois todos os valores obtidos para os danos são negativos, como pode ser observado na FIG. 4.52.

5.11 - Medição de danos utilizando-se o ruído magnético Barkhausen

A medição de danos utilizando-se o ruído magnético Barkhausen, para o corpo-de-prova solicitado à fadiga flexo-rotativa sem carregamento, mostrou que o valor **RMS** medido praticamente não se altera, se não há carregamento, mas só rotação (FIG. 4.53), isto mostra que o equipamento está bem calibrado e, portanto, variação no sinal é função da microestrutura.

Nos ensaios de fadiga flexo-rotativa com tensão aplicada de 259 MPa, FIG. 4.54, mostra-se um crescimento acentuado do ruído magnético Barkhausen no início da criação dos danos e posterior estabilização do sinal. Este comportamento pode estar refletindo que a continuação da criação dos danos esteja acontecendo fora da região de medição ou é bastante lenta. Um dos corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa com tensão aplicada de 259 MPa, mas que se rompeu no local de medição, FIG. 4.55, observa-se também um crescimento acentuado do ruído magnético Barkhausen no início da criação dos danos e uma tendência de queda linear até a fratura do corpo-de-prova. Os resultados das medições do ruído magnético Barkhausen representados nas Figuras 4.56 e 4.57, são referentes a ensaios de fadiga flexo-rotativa com tensões de 217 MPa e 259 MPa. Pode-se observar na FIG. 4.56, comportamento semelhante ao observado na FIG. 4.55. De uma maneira geral pode-se observar que as duas curvas mostradas nas Figuras 4.55 e 4.56, são bem similares às apresentadas em [Tomita et al, 1994], ou seja: um crescimento do valor $\frac{Vns}{Vno}$ até um determinado valor e uma queda linear, em função de $\frac{ni}{Nf}$.

Como comentado no capítulo 4, além dos ensaios de fadiga flexo-rotativos foram realizados ensaios de fadiga axial. Para facilitar a concentração dos danos na região de medição, os corpos-de-prova foram alterados conforme a FIG. 3.3.

Nos ensaios axiais notou-se que a criação dos danos é bem menor que para o ensaios flexo-rotativos, para uma mesma tensão máxima de solitação, (Figuras 4.58 e 4.59). Para ensaios onde os corpos-de-prova são submetidos à fadiga axial com tensões máximas de 427 MPa ou 485 MPa, (valores maiores que o Limite de Escoamento do material virgem que é de 376 ± 17 MPa), mostrados nas Figuras 4.60 e 4.61, observa-se o mesmo comportamento observado no ensaio de fadiga flexo-rotativo representado na FIG. 4.56, onde o corpo-de-prova fratura na região de medição ou seja: um

crescimento do valor $\frac{V_{ns}}{V_{no}}$ até um determinado valor e uma queda linear, em função de $\frac{ni}{Nf}$. Para a tensão de 580 MPa, FIG. 4.62, praticamente igual ao Limite de Resistência do material, os resultados obtidos para o ruído magnético Barkhausen são menores que 1 sugerindo que a técnica não se aplica neste caso.

Na FIG. 5.10, apresenta-se uma consolidação de dados provenientes de ensaios de fadiga flexo-rotativa e axial. Nesta figura, o eixo dos x, para os dados referentes ao ensaio de fadiga flexo-rotativa à tensão 217 MPa é $\frac{ni}{Nf_{99\%}}$, para os demais ensaios é $\frac{ni}{Nf}$, razão esta já abordada anteriormente. Nesta figura R indica fadiga flexo-rotativa e A axial. Como comentado nos parágrafos acima os valores do ruído magnético Barkhausen crescem até um determinado valor e tendem a cair de uma forma mais ou menos linear.

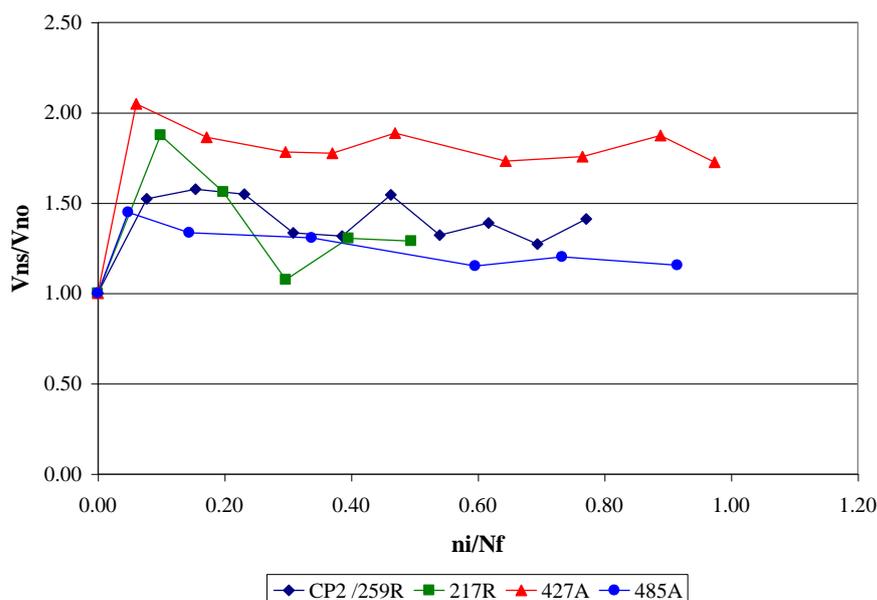


FIGURA 5.10 – Tendência do ruído magnético Barkhausen em medição de danos provocados por fadiga flexo-rotativa e axial.

5.12 - Medição de danos utilizando-se a variação do Módulo de Elasticidade de aço SAE 8620

Para os corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa, o que se observa nas Figuras 4.64 e 4.65, referentes à medição de danos segundo a proposta de Lemaitre e Dufailly, representada pela

EQ. 2.112 é que existe uma grande variação o Módulo de Elasticidade com o número de ciclos, mas nenhuma tendência. Observando-se a FIG. 4.66, o que se nota, é o “dano médio” (média dos danos para cada tensão, independente do número de ciclos) é maior para a tensão de 217 MPa sugerindo que importa mais o número de ciclos que a tensão propriamente dita.

Para os corpos-de-prova submetidos à fadiga axial, observa-se na FIG. 4.67, que os danos medidos pela variação do Módulo de Elasticidade é insignificante quando a tensão solicitante é menor que o Limite de Resistência à Fadiga do material. Para a tensão de 427 MPa, FIG. 4.69, observa-se dano crescente até um determinado valor e depois diminui de maneira assintótica, similar ao comportamento observado quando se utiliza o ruído magnético Barkhausen. Para a tensão de 580 MPa, FIG. 4.70, os dados sugerem que não houve variação significativa do Módulo de Elasticidade. Para as solicitações crescentes e decrescentes, Figuras 4.71 e 4.72, também não se observou nenhuma tendência no dano medido pela variação do Módulo de Elasticidade. Com os dados dos ensaios representados na FIG. 4.73, observa-se que os danos nos corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa medidos pela variação do Módulo de Elasticidade são maiores que os submetidos á fadiga axial.

Observando o conjunto de figuras que apresentam a medição de danos utilizando-se a variação do Módulo de Elasticidade, pode-se dizer que a criação de danos depende de uma relação entre a tensão aplicada e o número de ciclos. Isto pode ser comprovado quando se compara os dados dos ensaios em corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa com tensão aplicada de 217 MPa e os submetidos à fadiga axial com tensão aplicada de 427 MPa, FIG. 4.73.

5.13 - Medição de danos utilizando-se à variação da microdureza

A medição de danos utilizando-se a microdureza seguiu a proposta feita por Lemaitre et al [1987], expressa pela EQ. 2.128. Como pode ser observado nas Figuras 4.74 a 4.79, a equação produz danos negativos, independente se a fadiga é flexo-rotativa ou axial, se existe ou não uma região para concentrar os danos. Portanto, esta proposição não se aplica.

5.14 - Comparação entre as energias por unidade de volume dos dois tipos de corpos-de-prova utilizados nos ensaios de fadiga neste trabalho

Utilizando-se as equações 2.136 e 2.137 calculou-se a energia introduzida por unidade de volume nos corpos-de-prova utilizados neste trabalho. As tensões utilizadas para comparação de resultados foram as de 217 MPa e 259 MPa, ambas menores que o Limite de Escoamento do aço em estudo, que é de 376 MPa. Os resultados estão apresentados na FIG. 5.11. Nesta figura FR representa fadiga flexo-rotativa e A representa fadiga axial.

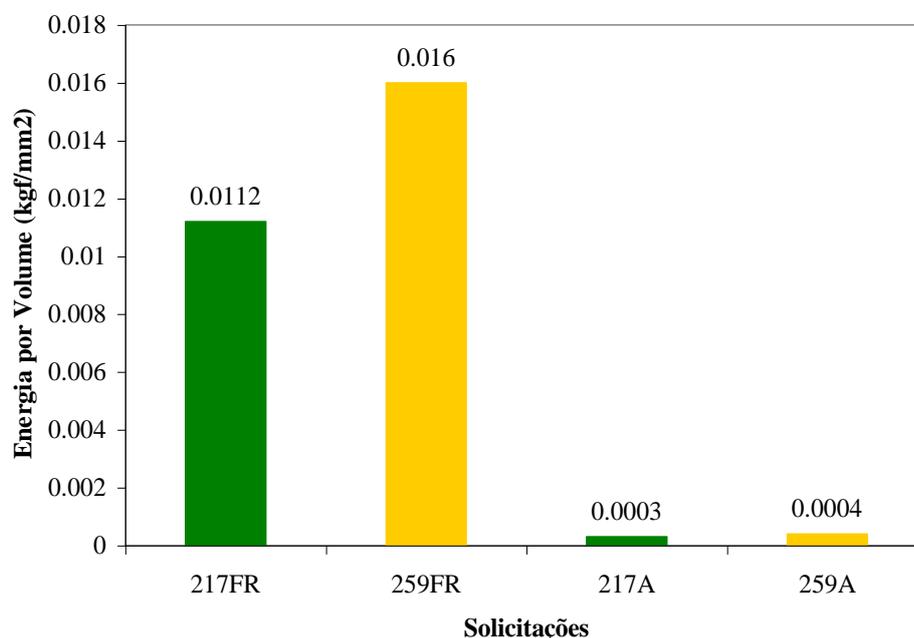


FIGURA 5.11 – Energia por unidade de volume para corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa e axial.

Como pode ser observado na FIG. 5.11, os valores obtidos para os ensaios em fadiga flexo rotativa são muito maiores que os obtidos para ensaios em fadiga axial. Esta diferença de valores sugere que um dos principais fatores na fratura de corpos de prova submetidos à fadiga é a energia por unidade de volume dos mesmos. Isto ocorre porque os corpos-de-prova submetidos à fadiga axial com tensões de 250 MPa e 259 MPa tiveram vida considerada infinita, 2.000.000 ciclos, enquanto os submetidos à fadiga flexo-rotativa para tensões de 217 MPa e 259 MPa fraturaram antes de atingirem esta vida. Portanto, para se afirmar qualquer coisa em relação à vida em fadiga a energia deve ser levada em consideração.

CAPÍTULO 6 - CONCLUSÕES

Em relação às propriedades mecânicas do material depois dos mesmos serem submetidos à fadiga, com tensão abaixo do Limite de Escoamento do material virgem (caso dos ensaios de fadiga flexo-rotativa) pode-se concluir:

1. Existe uma variação significativa nos valores dos Limites de Escoamento, de Resistência e de Ruptura em função do número de ciclos e do sentido de aplicação das tensões, maiores no sentido decrescente.
2. Existe uma variação expressiva, de maneira não ordenada, no valor do Módulo de Elasticidade, em função do número de ciclos e da tensão.
3. Ocorre um aumento dos valores dos Limites de Escoamento e de Resistência e diminuição do valor do Módulo de Elasticidade em relação ao material virgem.
4. Como os corpos-de-prova submetidos à fadiga axial foram solicitados a tensões maiores que o Limite de Escoamento, as variações referentes aos valores dos Limites de Escoamento, de Resistência e de Ruptura ficam mascarados pela deformação plástica a que os mesmos ficaram sujeitos.
5. Observou-se maior variação dos valores do Módulo de Elasticidade para os corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa do que para aqueles sujeitos à fadiga axial.
6. Para os corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa refrigerada e para aqueles submetidos à fadiga axial não foram observados variação dos valores da dureza. Pequena variação foi observada para os corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa sem refrigeração.
7. Observou-se pequena variação dos valores da microdureza. Maior variação da mesma é em função do número de ciclos.

Em relação ao Limite de Resistência à Fadiga e às curvas S-N-P pode-se afirmar:

1. Os métodos utilizados na determinação do Limite de Resistência à Fadiga fornecem valores praticamente iguais, incluindo aí os métodos de simulação.
2. O Limite de Resistência à Fadiga do material virgem diminui após o dano provocado por fadiga.
3. Foi verificado que os resultados obtidos para a determinação das curvas S-N-P tanto para os ensaios refrigerados quanto para ensaios não refrigerados, seguem a distribuição Log-normal.
4. Grande diferença observada nas curvas S-N-P para ensaios refrigerados e não refrigerados. Os resultados obtidos para os ensaios não refrigerados são mais conservativos. O efeito da temperatura gerada pelo próprio ensaio é mais significativo quando se estuda fadiga a uma probabilidade de falha menor.

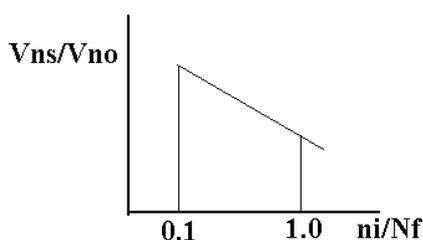
Em relação ao acúmulo de danos provocados por fadiga pode-se concluir:

1. Maior dispersão do número de ciclos para a falha é observada quando as tensões são aplicadas no sentido decrescente.
2. Todas as teorias estudadas dependem do número de ciclos previstos nas curvas S-N-P. Logo, qualquer previsão de vida tem que estar associada a uma probabilidade de falha.
3. A teoria de Henry fornece valores negativos para os danos, indicando a sua não aplicabilidade para o aço em estudo.
4. A teoria de Manson fornece para os danos valores muito maiores que 1, indicando ser extremamente conservadora, isto é, prevê falha muito antecipada às que realmente aconteceram na prática.
5. Os melhores resultados de previsão de vida são obtidos para dados referentes à 50% de probabilidade de falha.
6. Para 99% de probabilidade de falha as teorias de Palmgren-Miner, Henry, Corten-Dolan e Marin fornecem valores muito abaixo de 1 indicando que a fratura não ocorrerá, o que não é verdadeiro.

7. Para as teorias de Palmgren-Miner, Corten-Dolan, Marin, **Knee-point** e Chaboche e Lesne não existe diferença entre os sentidos de aplicação do carregamento.
8. A teoria mais bem ajustada no intervalo entre 1% a 99% de probabilidade de falha é a do **Knee-point**.

Em relação à medição de danos pode-se dizer:

1. O ruído magnético Barkhausen não é influenciado pelo movimento de rotação.
2. Se o progresso dos danos se dá fora da região de medição o ruído magnético Barkhausen não é adequado. É um método de medições localizadas.
3. O ruído magnético Barkhausen não é adequado para medição de danos quando o corpo-de-prova estiver submetido à fadiga com tensão próxima ao Limite de Resistência do material virgem.
4. Com tensão abaixo do Limite de Resistência à Fadiga, o sinal do ruído magnético Barkhausen permanece constante.
5. É necessário definir uma região de criação e propagação de danos nos corpos-de-prova para melhorar a qualidade da curva que indica a variação do ruído magnético Barkhausen com o número de ciclos. Como pode ser visto no capítulo 4, as curvas dos ensaios axiais são melhor definidas.
6. Existe a possibilidade de se medir a vida restante de um corpo-de-prova submetido à fadiga utilizando-se uma figura como a mostrada abaixo, como sugere Tomita et al, [1994]. O limite inferior desta Figura, isto é, 0,1, é resultado dos testes de fadiga desenvolvidos neste trabalho.



7. Apesar do Módulo de Elasticidade do material virgem ser sensível ao número de ciclos num ensaio de fadiga, a proposta de medir danos sugerida por Lemaitre e Duffailly não foi verificada, ou seja: a expressão $D = 1 - \frac{\bar{E}}{E}$, não se aplica neste estudo.
8. Para corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa, nota-se que o Módulo de Elasticidade é mais afetado pelo número de ciclos do que pela tensão, desde que a tensão seja maior que o Limite de Resistência à Fadiga.
9. Quando a tensão solicitante é menor que o Limite de Resistência à Fadiga observa-se que os danos medidos pela variação do Módulo de Elasticidade são insignificantes.
10. Não há influência na variação do Módulo de Elasticidade se o carregamento é aplicado no sentido crescente ou decrescente.
11. Em relação à medição de danos utilizando-se a variação da microdureza sugerida por Lemaitre, et al [1987] e apontada por eles como das mais promissoras não foi verificada.

Calculando-se a energia por unidade de volume para os corpos-de-prova submetidos à fadiga flexo-rotativa e à fadiga axial e observando os resultados referentes à vida dos mesmos, pode-se afirmar que o fator Energia/Volume é fundamental na fratura dos corpos-de-prova submetidos à fadiga.

Os resultados da teoria proposta, chamada de Teoria das médias das tensões, são similares aos obtidos pela de Palmgren-Miner, Corten-Dolan, Marin, **Knee-point** para 1% de probabilidade de falha. São similares aos de Palmgren-Miner para 50% de probabilidade de falha e para 99% são similares às de Palmgren-Miner, Corten-Dolan e Marin.

A melhor teoria estudada, para acúmulo de danos é a do **Knee-point**, desenvolvida por Subramanyan, 1976.

Finalmente, foi proposta uma metodologia original para cálculo de danos, denominada TMT. Esta metodologia mostrou-se adequada para os cálculos de danos, já que considera a história do carregamento.

CAPÍTULO 7 - SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

O trabalho desenvolvido sugere os seguintes temas para estudos futuros:

- Verificação do modelo proposto para previsão de vida em componentes ou estruturas submetidos à fadiga, para outros tipos de materiais, tais como o aço inoxidável, o alumínio, o cobre e materiais compósitos,
- Estudo detalhado da influência da capacidade de absorver energia por unidade de volume na vida de fadiga de corpos-de-prova de vários materiais,
- Estudo de cada metodologia de quantificação de danos apresentada neste trabalho (variação da microdureza, variação do módulo de elasticidade e do ruído magnético Barkhausen), utilizando-se um número grande (determinado por estudos estatísticos) de corpos-de-prova, para cada nível de tensão aplicada,
- Estudo da influencia da temperatura na danificação de materiais submetidos à fadiga.
- Estudo e proposição de novas geometrias para os corpos-de-prova utilizados em ensaios de fadiga flexo-rotativa e axial, definindo região de concentração de danos.

CAPÍTULO 8 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ALVARENGA, A. **Acúmulo de danos por fadiga no aço SAE 8620**. Dissertação de mestrado, PUC Minas, 2001.
- ASTM. **Standard Practice for Conducting Force Controlled Constant Amplitude Axial Fatigue Test of Metallic Materials**. E 466-96, 1996.
- ASTM. **Standard Terminology Relating to Fatigue and Fracture testing**. E 1823-96, 1996.
- ASTM. **Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials**. E –8M, 2000.
- ASTM. **Standard Test Methods for Vickers hardness of Metallic Materials**. E 92-82, 1982.
- BANNANTINE, J. A, et al. **Fundamentals of metal fatigue analysis**. Prentice-Hall, New Jersey, 1990.
- BARROSO, S. P. **Análise de tensões no circuito primário de reator nuclear**. DEN/UFMG, 1996.
- BEER, F, P.; JOHNSON, R. E. **Resistência dos Materiais**. Editora Mcgraw-Hill , Brasil, 1982.
- BHATTACHARYA, D. K.; **Characterization of microstructures in 17-4 pH stainless steel by magnetic Barkhausen noise analysis**. NDT & E International, v.26, n.3, p. 141-148, 1993.
- BUCH, A. **Fatigue strength calculation**. Trans Tech Publications, Switzerland-Germany-UK-USA, 1988.
- BUENO, D. P. **Estudo do comportamento em fadiga do aço inoxidável AISI 316L através da análise dos parâmetros geométricos das bandas de deslizamento persistentes**. Dissertação de mestrado, UFRGS, 1996.
- CAILLETAUD, G.; POLICELLA, H.; BAUDIN, G. **Mesure de deformation et d'endommagement par méthode électrique**. La Recherche Aérospatiale, N° (Janier-Février), pp. 69-75, 1980.
- CATÁLOGO VILLARES. **Aços para construção mecânica - aços para cimentação**. 1992.

- CAZAUD, R. **Fadiga de los metales**. Aguilar, Madrid, 1957.
- CHABOCHE, J. L. **A differential law for non-linear cumulative fatigue damage**. Revue Française de Mécanique, 1974 n° 50-51.
- CHABOCHE, J. L. **Continuous damage mechanics – A tool to describe phenomena before crack initiation**. Nuclear Engineering and Design, 1981 64 (233-247).
- CHABOCHE, J. L. **Continuum damage mechanics: part I - general concepts**. Journal of Applied Mechanics. March 1988, vol. 55/59.
- CHABOCHE, J. L.; LESNE, P. M. **A nonlinear continuous fatigue damage model**. Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct. Vol. 11, N° 1, pp. 1-17, 1988.
- COLLINS, J. A. **Failure of materials in mechanical design**. John Wiley & Sons, USA, 1993.
- DE-GUANG, SHANG.; WEI-XING, YAO. **A nonlinear damage cumulative model for uniaxial fatigue**. International Journal of Fatigue 21(1999) 187-194.
- DIETER, G. E. **Metalurgia mecânica**. Guanabara Dois, Brasil, 1981.
- DIN. **Testing of Metallic Materials; Rotating Bending fatigue Test**. 50113, 1982.
- DUGGAN, T. V.; BYRNE, J. **Fatigue as a design criterion**. The MacMillan Press Ltd., London, 1977.
- FATEMI, A.; YANG, L. **Cumulative fatigue damage and life prediction theories: a survey of the state of the art for homogeneous materials**. Int. J. Fatigue, Vol. 20 N° 1, pp. 9-34, Great Britain, 1998.
- FORREST, P. G. **Fatiga de los metales**. Ediciones URMO, España, 1972.
- FREITAS, M. A.; COLOSIMO, E. A. **Confiabilidade: Análise de tempo de falha e testes de vida acelerados**. TQC - Série Ferramentas da Qualidade, BH UFMG, 1997.
- GOUTIANOS, S.; PEIJS, T. **experimental and numerical investigation into fatigue damage mechanisms in multifibre microcomposites**. Plastics, rubber and composites, vol. 30, n° 5, 2001.

- HARLOW, D. G.; WEI, R. P. **Life Prediction – The Need for a Mechanistically Based Probability Approach.** Key Engineering Materials, Vol. 200, pp. 119-138, 2001.
- HARRIS, H, JU. **The significance of fatigue.** Engineering Design Guides, 14. Oxford University press, 1976.
- HENRY, D. L. **A theory of fatigue – Damage accumulation in steel.** Transaction of ASME, August, 1955.
- HORN, G. P.; MACKIN, T. J.; KURATH, P. **Estimating the Residual Fatigue lifetimes of Impact-Damaged Composites using Thermoelastic Stress Analysis.** Polymer Composites, Vol. 22, N°3, June 2001.
- IRWIN, G, R. **Analysis of Stress and Strain Near the End of a Crack Traversing a Plate.** Journal of Applied Mechanics, Vol. 24, pp. 361-364, September 1957.
- JING, J. P.; SUN, Y.; XIA, S. B.; FENG, G. T. **A continuum damage mechanics model on low cycle fatigue life assessment of stean turbinerotor.** International Journal of Pressure Vessel and Piping 78 59-64 (2001).
- KAMEDA, J.; RANJAN, R. **Nondestructive evaluation of steels using acoustic and magnetic Barkhausen signals-I. Effect of carbide precipitation and hardness.** Acta Metallurgica, v. 35, n.7, p. 1515-1526, 1987.
- LEMAITRE, J. **A continuous damage mechanics model for ductile fracture.** Journal of Engineering materials and technology. January 1985, vol. 107/83-89.
- LEMAITRE, J.; CHABOCHE, J. L. **Mécanique des matériaux solides.** Bordas, Paris, 1985.
- LEMAITRE, J.; DUFAILY, J. **Damage Measurements.** Engineering Fracture Mechanics, 1987, vol. 28, n° 5/6, pp. 643-661.
- LEMAITRE, J.; DUFAILY, J.; BILLARDON, R. **Évaluation de l'endommagement par mesures de microdureté.** C. R. Acad. Sc. Paris, t.304, Série II, N° 12, 1987.
- LEMAITRE, J.; CHABOCHE, J. L. **Aspect phénoménologique de la rupture par endommagement.** Journal de Mècanique Appliquée, 1978 vol.2,n° 3.

- LOPES, L. C. R.; CHARLIER, J. **Amelioration de la tenue a la fatigue de aciers. Cas particuliers des elements por teurs em construction automobile.** Rapport SBM n. 1404, pág. 4.1-4.7, 1988.
- MANESCHY, E. **Fadiga em componentes de plantas nucleares.** Material didático de curso ministrado no CDTN/CNEN, 10 a 14 dezembro 2001.
- MANSON, S. S. **Interface between fatigue, creep and fracture.** International Journal of Fracture Mechanics, March, 1966.
- MANSUR, T. R.; PALMA, E. S.; PINTO, J. M.; SOARES, W. A.; COLOSIMO, E. A. **Determination of the fatigue limit - Comparison between experimental tests and statistical simulation.** ASME PVP vol. 438, New and emerging computational methods: Applications to fracture, damage, and reliability, 2002.
- MARTINS, G. P.; CIMINI JR, C. A.; GODEFROID, L. B. **Influence of welding planar defects in the fracture toughness of structural steel. Preliminary testings.** International Conference on Structural Mechanics Reactor Technology, SmiRT 16, August, 2001.
- MEEKER, W. Q.; HAHN, G. J. **How to Plan an Accelerated Life Test.** The ASQC Basic References in Quality Control: Statistical Technique, Miliwaukee, WI: ASQC – Quality Press, 1985.
- METALS HANDBOOK – **Failure Analysis and Prevention - Vol. 10.** American Society for Metals- 8ª ed. – Metals Park, Ohio – (1975).
- MEYERS, M. A.; CHAWLA, K. K. **Princípios de metalurgia mecânica.** Edgar Blücher Ltda., Brasil, 1982.
- MILLER, K. J.; IBRAHIN, M. F. E. **Damage accumulation during initiation and short crack growth regimes.** Fatigue Engng. Mater. Struct. 4(3), 263-278, 1981.
- MINER, M. A. **Cumulative damage in fatigue.** Journal of Applied Mechanics, 1945 A159-A164.
- NETO, B. R.; COLOSIMO, E. A. **Comparação de dois métodos para determinação do limite de resistência à fadiga do aço ASTM A - 515.** Relatório do Departamento de Estatística UFMG, 1999.

- OSTERGREN, W. J.; KREMPL, E. **An uniaxial damage accumulation law for time-warring loading including creep-fatigue interaction.** J. Press. Vess. Technol. Trans. ASME, 1979, 101, 118.
- SHANG, D. G.; YAO, W. X. **A nonlinear damage cumulative model for uniaxial fatigue.** International Journal of Fatigue 21 (1999) 187-194.
- SILVA JÚNIOR, S. F. **Determinação de tensões residuais em materiais ferromagnéticos pelo efeito Barkhausen.** Dissertação de Mestrado. DEM/UFMG – 1998.
- SILVA JÚNIOR, S. F.; CRUZ, J. R. B. **Using magnetolastic testing for mechanical stresses evaluation in structural components.** SmiRT 16, August, 2001.
- SMITH, W. F. **Structure and properties of engineering alloys.** McGraw-Hill Book Company, U.S.A, 1981.
- SOBCZYK, K.; SPENCER, B. F. **Random fatigue: From data to theory.** Academic Press, Inc., USA, 1992.
- SCHOELER, N.; LINK, W. **Incerteza de medição.** Fundação CERTI. Florianópolis, Agosto de 1996.
- SUBRAMANYAN, S. **A cumulative damage rule based on the knee point of the S-N curve.** Transaction of ASME, Journal of Engineering Materials and Technology, October 1976.
- TOMITA, Y.; HASHIMOTO, K.; OSAWA, N.; INAI, H. **Non-destructive estimation of fatigue damage for steel by Barkhausen noise analysis.** Proceedings of the Special Offshore Symposium. China (SOSC – 99/PACOMS-94), April 17-18, 1994.
- ZAHAVI, E. **Fatigue design. Life expectancy of machine parts.** CCR Press, USA, 1966.

Softwares utilizados:

- Origin, Version 6.1, OriginLab Corporation.
- Minitab, versão 12.
- Pinto, L.C.M. Quantikov, um analisador microestrutural para o ambiente Windows, Tese de Doutorado, USP, 1996.

- Microsoft Word, Excel 1997, CDTN\CNEN 58965-419-0275007-25870.
- Autocad, versão R13, atualização da versão C4. Fabricante Autodesk.