

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
Escola de Engenharia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e
de Materiais – PPGEM

**ESTUDO DO COMPORTAMENTO EM FADIGA DO AÇO SAE 5160
APLICADO EM FEIXES DE MOLAS AUTOMOTIVAS**

Eslovam Renato Flores Possamai

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

Porto Alegre - RS
2015

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
Escola de Engenharia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e
de Materiais – PPGEM

**ESTUDO DO COMPORTAMENTO EM FADIGA DO AÇO SAE 5160
APLICADO EM FEIXES DE MOLAS AUTOMOTIVAS**

Eslovam Renato Flores Possamai

Dissertação apresentada ao programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGE3M, como parte dos requisitos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia.

Área de concentração: Ciência e Tecnologia de Materiais

Porto Alegre - RS
2015

Esta dissertação foi julgada adequada para a obtenção do título de Mestre em Engenharia, na área de concentração Ciência e Tecnologia de Materiais, e aprovada em sua forma final pelos orientadores e pela banca examinadora do curso de pós-graduação.

Orientador: Prof. Dr. Thomas Gabriel Rosauo Clarke

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Afonso Reguly (UFRGS)

Prof. Dr. Alexandre Luís Gasparin (IFRS)

Dr. Eng. Rafael Menezes Nunes (Lamef – UFRGS)

Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker
Coordenador do PPGE3M

*Dedico esse trabalho às minhas
meninas, Michele e Mykhaila*

AGRADECIMENTOS

A Deus.

A toda a minha família pela paciência, cooperação, ajuda e incentivo, que me proporcionaram a realização desta etapa.

Ao professor Dr. Thomas Gabriel Rosauero Clarke pela ajuda e conhecimentos transmitidos em todas as etapas deste trabalho.

Ao professor Dr. Afonso Reguly e Dr. Rafael Nunes pelo apoio prestado no desenvolvimento deste trabalho.

Ao colega Leonardo Hoss pela amizade, apoio e contribuição na elaboração deste trabalho.

Aos colegas Luciano André Zanol e Gabriel Radaelli Piazza pela amizade, cooperação, paciência e a companhia nas viagens até Porto Alegre.

Aos professores Dr. Alexandre Luís Gasparin e Rafael Menezes Nunes pela participação na banca.

A todos os meus colegas das empresas Randon que de alguma forma auxiliaram na superação desta jornada.

Ao PPGEM pela fonte de conhecimento.

“The only easy day was yesterday”

US Navy Seals

SUMÁRIO

SUMÁRIO	vii
LISTA DE FIGURAS	x
LISTA DE TABELAS	xiv
LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS.....	xv
LISTA DE SÍMBOLOS	xvi
RESUMO	xviii
ABSTRACT.....	xix
1. INTRODUÇÃO	1
2. OBJETIVOS	2
2.1 Objetivos Específicos.....	2
3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	3
3.1 HISTÓRICO.....	3
3.2 Fadiga.....	6
3.3 Fadiga Micro e Macroestrutural.....	7
3.3.1 Estágio I – Nucleação da Fadiga	7
3.3.2 Estágio II - Propagação da Trinca.....	9
3.3.3 Estágio III - Fratura	12
3.4 Método para Predição de Vida.....	13
3.4.1 Modelo tensão-número de ciclos (S-N).....	14
3.4.2 Modelo deformação-número de ciclos (ϵ -N)	14
3.4.3 Modelo da mecânica da fratura linear-elástica (MFLE).....	15
3.5 Caracterização das Tensões Flutuantes	15
3.6 Método S-N.....	17
3.7 Tensões Médias.....	21
3.8 Curva S-N.....	25
3.8.1 Curva S-N Teórica.....	26
3.8.1.1 Tensão Estimada de Ruptura	28
3.8.1.2 Coeficiente de Confiabilidade (C_R)	28
3.8.1.3 Coeficiente de Carregamento (C_L).....	29
3.8.1.4 Coeficiente de Acabamento (C_S)	31
3.8.1.5 Coeficiente de Tamanho (C_D).....	32

3.8.1.6	Tensão Limite de Fadiga de Alto Ciclo (S_{be})	33
3.8.2	Curva S-N Experimental	35
3.9	Crítério Acúmulo de Dano	40
3.10	Método Contagem de Ciclos	43
3.10.1	Método de Rainflow	43
3.11	Fatores que Afetam à Vida em Fadiga	46
3.11.1	Tratamento Superficial.....	46
3.11.2	Descarbonetação	47
3.11.3	Efeitos da Dureza	48
3.11.4	Efeitos da Inclusões.....	50
3.12	Tensão Residual	51
3.12.1	Origem das Tensões Residuais	51
3.12.2	Classificação das Tensões Residuais.....	52
3.12.2.1	Tensões Residuais Macroscópicas – Tipo I	52
3.12.2.2	Tensões Residuais Microscópicas – Tipo II.....	53
3.12.2.3	Tensões Residuais Microscópicas – Tipo III.....	53
3.12.3	Processos e Mecanismos Geradores de Tensões Residuais	53
3.13	Tratamento Superficial: Shot Peening	55
3.13.1	Processo de Shot Peening	55
3.13.2	Perfil de Tensões Residuais do Processo de Shot Peening	57
3.13.3	Parâmetro de Controle do Processo de Shot Peening.....	59
3.14	Método de Determinação de Tensões Residuais	60
3.14.1	Difração por Raios-X	61
3.15	Tratamento Térmico	64
3.15.1	Recozimento.....	64
3.15.2	Recozimento Total ou Pleno	64
3.15.3	Recozimento Isotérmico	65
3.15.4	Normalização.....	65
3.15.5	Têmpera e Revenido	66
4.	PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	68
4.1	Métodos	68
4.1.1	Seleção das Amostras	68
4.1.2	Caracterização Metalográfica	69

4.1.2.1	Preparação Metalográfica	69
4.1.2.2	Caracterização Microestrutural	70
4.1.2.3	Composição Química	71
4.1.3	Análises de Tensões Residuais	71
4.1.4	Caracterização das Propriedades Mecânicas	72
4.1.4.1	Ensaio de Tração	72
4.1.4.2	Ensaio de Fadiga	73
4.1.4.2.1	Identificação das Amostras.....	73
4.1.4.2.2	Procedimento dos Ensaios de Fadiga	73
4.1.4.3	Dureza Vickers	75
5.	RESULTADOS E DISCUSSÃO	76
5.1	Caracterização do Material	76
5.1.1	Caracterização Microestrutural	76
5.1.2	Composição Química	80
5.1.3	Dureza Vickers	81
5.1.4	Ensaio de Tração	82
5.1.5	Análise de Tensão Residual	82
5.1.6	Análise da Curva de Fadiga.....	90
5.1.7	Análise da Fratura	97
5.2	Estudo de Caso	98
6.	CONCLUSÕES	103
7.	SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS.....	105
8.	REFERÊNCIAS	106

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Mecanismo de deslizamento devido às cargas externas.....	8
Figura 2 - Mecanismo de nucleação e propagação de trinca nos estágios I e II.....	10
Figura 3 – Estrias de fadiga devido a sequência variada da amplitude de carregamento	10
Figura 4 – Processo plástico de alargamento da ponta da trinca no estágio II	11
Figura 5 – Mecanismo representativo do processo de fadiga.....	12
Figura 6 – Superfície de fratura por fadiga de uma barra conectora forjada de aço AISI 8640.....	13
Figura 7 – Representação gráfica de um sinal senoidal com amplitude constante ...	16
Figura 8 – Máquina para teste de fadiga de flexão rotativa conforme adaptação de R.R. Moore	17
Figura 9 – Representação gráfica da curva S-N em escala logarítmica	18
Figura 10 – Representação gráfica de um material que apresenta limite de resistência à fadiga, aços 1045, e de um material que não apresenta limite de resistência à fadiga (alumínio 2024-T6).....	20
Figura 11 – Representação comportamento da fadiga para diferentes valores da razão de tensões (R)	22
Figura 12 – Representação do comportamento da fadiga para diferentes valores de tensão média.....	22
Figura 13 – Efeito da tensão média na vida em fadiga.....	23
Figura 14– Diagrama de fadiga mostrando os modelos de Goodman, Gerber e Soderberg.....	25
Figura 15 – Representação gráfica da curva S-N teórica	26
Figura 16 – Representação gráfica da curva S-N modificada.....	27
Figura 17 – Representação do coeficiente de carregamento para diversos tipos de carregamentos.....	30
Figura 18 – Representação do coeficiente superficial em função da tensão de ruptura.....	31
Figura 19 – Coeficiente de acabamento superficial em função da rugosidade	32
Figura 20 – Representação do coeficiente de tamanho em função do tamanho do corpo de provas.....	33
Figura 21 – Representação gráfica limite de resistência à fadiga de alto ciclo, Sbe.	34

Figura 22 – Máquina de Ensaio de Fadiga Axial	35
Figura 23 – Representação gráfica das curvas de projeto e média em uma curva S-N	39
Figura 24 – Representação gráfica de blocos submetidos a uma tensão constante e a respectiva curva S-N	41
Figura 25 – Representação gráfica da regra de dano linear	42
Figura 26 – Representação gráfica ciclo de tensão-deformação	44
Figura 27 – Representação gráfica carregamento randômico	44
Figura 28– Analogia entre o método Rainflow e um telhado japonês	45
Figura 29 – Exemplo de aplicação da metodologia de fluxo gota de chuva para vales e picos	45
Figura 30 – Efeito da descarbonetação no limite à fadiga axial	48
Figura 31 – Limite de fadiga de diversos aços em função da dureza	49
Figura 32 – Efeito da dureza no limite à fadiga	49
Figura 33 – Representação gráfica do início de trinca no aço AISI 3318	50
Figura 34 – Superposição das tensões aplicada e residual	54
Figura 35 – Representação de uma superfície sem tratamento de shot peening e uma superfície com shot peening	56
Figura 36 – Representação de uma remonta gerada por excesso de shot peening e uma trinca de fadiga nucleada na raiz do defeito	57
Figura 37 – Representação gráfica do comportamento do crescimento da trinca da fadiga	58
Figura 38 – Representação relógio comparador de padrão Almen	60
Figura 39 – Representação das condições das partículas utilizadas no processo de shot peening, esfera de boa qualidade e esferas com péssima qualidade	60
Figura 40 – Representação típico equipamento para medição por difração por raios-X	61
Figura 41 – Espalhamento descrito pela lei de Bragg	62
Figura 42 – Representação gráfica do recozimento pleno	65
Figura 43 – Representação gráfica do recozimento isotérmico	66
Figura 44– Representação gráfica da operação de normalização	66
Figura 45 – Representação da operação de têmpera e revenimento	67
Figura 46 – Fluxograma das etapas na caracterização do material SAE 5160	68

Figura 47 – Amostra material aço SAE 5160 com identificação da face submetida à shot peening	69
Figura 48 – Processo de corte para análise microestrutural e quantificação de inclusões	70
Figura 49 – Vista para análise microestrutural e quantificação de inclusões	70
Figura 50 – Identificação dos pontos de medição de tensões residuais na superfície com shot peening	72
Figura 51 – Corpos de provas utilizados no ensaio de tração	73
Figura 52 – Ensaio de fadiga por flexão em três pontos.....	74
Figura 53 – Montagem do dispositivo de ensaio de fadiga em flexão três pontos diretamente no equipamento e detalhe do posicionamento da amostra.	74
Figura 54 – Vista para análise microestrutural e quantificação de inclusões	75
Figura 55 – Micrografia em microscopia ótica da superfície do corpo de provas A, apresentado camada descarbonetada.....	76
Figura 56 – Micrografia em microscopia ótica da superfície do corpo de provas B, não apresentado camada descarbonetada.....	77
Figura 57 – Micrografia em microscopia ótica da superfície do corpo de provas C, não apresentado camada descarbonetada.....	77
Figura 58 – Micrografia em microscopia ótica mostrando bandeamentos	78
Figura 59 – Micrografia em microscopia ótica mostrando inclusões de sulfeto manganês.....	78
Figura 60 – Micrografia em microscopia ótica mostrando inclusões de sulfeto Mn...	79
Figura 61– Micrografia em microscopia ótica do corpo de provas mostrando inclusões de sulfeto de manganês para quantificação da amostra n.º 1.	79
Figura 62 – Micrografia em microscopia ótica do corpo de provas mostrando inclusões de sulfeto	80
Figura 63 – Gráfico do resultado do perfil de dureza efetuado na amostra N.º 1.....	81
Figura 64 – Gráfica do resultado do perfil de dureza efetuada na amostra N.º 2.....	81
Figura 65 – Gráfica com perfil de dureza real e teórico	82
Figura 66 – Gráfico dos valores de tensões residuais (MPa)	83
Figura 67 – Gráfico dos valores de tensões residuais (MPa)	83
Figura 68 – Gráfico dos valores de tensões residuais (MPa)	84
Figura 69 – Gráfico dos valores de tensões residuais (MPa)	84
Figura 72 – Gráfico da distribuição normal – Amostra TR-001	88

Figura 74 – Gráfico da distribuição normal – Amostra TR-003.....	88
Figura 78 – Análise comparativa entre nível de dispersão e a qualidade da superfície da amostra – Amostra TR-001.....	89
Figura 79 – Análise comparativa entre nível de dispersão e a qualidade da superfície da amostra – Amostra TR-006.....	89
Figura 84 – Diagrama S-N baseado na figura 82 modificado de baixo ciclo.....	93
Figura 86 – Diagrama S-N baseado na figura 85 modificado de alto ciclo.....	94
Figura 87 – Diagrama S-N baseado na figura 85 modificado de baixo ciclo.....	94
Figura 88 – Comparação das curvas de fadiga para diferentes ajustes realizados ..	95

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Estimativa do limite de resistência à fadiga para baixo ciclo.....	28
Tabela 2 – Coeficiente de confiabilidade.....	29
Tabela 3 – Coeficiente de carregamento para diversos tipos de carregamentos.....	30
Tabela 4 – Determinação do coeficiente de tamanho para peças cilíndricas	32
Tabela 5 – Determinação do limite de resistência à fadiga de alto ciclo, Sbe.....	34
Tabela 6 – Determinação limite de resistência a fadiga de alto ciclo, para diversos tipos de aços	34
Tabela 7 – Normas e especificações da ASTM para ensaios de fadiga	36
Tabela 8 – Valores recomendados para ensaio de fadiga ASTM E739-91.....	37
Tabela 9 – Valor de distribuição com valores resumidos.....	40
Tabela 10 – Resultados da classificação das inclusões	80
Tabela 11 – Resultados da análise química do material aço SAE 5160.....	80
Tabela 12 – Resultados dos ensaios de tração do material aço SAE 5160.....	82
Tabela 18 – Resultados da análise de tensões residuais da amostra TR-006	87
Tabela 20 – Resultados dos ensaios de fadiga do aço SAE 5160 com tratamento de shot peening.....	90
Tabela 21 – Histórico do ensaio de fadiga	91
Tabela 23 – Dados de rodagem.....	99
Tabela 24 – Dados de correlação de tipo de pavimentos.....	99
Tabela 25 – Análise durabilidade	101
Tabela 26 – Estudo de segmentação.....	101

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas

ASME – American Society of Mechanical Engineers

ASTM – American Society for Testing and Materials

LAMEF – Laboratório de Metalurgia Física - UFRGS

MFLE – Mecânica da fratura linear-elástica

MO – Microscopia ótica

MTS – MTS Systems Corporations

SAE – Society of Automotive Engineers

LISTA DE SÍMBOLOS

A – Amplitude ou razão de amplitude

Á - Comprimento de onda $k-\alpha$

b – Expoente de resistência à fadiga do material

C_D – Coeficiente de tamanho

C_L – Coeficiente de carregamento

C_R – Coeficiente de confiabilidade

C_S – Coeficiente de acabamento

d_{hkl} = Espaçamento interplanar entre planos sucessivos da rede cristalina

d_{eq} = Diâmetro equivalente

D_i – Dano acumulado de fadiga

F_p – Valor da distribuição “F” para o intervalo de confiança “p”

Hv – Unidade de medida de dureza na escala Vickers

k – Expoente ou inclinação da curva ($k = -1/b$) ou coeficiente de inclinação da curva de fadiga

K – Fator multiplicador

kV – Voltagem

mm - Milímetro

mm^2 – Milímetros quadrados

MPa - Unidade de medição de tensão

N – Número de ciclos

n – Número inteiro

N_1 – Número de ciclos mínimo até a falha

N_2 – Número de ciclos máximo até a falha

N_f – Número de ciclo até a fratura

n_i – N° de ciclos atuantes quando submetido ao carregamento de amplitude σ_i

N_i – N° de vida quando submetido ao carregamento de amplitude σ_i

n_s – Tamanho de amostras

P – Profundidade

R – Razão de tensão ou carregamento

s – Desvio Padrão

S – Tensão

S'_f – Coeficiente de resistência a fadiga

S_1 – Limite de resistência à fadiga em baixo ciclo
 S_{1000} – Limite de resistência a fadiga de baixo ciclo
 $S_{1000,R}$ – Tensão de transição de baixo para alto ciclo
 S_2 – Limite de resistência à fadiga em alto ciclo
 S_a – Tensão alternada ou amplitude de tensão
 S_{be} - Tensão de limite de fadiga de alto ciclo
 S_e – Limite de resistência à fadiga corrigida para $R = -1$
 $S_{e,R}$ – Limite de resistência à fadiga modificado
 S_m – Tensão média
 S_{max} – Tensão máxima
 S_{min} – Tensão mínima
 $S-N$ – Modelo tensão-número de ciclos
 S_u – Limite de ruptura do material ou limite de resistência à tração
 S_y – Limite de escoamento
 t – Espessura [mm]
 $T_{C\ Máx.}$ – Tensão compressiva máxima
 T_S – Tensão superficial
 T_T – Tensão trativa máxima
 w – Largura da seção [mm]
 X – Tensão logarítmica
 Y – Número de ciclo logarítmico
 Y_L – Limite inferior da curva de fadiga
 γ – É uma constante do material obtida através da razão de tensão (R)
 $\epsilon-N$ – Deformação-Número de ciclos
 ϵ – Representa a variável randômica do erro
 θ = Ângulo em relação aos planos
 λ = Comprimento de onda dos raios-X

RESUMO

A proposta deste estudo é fornecer uma visão íntegra e profunda da vida em fadiga de um material aço SAE 5160 para a fabricação de feixes de mola, cujo objetivo principal é otimizar o projeto deste componente na tentativa de reduzir custo e peso, para tanto, o aço SAE 5160 submetido aos processos de tratamento térmico e shot peening, através do levantamento de uma curva de fadiga pelo ensaio de flexão por três pontos.

Apresenta também, os resultados obtidos na caracterização do material, como pôr a análise de tensões residuais por difração por raios-X, das microestruturas, da dureza e da composição química, visando o objetivo de identificar possíveis variáveis que possam influenciar nas características técnicas e interferir na vida à fadiga deste aço SAE 5160.

Os ensaios realizados mostram o comprometimento da resistência à fadiga deste material, pois é possível verificar uma não homogeneidade nos valores de dureza, a presença de descarbonetação e variação nos valores de tensões residuais, invalidando as amostras na ordem de cinquenta por cento. Com os resultados obtidos no levantamento da curva de fadiga e dados coletados em campo, é demonstrado a validação das curvas de projeto.

Palavras-chave: fadiga, tensão residuais, shot peening, feixe de molas e aço SAE 5160

ABSTRACT

The purpose of this study is to provide a full and deep view of fatigue life of a steel material SAE 5160 for the production of leaf springs, whose main objective is to optimize the design of this component in order to reduce cost and weight, therefore the SAE 5160 steel was subjected to the heat treatment processes, and shot peening, via a test fatigue curve by the three-point deflection test.

It also presents the results obtained in the characterization of the material, how to put the analysis of residual stresses by X-ray diffraction, the microstructure, hardness and chemical composition, in order to identify potential variables that may influence the technical characteristics and interfere with the fatigue life of the SAE 5160 steel.

The tests performed present reduced resistance to fatigue of the material; it is not possible to verify the homogeneity of hardness, the presence of decarburization and variation in the values of residual stresses, invalidating the samples in the order of fifty percent. With the results in the lifting of fatigue and data collected in the field curve, is present the validation of design curves.

Key words: fatigue, residual stress, shot peening, leaf spring and SAE 5160 steel

1. INTRODUÇÃO

A realização deste trabalho veio de encontro a uma necessidade de se conhecer a curva de fadiga do aço SAE 5160, amplamente utilizado na fabricação de feixes de molas, pois a fadiga possui um papel extremamente importante, porque é através desta, que se pode prever a vida do componente, além disto, possibilita estudar a otimização dos feixes de molas.

Avaliado o custo de uma suspensão mecânica, entre todos os componentes, os feixes de molas são responsáveis pelo maior percentual, pois esses são comercializados por peso. Além do custo, a otimização do projeto de feixes de molas, ajuda na redução de peso dos implementos rodoviários e conseqüentemente contribui na manutenção das qualidades das estradas, pois o transporte rodoviário de cargas no Brasil é na ordem de cinquenta e oito por cento do total, conforme o Ministério dos Transportes.

O termo fadiga do material, no vocabulário de engenharia, significa a medida do tempo de quebra das peças após esforços cíclicos, provocados por cargas dinâmicas mesmo em baixa intensidade, o que resulta em mudanças nas propriedades do material (Campbell, 2008). Essas mudanças acarretam em uma falha inesperada sob níveis de tensões abaixo do estabelecido no projeto. A falha prematura pode tomar proporções catastróficas caso ocorra a quebra do material e o colapso dos componentes importantes de uma determinada estrutura.

A escolha do material de alta resistência feita em projetos convencionais de estruturas, onde não há a preocupação como o fenômeno de fadiga, só evita a falha ou colapso estrutural causado pela ruptura ou instabilidade. Somente com um estudo levando em consideração os carregamentos altamente variáveis é que pode-se interferir diretamente, não só na escolha do material. Como também no dimensionamento da estrutura, e o mais importante, na identificação e modificação dos detalhes que causam altos níveis de concentração de tensão.

Conhecer o comportamento à fadiga do material aço SAE 5160, tratado termicamente e submetido ao tratamento superficial de *shot penning*, e verificar a viabilidade de otimizar o projeto de um feixe de mola, é nesse contexto que se insere este trabalho.

2. OBJETIVOS

Neste trabalho, objetivou-se a caracterização do material aço SAE 5160, e posteriormente o levantamento da curva S-N deste material, a fim de avaliar a possibilidade de otimizar feixes de molas empregados em implementos rodoviários.

2.1 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

Para a obtenção do objetivo proposto, foi necessário atingir:

- Obter e selecionar as amostras do material SAE 5160, as quais foram submetidas a todas as etapas do processo de fabricação de lâminas utilizadas na fabricação de um feixe de mola, com exceção da etapa de conformação;
- Caracterização da metalografia, através da preparação de amostras, microestruturas e composição química;
- Caracterização e análise das tensões residuais;
- Caracterização das propriedades mecânicas, através de ensaio de tração e perfil de dureza;
- Realização de ensaio de fadiga e obtenção da curva S-N;
- Realização de análise da aplicabilidade das curvas S-N em um estudo de caso.

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 HISTÓRICO

Há indícios de trabalhos, relatórios e pesquisas desde o século 19, onde esses têm contribuído para compreender o assunto fadiga, que é uma ramificação dos estudos que englobam muitas disciplinas científicas e oferecem rica variedade de fenômenos de investigação [SURESCH, 1998].

O ano de 1828 foi um marco nos estudos relacionados à fadiga, pois neste ano o engenheiro W. A. J. Albert realizou investigações relacionadas às falhas em correias de aço utilizadas em minas, sobre a influência dos carregamentos cíclicos. Seu teste consistia em analisar uma corrente, com uma das extremidades presa à um disco e a outra presa à um peso padrão. Os elos da corrente eram submetidos a carregamentos de 100.000 ciclos de flexão através de uma manivela presa ao disco.

Na década de 1840 ocorreram falhas catastróficas envolvendo composição ferroviárias, devido à falha nos trilhos, causando descarrilamento.

No ano de 1842, ocorreu a primeira pesquisa detalhada motivada por um grave acidente ferroviário ocorrido nas redondezas de Versalhes, na França, onde um trem transportando dignitários se acidentou por quebra do eixo da locomotiva, matando cinquenta e cinco pessoas no incêndio que se seguiu após o descarrilamento. A investigação realizada nos eixos frontais da locomotiva encontrou indícios de fadiga, os quais foram a causa do acidente.

No ano seguinte, o engenheiro ferroviário W. J. M. Rankine fez contribuições importantes à engenharia, onde apresentou as características da fratura causada por fadiga devido a concentradores de tensão.

O interesse sobre fadiga foi aumentado, principalmente pelo aumento do uso de estruturas de ferro na construção de pontes ferroviárias. No ano de 1849, o governo britânico contratou E. A. Hodgkinson para estudar o fenômeno em componentes forjados e fundidos para a indústria da construção ferroviária.

Em 1857 ocorreu uma nova tragédia ferroviária que causou a morte de cinquenta e nove pessoas, as quais estavam a bordo do Great Western Railway, que estava dirigindo-se de Toronto para Hamilton. O eixo da locomotiva quebrou causando o grave acidente.

Entre os anos de 1852 a 1869, A. Wohler conduziu investigações sobre falhas por fadiga, acrescentando importantes contribuições neste assunto. Foi possível criar uma estação experimental e através desta, observou-se que eixos ferroviários submetidos a determinadas cargas cíclicas, inferiores a carga estática, rompiam prematuramente.

Wohler também foi o responsável em caracterizar o comportamento da fadiga através de curvas relacionando tensão e vida, conhecidas como curvas de Wohler ou S-N, as quais permitem prever o limite de resistência do material. Além da elaboração e formatação das curvas, Wohler foi responsável por desenvolver o equipamento que obtém tais curvas, através do conceito de flexão rotativa.

Neste mesmo período Gerber e outros, investigaram a influência da tensão média, e Goodman propõe uma teoria simplificada sobre o assunto.

Em 1864, W. Fairbairn, realizou estudos em rebites forjados utilizados em vigas de ferro, onde concluiu que esses suportavam apenas um terço da resistência do material.

No ano de 1874, o engenheiro alemão H. Gerber desenvolveu uma metodologia para utilizar em projeto, visando a utilização do conceito de limite de fadiga, deixando como contribuição o método de vida em fadiga para diferentes níveis de tensões. Problemas similares foram abordados por Goodman.

Em 1886, Bauschinger defendeu que o limite elástico do metal, quando submetido ao carregamento invertido, é diferente ao da deformação estática. Esse estudo permite identificar a ocorrência do amolecimento ou endurecimento cíclico. Bauschinger também foi responsável em validar muitos resultados obtidos por Wohler.

Nos anos de 1900, Ewing, Rosenhain e Humfrey, investigaram a fadiga em aços suecos, e publicaram análises microscópicas, mostrando o mecanismo de fadiga na superfície, onde visualizaram as bandas de deslizamento que levam à formação de microtrincas.

No ano de 1904, Goodman publica o seu livro *Mechanics Applied to Engineering*, onde menciona “*it is assumed that the varying loads applied to test bars by Wohler and others produce the same effects as suddenly applied loads*”, sendo interpretado mais tarde como o diagrama de Goodman modificado para a tensão média.

Em 1910, O. H. Basquin, contribuiu plotando as curva S-N propostas por Wohler na forma logarítmica, demonstrando que a tensão e o número de ciclos resultam em

uma relação linear para uma grande variedade de tensão. Essa metodologia foi uma significativa contribuição para facilitar a compressão do amolecimento e endurecimento cíclico em metais.

Em 1920, Gough e seus associados mostraram que os efeitos combinados de flexão e torção são importantes no estudo da fadiga, sendo chamada de fadiga multiaxial.

No ano de 1924, Palmgren desenvolveu o modelo de dano acumulado para carregamento de amplitude variável em rolamentos. Também neste ano, McAdam apresentou os primeiros estudos mostrando a degradação da resistência à fadiga de aços de alta resistência em ambiente corrosivo.

Nos anos de 1930 a indústria automotiva passa a usar o processo de shot peening para eliminar falhas por fadiga em molas e eixos. J. Almen demonstra os ganhos incontestáveis da aplicação de tensões residuais compressivas na vida útil de componentes assim tratados.

Em 1939, o pesquisador Thum e colegas alemães, publicaram estudos sobre limite de fadiga, os efeitos dos concentradores de tensão, os efeitos do endurecimento superficial na fadiga, a relação entre corrosão e fadiga e os efeitos da tensão residual na fadiga.

Em 1945, Miner formula o critério linear de dano acumulado sugerido por Palmgren em 1924, hoje conhecido como regra Palmgren-Miner.

No ano de 1946, o comitê E-09 da ASTM (American Society for Testing and Materials), tendo Peterson como o seu primeiro presidente, inicia um fórum para pesquisa e normalização de testes de fadiga. Peterson enfatiza que a sensibilidade ao entalhe é função do fator de concentração de tensões teóricos, da geometria do componente e da tensão de ruptura do material.

Após os anos 50, diversos pesquisadores, cientistas e engenheiros contribuíram nas mais diversas formas para ampliar o conhecimento sobre fadiga. Coffin e Manson realizaram seus estudos durante a década de 1950 e estabeleceram relações quantitativas entre deformação plástica e vida de fadiga. Ambos foram motivados por problemas de fadiga de metais em altas temperaturas, onde deformação inelástica não pode ser ignorada. Também nesta década, ocorreu o famoso incidente do avião Comet, da empresa de Havilland Aircraft Company.

Durante a década de 60, Irwin estudou a mecânica da fratura, buscando o desenvolvimento de uma ferramenta prática, para avaliar esse assunto. Uma das maiores contribuições sobre esse tema, foi dada por Paris, que quantificou a relação da propagação da trinca por fadiga. Smooth introduziu a simulação de amostras com entalhes e contagem de ciclos com o carregamento em amplitude variável, bem como o início da utilização de computadores para resolver problemas de engenharia. Também nesta década, a fadiga a baixo ciclo passa a ser controlada através da relação de Coffin-Manson.

Em 1968 o método *rainflow* de contagem de ciclos é publicado por Matsuishi e Endo.

Na década de 70, a análise de fadiga se tornou uma ferramenta obrigatória. Em 1970, Elber demonstrou que trincas de fadiga podem permanecer fechadas, mesmo se essas forem submetidas a cargas de tração cíclicas.

Na década de 1990, a ponte Seongsu, na Coreia do Sul, entra em colapso repentinamente como consequência de uma trinca por fadiga que cresce rapidamente por deficiência na soldagem e aumento do tráfego. E em 1998, o trem alemão de alta velocidade ICE, descarrila devido à fratura por fadiga em uma roda anti-vibração.

Em 2007 uma montanha-russa em Osaka, no Japão, descarrila devido à fratura no eixo de um dos carros.

3.2 FADIGA

Fadiga é uma forma de falha que ocorre em estruturas que são submetidas a tensões dinâmicas e oscilantes. O termo fadiga é utilizado, pois esse tipo de falha ocorre normalmente após longo período de tensões repetidas ou ciclos de deformação [CALLISTER, 2008]. A fadiga é a responsável por noventa por cento das falhas de serviços relativas a causas mecânicas [DIETER, 1981] e [CALLISTER, 2008].

Segundo a *American Society of Mechanical Engineers (ASME)*, fadiga é um processo progressivo e localizado de alteração permanente que ocorre em um material submetido a condições de carregamento que produzem tensões ou deformações flutuantes em algum ou alguns pontos e que podem culminar com trincas ou com a completa fratura do material depois de um número suficiente de flutuações.

A falha do material solicitado dinamicamente pode incidir abaixo da tensão de falha sob carregamento estático, transformando a amplitude no parâmetro mais importante na vida em fadiga, embora tendo a máxima tensão de tração possui grande importância [ROCHA, 2010].

Há três fatores para que ocorra uma falha por fadiga:

- 1ª) Solicitações dinâmicas
- 2ª) Solicitações de trações;
- 3ª) Deformação plástica

Além destas, existem outras diversas variáveis, como concentradores de tensão, temperatura, sobrecarga, corrosão, tensão residual e tensões combinadas, que tendem a alterar as condições de ocorrência da fadiga [DIETER, 1981].

3.3 FADIGA MICRO E MACROESTRUTURAL

Metais são de natureza cristalina, onde os átomos são arranjados de maneira ordenada. A maioria dos metais são policristalinos, formados por um grande número de cristais, chamados de grãos, onde cada grão tem suas propriedades orientadas. Alguns cristais são orientados de tal forma que os planos de fácil deslizamento, ou movimento das discordâncias, estão na direção da máxima tensão cisalhante aplicada. O início do escorregamento, que se localiza na deformação plástica, cria a aparência de um ou mais planos deslizantes um relativo ao outro.

3.3.1 Estágio I – Nucleação da Fadiga

As fraturas por fadiga geralmente iniciam na superfície dos corpos de provas, pois a tensão máxima sempre estará situada em algum ponto na superfície, visto que os metais não são homogêneos e isotrópicos. Conforme as tensões do entalhe oscilam, pode ocorrer escoamento local devido à concentração de tensão, mesmo que a tensão nominal na seção esteja bem abaixo do valor da tensão de escoamento do material [NORTON, 2004].

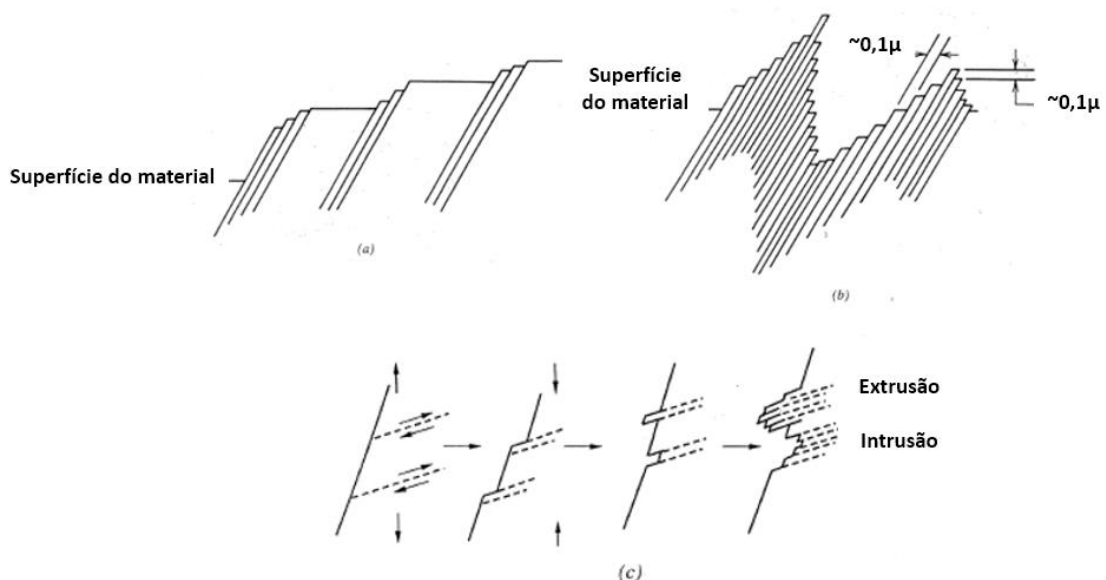
Mas em certos casos, a trinca pode ocorrer no interior do corpo de provas e elas podem ser causadas por tensão residual, descontinuidades e defeitos internos, e esses defeitos podem deslocar o ponto de tensão máxima efetiva para o interior do

material, não sendo desta forma, regra geral a nucleação da fadiga na superfície do componente.

A deformação plástica localizada causa distorções e cria bandas de deslizamento ou maclação, ao longo dos contornos dos cristais do material. Conforme os ciclos ocorrem, outras bandas de deslizamento são adicionadas e agrupam-se em trincas microscópicas. Não há necessidade de haver um entalhe no componente, para haver tal deslizamento, desde que ele exceda o limite de escoamento de alguma região do material.

O tamanho e o número de bandas de escorregamento são funções do número de ciclos e da amplitude de tensão aplicada. Conforme aumenta o número de ciclos, há um aumento do tamanho e do número de bandas, como também, níveis de tensão maiores produzem um número maior de bandas, conforme figura 1.

Figura 1 – Mecanismo de deslizamento devido às cargas externas. (a) Deformação estática, (b) Tensão cíclica e (c) progressão da fadiga na formação de extrusão e intrusão



Fonte: STEPHENS, 2001

As bandas de escorregamento, quando submetidas a cargas cíclicas, tendem a agrupam-se em pacotes e formam ressaltos e depressões, e conforme o tipo de sollicitação, essas estão ligadas à orientação do cristal junto à superfície.

Em função da movimentação de discordância durante o processo de fadiga, pode haver, como consequência, a formação de pequenas e localizadas deformações chamadas de intrusões ou extrusões. A intrusão aparece como cavidades em tais bandas e a extrusão se caracteriza como uma pequena porção de material extrudada a partir da superfície da banda de escorregamento. Essas perturbações superficiais têm altura aproximada entre 1 e 10 μm e aparecem a cerca de um décimo da vida total da amostra [DIETER, 1981].

O processo de nucleação é uma etapa que compreende a formação de uma pequena trinca, a qual não ultrapassa cinco grãos do material, que segue numa direção à 45° em relação a tensão principal responsável pela falha. A trinca formada nesta etapa é produzida pela máxima tensão principal de cisalhamento.

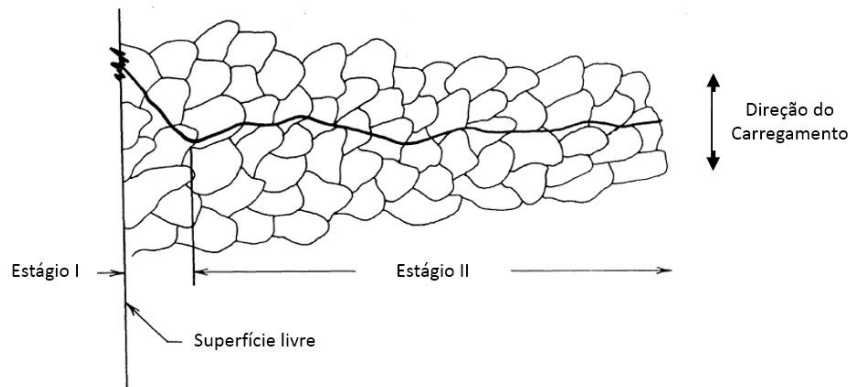
Materiais menos dúcteis não apresentam essa característica para escoar e tendem a desenvolver trincas mais rapidamente. Materiais frágeis não escoam, não apresentado o estágio inicial e procedem diretamente para a propagação da trinca, principalmente em locais onde há a existência de vazios ou inclusões, que atuam como trincas microscópicas [NORTON, 2004].

3.3.2 Estágio II - Propagação da Trinca

O crescimento da trinca se propaga em um plano perpendicular à direção da tensão normal principal, pode ser visível ao olho nu e corresponder a uma grande parte da série resistente. O crescimento da trinca se deve a tensões de tração [NORTON, 2004].

No momento em que a concentração de tensões produzida pela fissura da nucleação for alta o suficiente, a direção de 45° muda para um plano perpendicular à tensão normal principal que atua no elemento. Desta forma, a trinca passa a crescer progressivamente, à uma velocidade crescente na direção deste plano. Em casos de carregamentos múltiplos, a variação dos planos preferenciais de deslizamento ao longo dos sucessivos grãos do material a partir da região de nucleação favorece o estágio de propagação da fadiga. A transição entre o primeiro e o segundo estágio (figura 2) é causada quando uma trinca em um plano de escorregamento encontra um obstáculo, como por exemplo, um contorno de grão.

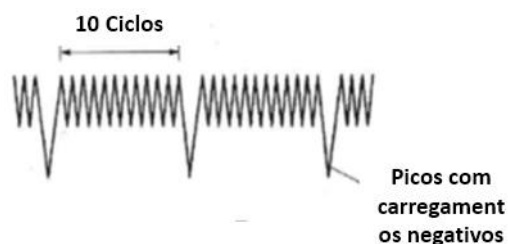
Figura 2 - Mecanismo de nucleação e propagação de trinca nos estágios I e II



Fonte: adaptada de STEPHENS, 2001

A superfície de propagação depende da direção da tensão normal principal que poderá variar em função das solicitações impostas e a superfície tem como característica uma textura lisa e avança na forma semicircular, que é provocada pelo estado triaxial de tensão que é encontrado na ponta da trinca. A deformação plástica localizada pode causar uma marca superficial a cada ciclo ou a um conjunto de ciclos de carga. Essas estrias são chamadas de estrias de fadiga e são encontradas com maior frequência em materiais dúcteis.

Figura 3 – Estrias de fadiga devido a sequência variada da amplitude de carregamento



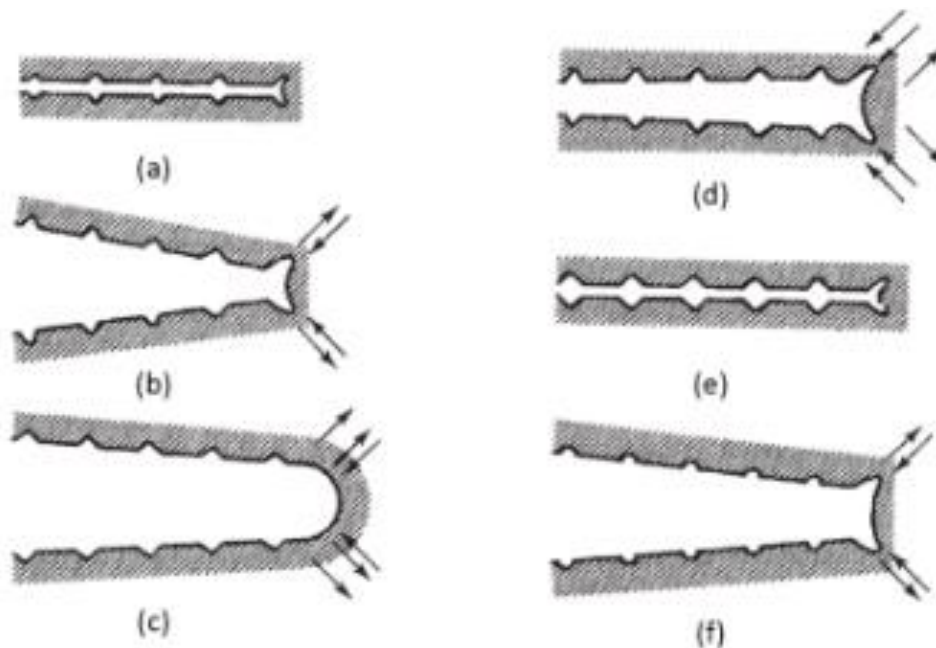
Fonte: SCHIJVE, 2003

Na figura 3, representa a posição sucessiva de uma frente de trinca que avança num plano normal à máxima tensão de tração e cada estria é produzida por um único ciclo de tensões.

A presença destas estrias define que a falha foi produzida por fadiga, mas em caso de ausência destas, não exclui a possibilidade de fratura por fadiga. Há não observação das estrias na superfície da fratura por fadiga pode ser devido a um espaçamento muito pequeno que não pode ser resolvido pelos métodos de observações utilizados ou algum dano aplicado à superfície [DIETER, 1981].

No início do carregamento a ponta da trinca é aguda (figura 4a), conforme os esforços vão sendo aplicados, se forma um pequeno entalhe duplo na ponta da trinca que concentra o deslizamento ao longo dos planos que forma 45° com a superfície da trinca (figura 4b). Conforme a trinca vai se tornando mais larga, vai havendo um cisalhamento plástico e sua ponta vai se tornando arredonda (figura 4c). Quando a carga é convertida em compressão, as direções de deslizamentos na extremidade são invertidas (figura 4d); as faces da trinca são compactadas (figura 4e) e a nova superfície da trinca é forçada para o plano da trinca, onde parcialmente é dobrada formando uma trinca aguda novamente (figura 4f).

Figura 4 – Processo plástico de alargamento da ponta da trinca no estágio II



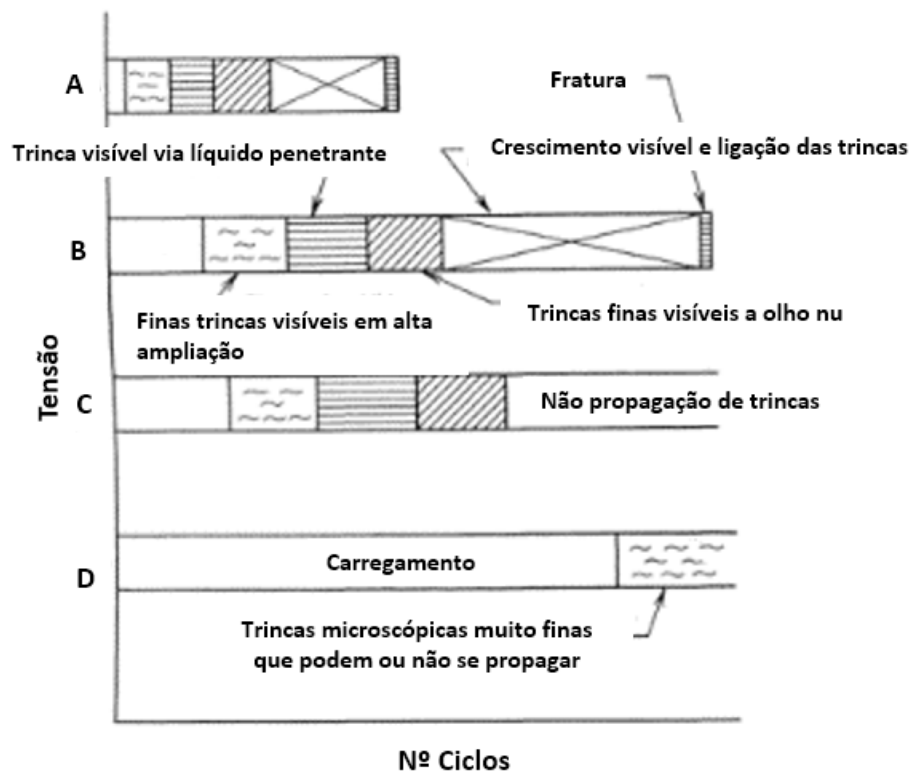
Fonte: DIETER, 1981

3.3.3 Estágio III - Fratura

A falha final ocorre rapidamente, uma vez que a trinca que está avançado tenha atingido um tamanho crítico e ocorra no ciclo de carga final, quando o material remanescente não pode suportar as cargas, resultando em fratura [CALLISTER, 2008].

A figura 5, representa o mecanismo típico do processo de fadiga, onde é possível visualizar que o deslizamento ocorre em primeiro lugar, seguido de trincas finas, as quais podem ser vistas apenas com o auxílio de microscopia que permita grandes ampliações. Essas trincas continuam a crescer em carga cíclica até se tornarem visíveis a olho nu, atingindo um tamanho crítico e a fratura súbita ocorrer. Quanto maior for a magnitude das tensões, mais cedo o processo de fadiga vai ocorrer, e em níveis baixos de tensões, uma grande parte da vida à fadiga é gasta na nucleação das trincas [STEPHENS, 2001].

Figura 5 – Mecanismo representativo do processo de fadiga



Fonte: STEPHENS, 2001

A falha neste estágio, pode ser frágil, dúctil ou uma combinação de ambas e, após a fratura, é possível visualizar com bastante frequência as marcas de praia, caso existam conforme a figura a seguir (figura 6), e as linhas de divisa que apontam para a origem das trincas [SHIGLEY, 2005].

Figura 6 – Superfície de fratura por fadiga de uma barra conectora forjada de aço AISI 8640. As marcas de praias podem ser observadas na parte inferior da peça



Fonte: SHIGLEY, 2005

As marcas de praias são consideradas uma das características mais marcantes em relação a falha por fadiga, onde essas podem ser visíveis a olho nu e podem se originar através de diferentes graus de oxidação, produzidas nas sucessivas paradas em repouso da peça ou pela variação na amplitude da sollicitação.

3.4 MÉTODO PARA PREDIÇÃO DE VIDA

Existe três modelos de falha por fadiga onde cada um possui uma área de aplicação e um propósito. Os modelos em questão são: tensão-número de ciclos (S-N), deformação-número de ciclos (ϵ -N) e o modelo da mecânica da fratura linear-elástica (MFLE). O objetivo de todos é prever a vida, em número de ciclos até a ocorrência de falha, para um nível de carregamento especificado [NORTON, 2004] [SHIGLEY, 2005].

A escolha do modelo a ser utilizado leva em consideração a magnitude das tensões atuantes, a qual se espera que a peça seja submetida durante a sua vida em operação, e a existência de trincas. É possível, assim, definir os regimes de fadiga de baixo e alto ciclo.

3.4.1 Modelo tensão-número de ciclos (S-N)

É o modelo mais antigo e o mais utilizado em aplicações que envolve fadiga de alto-ciclo, devido à grande quantidade de ciclos para a ocorrência de falha. É um modelo baseado na tensão, que busca determinar a resistência à fadiga e/ou o limite de fadiga para o material, de modo que as tensões cíclicas possam ser mantidas abaixo deste nível e evitar falhas antes de um determinado número de ciclo requerido. Esse é o modelo menos preciso, sobretudo para aplicações de baixa ciclagem, porém é o modelo que apresenta os melhores resultados, pois as amplitudes de carregamento são constantes e um dos objetivos é determinar os valores de resistência à fadiga.

Alguns materiais sob condições constantes de carregamento apresentam, em seus diagramas S-N, amplitude de tensão inferior ao da qual o mesmo não está submetido à falha por fadiga, independentemente do número de ciclos, e esse é denominado como limite de fadiga que varia entre 35 a 50% do limite de ruptura do material (S_u) [SURESH, 1998].

Para fadiga de alto ciclo, as tensões estão abaixo do limite de escoamento, gerando deformações elásticas. Em termos de valores, a fadiga de alto ciclo para o aço é maior que 10^5 ciclos [DIETER, 1981].

Neste trabalho o desenvolvimento e a metodologia foram baseados neste modelo.

3.4.2 Modelo deformação-número de ciclos (ϵ -N)

Uma falha por fadiga quase sempre começa em uma descontinuidade local, ou seja, um concentrador de tensão. Quando a tensão excede ao limite elástico, ocorre a deformação plástica. Se uma fratura por fadiga está para ocorrer, devem haver deformações plásticas cíclicas [SHIGLEY, 2005].

Em função do fato de a iniciação de uma trinca envolver escoamento, uma aproximação baseada na tensão é incapaz de modelar adequadamente esse estágio do processo de fadiga. O modelo baseado na deformação fornece uma visão razoavelmente precisa do estágio de iniciação de trinca. Essa pode esclarecer os danos acumulativos devido às variações na carga cíclica ao longo da vida da peça, como por exemplo sobrecargas, que introduzem tensões residuais benéficas ou malélicas na região da falha. Esse método é aplicado com maior frequência em regimes de fadiga de baixo ciclo e em problemas de vida finita, onde as tensões cíclicas são elevadas o suficiente para causarem escoamento local [NORTON, 2004].

A fadiga de baixo ciclo é caracterizada por ter uma tensão local atuante maior que a tensão de escoamento. Essa não considera a propagação de trinca e é aplicada a materiais no regime plástico e geralmente a fadiga de baixo ciclo para aço é menor que cem mil ciclos [NORTON, 2004].

3.4.3 Modelo da mecânica da fratura linear-elástica (MFLE)

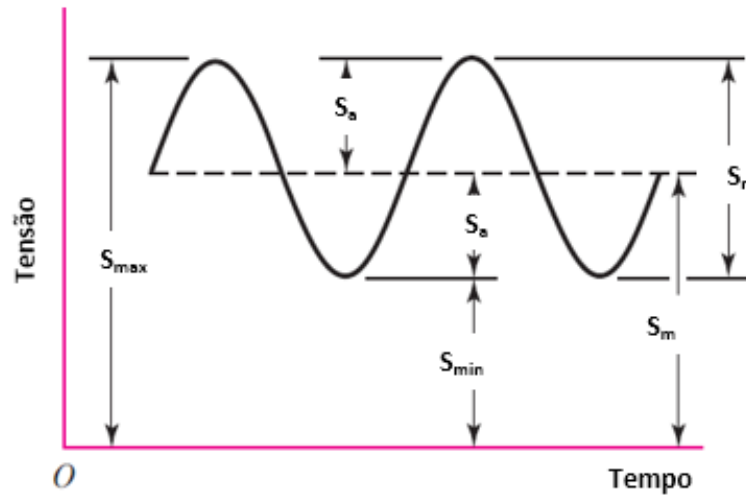
Esse modelo é mais adequado para o estágio de propagação da trinca do processo de fadiga e é aplicado em regimes de fadiga de baixos ciclos e em problemas de vida finita nos quais as tensões cíclicas são conhecidas por serem elevadas o suficiente para causarem a formação de trincas. Esse modelo também é utilizado para prever o tempo de vida restante em peças trincadas durante o serviço.

3.5 CARACTERIZAÇÃO DAS TENSÕES FLUTUANTES

Qualquer carga que varia no tempo pode provocar falhas relacionadas à fadiga e o comportamento destas cargas varia conforme a sua aplicação. Tensões flutuantes em um componente frequentemente toma a forma de um padrão senoidal, devido à natureza de algumas máquinas [SHIGLEY,2005]. Materiais, componentes e estruturas estão sujeitos a históricos de tensão diversos, em alguns casos, essas tensões podem ser repetitivas e em outras completamente aleatórias. Para a compreensão a respeito das tensões envolvidas nos mecanismos de fadiga, é conveniente entender os conceitos para tensões variáveis com amplitude constante [STEPHENS, 2001].

A figura 7 apresenta um sinal senoidal com amplitude constante usualmente empregado na caracterização de ciclos de carregamento.

Figura 7 – Representação gráfica de um sinal senoidal com amplitude constante



Fonte: adaptada de SHIGLEY, 2005

Os parâmetros empregados utilizados na definição do sinal são a tensão média (S_m), tensão alternada (S_a), tensão mínima (S_{min}) e tensão máxima (S_{max}). Matematicamente tem-se:

$$S_{med} = \frac{S_{m\acute{a}x} + S_{m\acute{i}n}}{2} \quad (1)$$

$$S_a = \frac{S_{m\acute{a}x} - S_{m\acute{i}n}}{2} \quad (2)$$

$$S_{max} = S_m + S_a \quad (3)$$

$$S_{min} = S_m - S_a \quad (4)$$

Usualmente em fadiga, emprega-se a definição de razão de tensão (R), equação 5, para a caracterização do tipo de carregamento. A equação 6 define a razão de amplitude (A).

$$R = \frac{S_{min}}{S_{m\acute{a}x}} \quad (5)$$

$$A = \frac{S_a}{S_m} \quad (6)$$

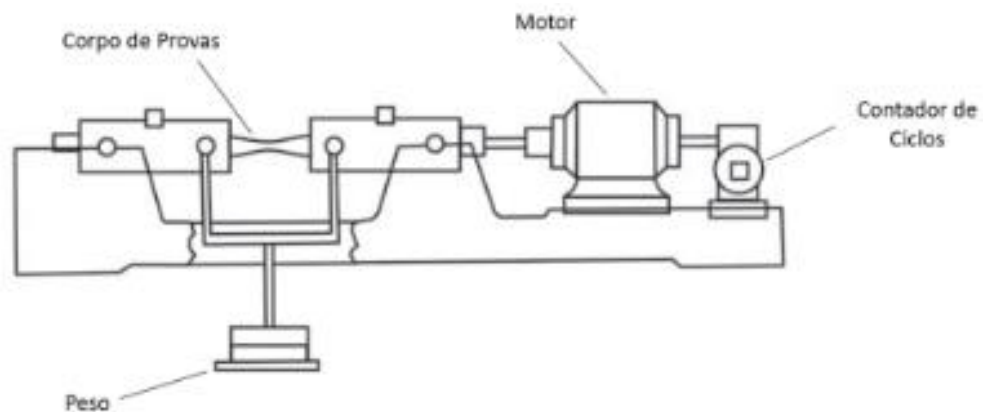
Se o ciclo varia de carga nula para tração, a solicitação é repetida e $R=0$. Se ocorrer a completa inversão de tração para compressão, a tensão média é nula, sendo $R=-1$ e o carregamento totalmente reverso. Se houver somente carga de tração, a solicitação é $R>0$ [SCHUH, 2013].

3.6 MÉTODO S-N

As propriedades de fadiga dos materiais podem ser determinadas a partir de testes experimentais. O método tradicional de representar os resultados experimentais é através da curva S-N, onde é possível visualizar os valores de tensão (S) em relação aos números de ciclos (N) necessários para a fratura [DIETER, 1981]. Os primeiros registros deste método são referentes aos experimentos de Wohler, que submeteu um eixo giratório em balanço a um carregamento de flexão para obter variações de tensão com o transcorrer do tempo [NORTON, 2004].

A procedimento mais comum para gerar dados de uma curva S-N é o teste de flexão rotativo (figura 8), o qual foi adaptado inicialmente por R. R. Moore, que ensaiou um eixo bi apoiado giratório causando uma flexão pura alternada [BANNANTINE, 1990]. Neste ensaio, as tensões de compressão e de tração são impostas sobre um corpo de provas conforme ele é submetido simultaneamente a um dobramento e a uma rotação. Também são utilizados ensaios que usam um ciclo alternado de tensão uniaxial de tração e compressão.

Figura 8 – Máquina para teste de fadiga de flexão rotativa conforme adaptação de R.R. Moore

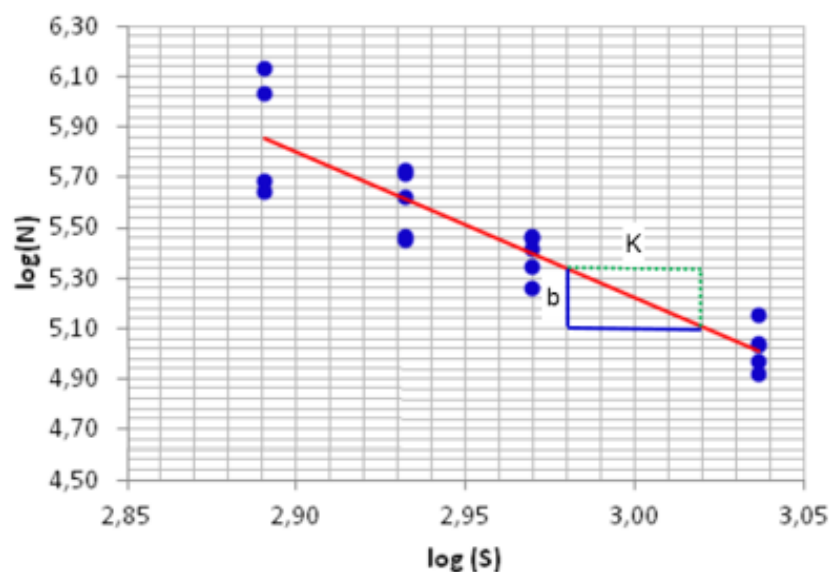


Fonte: adaptada de CAMPBELL, 2008

Uma sequência de ensaios é iniciada submetendo-se um corpo de provas ao ciclo de tensões, sob uma amplitude de tensão máxima relativamente grande, normalmente na ordem de dois terços do limite de resistência à tração estático e, o número de ciclos até a falha é contado. Esse procedimento é repetido em uma série de corpos de provas, empregando-se amplitude máxima de tensão progressivamente menores. O número mínimo de corpos de provas depende do ensaio a ser conduzido e a finalidade da curva.

O ensaio é iniciado submetendo o corpo de provas à uma tensão máxima, normalmente na ordem de dois terços do limite de resistência à tração do material (S_u), até ocorrer a falha, que determina assim, um número de ciclos. Esse procedimento é repetido em uma série de corpos de provas, onde o número de ciclos para a falha é alterado rapidamente através da redução da magnitude da tensão, que pode variar muito em ordens de grandeza, por essa razão, o número de ciclos é geralmente marcado numa escala logarítmica e quando gerada numa escala log-log (figura 9), uma curva S-N pode ser representada matematicamente, através da equação de Basquin (1910) (equação 7). O número mínimo de corpos de provas depende do ensaio a ser conduzido e a finalidade da curva.

Figura 9 – Representação gráfica da curva S-N em escala logarítmica



$$\log(S_a) = \log(A) + b(\log(N_f)) \quad (7)$$

Uma forma alternativa de representar uma curva S-N foi proposta por Basquin, através de uma equação potencial (equação 8), onde essa é baseada em reversos ($2N_f$).

$$S_a = A(N_f)^b = S'_f(2N_f)^b \quad (8)$$

Onde:

S_a – Amplitude de tensão

A - Valor de S_a para $N_f = 1$ ciclo

b – Expoente de resistência à fadiga do material

k – Expoente ou inclinação da curva, $k = -1/b$

S'_f – Coeficiente de resistência a fadiga

N_f – Número de ciclo até a fratura

Rearranjando a equação de Basquin em função de um critério de tensão média, neste caso Goodman, obtém-se a equação 9, a qual é conhecida como expressão de Basquin-Morrow.

$$S_a = (S'_f - S_m)(N_f)^b \quad (9)$$

É possível observar dois tipos de comportamentos de curvas S-N diferentes, devido a origem dos materiais ensaiados. Mas em ambos é possível visualizar que quanto maior a magnitude da tensão, menor será o número de ciclos que o material será capaz de suportar antes da falha.

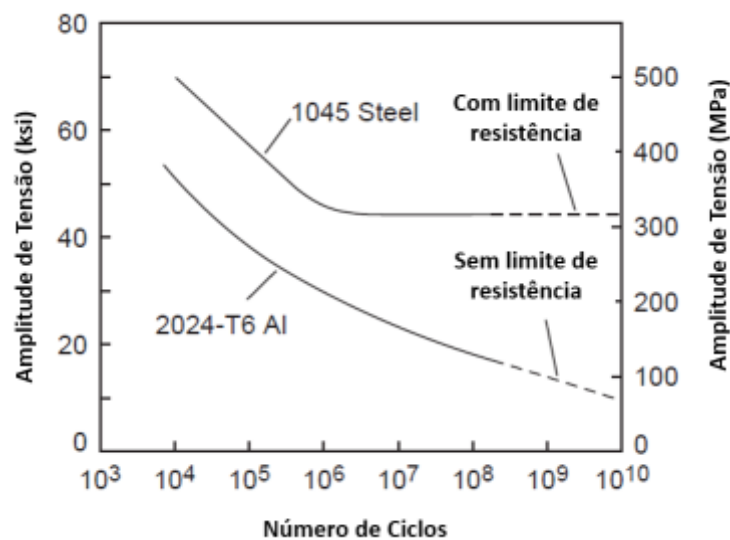
Em certos materiais ferrosos a curva S-N se torna horizontal para os números de ciclos (N) mais alto, tendo um nível de tensão limite, chamado de limite de resistência à fadiga, onde abaixo deste, não ocorrerá falha por fadiga. Esse limite de resistência à fadiga representa o maior valor de tensão oscilante que não causará falha para um número essencialmente infinito de ciclos [CALLISTER, 2008]. Para propósitos de engenharia o critério adotado para vida infinita é acima de um milhão de ciclos [BANNANTINE, 1990].

O aumento do limite de resistência resultante da presença de elementos intersticiais, como carbono ou nitrogênio, impede que o mecanismo de deslizamento cause a formação de microfissuras. Cuidados devem ser tomados ao usar o limite de resistência, pois pode desaparecer em função de aplicação de sobrecargas

periódicas, utilização do componente em ambientes corrosivos e altas temperaturas [BANNANTINE, 1990].

Na maioria das ligas não ferrosas, o comportamento da curva S-N não apresenta um limite de resistência à fadiga, no sentido de que a curva S-N continua a sua tendência decrescente para um maior número de ciclos, neste caso, a fadiga vai ocorrer independentemente da magnitude da tensão. A figura 10 exemplifica graficamente os dois tipos de comportamento encontrados em uma curva S-N.

Figura 10 – Representação gráfica de um material que apresenta limite de resistência à fadiga, aço 1045, e de um material que não apresenta limite de resistência à fadiga (alumínio 2024-T6)



Fonte: adaptada de CAMPBELL, 2008

A possibilidade de encontrar uma dispersão nos resultados de fadiga é considerável. A dispersão nos resultados é consequência da sensibilidade da fadiga a diversos parâmetros do ensaio e do material, os quais são impossíveis de serem controlados de uma maneira precisa. Esses parâmetros incluem a fabricação dos corpos de provas e o preparo de sua superfície, variáveis metalúrgicas, o alinhamento dos corpos de provas no equipamento de testes, a tensão média e a frequência utilizada nos testes [CALLISTER, 2008]. Essas variações podem levar a incertezas de projetos significantes quando a vida em fadiga e/ou limite de resistência à fadiga estiverem sendo considerados.

Uma das principais desvantagens do método S-N é que esse ignora o verdadeiro comportamento de tensão e considera toda a tensão como elástica. Isto pode ser importante uma vez que a abertura de fissuras de fadiga é causada por deformação plástica [BANNANTINE, 1990].

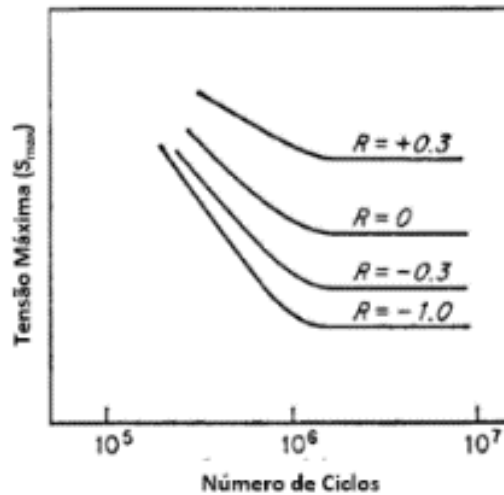
3.7 TENSÕES MÉDIAS

A maioria dos dados de fadiga existentes em literaturas foram obtidos em condições de ciclos de tensões alternadas (S_a), onde a tensão média (S_m) é igual a zero, mas na maioria das situações práticas, as análises dos carregamentos apresentam valor de tensão média não nula, em torno do qual a carga varia ciclicamente. A resistência à fadiga do material é alterada quando a tensão média é diferente de zero, pois essa tem um efeito significativo na falha. Quando um componente de tensão média de tração é somado à um componente de tensão alternada, o material apresenta falhas com tensões alternadas inferiores às que ocorreriam sob um carregamento puramente alternado.

A razão de carregamento (R) é um fator que caracteriza o grau de simetria do carregamento e permite descrever o nível de tensão média. A figura 11 representa o comportamento da fadiga para valores de carregamento constante e obtém-se uma curva com a tensão máxima (S_{max}) decrescente e ajustando-se a tensão mínima (S_{min}) em cada caso de maneira que ela seja uma fração constante da tensão máxima. O caso da reversão completamente reverso é dado por $R=-1$, e a medida que R se torna mais positivo, o que equivale a aumentar a tensão média, o limite de fadiga medido aumenta [DIETER, 1981].

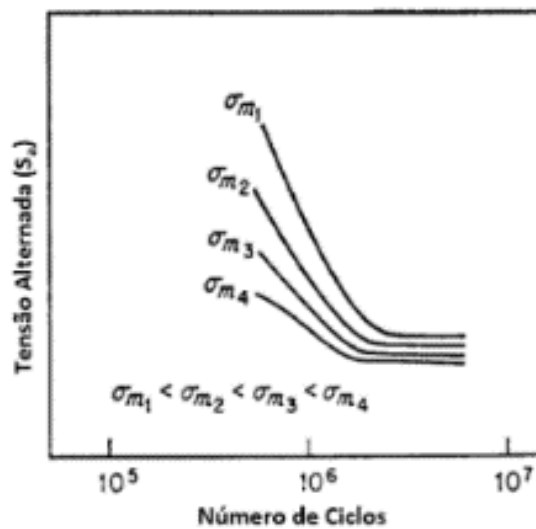
Na figura 12 é possível constatar que quando há aumento da tensão média, conseqüentemente à tensão alternada (S_a) diminui.

Figura 11 – Representação comportamento da fadiga para diferentes valores da razão de tensões (R)



Fonte: DIETER, 1981

Figura 12 – Representação do comportamento da fadiga para diferentes valores de tensão média

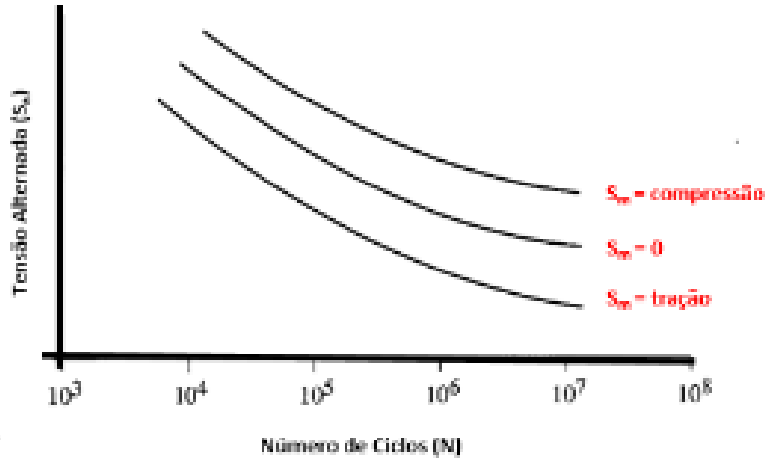


Fonte: DIETER, 1981

No caso de termos uma tensão média positiva e esta é sobreposta a uma tensão alternada, há a formação de tensão trativa e a resistência à fadiga é reduzida de forma significativa, pois a tensão média atuará abrindo trincas presentes. No caso contrário, se tivermos uma tensão média negativa e esta for sobreposta a uma tensão alternada, há a formação de tensão compressiva e a resistência à fadiga de material é aumentada, pois a tensão média atuará fechando as trincas. A resistência à fadiga ou limite de fadiga do material é efetivamente aumentado com a introdução de uma

tensão média de compressão, tanto aplicada intencionalmente como também na forma residual, conforme é possível visualizar na figura 13 [NORTON, 2004].

Figura 13 – Efeito da tensão média na vida em fadiga



Fonte: adaptada de NORTON, 2004

Considerando o efeito das tensões médias, podemos empregar um número expressivo de modelos empíricos para determinar a vida em fadiga.

Goodman

$$\frac{S_a}{S_e} + \left(\frac{S_m}{S_u}\right)^2 = 1 \rightarrow S_e = \frac{S_a}{1 - \left(\frac{S_m}{S_u}\right)^2} \quad (10)$$

Gerber

$$\frac{S_a}{S_e} + \frac{S_m}{S_u} = 1 \rightarrow S_e = \frac{S_a}{1 - \left(\frac{S_m}{S_u}\right)^2} \quad (11)$$

Soderberg

$$\frac{S_a}{S_e} + \frac{S_m}{S_y} = 1 \rightarrow S_e = \frac{S_a}{1 - \left(\frac{S_m}{S_y}\right)} \quad (12)$$

Morrow

$$\frac{S_a}{S_e} + \frac{S_m}{S'_f} = 1 \rightarrow S_e = \frac{S_a}{1 - \left(\frac{S_m}{H}\right)} \quad (13)$$

No modelo de Morrow, a variável H, pode assumir o valor do limite de resistência à fadiga (S'_f) ou o limite de ruptura do material (S_u).

SWT – Smith-Watson-Topper

$$S_e = \sqrt{\frac{1-R}{2}} \rightarrow S_e = \sqrt{\frac{1 - \left(\frac{S_m - S_a}{S_m + S_a}\right)}{2}} \quad (14)$$

Walker

$$S_e = S_{max} \left(\frac{1-R}{2} \right)^\gamma \rightarrow S_e = S_{max} \left(\frac{1 - \left(\frac{S_m - S_a}{S_m + S_a} \right)}{2} \right)^\gamma \quad (15)$$

Bagei

$$\frac{S_a}{S_e} + \left(\frac{S_m}{S_y} \right)^4 = 1 \rightarrow S_e = \frac{S_a}{1 - \left(\frac{S_m}{S_y} \right)^4} \quad (16)$$

Langer

$$\frac{S_a}{S_y} + \frac{S_m}{S_y} = 1 \rightarrow S_e = \frac{S_a}{1 - \frac{S_m}{S_y}} \quad (17)$$

ASME Elíptico

$$\left(\frac{S_a}{S_e} \right)^2 + \left(\frac{S_m}{S_y} \right)^2 = 1 \rightarrow S_e = \frac{S_a}{\sqrt{1 - \left(\frac{S_m}{S_y} \right)^2}} \quad (18)$$

Onde:

S_a – Amplitude de tensão

S_e – Limite de resistência à fadiga corrigida, para $R = -1$

S_m – Tensão média

S_u – Limite de resistência à tração

S_y – Limite de escoamento

S'_f – Coeficiente de resistência à fadiga

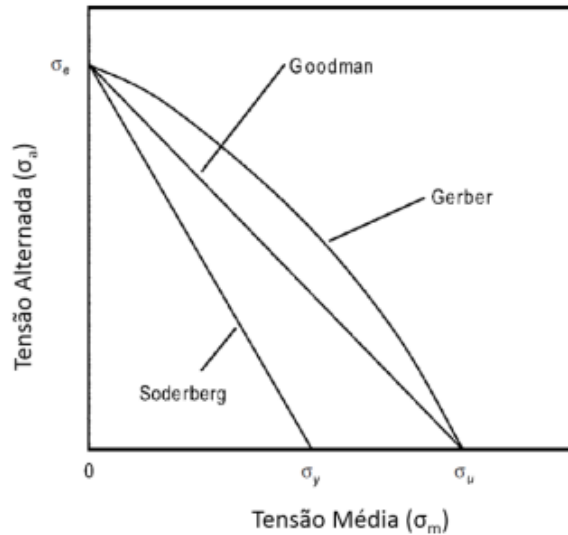
S_{max} – Tensão máxima

γ – É uma constante do material obtida através da razão de tensão (R)

Existe na literatura um número expressivo de propostas de correção entre tensão média e tensão alternada, e os resultados destas correções podem ser visualizada através do diagrama de Haig-Soderberg (1930) conforme a figura 14, que apresenta simultaneamente as curvas Goodman, Gerber e Soderberg.

A relação representada por uma linha reta segue a sugestão de Goodman, que demonstra o comportamento dos materiais frágeis, enquanto a curva parabólica foi proposta por Gerber, a qual descreve o comportamento de materiais dúcteis. Se o projeto do componente for baseado no rendimento, ao invés de resistência máxima, o indicado é a linha de Soderberg, pois possui uma linha mais conservadora. Matematicamente, os três modelos podem ser expressos pela equação 19 [DIETER, 1981].

Figura 14– Diagrama de fadiga mostrando os modelos de Goodman, Gerber e Soderberg



Fonte: Campbell, 2008

$$S_a = S_e \left[1 - \left(\frac{S_m}{S_u} \right)^x \right] \quad (19)$$

Onde:

x=1, para Goodman

x=2, para Gerber

$S_u = S_y$, para Soderberg

3.8 CURVA S-N

A maneira tradicional de estudar o comportamento de um material sob condições de fadiga é pela obtenção de curvas S-N, as quais podem ser teóricas ou reais [MEYERS, 1982].

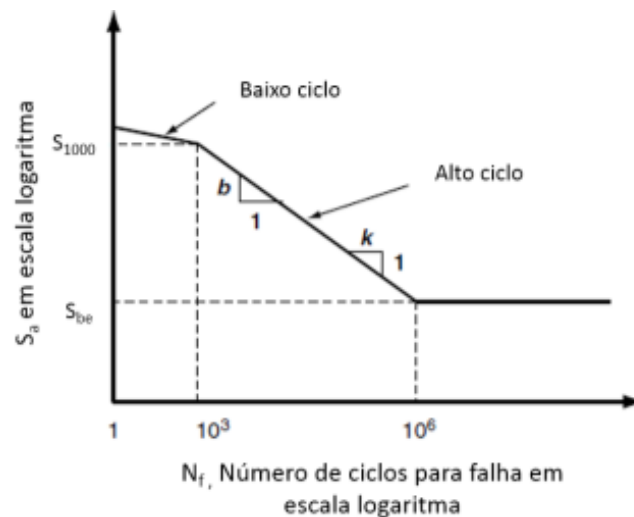
Com o propósito de conhecer a resistência à fadiga de um material para uma vida finita, ou o seu limite de fadiga para uma vida infinita, o ideal é realizar ensaios de fadiga diretamente no próprio componente e caso não seja possível, ensaiar corpos de provas do material em discussão. Na ausência de informações dos métodos citados, é possível desenvolver métodos de aproximação do gráfico S-N, tendo como base os valores do limite de ruptura do material (S_u) e limite de escoamento do material (S_y).

3.8.1 Curva S-N Teórica

Em casos que não justifique um programa experimental para o levantamento do comportamento à fadiga de um determinado material ou componente, é possível fazer estimar o comportamento, através da correlação da tensão alternada e a tensão de ruptura do material.

A curva S-N (figura 15) será considerada como sendo uma reta em coordenadas logarítmicas, com dois pontos totalmente definidos, onde o primeiro ponto é o que define o início do patamar da tensão limite de fadiga, considerando o valor de 10^6 ciclos e a tensão alternante será a tensão de limite de fadiga de alto ciclo (S_{be}). O outro ponto escolhido será 10^3 ciclos, que limita a vida mínima onde a curva S-N pode ser aplicada e a tensão alternante neste ponto será a tensão de limite ao baixo ciclo (S_{1000}).

Figura 15 – Representação gráfica da curva S-N teórica



Fonte: adaptada de LEE, 2005

Tendo como base a equação da curva S-N logarítmica (equação 7) e rescrevendo essa, podemos obter as seguintes relações entre tensão alternada (equação 20) e o número de ciclos (equação 21).

$$N_2 = N_1 \left(\frac{S_1}{S_2} \right)^k \quad (20)$$

$$S_2 = S_1 \left(\frac{N_1}{N_2} \right)^{\frac{1}{k}} \quad (21)$$

Onde:

S_1 – Limite de resistência à fadiga em baixo ciclo

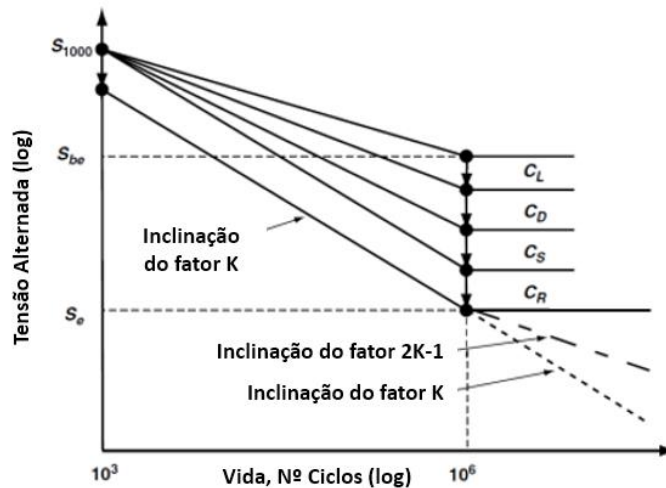
S_2 – Limite de resistência à fadiga em alto ciclo

N_1 – Número de ciclos mínimo até a falha

N_2 – Número de ciclos máximo até a falha

Se as condições de carregamento se desviam das configurações de um teste padrão para gerar uma curva S-N, é necessário modificar a base desta para poder identificar as diferenças, fazendo o uso de fatores modificadores. A figura 16 mostrando os efeitos dos fatores modificadores em uma curva S-N [LEE, 2005].

Figura 16 – Representação gráfica da curva S-N modificada



Fonte: LEE, 2005

O limite de resistência à fadiga (S_e) pode ser estimado, através da modificação do limite à fadiga de alto ciclo (equação 22), juntamente com quatro coeficientes que representam o carregamento: o acabamento, o tamanho e a confiabilidade.

$$S_{e,R} = S_{be} \times C_L \times C_S \times C_D \times C_R \quad (22)$$

Onde:

$S_{e,R}$ – Limite de resistência à fadiga modificado

C_L – Coeficiente de carregamento

C_S – Coeficiente de acabamento

C_D – Coeficiente de tamanho

C_R – Coeficiente de confiabilidade

3.8.1.1 Tensão Estimada de Ruptura

Para gerar uma curva S-N de referência de um dado material é necessário conhecer a tensão de resistência do material. Para materiais de baixa e média resistência com dureza, menor que 500 Brinell, a tensão de ruptura do material pode ser linearmente aproximada.

$$S_u(\text{MPa}) = 3,45 \times \text{Dureza Brinell} \quad (23)$$

Para ferros fundidos

$$S_u(\text{MPa}) = 1,58 \times \text{Dureza Brinell} \quad (24)$$

3.8.1.2 Coeficiente de Confiabilidade (C_R)

Se a dispersão estatística dos dados de fadiga é considerada, a resistência à fadiga de um determinado componente, deve ser examinada a partir dos dados obtidos da média de curvas S-N para um nível de confiança especificado. Se os dados de teste de fadiga não estão disponíveis, uma rigorosa análise estatística não pode ser realizada, então torna-se necessário o uso de técnicas com o objetivo de buscar os valores indicativos para diferentes níveis de confiabilidade.

O primeiro passo é determinar o limite de resistência a fadiga de baixo ciclo (S_{1000}), que pode ser estimado em função da tensão de resistência do material e do tipo de carregamento, conforme a tabela 1.

Tabela 1 – Estimativa do limite de resistência à fadiga para baixo ciclo

Tipo de Material	Tipo de Carregamento	S_{1000} [MPa]
Todos	Flexão	$0,9 \times S_u$
Todos	Axial	$0,75 \times S_u$
Aço	Torção	$0,72 \times S_u$
Não Ferrosos	Torção	$0,63 \times S_u$
Ferroso Fundido	Torção	$1,17 \times S_u$

Fonte: adaptada de LEE, 2005

O segundo passo é determinar a tensão de transição de baixo para alto ciclo ($S_{1000,R}$), conforme o nível de confiabilidade desejado (equação 25).

$$S_{1000,R} = S_{1000} \times C_R \quad (25)$$

Onde:

$S_{1000,R}$ – Tensão de transição de baixo para alto ciclo

O coeficiente C_R (tabela 2) serve para representar o nível de confiabilidade adotado para a curva de fadiga do material. A curva de fadiga é determinada por meio de testes com um número finitos de amostras, portanto, o resultado médio representa a média estatística que representa um índice de confiabilidade de 50% para uma distribuição normal.

Tabela 2 – Coeficiente de confiabilidade

Grau de Confiabilidade	C_R
0,50	1,000
0,90	0,897
0,95	0,868
0,99	0,814
0,999	0,753
0,9999	0,702
0,99999	0,659
0,999999	0,620

Fonte: adaptada de LEE, 2005

À medida que se aumenta o nível de confiabilidade, o coeficiente C_R se torna menor, significando que a tensão de transição é mais conservativa.

3.8.1.3 Coeficiente de Carregamento (C_L)

Quando ensaios de fadiga são realizados com flexão rotativa, axial, carregamento torcional e flexão dos limites de resistência se diferem [SHIGLEY, 2008].

Geralmente as curvas de referência S-N são geradas através de tensão reversa de flexão, entretanto, os componentes reais são submetidos a outros tipos de carregamentos, considerando o efeito do gradiente e do tipo de tenção atuante (normal ou cisalhante). A tabela 3 apresenta o coeficiente C_L para diversos tipos de carregamentos.

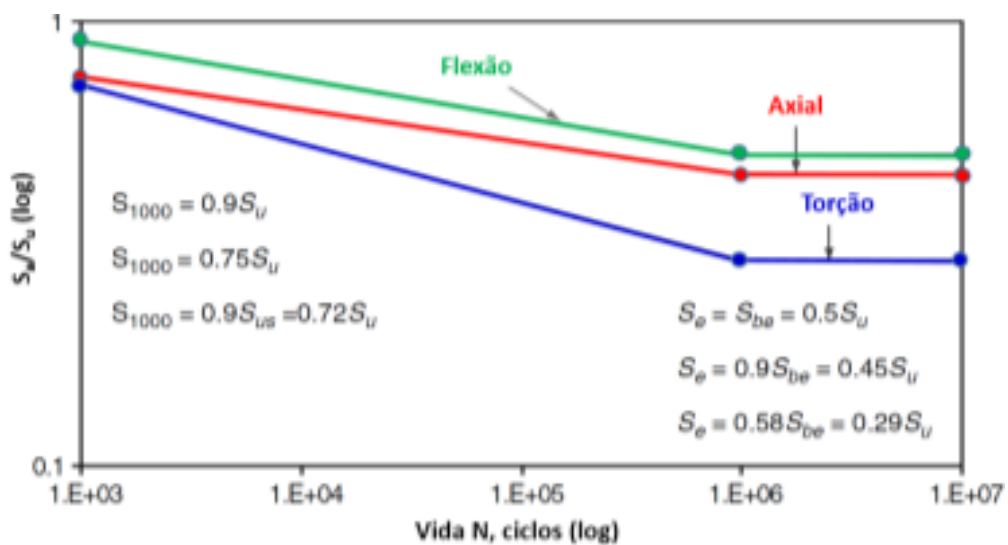
Quando a carga é aplicada axialmente, é possível verificar que o valor da tensão do limite de fadiga é menor do que o valor determinado em flexão, conforme a figura 17. Uma das justificativas para essa diferença, consiste na constatação da inexistência de gradientes de tensões; no caso da solicitação axial, na seção crítica, que implica que todo o material nessa seção esteja sujeito à tensão máxima do ciclo. [BRANCO, 1986].

Tabela 3 – Coeficiente de carregamento para diversos tipos de carregamentos

Tipo de Carregamento	C_L
Axial	0,90
Axial + Flexão leve	0,70
Flexão	1,00
Torção (para aço)	0,58
Torção (para ferro fundido)	0,80

Fonte: adaptada de LEE, 2005

Figura 17 – Representação do coeficiente de carregamento para diversos tipos de carregamentos



Fonte: GUELER, 2009

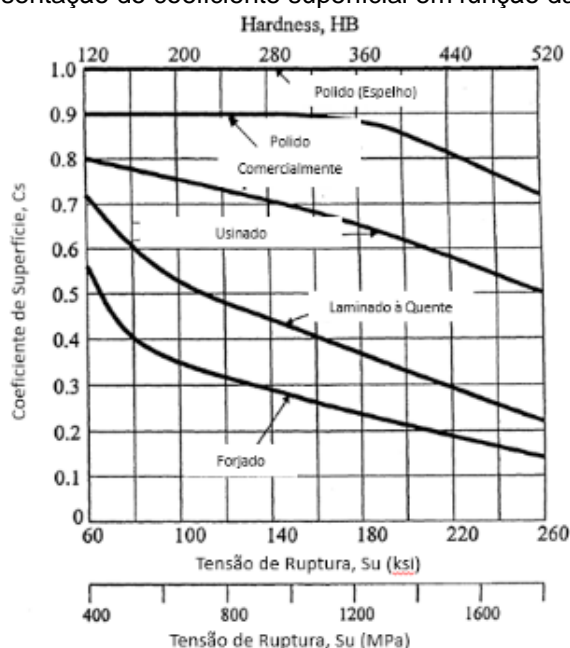
3.8.1.4 Coeficiente de Acabamento (C_s)

Na maioria das vezes, as falhas por fadiga se originam na superfície, e essas têm influência substancial no comportamento em fadiga. As condições na superfície podem ser causadas por rugosidade superficial, microestrutura, composição química e resquícios de tensão residual. A maioria das peças de engenharia, no entanto não apresentam uma superfície polida e a condição de acabamento do corpo de provas se torna crítico, e generalizar os efeitos de usinagem ou retífica são difíceis devido ao grande número de variáveis [STEPHENS, 2001].

O coeficiente de acabamento aplicado ao limite de fadiga, pode ser representado empiricamente para diversos tipos de acabamentos superficiais, como polido, usinado, laminado, forjado, entre outros. A figura 18 estima os coeficientes de acabamento para alguns tipos de acabamentos.

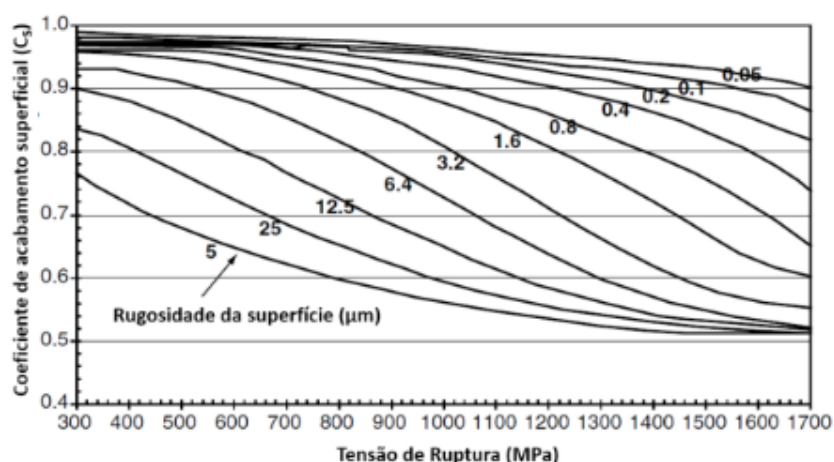
Empiricamente, também podemos determinar o coeficiente de acabamento (C_s) modificado para aços quando a medição da rugosidade da superfície é conhecida, conforme indica a figura 19. Os valores devem ser considerados como estimativa, pois os acabamentos superficiais são mais críticos para aços de alta resistência e em fadiga de alto ciclo, onde a iniciação da trinca domina a vida em fadiga.

Figura 18 – Representação do coeficiente superficial em função da tensão de ruptura



Fonte: adaptada de STEPHENS, 2001

Figura 19 – Coeficiente de acabamento superficial em função da rugosidade



Fonte: adaptada de LEE, 2005

3.8.1.5 Coeficiente de Tamanho (C_D)

Os corpos de prova sujeitos a ensaios estáticos ou sujeitos à flexão rotativa possuem dimensões pequenas, as quais giram em torno de um diâmetro de oito milímetros. Caso tenha uma dimensão maior, um coeficiente de tamanho, deve ser aplicado a fim de se considerar o fato de que peças maiores falham sob tensões menores, devido a probabilidade de um defeito estar presente na área sob tensão [NORTON, 2004].

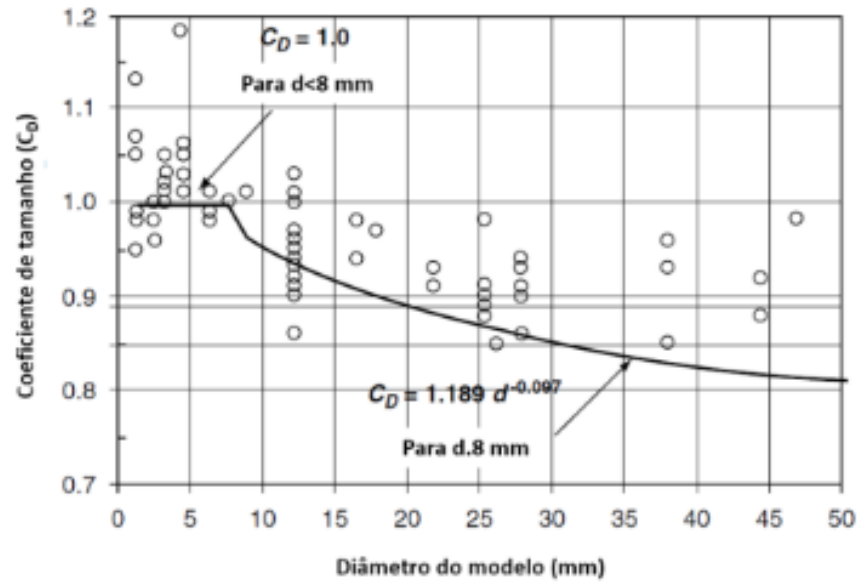
O efeito do tamanho do corpo de provas está relacionado à teoria de volume crítico de Kuguel (1961), na qual, o dano de fadiga está relacionado ao volume do material submetido a variação crítica de tensão (entre 95% e 100% da máxima tensão aplicada), ou seja, quanto maior o diâmetro do componente, maior será o volume do material submetido a altas tensões, o que facilita e aumenta o dano ao componente. A tabela 4 indica os valores usuais para coeficiente de tamanho para peças cilíndricas, onde esses também são representados na figura 20.

Tabela 4 – Determinação do coeficiente de tamanho para peças cilíndricas

Fator de Tamanho	C_D
$d \leq 8,0$ mm	1,0
$8,0 \leq d \leq 250,0$ mm	$1,189d^{-0,097}$
$d > 250,0$ mm	0,6

Fonte: adaptada de NORTON, 2004

Figura 20 – Representação do coeficiente de tamanho em função do tamanho do corpo de provas



Fonte: GUELER, 2009

Os valores citados na tabela 4, são válidos somente para peças cilíndricas. Para peças com outros formatos, Kuguel sugeriu a utilização de diâmetro equivalente (d_{eq}), conforme a equação 26.

$$d_{eq} = \sqrt{0,65wt} \quad (26)$$

Onde

w – Largura da seção [mm]

t – Espessura [mm]

Para componentes submetidos a cargas axiais, o gradiente macroscópico de tensão não existe devido a tensão crítica ser constante ao longo da seção do material, sendo assim, o coeficiente de tamanho recomendado para essa situação é $C_D = 1,0$.

3.8.1.6 Tensão Limite de Fadiga de Alto Ciclo (S_{be})

A tensão limite de fadiga de alto ciclo pode ser interpretada como sendo a amplitude de tensão abaixo da qual a vida em fadiga é infinita e trincas não ocorrem.

Há uma relação microscópica entre a tensão limite de fadiga de alto ciclo (S_{be}) e o limite de resistência à tração (S_u), conforme a tabela 5, a qual está relacionada com as inclusões, nódulos de grafites e porosidade que são aproximadamente menores que um grão do material. Quando as trincas são nucleadas em volta destes elementos são formadas espécies de barreiras que impedem que a micro trinca se propague sob

carregamento abaixo do limite de fadiga. A figura 21 demonstra a relação entre S_{be} e S_u .

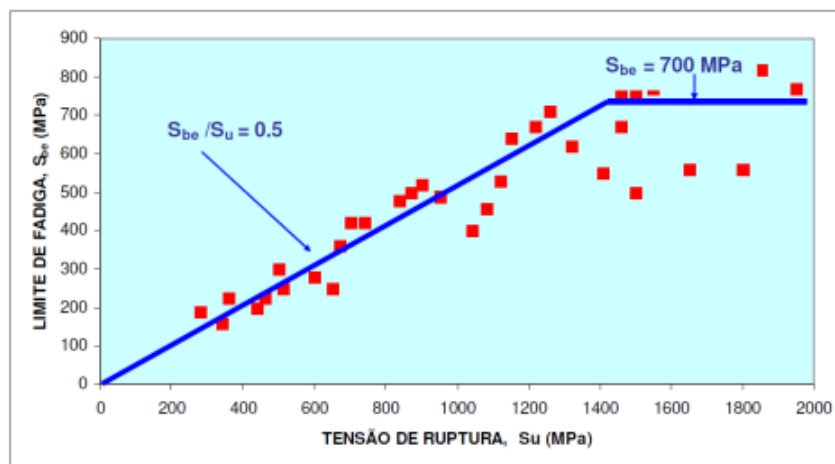
A tabela 6 apresenta um resumo dos limites de fadiga em flexão para diversos tipos de aços.

Tabela 5 – Determinação do limite de resistência à fadiga de alto ciclo, S_{be}

Se $S_u < 1.400$ MPa	$S_{be} = 0,5 \times S_u$
Se $S_u > 1.400$ MPa	$S_{be} = 700$ MPa

Fonte: adaptada de LEE, 2005

Figura 21 – Representação gráfica limite de resistência à fadiga de alto ciclo, S_{be}



Fonte: Gueler, 2009

Tabela 6 – Determinação limite de resistência a fadiga de alto ciclo, para diversos tipos de aços

Tipo de Aço	S_{be}	N.º Ciclos
Ferrítico	$0,58 \times S_u$	10^6
Ferrítico + Perlítico	$0,38 \times S_u$	10^6
Perlítico	$0,38 \times S_u$	10^6
Martensítico (não temperado)	$0,26 \times S_u$	10^6
Martensítico (temperado)	$0,55 \times S_u$	10^6
Bainítico (temperado)	$0,50 \times S_u$	10^6
Austenítico	$0,37 \times S_u$	10^6
Forjado ($S_u < 1.400$ MPa)	$0,50 \times S_u$	10^6
Forjado ($S_u > 1.400$ MPa)	700 MPa	10^6

Fonte: adaptada de LEE, 2005

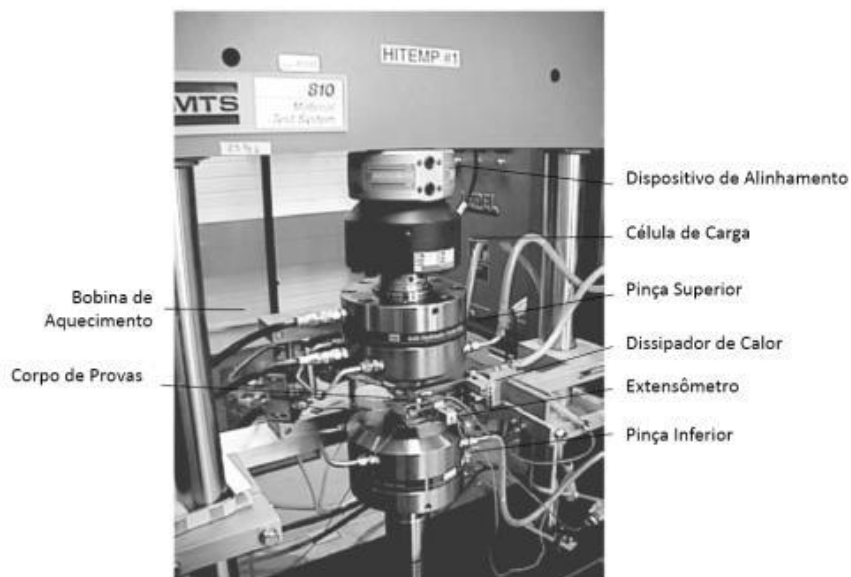
3.8.2 Curva S-N Experimental

Os primeiros ensaios de fadiga para pesquisar a resistência aos carregamentos cíclicos foram realizados em corpos de provas de seção circular, submetidos a esforços de flexão e postos a girar. O ensaio de fadiga consiste em submeter um corpo de provas a um carregamento, geralmente senoidal, com amplitude constante, até que ocorra a fratura do mesmo ou até atingir o número máximo de ciclos estipulado. Os ensaios de fadiga mais empregados são: axial, flexão plana, flexão rotativa e torção cíclica, sendo os três primeiros os mais comuns [COSTA, 2010].

Vários parâmetros podem ser utilizados para expor as magnitudes das cargas aplicadas aos ensaios, entretanto se faz necessário apenas dois para descrever completamente um ciclo de fadiga com amplitude constante como, por exemplo, a tensão máxima e a razão de carregamento (R), ou a amplitude da tensão e a tensão média (DIETER, 1981).

A função principal de um equipamento de ensaio é duplicar, tanto quanto possível as condições de tensão durante o serviço e esses equipamentos são na sua grande maioria máquinas eletro-hidráulicas servocontroladas, com realimentação do sinal de controle e possibilidade de medida de várias grandezas simultaneamente. Na figura 22 é possível visualizar um exemplo de equipamento de ensaio de fadiga axial da marca MTS.

Figura 22 – Máquina de Ensaio de Fadiga Axial



Fonte: adaptada de CAMPBELL, 2008

Os requisitos e orientações necessários para a realização de ensaios de fadiga, são baseados nas normas da ASTM (American Society for Testing and Materials), conforme tabela 7.

Tabela 7 – Normas e especificações da ASTM para ensaios de fadiga

Nº Norma ASTM	Assunto
E 206-72	Testes e tratamento estatístico dos resultados
E 466-07	Testes de fadiga axial, com amplitude constante
E 467-08	Verificação de máquinas de ensaio axial
E 468-11	Apresentação de resultados com amplitude constante
E 513-74	Teste de amplitude constante, baixo número de ciclos
E 606-12	Nomenclatura de ensaios de baixo número de ciclos
E 647-13	Ensaio de propagação de trincas de fadiga
E 739-91	Análise estatística das curvas σ -N e ϵ -N
E 742-81	Testes de fadiga com ambiente agressivo

O procedimento usual na determinação de uma curva S-N, consiste em testar o primeiro corpo de provas a uma tensão alta, na qual se espera que ocorra fratura num número de ciclos bastante pequeno, por exemplo, cerca de dois terços do limite de resistência da tração estática do material. A tensão do ensaio é reduzida gradativamente para cada corpo de provas que se sucede até que, uma ou duas amostras não se rompam no número de ciclos definido. O maior valor de tensão, o qual não apresentou fratura, é considerado o limite de fadiga [DIETER, 1981] e [CALLISTER, 2008].

Os dados de vida à fadiga obtidos no levantamento de uma curva S-N, apresentam uma ampla dissipação dos resultados, devido variação de parâmetros encontrados no ensaio e no material, que são impossíveis de serem controlados de maneira precisa, como por exemplo as diferenças microestruturais do material do corpo de provas, irregularidades na superfície, variáveis metalúrgicas, as condições dos testes, tensão média e a frequência dos testes. Devido a isso, é gerada uma discrepância entre a tensão e o número de ciclos, onde essa sofre uma redução à medida que o número de ciclos aumenta. Isso pode levar a incertezas significativas de projetos quanto da vida em fadiga e/ou o limite de resistência à fadiga estiverem sendo considerados, pois a média de uma curva S-N não é suficiente na determinação

de fadiga de um componente, sendo importante a análise estatística dos dados. [CALLISTER, 2002] e [LEE, 2005].

Em função da necessidade de avaliar uma curva S-N, há diversos estudos estatísticos para prever a vida à fadiga em diferentes condições, como por exemplo, métodos apresentados pela Japan Society of Mechanical Engineers (1981), Nakazawa Kodama e (1987), ASTM (1998), Shen (1994), Wirshing (1983), e Kececioglu (2003), os quais são amplamente utilizados na previsão de vida de uma curva S-N. Este trabalho vai apresentar uma abreviada definição da norma ASTM E739-91, que sugere um procedimento para tratamento estatístico de dados que deverá ser feito em contato na construção das curvas de projeto.

A norma ASTM E739-91, recomenda que não seja testado apenas um corpo de provas por nível de tensão, pois isso não permite a variabilidade e estatística da distribuição dos dados levantados. Dependendo da finalidade a que se destina a curva S-N, a norma ASTM E739-91 apresenta a equação 27, que permite calcular o percentual de replicação.

$$\text{Replicação (\%)} = 100 \left(1 - \frac{\text{Nº de diferentes níveis de solicitação utilizados}}{\text{Nº total dde corpos de provas ensaiados}} \right) \quad (27)$$

Possuindo o percentual de replicação, é possível determinar o número de corpos de prova que podem ser empregados para a estimativa da variabilidade de teste, conforme a tabela 8.

Tabela 8 – Valores recomendados para ensaio de fadiga [ASTM E739-91]

Tipo de Ensaio	Nº Mínimo de Corpos de Provas	Replicação Mínima (%)
Preliminar	6 a 12	17 a 33
Pesquisa e desenvolvimento de componentes e corpos de provas	6 a 12	33 a 50
Dados utilizáveis em projeto	12 a 24	50 a 75
Dados com confiabilidade estatística	12 a 24	75 a 88

Com os dados coletados, assume-se que a curva S-N siga uma distribuição normal e que a variância da vida (logarítmica) seja constante em toda a faixa de teste, então emprega-se o método dos mínimos quadrados, que consistem em fazer avaliação da qualidade de ajuste. Para análise estatística de fadiga este método gera uma linha que possibilita um ajuste, pois os dados podem ser representados como uma reta em um gráfico logarítmico, com a amplitude de tensão versus número de ciclos. A equação de mínimo quadrados é apresentada na equação 28 [LEE, 2005].

$$Y = A + BX + \varepsilon \quad (28)$$

Onde:

ε – Representa a variável randômica do erro

X = Tensão logarítmica

Y = Número de ciclo logarítmico

E a representação da linha de regressão é dada pela equação 29.

$$Y^1 = A^1 + B^1X \quad (29)$$

Onde a estimativa dos valores de A^1 e B^1 são obtidos pela redução da soma dos quadrados dos desvios dos valores observados em Y a partir dos valores previstos, conforme as equações 30 e 31, onde X' e Y' são as médias dos valores de X e Y.

$$B^1 = \frac{\sum_{i=1}^{n_s} (x_i - X') - (Y_i - Y')}{\sum_{i=1}^n (X_i - X')^2} \quad (30)$$

$$A^1 = Y' - B^1X' \quad (31)$$

Em resumo, a variável independente é determinada por X e a dependente é determinada por Y, determinadas pelas equações 32 a 35.

$$Y = \log(2N_f) \quad (32)$$

$$Y = \log(S_a) \quad (33)$$

$$A^1 = \frac{-1}{b} \log(S'_f) \quad (34)$$

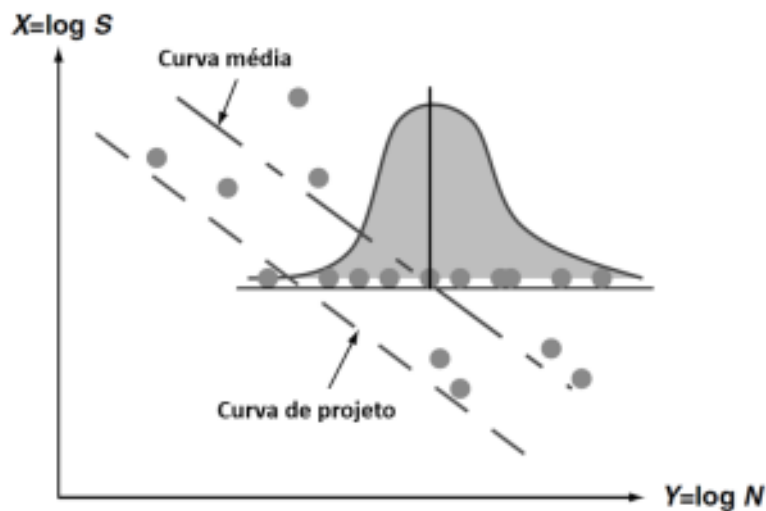
$$B^1 = \frac{1}{b} \quad (35)$$

O coeficiente de resistência à fadiga (S'_f), pode ser calculado pela equação 36.

$$S'_f = 10^{\left(-A^1\left(\frac{1}{B^1}\right)\right)} \quad (36)$$

A definição da curva de projeto é arbitrária, depende do custo do material, da política de segurança da empresa, de padrões da indústria, entre outros fatores. A curva S-N obtida em testes experimentais é uma curva média e em projetos usualmente são empregadas curvas corrigidas, utilizando o critério de dois a três desvios (figura 23), onde esse é definido em função do tipo de material, processo de fabricação, função do componente, entre outros.

Figura 23 – Representação gráfica das curvas de projeto e média em uma curva S-N



Fonte: LEE, 2005

Isso significa que a curva S-N pode ser expressa pela equação 37.

$$Y_L(X_i) = Y'(X_i) - Ks \quad (37)$$

Onde:

K – Fator multiplicador igual a 2 ou 3

s = É o desvio padrão da amostra de Y em X

Y_L = Limite inferior da curva de fadiga

No entanto, estes métodos não levam em conta a estatística na distribuição de vida em fadiga, devido ao tamanho da amostra e o nível de confiança de interesse. A norma ASTM E739-91, adota a metodologia de lados-duplos, que utiliza uma

abordagem de intervalos de confiança, para explicar a incerteza em análises de regressão conforme a equação 38.

$$\pm \sqrt{2F_p, (2, n_s - 2)} \sqrt{\frac{1}{n_s} + \left(\frac{(X_i - X')^2}{\sum_{k=1}^{n_s} (X_i - X')^2} \right)} \quad (38)$$

F_p – Representa o valor da distribuição “F” para o intervalo de confiança “p” desejado e o número de graus de liberdade da amostragem, conforme tabela 9.

n_s – Tamanho de amostras;

Tabela 9 – Valor de distribuição com valores resumidos

		n_1											
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
n_2	p												
	0.90	39.86	49.50	53.59	55.83	57.24	58.20	58.91	59.44	59.86	60.19	60.47	60.71
	0.95	161.4	199.5	215.7	224.6	230.2	234.0	236.8	238.9	240.5	241.9	243.0	243.9
	0.99	4052	4999	5404	5624	5764	5859	5928	5981	6022	6056	6083	6107
2	0.90	8.53	9.00	9.16	9.24	9.29	9.33	9.35	9.37	9.38	9.39	9.40	9.41
	0.95	18.51	19.00	19.16	19.25	19.30	19.33	19.35	19.37	19.38	19.40	19.40	19.41
	0.99	98.50	99.00	99.16	99.25	99.30	99.33	99.36	99.38	99.39	99.40	99.41	99.42
3	0.90	5.54	5.46	5.39	5.34	5.31	5.28	5.27	5.25	5.24	5.23	5.22	5.22
	0.95	10.13	9.55	9.28	9.12	9.01	8.94	8.89	8.85	8.81	8.79	8.76	8.74
	0.99	34.12	30.82	29.46	28.71	28.24	27.91	27.67	27.49	27.34	27.23	27.13	27.05
4	0.90	4.54	4.32	4.19	4.11	4.05	4.01	3.98	3.95	3.94	3.92	3.91	3.90
	0.95	7.71	6.94	6.59	6.39	6.26	6.16	6.09	6.04	6.00	5.96	5.94	5.91
	0.99	21.20	18.00	16.69	15.98	15.52	15.21	14.98	14.80	14.66	14.55	14.45	14.37
5	0.90	4.06	3.78	3.62	3.52	3.45	3.40	3.37	3.34	3.32	3.30	3.28	3.27
	0.95	6.61	5.79	5.41	5.19	5.05	4.95	4.88	4.82	4.77	4.74	4.70	4.68
	0.99	16.26	13.27	12.06	11.39	10.97	10.67	10.46	10.29	10.16	10.05	9.96	9.89
6	0.90	3.78	3.46	3.29	3.18	3.11	3.05	3.01	2.98	2.96	2.94	2.92	2.90
	0.95	5.99	5.14	4.76	4.53	4.39	4.28	4.21	4.15	4.10	4.06	4.03	4.00
	0.99	13.75	10.92	9.78	9.15	8.75	8.47	8.26	8.10	7.98	7.87	7.79	7.72

Fonte: LEE, 2005

3.9 CRITÉRIO ACÚMULO DE DANO

Os componentes mecânicos são submetidos a cargas variáveis, amplitudes não necessariamente constantes, ao longo da vida em fadiga, dificultado de alguma forma a análise desta nos componentes, pois em muitos casos a sequência com que a magnitude da carga varia é aleatória. Desse modo, é importante ser capaz de prever

a vida de um componente sujeito a carregamento de amplitude variável, utilizando dados obtidos em ensaios de laboratório, com amplitude constante [ROSA, 2002]. A metodologia adotada para determinar o esgotamento da vida útil de um componente é conhecida como critério de acúmulo de dano, onde esse é baseado na hipótese do dano que um componente sofre em determinada região, ciclo após ciclo.

Há vários métodos para determinar o critério de acúmulo de dano, mas na prática, o método mais aplicável é a regra Palmgren-Miner ou regra linear de acúmulo de dano, a qual foi desenvolvida entre os anos de 1924 e 1945, e é o resultado de uma combinação de resultados de experimentos, introduzido inicialmente por Palmgren em análises em esferas de rolamento e adaptada posteriormente por Miner em estruturas aeronáuticas.

A regra de Palmgren-Miner é baseada na substituição de uma sequência de ciclos de carregamentos irregular por uma sequência de blocos uniformes, conforme figura 24. Sendo S_{a1} a amplitude de tensão que o componente está sujeito no primeiro bloco de carregamento e determinando o número de ciclos que este deve suportar até a falha, N_{f1} . O mesmo se repete para o segundo bloco de carregamento, fazendo que seja possível determinar o somatório de dano a qual o componente foi submetido.

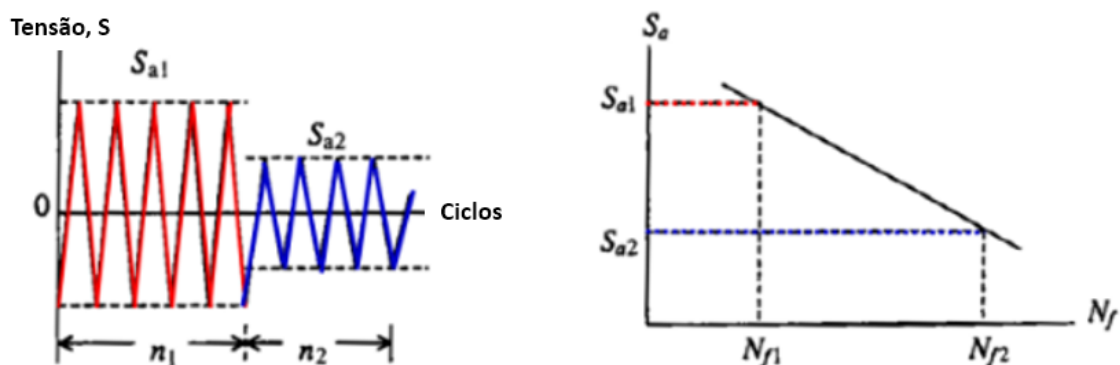


Figura 24 – Representação gráfica de blocos submetidos a uma tensão constante e a respectiva curva S-N

Fonte: adaptada de STEPHENS, 2000

Portanto, o dano é definido pela equação 39, que demonstra a qual é a relação entre ciclos aplicados de uma determinada amplitude de tensão, os quais são aplicados numa determinada estrutura, e o número de ciclos para falhar.

$$D_i = \frac{n_i}{N_i} \quad (39)$$

Onde:

D_i – Dano acumulado de fadiga

N_i – N° de vida quando submetido ao carregamento de amplitude σ_i

n_i – N° de ciclos atuantes quando submetido ao carregamento de amplitude σ_i

No caso de diversos níveis de tensão, o dano cumulativo é determinado através da soma do percentual de vida consumida por cada nível, conforme as equações 40 e 41.

$$\frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} + \dots + \frac{n_k}{N_k} = 1 \quad (40)$$

$$\sum_{j=1}^{j=k} \frac{n_j}{N_j} = 1 \quad (41)$$

Onde:

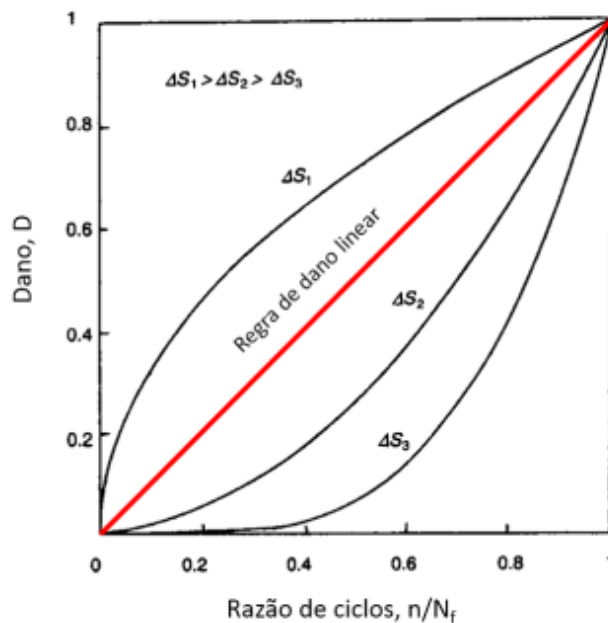
D_i – Dano acumulado de fadiga

N_i – N° de vida quando submetido ao carregamento de amplitude σ_i

n_i – N° de ciclos atuantes quando submetido ao carregamento de amplitude σ_i

O critério de falha por fadiga, indica um dano máximo de $D=1$, o que é intuitivo no caso de um carregamento com um só nível, onde a falha ocorre logicamente quando $n_i=N_i$ [ROSA, 2002]. A figura 25 exemplifica o resultado de uma análise de dano linear.

Figura 25 – Representação gráfica da regra de dano linear



Fonte: adaptada de STEPHENS, 2001

3.10 MÉTODO CONTAGEM DE CICLOS

Os métodos de contagem de ciclos são metodologias desenvolvidas para o estudo complementar de dano à fadiga, que um determinado componente sofre. Os casos que apresentam amplitudes constantes de carregamento, a determinação do número de ciclos, é um exercício relativamente simples, mas nos outros casos esse exercício se torna um pouco mais complexo. Os métodos de contagem de ciclos são validados pela norma ASTM E1049-85.

Os ciclos podem ser contados utilizando-se registros temporais de carregamento do parâmetro de interesse, como por exemplo a força, o torque, a tensão, a aceleração ou a deflexão. O objetivo é caracterizar o componente em serviço e comparar com os resultados obtidos em laboratório ou em campo, para estimar a vida em fadiga.

As principais metodologias adotadas para contagem de ciclos são: cruzamento por níveis, contagem de picos e vales, contagem por *ranges* e contagem pelo método de *Rainflow* (todas foram baseadas nas amplitudes de tensão ou deformação). Os três primeiros métodos citados têm sido comumente utilizados para calcular o número de ciclos de um histórico de carregamento complexo, mas esses métodos se mostraram insatisfatórios em descrever a ligação entre o ciclo de carregamento e a variação de tensão que é conhecida por ter grande influência na falha por fadiga, sendo assim, são inadequados para análise de danos por fadiga. Um dos métodos mais indicados para tal propósito é o método de *Rainflow* [LEE, 2005].

3.10.1 Método de Rainflow

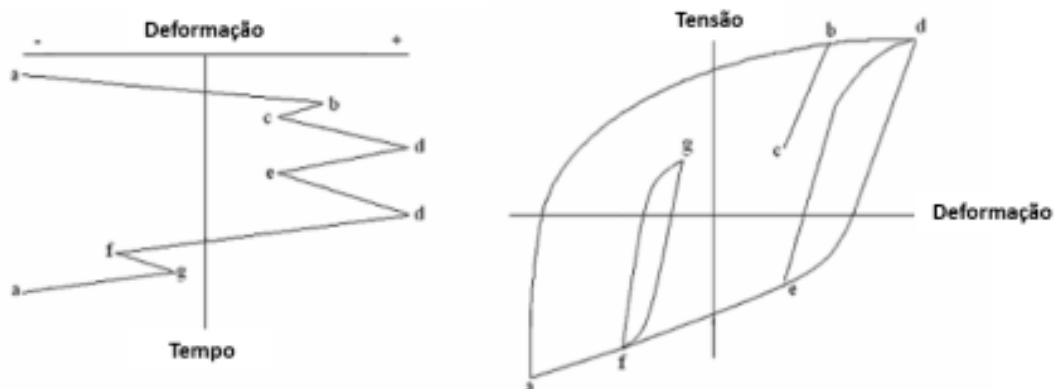
O método de *Rainflow* é um dos métodos numéricos mais utilizados para análise de fadiga, e foi proposto originalmente por M. Matsuishi e T. Endo (1968). Esse foi o primeiro método confiável para extrair ciclos de fadiga de um sinal de deformação variado aleatoriamente e de um sinal de carregamento com amplitude variável.

O método é baseado no comportamento tensão-deformação do material, conforme a figura 26. O material ao se deformar do ponto “a” para o ponto “b”, percorre o caminho descrito pela curva cíclica tensão-deformação. No ponto “b”, a carga é reversa e o material é descarregado elasticamente até o ponto “c”. Quando a carga é replicada de “c” para “d” o material se deforma elasticamente até o ponto “b”, onde

relembra sua história anterior, de “a” para “b”, e a deformação continua ao longo do caminho até “d”, como se o evento “b-c” nunca tivesse ocorrido [ARIDURU, 2004].

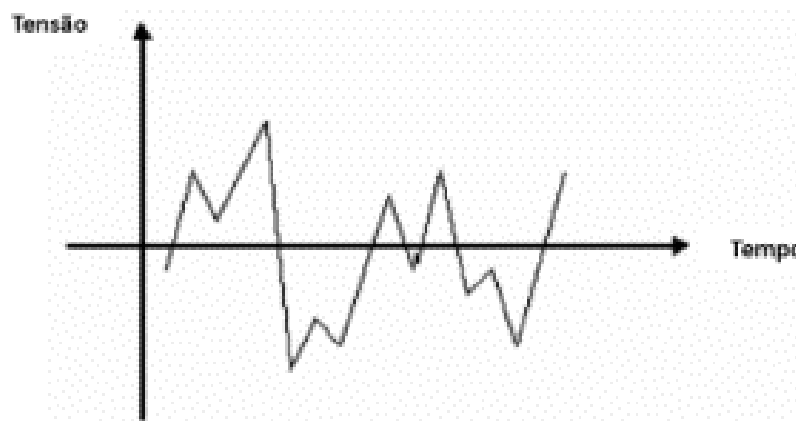
Um carregamento randômico não é composto unicamente de picos com passagens por zero, mas por diversos picos entre duas passagens, conforme figura 27, que gera uma dificuldade na determinação do número de ciclos absorvidos pelo componente.

Figura 26 – Representação gráfica ciclo de tensão-deformação



Fonte: ARIDURU, 2004

Figura 27 – Representação gráfica carregamento randômico [ARIDURU, 2004]

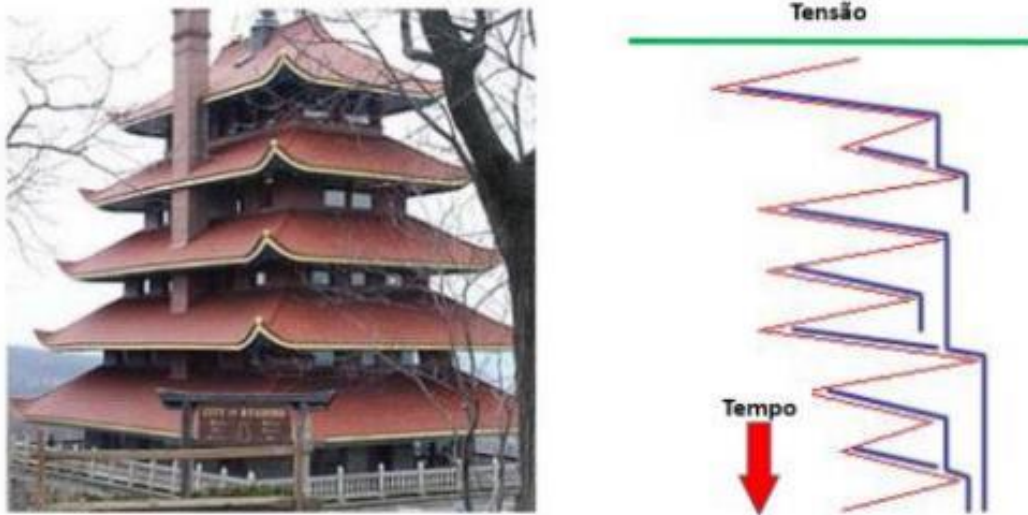


Fonte: ARIDURU, 2004

A contagem dos picos cria a possibilidade de criar um histograma de picos de tensão, o qual pode ser transformado em um espectro de tensão, que é a representação da distribuição estática das amplitudes de tensão. Por meio da observação deste histograma, Matsuishi e Endo, desenvolveram o método baseado

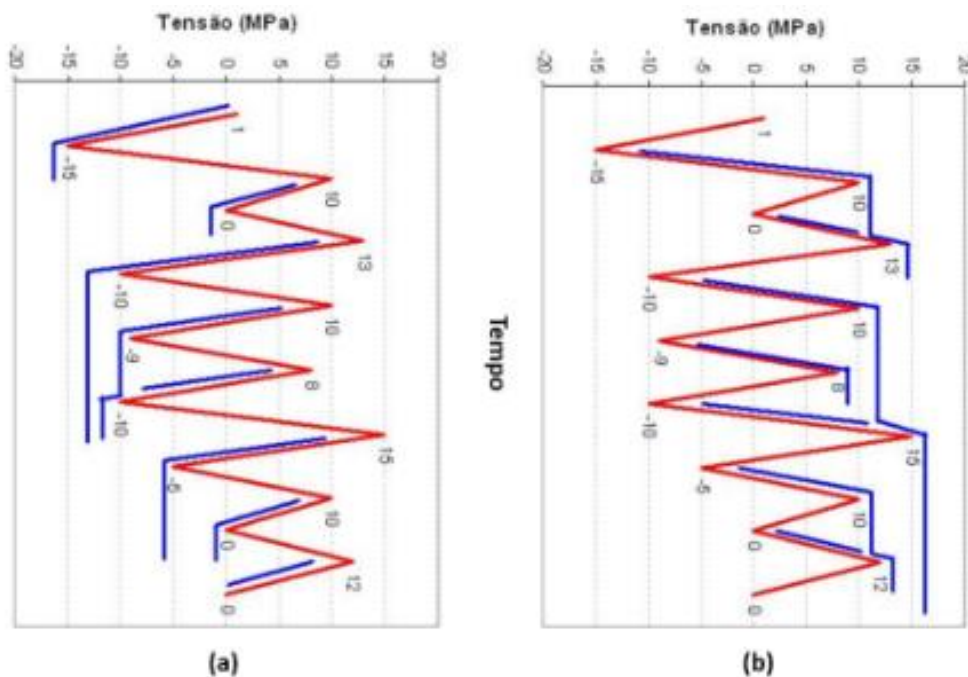
na analogia de gotas de chuva, caindo sobre um telhado japonês e escorrendo pelas abas (figura 28), ou de forma análoga, dentro de cada pico ou vale. O histograma contendo o histórico de tensões é interpretado a 90° da forma, com as tensões no eixo das abcissas, conforme a figura 29.

Figura 28– Analogia entre o método Rainflow e um telhado japonês



Fonte: MORAWSKI, 2013

Figura 29 – Exemplo de aplicação da metodologia de fluxo (gota de chuva) para vales (a) e picos (b)



Fonte: LEITÃO, 2009

A metodologia consiste na contagem de números de picos e vales que ultrapassam um determinado nível de amplitude, onde a análise leva em conta a sequência de ocorrência de picos e vales formando ciclos entre duas faixas de amplitude [COLOSIO, 2003].

3.11 FATORES QUE AFETAM À VIDA EM FADIGA

O comportamento em fadiga de materiais de engenharia é altamente sensível a diversas variáveis [CALLISTER, 2008].

3.11.1 Tratamento Superficial

Existe ampla evidência de que as propriedades de fadiga são muito sensíveis às condições superficiais. Podemos dividir em quatro os fatores que afetam a superfície em vida em fadiga: (a) rugosidade da superfície ou concentradores de tensão nesta, (b) variação nas condições de tensão residual da superfície, (c) efeito da corrosão e (d) variáveis metalúrgicas.

- (a) Foi constatado que diferentes acabamentos produzidos pelos diversos processos de fabricação de usinagem empregados, podem afetar consideravelmente o desempenho em fadiga [DIETER,1981]. Durante as operações de usinagem, há a formação de riscos e sulco invariavelmente na superfície da peça através da ferramenta de corte. Como forma de amenizar os efeitos causados pela rugosidade superficial, os corpos de provas são submetidos à operação de polimento [DIETER, 1981].
- (b) O método mais efetivo para melhorar o desempenho em fadiga de um componente, consiste na introdução de tensões residuais compressivas na superfície, e essas são oriundas da deformação plástica através da seção transversal total da parte deformada não uniforme. As tensões residuais tratativas diminuem a vida em fadiga do material.
- (c) A ação simultânea de tensões cíclicas e ataque químico é denominada como fadiga por corrosão, onde essa corrosão age na forma de entalhes e causa a redução da resistência à fadiga [DIETER, 1981].

(d) As propriedades de fadiga dos metais dependem muito de suas estruturas, no entanto, existem poucas maneiras de melhorar as propriedades de fadiga através de meios metalúrgicos, apesar disto, esses devem ser considerados para assegurar o melhor desempenho em fadiga de um material. As mudanças nas propriedades de fadiga causadas por fatores metalúrgicos atingem idêntico grau de importância, mesmo sob condições mais complexas de fadiga. [DIETER, 1981].

3.11.2 Descarbonetação

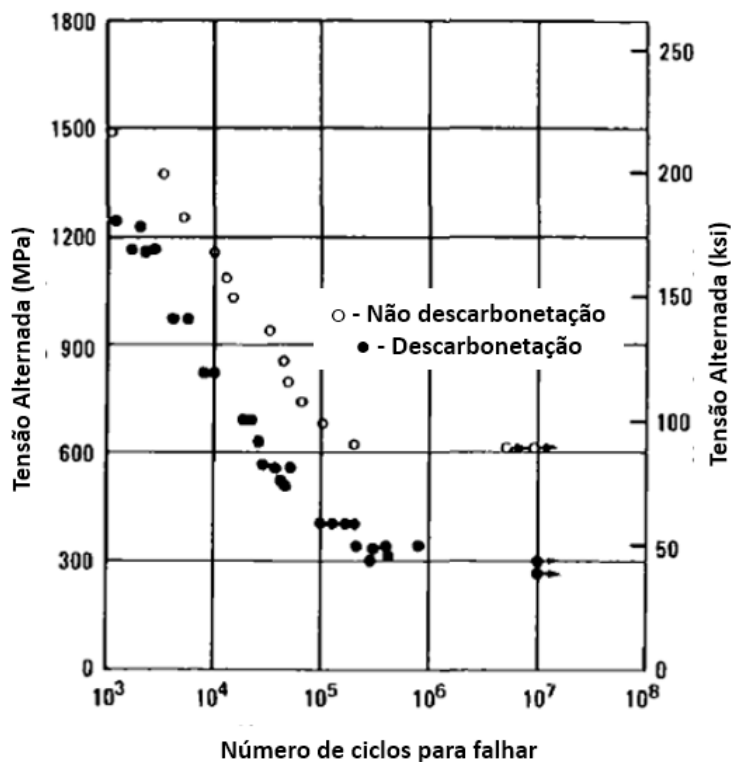
Descarbonetação é a remoção do carbono da superfície de uma peça de aço, se essa ocorrer em um aço tratado termicamente é particularmente nociva ao desempenho em fadiga, como processos de oxidação e corrosão, pois a presença de descarbonetação na superfície de um aço normalmente diminui o limite de fadiga resistente [DIETER, 1981].

Superfícies descarbonizadas podem ocorrer após a operação de tratamento térmico, laminação e processos mecânicos que podem aquecer a da camada superficial do componente. A descarbonetação reduz a camada de encruamento e conseqüentemente a resistência à fadiga, conforme a figura 30. A espessura da camada de descarbonetação é da ordem de décimos de milímetros.

A redução na resistência a fadiga devido a descarbonetação, após uma operação de laminação é considerável: 20% a 40% para aços com limite de resistência à tração de 450 – 700 MPa; de 45% a 55% para aços com limite de resistência à tração igual a 800 -1000 MPa; e de 75% a 85% para aços com limite de resistência à tração igual a 1800 – 2140 MPa [ZAHAVI, 1996]

Resultados de pesquisas demonstram que um tratamento de recarbonetação, ou seja, recuperação do carbono na superfície, pode pelo menos recuperar parcialmente as propriedades de fadiga.

Figura 30 – Efeito da descarbonetação no limite à fadiga axial



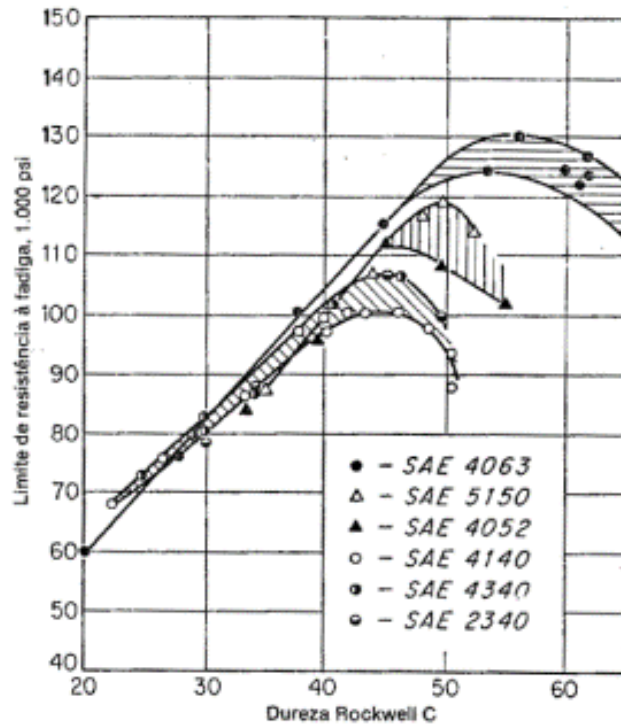
Fonte: BOYER, 1985

3.11.3 Efeitos da Dureza

Em geral, as microestruturas geradas pelas operações de têmpera e revenimento de aços tratados termicamente, apresentam ótimas propriedades de fadiga, conforme é possível observar na figura 31. Nesta figura também é possível observar que o limite de fadiga sofre uma redução na presença de uma pequena quantidade de produtos da transformação de decomposição da martensita [DIETER, 1981].

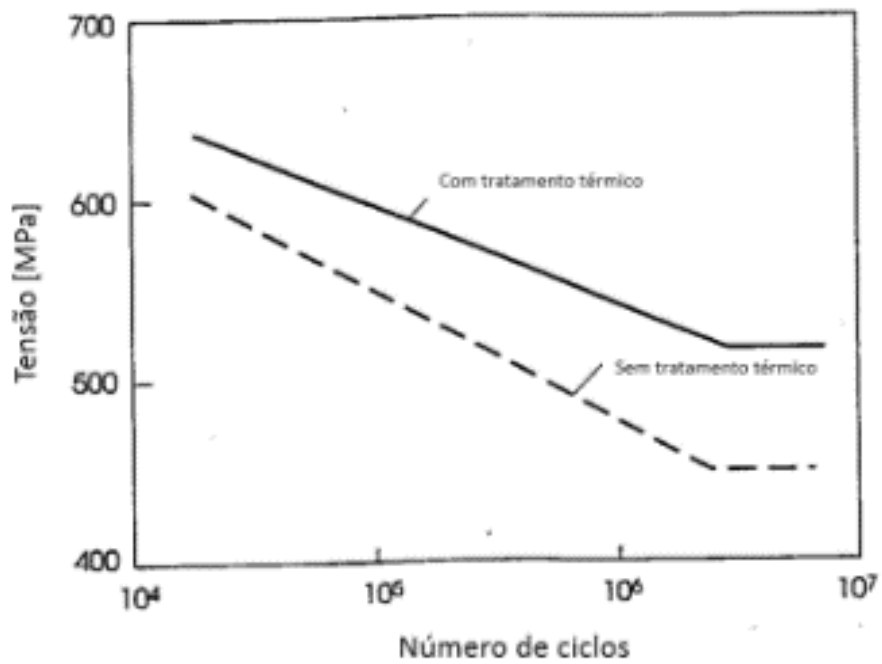
Os efeitos sobre a resistência à fadiga de uma camada endurecida, pode ser vista na figura 32, entre uma peça temperada e outra sem tratamento térmico. É possível observar que a superfície submetida ao tratamento térmico apresenta limites de fadiga maiores se comparada à superfície sem esse tratamento, o que significa que um aumento de dureza da camada de superfície faz que seja possível aumentar a carga de fadiga. Além disto, uma camada com maior dureza reduz a propagação de trincas e resiste a formação de novas. Essa camada pode eliminar possíveis efeitos negativos na superfície e outros concentradores de tensão [ZAHAVI, 1996].

Figura 31 –Limite de fadiga de diversos aços em função da dureza



Fonte: DIETER, 1981

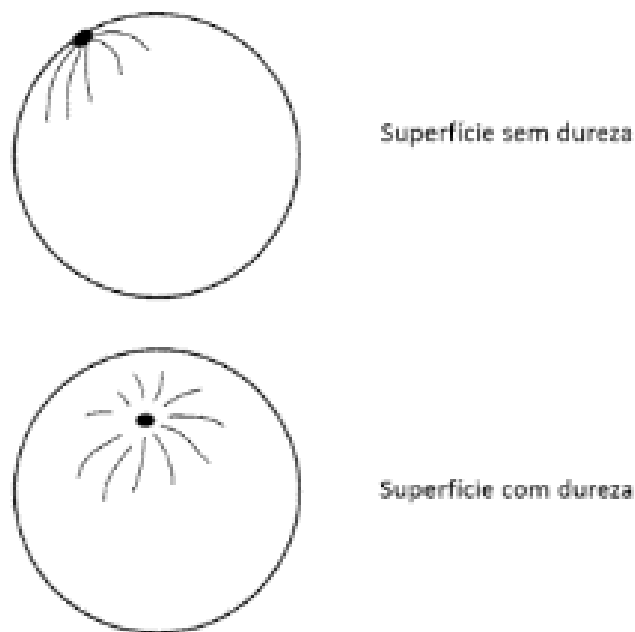
Figura 32 –Efeito da dureza no limite à fadiga



FONTE: ZAHAVI, 1996

A figura 33 demonstra de forma simplificada o início de uma trinca na superfície para um determinado componente sem superfície endurecida e para um componente com dureza superior na superfície, onde a trinca iniciou abaixo desta, e a distância a partir da superfície do local de início da trinca, aumenta com a espessura da camada endurecida.

Figura 33 – Representação gráfica do início de trinca no aço AISI 3318



Fonte: ZAHAVI, 1996

3.11.4 Efeitos da Inclusões

Os produtos siderúrgicos, ao serem fabricados, apresentam normalmente uma série de impurezas de natureza metálica ou não, as quais se originam de reações entre as matérias primas empregadas ou de outros tipos de reações. Essas impurezas são chamadas de inclusões não metálicas, as quais são formadas geralmente na fase final de desoxidação dos aços. Algumas inclusões possuem um efeito benéfico, como por exemplo, facilitar a usinagem de determinados materiais, mas quando as condições de serviço provocam o aparecimento de esforços cíclicos e alternados, alguns tipos de inclusões são malélicas, sobretudo a sua quantidade, forma e dimensão estão além do que se considera aceitável [CHIAVERINI, 1987].

O baixo limite de fadiga em aços contendo inclusões é geralmente atribuído à concentração de tensões nas inclusões, as quais podem ser bastante altas quando uma estria de inclusão alongada está orientada transversalmente em relação à tensão principal de tração [DIETER, 1981].

3.12 TENSÃO RESIDUAL

Tensões residuais são definidas como sendo tensões existentes em um componente, sem a aplicação de tensões externas (força ou temperatura). Essas tensões normalmente ocorrem no processo de fabricação do componente como resultado da deformação plástica irregular e as suas origens podem ser térmicas, metalúrgicas ou mecânicas [ZAHAVI, 1996]. A presença de tensões residuais pode reduzir consideravelmente a capacidade de resistir a carregamentos, resistência à fratura e vida em fadiga; pois tensões trativas podem se perigosas quando tensões aplicadas ao componente também forem trativas, as quais podem contribuir para a iniciação e o crescimento de trincas. No caso de tensões residuais compressivas, há uma oposição à direção de carregamento trativo, pois a tensão residual compressiva reduz o nível de tensão aplicada e inibe a iniciação e propagação de trincas [SOARES, 1998].

A natureza benéfica ou maléfica das tensões residuais está relacionada a três fatores: 1) o tipo de material, devido ao seu comportamento durante a deformação plástica cíclica. 2) o tipo de carregamento ao qual o material será submetido durante a sua aplicação. 3) o perfil de tensão residual introduzido durante o processo de fabricação e a redistribuição destas tensões residuais durante a sua utilização cíclica, pois a redistribuição de tensões residuais podem converter tensões residuais compressivas, pré-existentes no material, em tensões residuais trativas. [SOARES, 1998].

3.12.1 Origem das Tensões Residuais

As tensões residuais de origem térmicas resultam na distribuição não uniforme de temperatura ou, pela diferença nos coeficientes de expansão térmica entre fases

adjacentes, em uma determinada região. Isso causa a deformação plástica em uma região do componente durante o ciclo térmico [ROCHA, 2010].

Tensões residuais de origem metalúrgica ocorrem em função da diferença entre propriedades elásticas e cristalinas de fases adjacentes, as quais são associadas a mudança de volume, procedentes de reações químicas ou transformação de fases [ROCHA, 2010].

Tensões residuais de origem mecânica são ocasionadas pela deformação plástica não uniforme em alguma região do material, causada por processos de conformação mecânica.

3.12.2 Classificação das Tensões Residuais

As tensões residuais estão associadas à densidade e distribuição dos defeitos cristalinos nos materiais e as regiões onde se desenvolvem, podendo variar muito em função da escala. As tensões residuais são classificadas em três tipos: macroscópicas - tipo I, microscópicas - tipo II e III.

3.12.2.1 Tensões Residuais Macroscópicas – Tipo I

Tensões residuais macroscópicas se distribuem em larga escala, ou seja, se estendem sobre grandes porções volumétricas quando comparadas com o tamanho de grão do material e as deformações se originam praticamente de forma homogênea por muitos grãos. São originadas pelas deformações plásticas macroscópicas e provenientes dos processos de fabricação – térmico, químico ou mecânico.

O efeito das tensões residuais do tipo I, podem ser benéficos como maléficos, conforme o sentido, intensidade e da distribuição das tensões residuais em relação as tensões aplicadas pelo carregamento de serviço [SOARES, 1998].

Tensões residuais do tipo I são particularmente importantes em engenharia para análises estrutural em componentes, uma vez que podem comprometer ou aumentar vida útil de um equipamento. Apresentam-se como um perfil de tensões trativo-compressivo ou compressivo-trativo, com extensão ao componente analisado [SOARES, 1998].

3.12.2.2 Tensões Residuais Microscópicas – Tipo II

São tensões que se distribuem em pequena escala e uniformemente há um certo número de grãos, se originam na heterogeneidade e a anisotropia de cada cristal ou grão de um material policristalino com grãos aleatoriamente orientados e cuja resistência ao escoamento e ao encruamento dependem da orientação cristalográfica.

Caso haja alterações no estado de equilíbrio das tensões pode haver modificações macroscópicas do corpo, ou seja, evolução do estado de tensão passando para o tipo I

3.12.2.3 Tensões Residuais Microscópicas – Tipo III

São chamadas de tensões microlocalizadas e são tensões existentes na escala atômica, ou seja, abrangem distâncias interatômicas dentro de uma pequena porção de um grão, encontram-se em equilíbrio e tem origem em diferentes tipos de defeitos cristalinos, como vazios, impurezas, falhas de empilhamento e entre outros.

As tensões residuais do tipo II e III são consideradas microtensões, que não podem ser evitadas em materiais cristalinos e são importantes para estudos do comportamento microestrutural [SOARES, 1998].

3.12.3 Processos e Mecanismos Geradores de Tensões Residuais

O método mais efetivo de aumentar o desempenho em fadiga em um componente consiste na formação de um aspecto favorável de tensão residual compressiva. A adição de uma tensão residual compressiva, em um determinado ponto da superfície, diminui a probabilidade de ocorrer falha por fadiga.

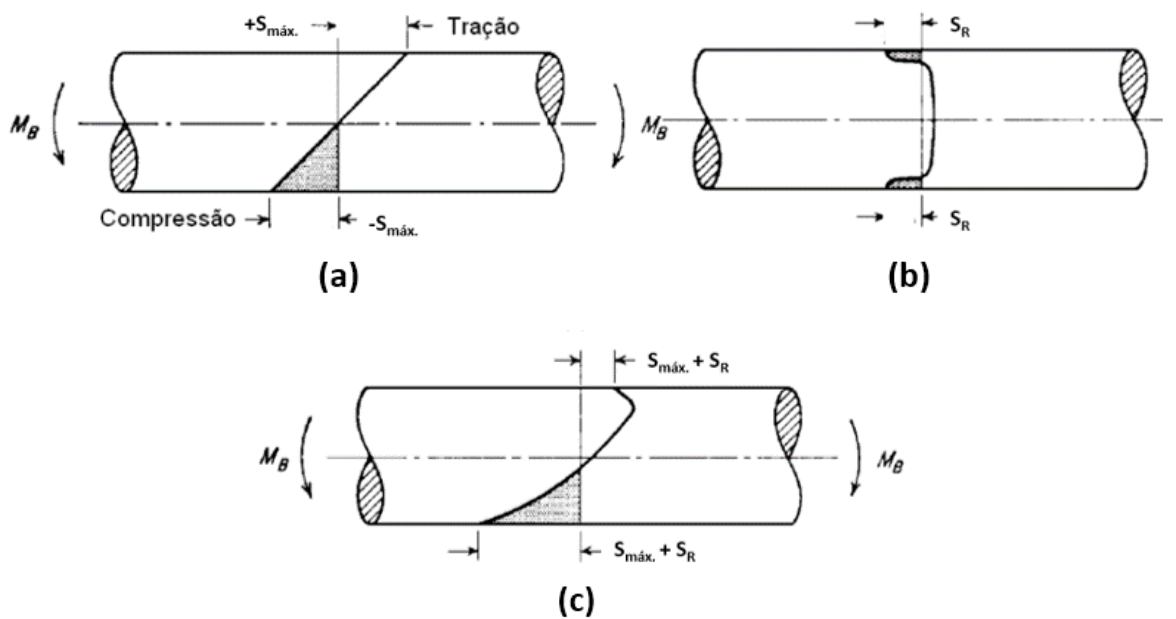
Tensões residuais compressivas podem alterar o comportamento de propagação de uma trinca [BRANCO, 1986], e são consideradas como tensões aprisionadas em um componente, que estão presentes numa parte não submetida a uma força externa e essas surgem quando a deformação plástica através da seção transversal total da parte deformada não é uniforme [DIETER, 1981].

Quando um corpo de provas é submetido à flexão e sua superfície foi deformada em tração, de maneira que parte dela tenha sido deformada plasticamente, quando a

força externa é retirada, as regiões que foram deformadas plasticamente não permitem que as regiões elásticas adjacentes tenham uma recuperação elástica completa. Assim, as regiões deformadas elasticamente e as regiões deformadas plasticamente devem estar num estado de compressão residual, proporcionando um balanço de tensões ao longo da seção transversal do corpo de provas. O valor máximo de tensão residual que pode ser produzido é igual ao limite elástico do metal.

A figura 34 ilustra o efeito da adição de tensão residual compressiva a uma tensão trativa, onde a figura 34a, mostra a distribuição de tensão elástica numa viga na presença de tensões residuais. A figura 34b, apresenta a distribuição típica de tensão residual, demonstrando que altas tensões residuais compressivas na superfície devem ser equilibradas por tensões residuais trativas no interior da seção transversal. A figura 34c demonstra a distribuição de tensões devido à soma algébrica das tensões de flexão externa e das tensões residuais. É possível verificar que há uma redução da tensão trativa máxima na superfície para uma quantidade igual à tensão residual compressiva. Esse processo permite transferir o pico de tensão trativa para um ponto no interior do corpo de provas e desta forma é possível que o início da falha ocorra abaixo da superfície.

Figura 34 – Superposição das tensões aplicada e residual



Fonte: adaptada de DIETER, 1981

Tratamentos como jateamento por esferas (*shot peening*), martelamento e laminação a frio induzem tensões compressivas na superfície da peça e melhoram significativamente o limite de resistência à fadiga, mas o material não deve ser submetido a esses tratamentos até a exaustão [SHIGLEY, 2008]. Outros processos que permitem efetivamente aumentar o desempenho em fadiga, através da introdução de tensões residuais são: têmpera superficial por indução e fretagem.

3.13 TRATAMENTO SUPERFICIAL: SHOT PEENING

Shot peening é provavelmente o método mais utilizado e efetivo para introduzir tensões residuais, de natureza benéfica, na superfície de um material [SOARES, 1998].

O processo de shot peening efetivamente aumenta a resistência à fadiga, a resistência à corrosão sob tensão e reduz as tensões de serviço trativas na superfície onde normalmente as trincas iniciam, podendo essas trincas serem freadas devido a introdução de tensão residual compressiva [FUCHS, 1971, apud SOARES, 1998].

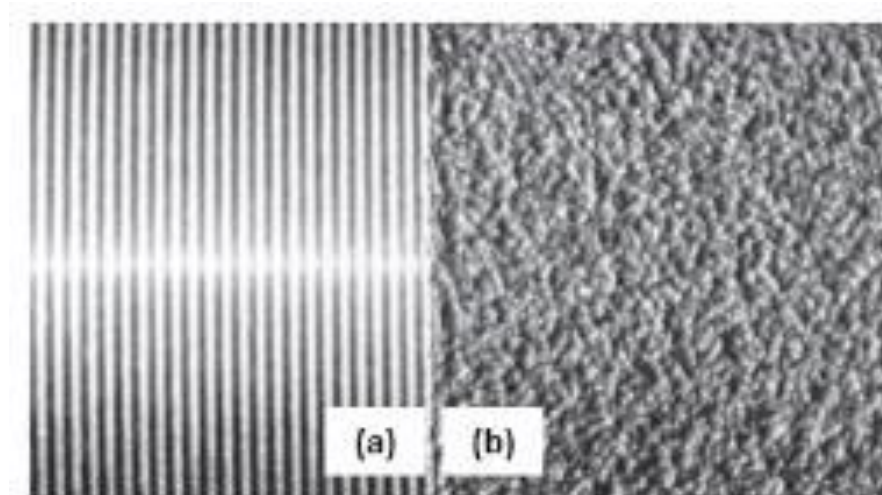
A técnica consiste em utilizar o processo de martelamento com objetivo de aumentar a resistência e prolongar a vida de um determinado componente e é utilizado desde os tempos da Grécia antiga, onde os ferreiros costumavam bater as espadas com o martelo para melhorar suas propriedades mecânicas. As primeiras aplicações no meio industrial ocorreram na década de vinte, inicialmente na Alemanha, onde Thum e Foppl (1920) estudaram o efeito benéfico do shot peening e da laminação a frio, sobre a resistência à fadiga de peças, mesmo não sendo capazes de produzir um método para caracterizar os parâmetros para garantir os tais benefícios. O método utilizado atualmente, foi desenvolvido pelo americano John Otto Almen (1926), nos laboratórios de pesquisas da General Motors, onde esse formulou os conceitos e parâmetros para a utilização do processo de shot peening em escala industrial [STEPHENS,2001] [GUAGLIANO, 2011].

3.13.1 Processo de Shot Peening

O processo de shot peening é um processo de trabalho a frio no qual a superfície é bombardeada por pequenas esferas em alta velocidade e tem como resultado a

introdução de tensão residual compressiva, o endurecimento devido ao encruamento do material e a alteração da rugosidade do componente. A figura 35 compara uma superfície sem aplicação de shot peening e outra com aplicação deste processo.

Figura 35 – Representação de uma superfície sem tratamento de shot peening (a) e uma superfície com shot peening (b)



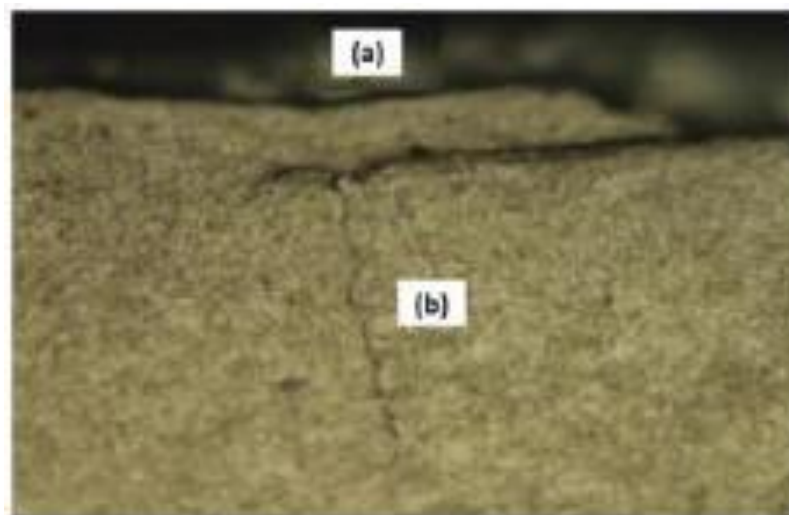
Fonte: OSK – KIEFER GMBH OBERFLACHEN-STRAHLTECHNIK

Os múltiplos impactos das esferas, gerados pelo processo de shot peening, ocasionam uma deformação plástica em uma pequena profundidade do material, a qual introduz uma camada uniforme de tensão residual compressiva abaixo da superfície do componente, devido ao encruamento das camadas desta superficiais [SOARES, 1998], embora possa haver algumas variações na resistência do metal devido a esse encruamento [DIETER, 1981]. As tensões residuais compressivas geradas pelo shot peening ficam na ordem de 80% da tensão de escoamento ou 60% da tensão de resistência máxima do material e geram melhoria à fadiga em torno de 25 a 30% [O HARA, 1986, apud SOARES, 1998].

No entanto, o processo de shot peening, apresenta efeitos negativos, os quais são atribuídos ao fato de que as cavidades formadas pela deformação plástica aumentam a rugosidade da superfície do material, podendo levar a perda de resistência à fadiga, e esse aumento pode estar relacionado as variáveis do processo, as quais são: a velocidade do jato, o tamanho do componente, tempo de jateamento, a uniformidade da área tratada, o formato e dureza das partículas.

Os resultados obtidos em algumas pesquisas, concluíram que os benefícios introduzidos pelas tensões residuais compressivas no aumento do limite à fadiga desapareciam após um certo tempo de jateamento, devido ao fato que o efeito da rugosidade introduzida pelo jateamento na superfície do material ultrapassarem os efeitos benéficos das tensões residuais compressivas [SOARES, 1998]. O processo de shot peening não resulta automaticamente numa melhoria das propriedades de fadiga. É possível que a superfície seja danificada pelo processo de shot peening se este for aplicado em excesso [DIETER, 1981]. O aumento de exposição da peça ao shot peening, além de aumentar a rugosidade, desencadeia também a formação do efeito conhecido como remota ou *overlap*, que é um defeito causado por uma deformação excessiva nesta região, levando camadas do material a se sobreporem e a surgirem a formação de dobras, conforme a figura 36.

Figura 36 – Representação de uma remota gerada por excesso de shot peening (a) e uma trinca de fadiga nucleada na raiz do defeito (b)



Fonte: adaptada de SCURACCHIO, 2012

3.13.2 Perfil de Tensões Residuais do Processo de Shot Peening

O perfil de tensões residuais permite o conhecimento do processo de shot peening, para o controle do processo e a determinação dos efeitos positivos e negativos das tensões no material.

A distribuição das tensões residuais compressivas é a principal razão para a melhora da fadiga e a deformação plástica produzida pelo jateamento, cujo efeito é

gerar tensões residuais compressivas que reduzem a tensão média superficial e atrasar a iniciação e o crescimento de trincas de fadiga [SOARES, 1998].

A figura 37 apresenta um perfil típico do campo de tensões produzido pelo processo de shot peening e suas transformações ao longo da profundidade do material. É possível verificar que as tensões residuais compressivas se apresentam confinadas a uma pequena camada superficial e que as tensões residuais trativas, que equilibram as tensões residuais compressivas, são de menor magnitude, porém estendem-se sobre uma maior região. É possível verificar o íngreme gradiente de tensões existente na transição entre as regiões compressivas e trativas.

As principais características do balanço de tensões são:

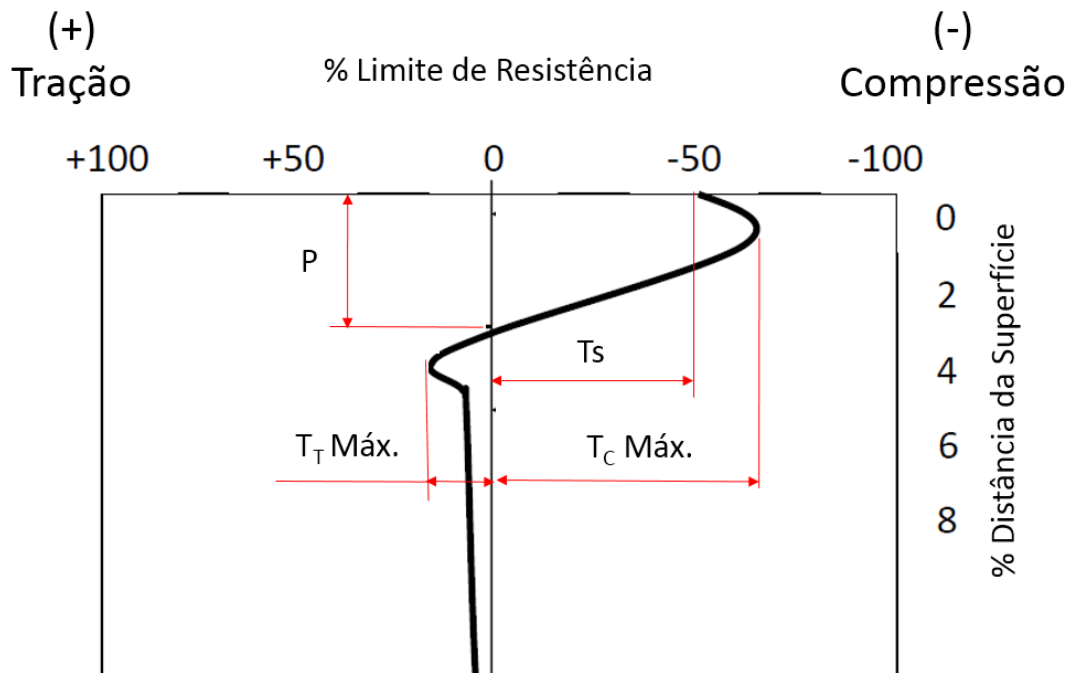
T_s (Tensão superficial): tensão medida na superfície do material;

$T_{C \text{ Máx.}}$ (Tensão compressiva máxima): máximo valor da tensão residual compressiva, situada abaixo da superfície;

P (Profundidade): profundidade da camada compressiva, determinada pelo ponto em que a tensão residual passa de compressiva para trativa;

T_T (Tensão trativa máxima): máximo valor da tensão residual trativa.

Figura 37 – Representação gráfica do comportamento do crescimento da trinca da fadiga



Fonte: adaptada de DIETER, 1981

3.13.3 Parâmetro de Controle do Processo de Shot Peening

Para obtenção da tensão residual compressiva induzida e a profundidade do campo de tensões especificada para um determinado componente, o processo de shot peening deve possuir controle estrito do processo de jateamento e conhecer as características do material a ser jateado. O controle do processo e a intensidade do jateamento é quantificada utilizando o princípio de Almen.

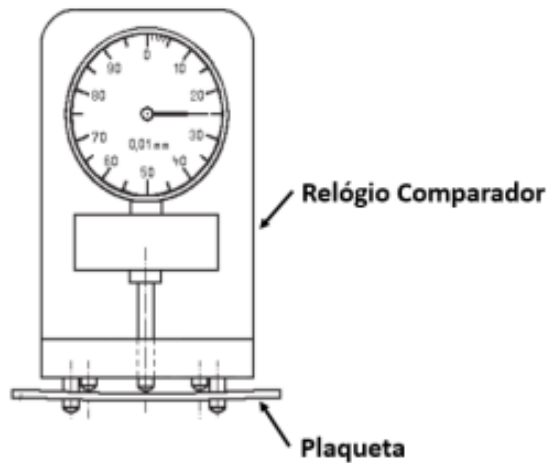
John Almen pesquisou e desenvolveu uma metodologia de ensaio para medir e calibrar a energia de impacto do jateamento, padronizando três tipos de corpos de provas na forma de plaquetas, fabricadas de aço SAE 1070 com as mesmas dimensões, dureza, planicidade e acabamento, variado apenas a espessura. Essas plaquetas são conhecidas como tiras de Almen e seguem a seguinte padronização [SCURACCHIO, 2012].

- a) Tipo “N” (espessura: $0,79 \pm 0,02$ mm): usada para pequenas intensidades obtidas normalmente por esferas de vidro;
- b) Tipo “C” (espessura: $2,39 \pm 0,02$ mm): é a tira de Almen que apresenta a maior espessura e é utilizada em jateamentos de grande intensidade.
- c) Tipo “A” (espessura: $1,29 \pm 0,001$ mm): é utilizada normalmente para avaliar processos de shot peening com granalhas de arame cortado ou granalhas de aço fundido.

O ensaio consiste em fixar uma plaqueta não jateada a um bloco de apoio, onde esse é posicionado através de gabaritos de modo que a plaqueta fique com a superfície a ser tratada na posição correta; essa plaqueta é exposta ao jateamento em apenas um dos lados, durante um determinado intervalo de tempo. Após a retirada deste corpo de provas, a tensão residual compressiva induzida pela deformação plástica, é medida através da altura do arco produzido na tira em um relógio comparador especial, conforme a figura 38 [SOARES, 1998].

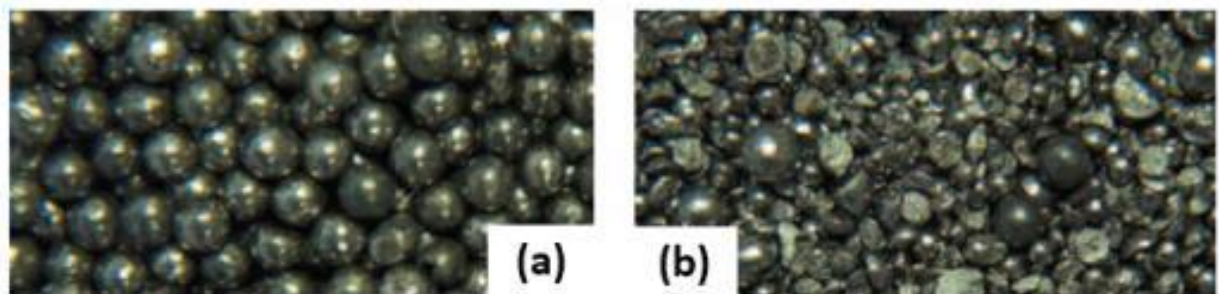
Em relação as condições das partículas, essa são da forma esférica, sem partículas quebradas ou ângulos, conforme a figura 39, que possam produzir entalhes e que possam danificar a superfície da peça jateada e que possam se tornar pontos de concentração de tensões e iniciação de trincas [SOARES, 1998].

Figura 38 – Representação relógio comparador de padrão Almen



Fonte: OSK – KIEFER GMBH OBERFLACHEN-STRAHLTECHNIK

Figura 39 – Representação das condições das partículas utilizadas no processo de shot peening, esfera de boa qualidade (a) e esferas com péssima qualidade (b)



Fonte: METAL IMPROVEMENT COMPANY

3.14 MÉTODO DE DETERMINAÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS

Como o objetivo de conhecer a magnitude e a distribuição das tensões residuais em um determinado componente, há várias técnicas de medições, as quais são classificadas em destrutivas, semi-destrutivas e não destrutivas. As técnicas citadas utilizam medidas de deformações, induzidas por tensões, que são utilizadas para calcular as tensões residuais existentes no material. A técnica a ser escolhida depende de vários fatores como a natureza do campo de tensão residual, do tempo disponível para a medição, da incerteza requerida, extensão da região de interesse, entre outros.

As técnicas destrutivas incluem medidas que se baseiam na eliminação do estado de equilíbrio das tensões residuais macroscópicas, essas localizadas no ponto

ou região de medida, através de processos de corte ou processo de remoção química, que promove a relaxação.

O principal método semi-destrutivo é chamado de método do furo cego, normalizado pela norma ASTM E837-13, onde esse mede somente as tensões residuais do tipo I.

As técnicas não destrutivas são capazes de medir tensões sem relaxamento das peças e as principais são: ultrassom, difração de nêutrons e difração de raios-X. As tensões residuais medidas por essas técnicas são macro e microtensões - tipo I, II e III, sem distinção destas [SOARES,1998]. Neste trabalho será tratado difração por raios-X

3.14.1 Difração por Raios-X

A difração por raios-X é uma técnica utilizada há mais de cinquenta anos e aplicada largamente na indústria automotiva, naval e aeroespacial. Essa técnica pode ser utilizada em materiais metálicos e cerâmicos, desde que encontre a difração de intensidade adequada. A figura 40 ilustra um difratômetro padrão para mediação de difração por raios-X.

Figura 40 – Representação típico equipamento para medição por difração por raios-X



Fonte: Lamef – UFRGS

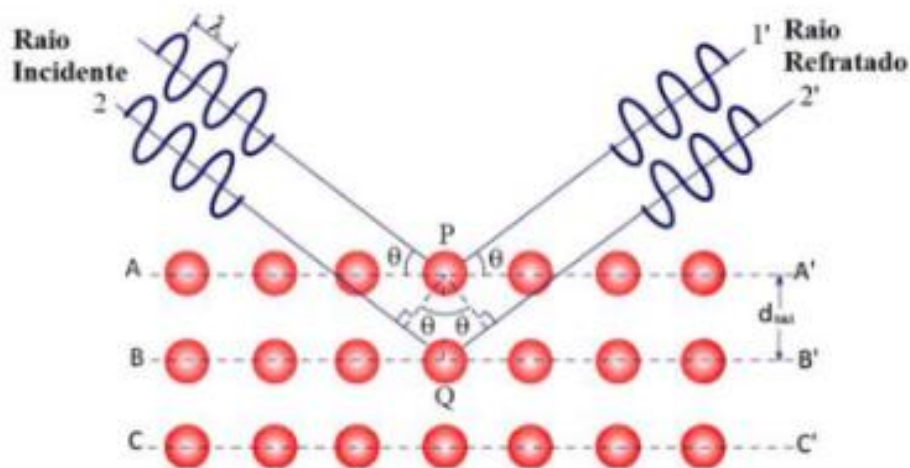
A difração ocorre quando uma onda encontra uma série de obstáculos regularmente separados que são capazes de dispersar a onda e possuem espaçamento comparáveis em magnitude ao comprimento da onda [CALLISTER,

2002]. O princípio básico para a determinação de tensões residuais pelas técnicas de difração, estão baseadas na natureza da estrutura cristalina dos materiais, onde esse utiliza-se do espaçamento existente entre os planos da rede cristalográfica como parâmetros de medida e deformação, ou seja, considera as alterações no espaçamento interplanar (d) gerados pela deformação elástica associada às tensões residuais [SCURACCHIO, 2012].

Os raios-X são uma forma de radiação eletromagnética que possuem elevadas energias e curtos comprimentos de onda. Quando é emitido um feixe de raios-X em direção a um material sólido, uma fração do feixe de raios-X se dispersa em todas as direções pelos elétrons associados a cada átomo ou íon que está na trajetória do feixe.

A figura 41 apresenta o espalhamento das interferências construtivas, as quais são as condições para a ocorrência da difração de raios-X, que pode ser exemplificada através de dois planos paralelos de átomos A-A' e B-B', que possuem os mesmos índices de Miller h, k e l , que estão separados por espaçamento interplanar (d_{hkl}). Ao incidir um feixe de raios-X paralelo, monocromático, em fase e com comprimento de onda (λ), sobre esses dois planos à um determinado ângulo (θ), é possível perceber a dispersão dos raios 1 e 2, pelos átomos P e Q. Se a diferença entre os comprimentos das trajetórias entre 1-P-1' e 2-Q-2' seja igual a um número inteiro (n), uma interferência construtiva dos raios dispersos 1' e 2' também irá ocorrer em um ângulo (θ) em relação aos planos. Tendo todas as condições necessárias, é possível formular a Lei de Bragg (equação 42)

Figura 41 – Espalhamento descrito pela lei de Bragg



Fonte: SOUSA, 2012

$$\lambda = 2d_{hkl} \cdot \text{sen}\theta$$

Onde:

λ = Comprimento de onda dos raios-X;

d_{hkl} = espaçamento interplanar entre planos sucessivos da rede cristalina;

θ = Ângulo

Através de uma expressão simples, é possível relacionar o comprimento de onda do raio-X e espaçamento interatômico ao ângulo do feixe difratado [CALLISTER, 2002]. É possível através desta lei descobrir a variação do espaçamento interplanar, antes e depois do carregamento das tensões terem sido aplicadas, onde um detector é movimentado e permite encontrar a posição angular onde os raios-X difratados estão localizados e registrar a intensidade destes raios para cada posição angular. A posição de cada pico permite avaliar a tensão dentro do componente [GONZALES, 2009].

Se a Lei de Bragg não for satisfeita, então a interferência será de natureza não-constructiva de modo que irá produzir um feixe de difração com intensidade muito baixa [CALLISTER, 2002].

A partir da lei de Bragg, verifica-se a existência de duas maneiras de determinar o parâmetro do espaçamento interplanar da rede cristalina. A primeira é denominada de método de varredura 2θ , onde o comprimento de onda (λ) é fixo e o ângulo de difração (θ) é medido. A segunda técnica é chamada de varredura λ , onde o ângulo de difração (θ) é mantido constante e o comprimento de onda (λ) é variado. No entanto deve-se notar, que a técnica de difração de raios-X é geralmente restrita ao método de varredura 2θ , uma vez que a utilização de comprimento de onda constante está relacionada ao tipo de anodo em operação [SOARES, 1998].

Avaliando pelo ponto de vista de medidas de tensões, a rede cristalina pode ser considerada como um pequeno extensômetro, uma vez que pode se determinar as deformações induzidas por carregamentos externo.

A técnica de difração para raios-X é um método não destrutivo, mas está limitado a detecção de tensões residuais superficiais, devido ao baixo poder de penetração dos raios-X, que ao incidirem em um material podem ser considerados difratados em uma superfície [SOARES, 1998]. Se associado a remoção de camadas finas de material, possibilita a medição e geração de perfis de distribuição de tensões residuais ao longo da profundidade. Essa técnica apresenta uma desvantagem, pois a mesma

está relacionada a geometria da peça examinada, pois essa deve permitir que os raios-X incidam e sejam refletidos pelo detector sem obstrução [GONZALES, 2009].

3.15 TRATAMENTO TÉRMICO

Tratamento térmico é o conjunto de operações de aquecimento a que são submetidos os aços com o objetivo de alterar as propriedades ou determinadas características, as quais dependem da estrutura do material. O tratamento térmico pode modificar, em maior ou menor escala, a estrutura dos aços, resultado, em consequência na alteração mais ou menos pronunciada de suas propriedades [CHIAVERINI, 1996].

3.15.1 Reozimento

O termo reozimento se refere a um tratamento térmico no qual um material é exposto a uma temperatura elevada por um período de tempo prolongado e resfriamento lento [CALLISTER, 2002].

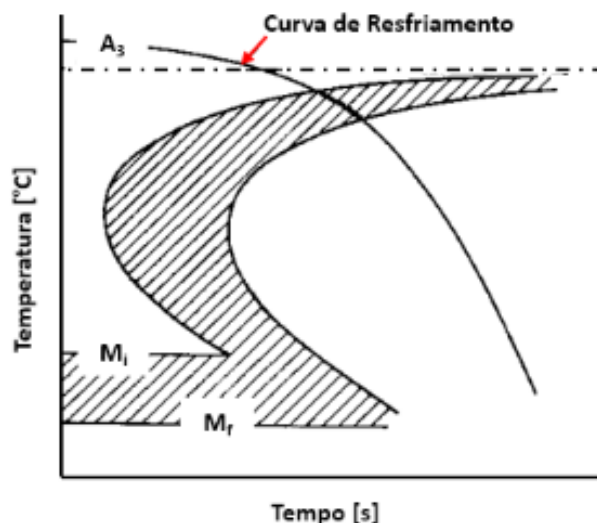
O reozimento tem como objetivo remover tensões derivadas dos tratamentos mecânicos a frio e a quente, reduzir a dureza para melhorar a usinabilidade, alterar as propriedades mecânicas, ajustar o tamanho de grão, regularizar a textura bruta de fusão, definir a microestrutura, eliminar enfim os efeitos de quaisquer tratamentos térmicos ou mecânicos a que o aço tenha sido submetido [CHIAVERINI, 1987].

3.15.2 Reozimento Total ou Pleno

Consiste em aquecer o material acima da zona crítica durante o tempo necessário e suficiente para ter-se a solução do carbono ou dos elementos de liga de ferro gama, seguido de resfriamento lento, conforme a figura 42.

Nessas condições, obtém-se a perlita grosseira que é a microestrutura ideal para melhorar a usinabilidade dos aços de baixo e médio teor de carbono. Para aços com alto teor de carbono, a perlita grosseira não é benéfica sob o ponto de vista de usinabilidade [CHIAVERINI, 1987].

Figura 42 – Representação gráfica do recozimento pleno



Fonte: adaptada de CHIAVERINI, 1987

3.15.3 Recozimento Isotérmico

O aquecimento do material consiste nas mesmas condições do recozimento total, seguido de um resfriamento rápido até uma temperatura situada dentro da porção superior do diagrama de transformação isotérmico, onde o material é mantido durante o tempo necessário a se produzir a transformação completa, conforme a figura 43.

Os produtos resultantes desse tratamento são perlita e ferrita, perlita e cementita ou apenas perlita, onde a estrutura final é mais uniforme se comparada com recozimento total.

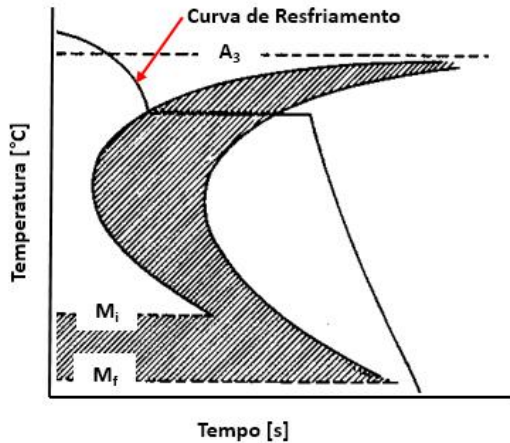
3.15.4 Normalização

Esse tratamento consiste em aquecer o aço a uma temperatura acima da zona crítica e seguido de resfriamento ao ar, conforme a figura 44.

O tratamento de normalização é utilizado no refinamento dos grãos e produzir uma distribuição mais uniforme e desejável, em aços que foram deformados plasticamente mediante uma operação de laminação, por exemplo [CALLISTER, 2002]. A normalização visa refinar a granulação grosseira de peças de aço laminadas e forjadas, e também é utilizada como tratamento preliminar à têmpera e ao

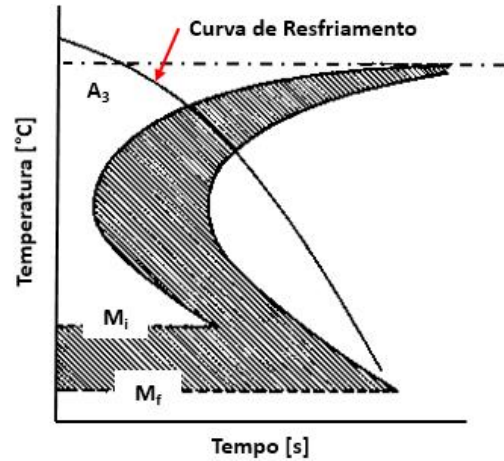
revenimento, justamente para produzir estrutura mais uniforme do que a obtida por laminação [CHIAVERINI, 1987].

Figura 43 – Representação gráfica do recozimento isotérmico



Fonte: adaptada de CHIAVERINI, 1987

Figura 44 – Representação gráfica da operação de normalização



Fonte: adaptada de CHIAVERINI, 1987

3.15.5 Têmpera e Revenido

Entre os tratamentos térmicos existentes, a têmpera é um dos mais importantes, porque é por intermédio deste, acompanhado da etapa de revenimento, que se obtém as estruturas e as propriedades que permitem o emprego do aço em peças de maior responsabilidade [CHIAVERINI, 1987].

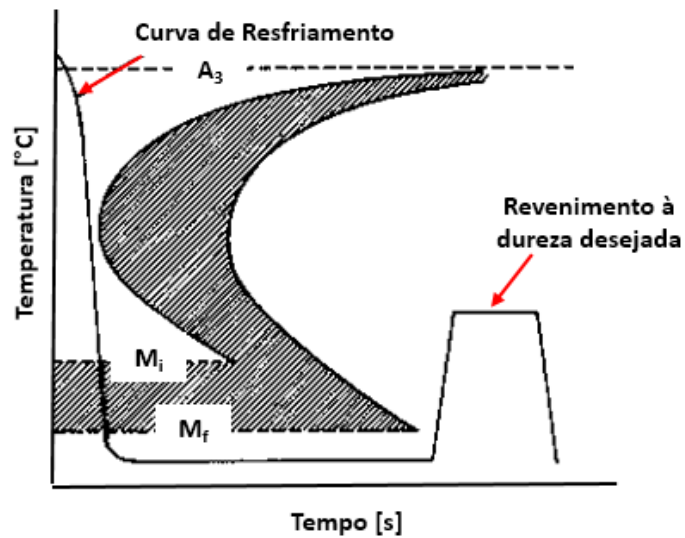
Consiste em aquecer o aço até sua temperatura de austenitização, entre 815° e 870°C, seguido de resfriamento rápido, conforme a figura 45. Os meios de resfriamento utilizados dependem da composição química dos aços, da forma e dimensão das peças submetidas à têmpera, pois o que se procura nessa operação, é a obtenção da martensita, cujo objetivo é aumentar a dureza e sua resistência à tração. A têmpera também reduz a ductibilidade, a tenacidade e o aparecimento de apreciáveis tensões internas, as quais podem causar deformações [CHIAVERINI, 2002].

Tensões internas ultrapassam o limite de escoamento do aço, ocorre sua deformação plástica e as peças apresentam empenamento e, caso as tensões internas excederem o limite de resistência do material à tração do material, ocorrem inevitáveis fissuras com a perda da peça. Tais tensões não podem ser totalmente

evitadas, podem ser reduzidas, mediante vários artifícios práticos ou tratamento térmicos, como o revenimento, que elimina a maioria dos inconvenientes produzidos pela têmpera, como as tensões internas. Além disto corrige dureza e fragilidade do material, aumentando sua ductibilidade e resistência ao choque.

O revenimento consiste em reaquecer a peça temperada a temperaturas situadas abaixo da linha inferior de transformação (A_1) do aço.

Figura 45 – Representação da operação de têmpera e revenimento



Fonte: adaptada CHIAVERINI, 1987

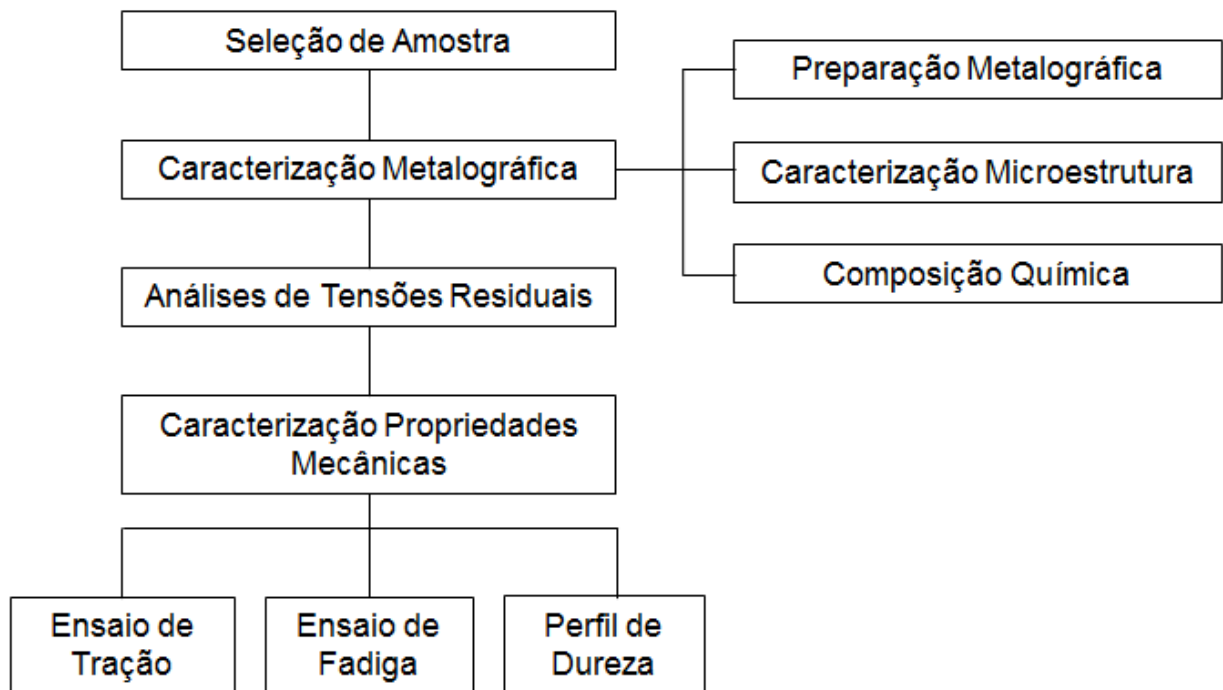
4. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Os ensaios foram realizados nos laboratórios do LAMEF – Laboratório de Metalurgia Física, ligado ao Departamento de Metalurgia da Escola de Engenharia da Universidade do Rio Grande do Sul.

4.1 MÉTODOS

A figura 46 apresenta o fluxograma das etapas envolvidas na caracterização da curva de fadiga do material em estudo.

Figura 46 – Fluxograma das etapas na caracterização do material SAE 5160



4.1.1 Seleção das Amostras

Foram fabricadas trinta e cinco amostras do material aço SAE 5160, conforme norma NBR 11865-91, que substituiu a norma NBR 5588-82 cancelada no final de 2001, material este que é utilizado na fabricação de lâminas de feixe de mola, cuja fabricação atendeu a norma SAE HS J788 (1980). As amostras foram submetidas ao

tratamento térmico convencional de têmpera e revenimento, sendo o resfriamento à base de óleo mineral especificado para têmpera e ao processo de shot peening.

O processo de shot peening foi realizado no equipamento marca Sinto, equipado com duas turbinas de jato contínuo com rotação de esteira três mil rotações por minuto e o tempo de jateamento é de 10 minutos por metro (velocidade da esteira). A granalha utilizada neste processo foi do tipo *Cut Wire*, com dimensão de 1,2 mm e dureza de 610 – 670 HV. O percentual de cobertura especificado é no mínimo de 90% e o número de Almen adotado é 0,5.

As amostras possuíam a dimensão de 200 x 90 x 10 milímetros e o processo de shot peening foi aplicado apenas em uma das superfícies, a qual foi identificada por uma etiqueta branca conforme figura 47.

Os processos de fabricação das amostras caracterizadas são representativos ao processo de fabricação de feixes de molas.

Figura 47 – Amostra material aço SAE 5160 com identificação da face submetida à shot peening



4.1.2 Caracterização Metalográfica

4.1.2.1 Preparação Metalográfica

A preparação do corpo de provas foi baseada na finalidade do estudo, que neste caso, era caracterizar as condições metalúrgicas do material. As amostras foram seccionadas conforme as figuras 48 e 49, buscando a obtenção de uma amostra representativa da peça, através de três corte em serra disco com refrigeração, evitado possíveis variações na microestrutura do material.

Figura 48 – Processo de corte para análise microestrutural e quantificação de inclusões

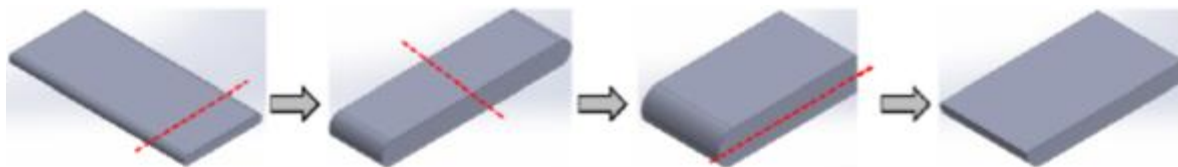
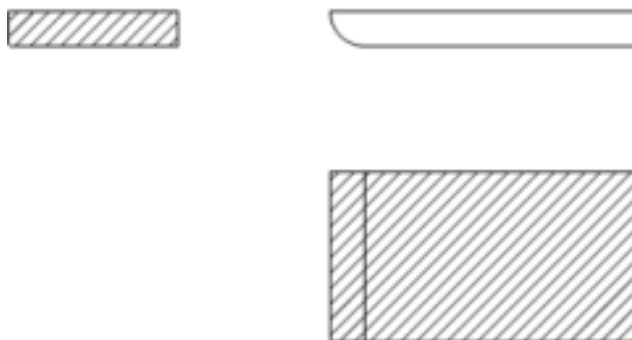


Figura 49 – Vista para análise microestrutural e quantificação de inclusões



O embutimento foi realizado com o intuito de facilitar o manuseio da amostra nas etapas de lixamento e polimento. Na etapa de lixamento, o material foi desbastado de forma plana em uma sequência de lixas com variação de granulometria, o polimento foi executado com o objetivo de obter uma superfície espelhada e livre de riscos da etapa de lixamento.

Foi observado o grau de preparação da superfície, pois está diretamente ligado à intensidade do ataque e foi tomando o cuidado que a superfície do corpo de prova estivesse limpa e isenta de resíduos graxos, para que o ataque ocorresse uniformemente.

4.1.2.2 Caracterização Microestrutural

A amostra foi seccionada conforme as figuras 48 e 49 com o objetivo de realizar a análise quantitativa de inclusões. A técnica de ataque utilizada foi por imersão a frio, onde o corpo de prova é imerso em uma solução de ataque, neste caso, Nital 3%. Após o ataque, o corpo de prova foi lavado em água corrente com o objetivo de interromper a ação do reativo, seguindo-se aplicação de álcool e secagem através de jato de ar. A intensidade do ataque foi de aproximadamente cinco segundos, sendo o tempo necessário para a revelação das texturas do corpo de provas.

A norma NBR 11865-91 indica a norma MB-1204, cancelada no final de 2000 e substituída pela norma NBR NM 80-2000 para a determinação das inclusões, mas neste trabalho foi adotado a ASTM E45-13 conforme o método tipo A, tendo uma área total examinada de 160,0 mm², onde foi quantificado o número de campos de diferentes severidades encontrados nas duas amostras.

As amostras foram observadas através de microscopia ótica (MO), através de um microscópio marca Olympus, modelo BX51M e com câmera acoplada ao microscópio modelo DP-12.

Foram analisadas a superfície de três corpos de provas escolhidos aleatoriamente, os quais foram identificados como A, B e C.

A análise para determinar a camada de descarbonetação foi baseada na norma SAE J419 (1983).

4.1.2.3 Composição Química

A análise química foi realizada em uma amostra, conforme as normas ASTM E415-08, feita em uma superfície homogênea e livre de vazios mediante lixamento para a retirada de possíveis contaminantes e essa foi submetida à análise através de espectrometria de emissão ótica, utilizado um espectrômetro marca Spectro, modelo Spectrolab, cujo modelo foi devidamente calibrado.

Foram feitas três análises na amostra, a fim de se obter uma média mais apropriada no resultado.

4.1.3 Análises de Tensões Residuais

Quatro amostras foram submetidas a análises de tensões residuais, onde para cada amostra, foram conduzidas medições em nove pontos no sentido longitudinal e no sentido transversal, conforme figura 50. As análises foram feitas em um equipamento da marca GE – General Electric, modelo Seifert Charon XRD M – Research Edition, cujos parâmetros utilizados foram:

- Elemento do tubo de raios: Cr;
- Comprimento de onda k- α : 2.2897 Å;
- Voltagem do tubo: 30 kV;

- Corrente: 50 mA;
- Detector usado: Meteor 1D;
- Ângulo de inclinação utilizados (Psi): [-60° até +60°];
- Velocidade de escaneamento: 10 segundos;
- Incremento: 0,1°;
- Pico de difração utilizados: {2 1 1} {k k l} 2-Ângulo Θ [156,08°];
- Variação do ângulo de difração: [147° - 166°].

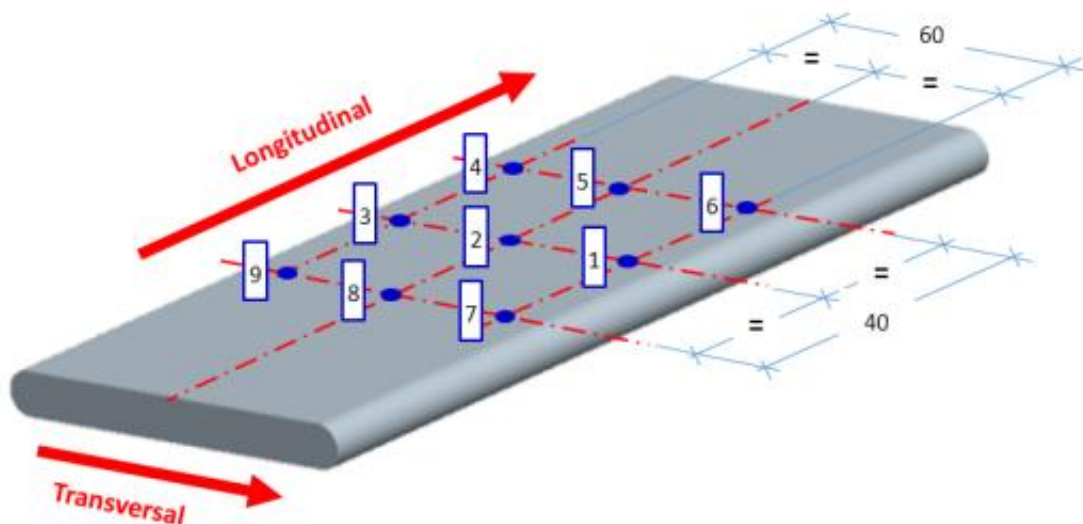
Os dados foram tratados no software Stress.

As amostras utilizadas nas medições de tensão residual, foram identificadas pelo seguinte formado, TR-XXX, onde:

TR identifica o ensaio de tensão residual;

XXX indica a sequência numérica do corpo de provas.

Figura 50 – Identificação dos pontos de medição de tensões residuais na superfície com shot peening



4.1.4 Caracterização das Propriedades Mecânicas

4.1.4.1 Ensaio de Tração

Os ensaios de tração foram realizados conforme a norma ASTM E8/E8M-09 e ASTM A370-13, em uma máquina eletromecânica da marca Instron, modelo 5585H, e a coleta de dados foi realizada através do software Bluehill 2. A taxa de

deslocamento foi de 0,75 mm/minuto e tendo uma base de medida (L_0) para a determinação do alongamento de 50,0 milímetros conforme a figura 51.

Figura 51 – Corpos de provas utilizados no ensaio de tração



4.1.4.2 Ensaio de Fadiga

4.1.4.2.1 Identificação das Amostras

Das trinta e cinco amostras fabricadas, vinte e seis amostras foram submetidas ao ensaio de fadiga, as quais receberam a identificação conforme o sistema da qualidade do Lamef, o qual é baseado na ABNT NBR ISO/IEC 17025, no formato de XXX-YY-ZZ, onde:

XXX é o número de identificação do protocolo;

YY é o ano de execução do trabalho;

ZZ é o número de sequência das amostras.

Neste trabalho não será informado o número de identificação e nem o ano de execução, pois algumas informações possuem caráter de confidencialidade.

4.1.4.2.2 Procedimento dos Ensaios de Fadiga

O método adotado para a realização do ensaio de fadiga foi o de flexão por três pontos, conforme a figura 52, tendo como base orientadora e não mandatória a norma ASTM E855-90. Na figura 53 é possível visualizar um dos corpos de provas devidamente posicionado no equipamento, demonstrando detalhe da montagem do ensaio.

Figura 52 – Ensaio de fadiga por flexão em três pontos

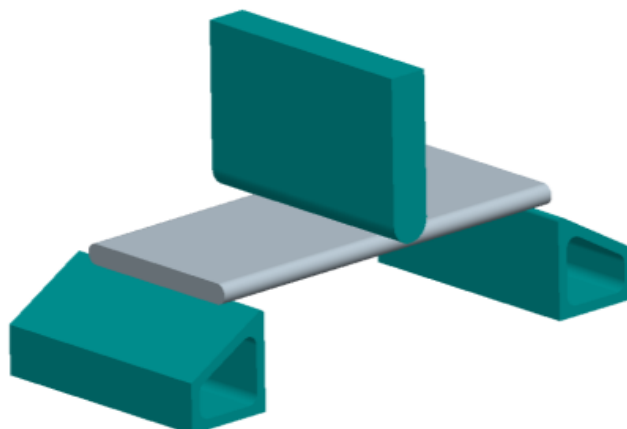
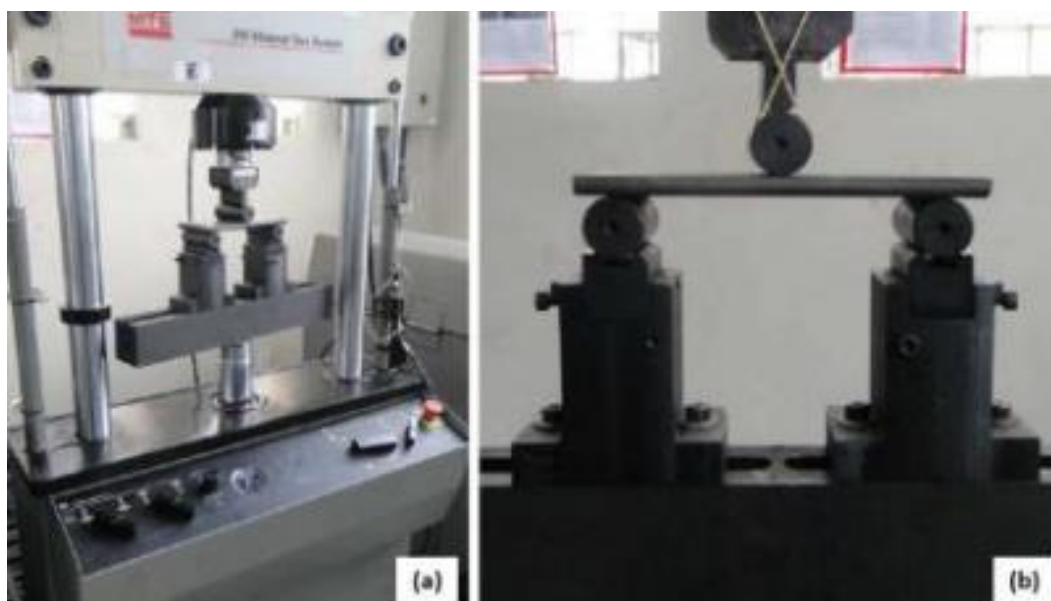


Figura 53 – Montagem do dispositivo de ensaio de fadiga em flexão três pontos diretamente no equipamento (a) e detalhe do posicionamento da amostra (b).



Os ensaios foram realizados em uma máquina servo-hidráulica marca MTS, modelo 810, razão de carregamento (R) igual 0,1, frequência de 15 Hz, distância entre apoios de 160,0 milímetros e foi adotado como *runout* o valor de dois milhões de ciclos, conforme as normas ASTM E466-07, E739-91 e E855-90.

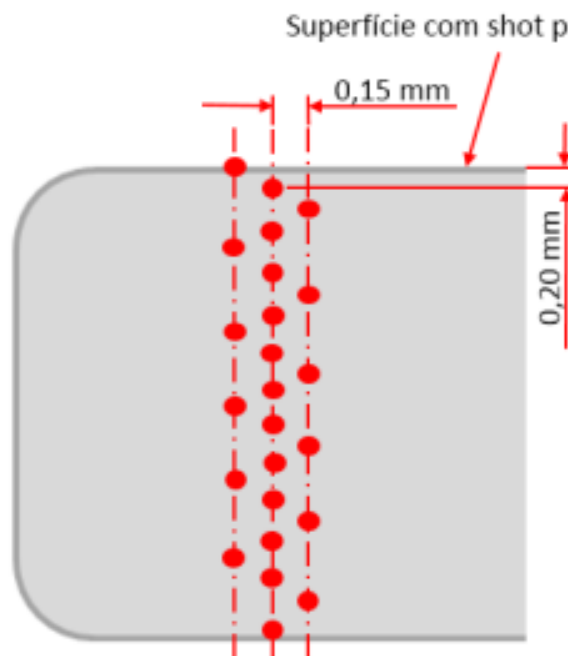
Foram empregados cinco níveis de carregamento, os quais foram definidos em função do limite de resistência do material (S_u), que foi obtido em ensaio de tração. Dessas amostras, quatro níveis foram utilizados para a determinação da regressão da curva S-N, através de dezenove amostras, onde o nível de replicabilidade foi de 78,95%, que segundo a norma ASTM E-739-91, é equivalente a um ensaio com dados confiáveis.

4.1.4.3 Dureza Vickers

A norma NBR 11865-91 indica a norma MB-60, cancelada no final de 1980 e substituída pela norma NBR 6394-80 para a determinação da dureza em Brinell, mas essa não foi adotada, pois a maioria dos fabricantes de feixes de molas utilizam a norma ASTM E384-11.

As análises de durezas foram realizadas, aproveitando as amostras da análise metalográfica, observando os cuidados em relação a superfície, a qual estava limpa, lisa e plana. O ensaio foi realizado utilizando a escala Vickers (HV), com carga de 0,5 kg, conforme a norma ASTM E384-11, utilizando um microdurômetro automático da marca Instron, modelo Tuckson. As indentações foram realizadas conforme a figura 54, partindo da superfície com shot peening e seguindo ao longo da espessura da amostra.

Figura 54 – Vista para análise microestrutural e quantificação de inclusões



5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

5.1 CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL

5.1.1 Caracterização Microestrutural

As figuras 55 a 57 ilustram as micrografias das três amostras e através da análise metalografia se identificou para o corpo de provas A (figura 55) uma camada de descarbonetação da ordem de 0,1 a 0,15 milímetros. Os corpos de provas B e C não apresentaram camada de descarbonetação, conforme figuras 56 e 57.

Figura 55 – Micrografia em microscopia ótica da superfície do corpo de provas A, apresentado camada descarbonetada.

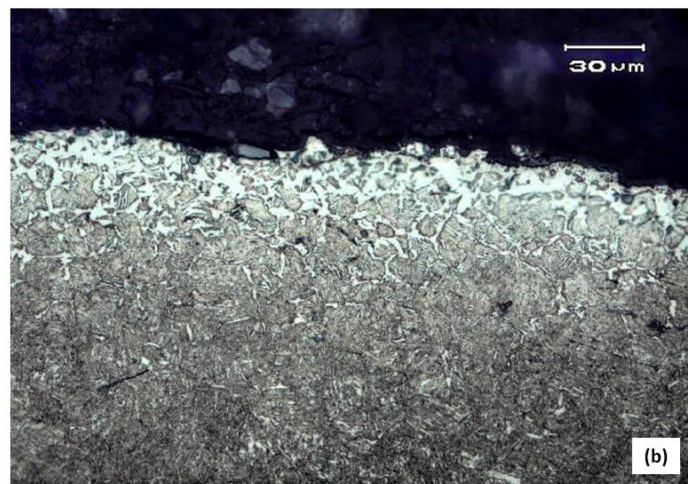
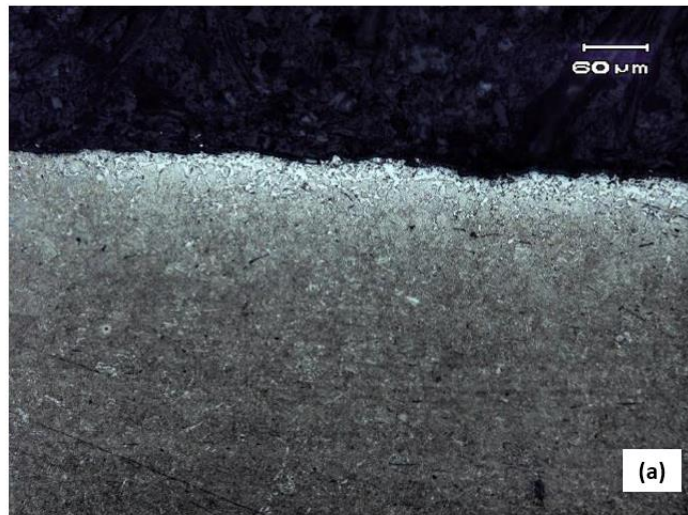


Figura 56 – Micrografia em microscopia ótica da superfície do corpo de provas B, não apresentado camada descarbonetada

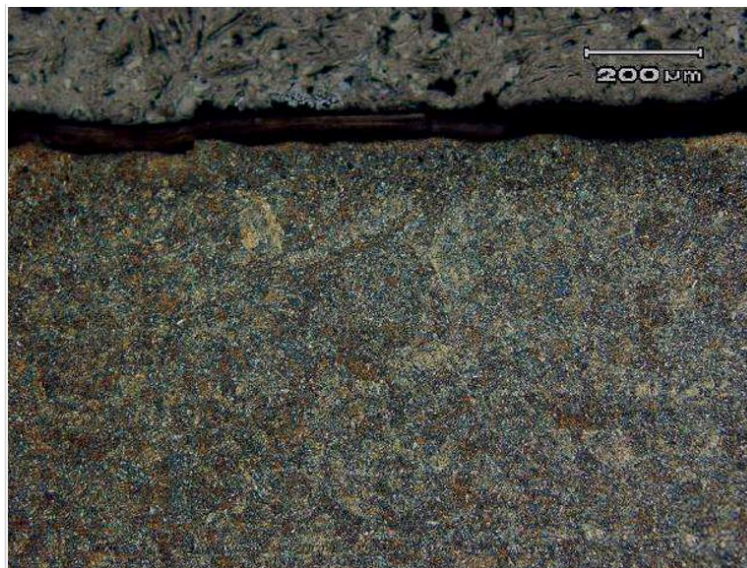
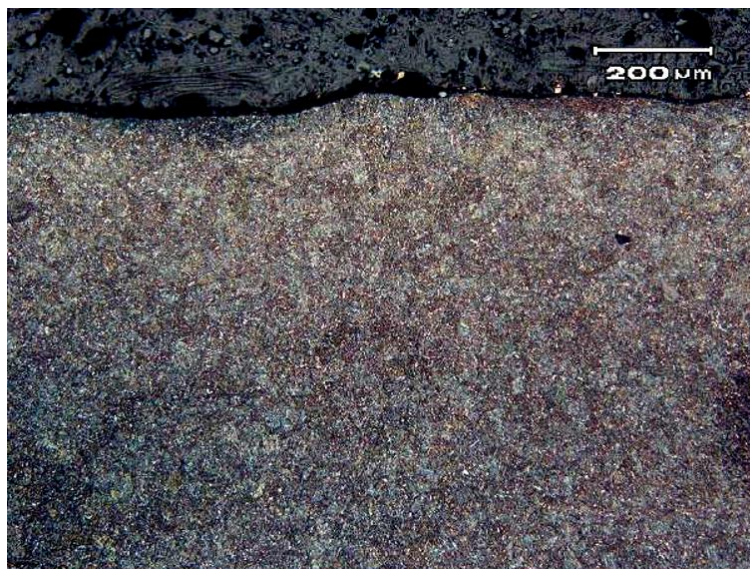


Figura 57 – Micrografia em microscopia ótica da superfície do corpo de provas C, não apresentando camada descarbonetada.



A descarbonetação da superfície de um material é nociva ao desempenho em fadiga, uma vez que a presença de descarbonetação na superfície diminui o limite de resistência à fadiga [DIETER,1981]. A redução na dureza na superfície descarbonetada afeta significativamente a qualidade do processo de shot peening, gerando uma superfície com rugosidade irregular e presença de defeitos metalúrgicos.

Conforme a norma SAE J1123 (1992) a descarbonetação deve ser a mínima possível, pois segundo essa, uma superfície com descarbonetação pode reduzir a

vida à fadiga do material. O controle da descarbonetação está relacionado ao controle do processo de fabricação do aço e o processo de fabricação dos feixes de mola, mas como consequência haverá aumento do custo do feixe de mola. Neste contexto, o controle da descarbonetação é feito apenas em projetos especiais, como por exemplo, o projeto de feixes de molas parabólicos.

A análise de inclusões, figura 58 a 60, mostrou a presença de bandeamento e inclusões de sulfeto de manganês (sulcos esverdeados).

Figura 58 – Micrografia em microscopia ótica mostrando bandeamentos.

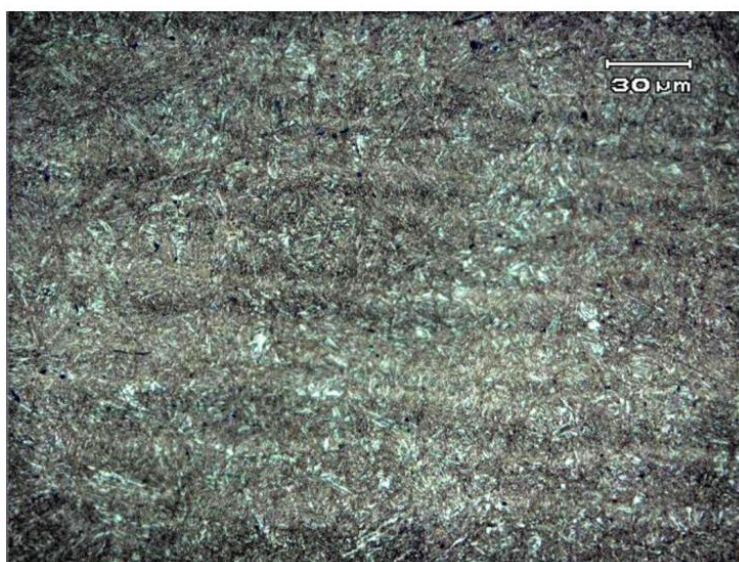


Figura 59 – Micrografia em microscopia ótica mostrando inclusões de sulfeto manganês.

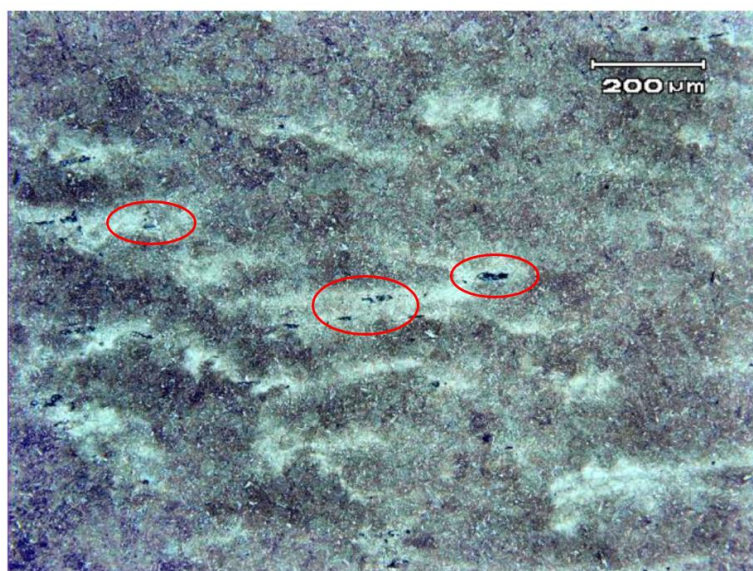
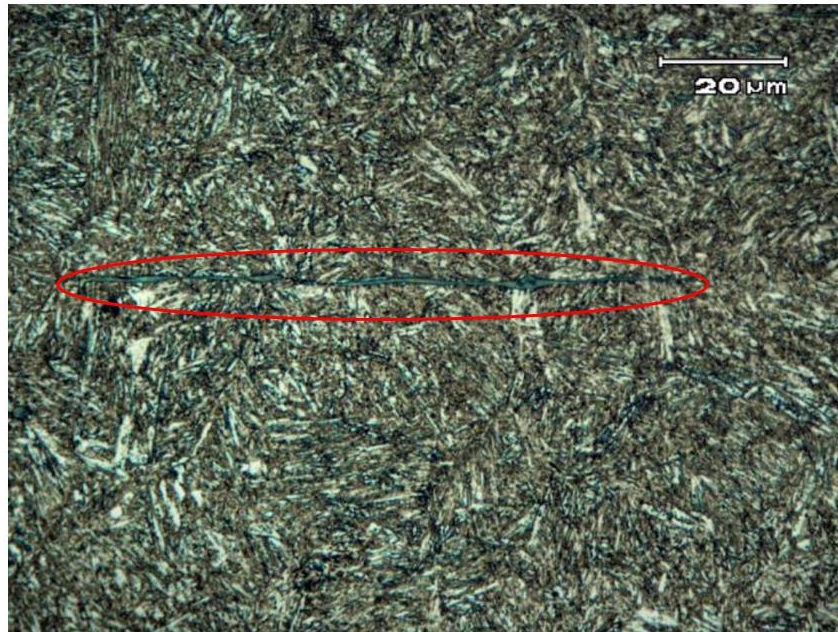


Figura 60 – Micrografia em microscopia ótica mostrando inclusões de sulfeto Mn.



As figuras 61 e 62 ilustram as micrografias empregadas para identificar e classificar as inclusões de sulfeto de manganês.

Figura 61– Micrografia em microscopia ótica do corpo de provas mostrando inclusões de sulfeto de manganês para quantificação da amostra n.º 1.

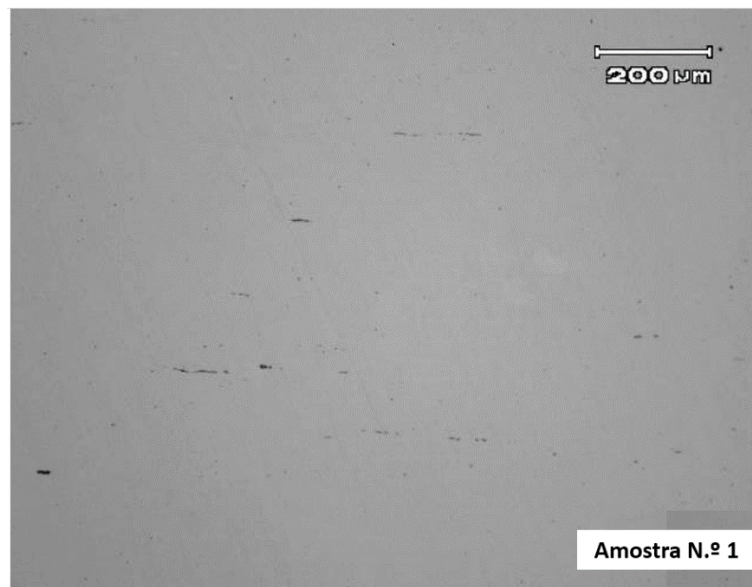
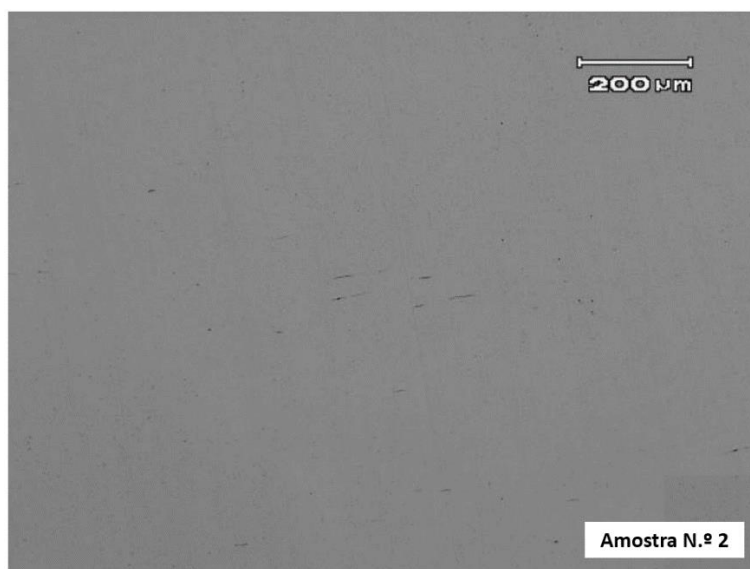


Figura 62 – Micrografia em microscopia ótica do corpo de provas mostrando inclusões de sulfeto



A tabela 10 apresenta os resultados da classificação das inclusões.

Tabela 10 – Resultados da classificação das inclusões

Amostra	Tipo	Série	Severidade
Nº 1	A	Fina	1,5
Nº 2	A	Fina	1,0

O critério de aprovação empregado pelos fabricantes para a classificação das inclusões, para a série fina e grossa, são valores inferiores a 2,0 e 1,5 respectivamente.

5.1.2 Composição Química

Os resultados obtidos nas análises químicas (tabela 11) indicam uma leve diferença no percentual de carbono em relação a norma NBR 11865, destaca-se que a mesma não interfere nas propriedades do material.

Tabela 11 – Resultados da análise química do material aço SAE 5160

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni
0,540	0,280	0,820	0,015	0,013	0,760	<0,005	0,061
Al	Co	Cu	Nb	Ti	V	B	Fe
0,016	<0,010	0,140	0,003	0,003	<0,001	<0,001	Balanço

5.1.3 Dureza Vickers

Foram realizadas em duas amostras no intuito de verificar a conformidade com a norma SAE HS J788. As figuras 63 e 64 apresentam graficamente os valores encontrados para as medições de dureza.

Figura 63 – Gráfico do resultado do perfil de dureza efetuado na amostra N.º 1

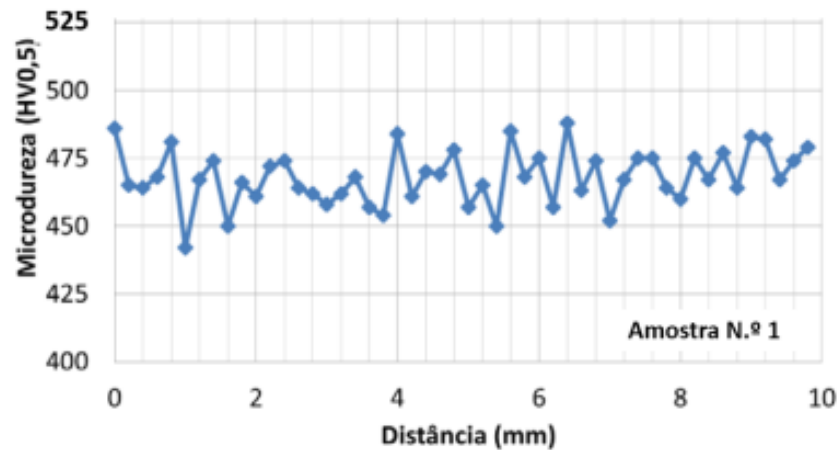
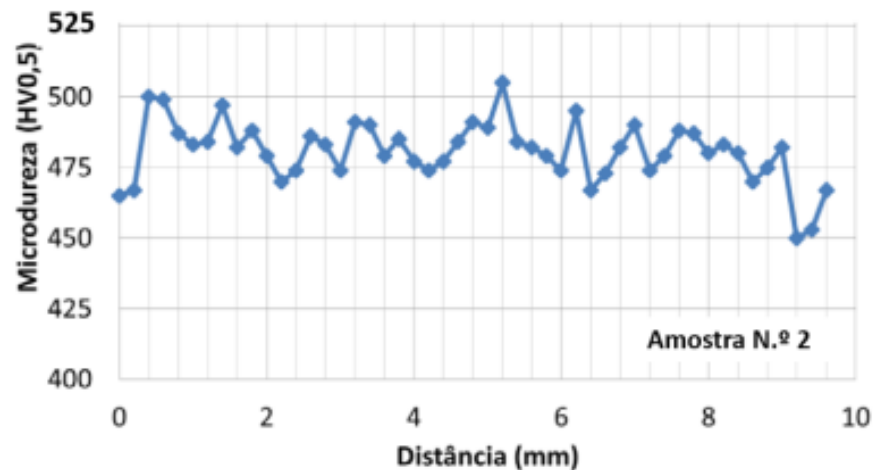


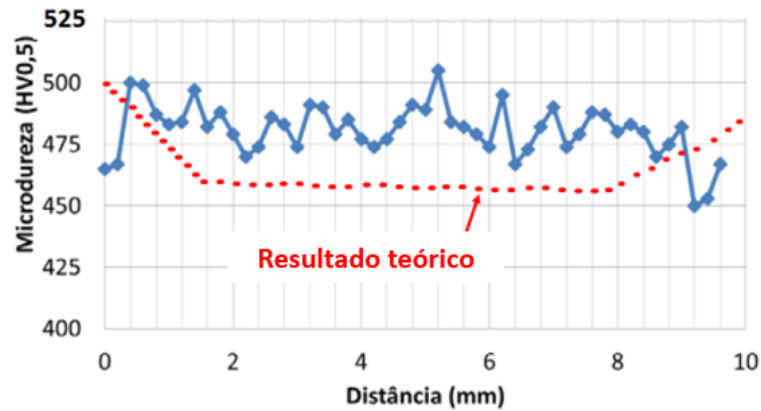
Figura 64 – Gráfica do resultado do perfil de dureza efetuada na amostra N.º 2



Os valores encontrados em ambas as amostras se encontram dentro dos valores especificados pela norma, 3.10 a 2.85 Brinell (388 a 461 Hv), entretanto a variação da dureza mostrou a não homogeneidade do material. Observa-se para a mostra número dois, que os primeiros pontos apresentam uma dureza inferior à das camadas mais internas do material. Os resultados indicam uma possível descarbonetação superficial, uma vez que, a superfície com shot peening usualmente apresenta valores de dureza

mais elevados. A figura 65 ilustra uma comparação entre o perfil de dureza medido e o perfil de dureza teórico, indicado uma divergência entre os perfis.

Figura 65 – Gráfica com perfil de dureza real e teórico



5.1.4 Ensaio de Tração

A tabela 12 apresenta os valores encontrados no ensaio de tração.

Tabela 12 – Resultados dos ensaios de tração do material aço SAE 5160

Amostra	Limite Escoamento (MPa)	Limite de Resistência à Tração (MPa)	Alongamento em 50,0 mm (%)
Nº 1	Nota (1)	1554	5,6
Nº 2	1392	1555	5,8
Nº 3	1409	1553	6,1
Média	1401	1554	5,8
Incerteza	4,0	5,0	0,6

Nota (1) o limite de escoamento desta amostra não foi possível ser obtido.

Conforme a norma SAE HS J788 o material deve apresentar uma tensão de escoamento de 1170 a 1550 MPa e tensão de ruptura de 1300 a 1700 MPa.

5.1.5 Análise de Tensão Residual

As figuras 66 a 71 apresentam os gráficos dos resultados das tensões residuais, obtidos através do processo de difração por raios-X. Os resultados foram obtidos em medições realizadas diretamente na superfície sem remoção de camada.

As análises dos médias e desvio padrões foram feito utilizando o software Microsoft Excel.

Figura 66 – Gráfico dos valores de tensões residuais (MPa)

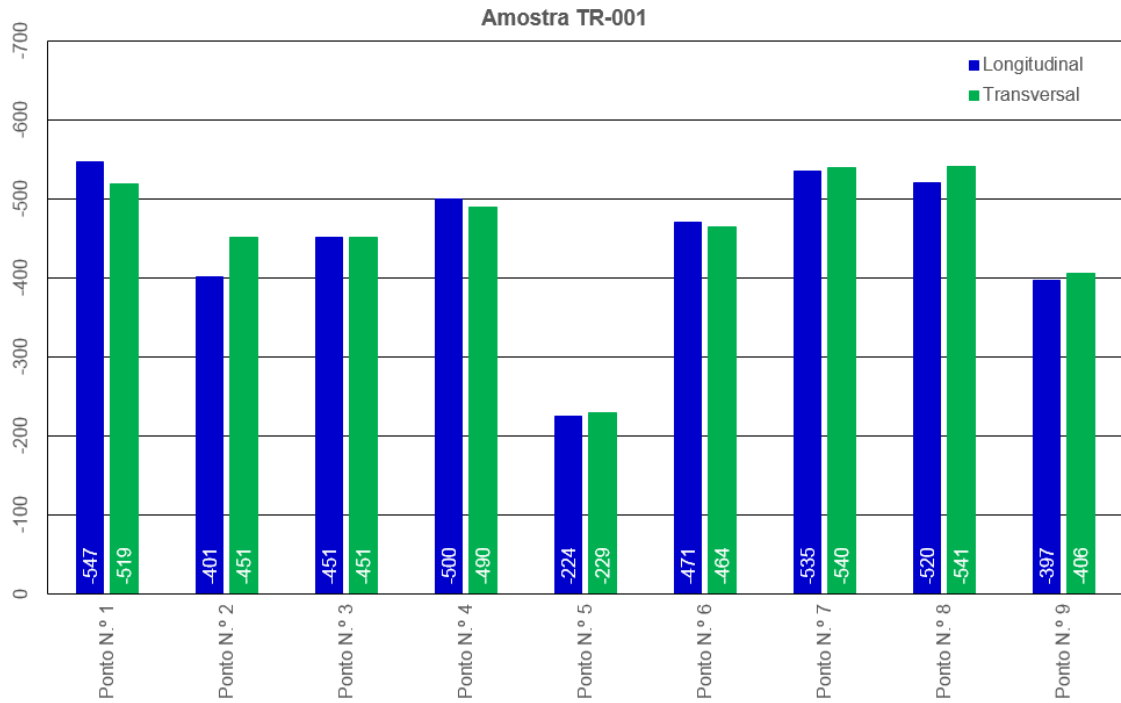


Figura 677 – Gráfico dos valores de tensões residuais (MPa)

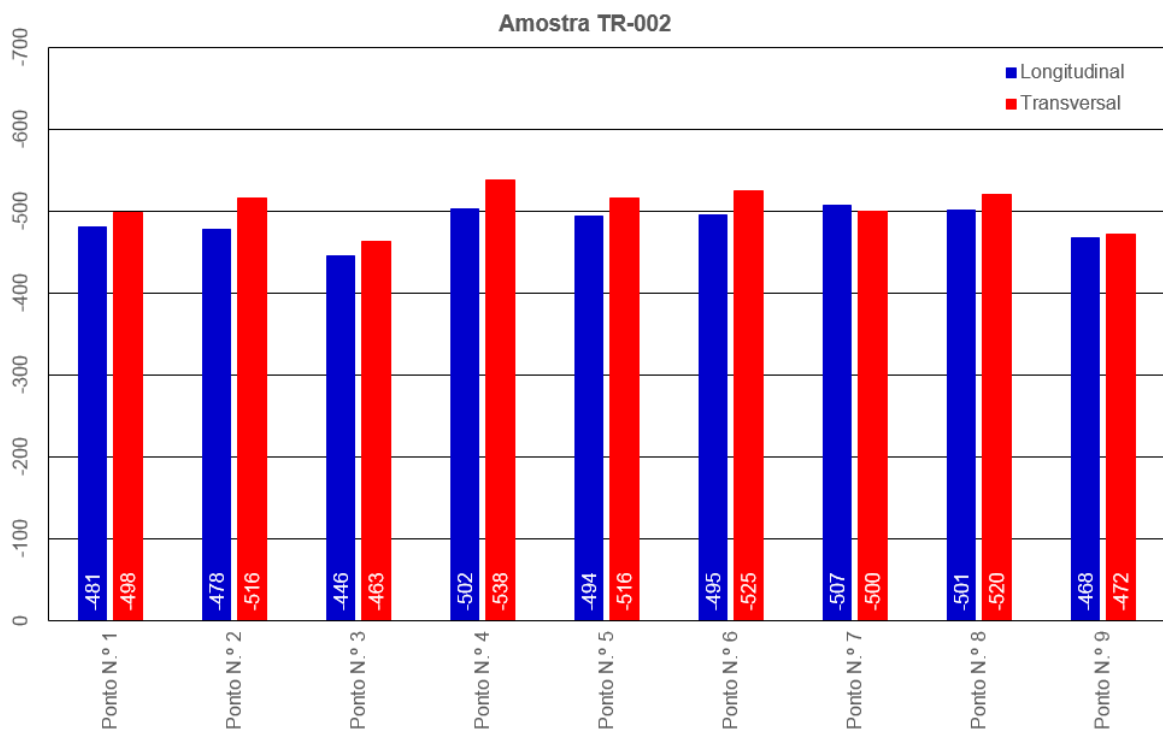


Figura 688 – Gráfico dos valores de tensões residuais (MPa)

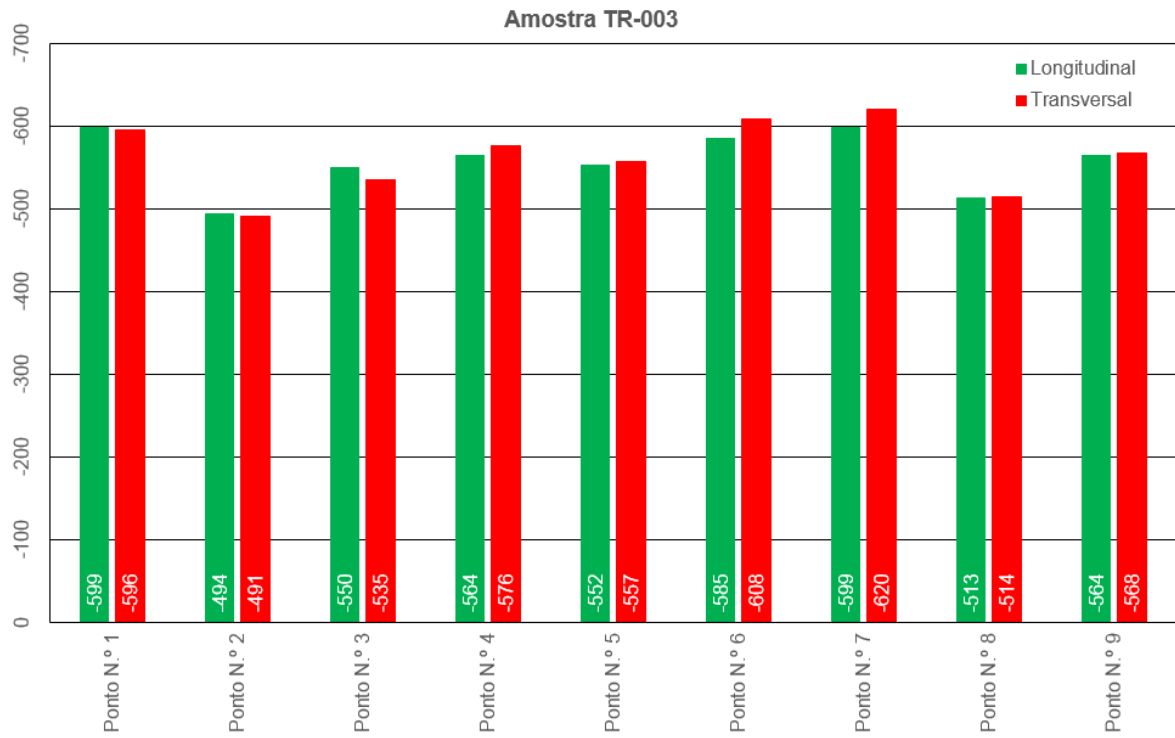


Figura 699 – Gráfico dos valores de tensões residuais (MPa)

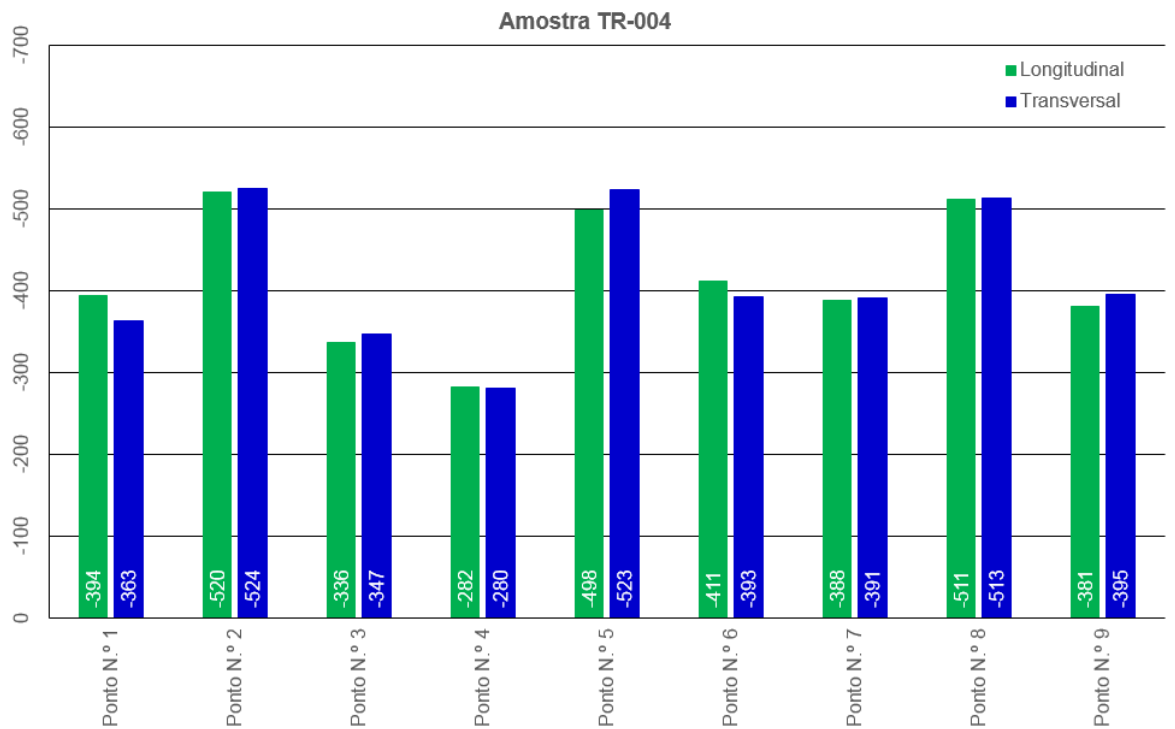


Figura 70 – Gráfico dos valores de tensões residuais (MPa)

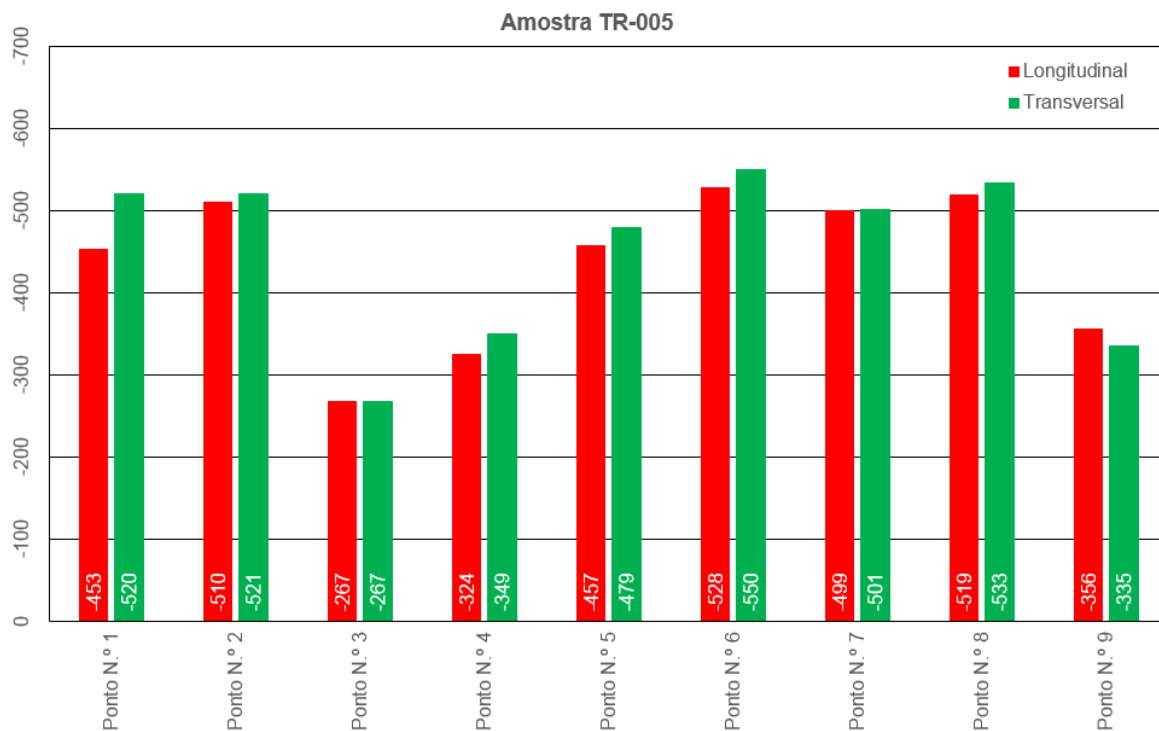
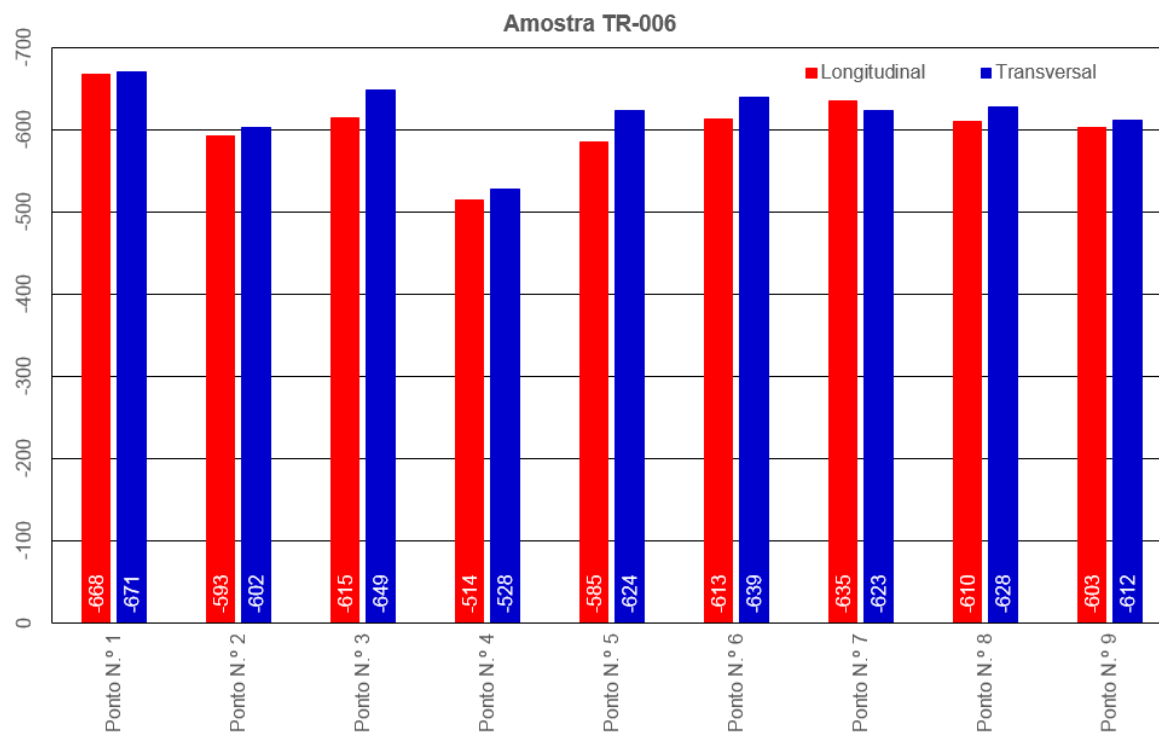


Figura 71 – Gráfico dos valores de tensões residuais (MPa)



A análise pontual dos valores geral encontrados nas direções longitudinal e transversal, são da ordem de até 67 MPa. Destaca-se que não foram encontrados valores de referência na literatura que especifique limites para essa dispersão.

A análise dos resultados obtidos por amostra, apontam uma dispersão superior a 310 MPa, enquanto a análise global apresenta valores superiores a 440 MPa. Atualmente não existe um critério de aprovação definido para o material utilizado na fabricação de feixes de mola, usualmente emprega-se valores empíricos, adotados de forma informal por alguns fabricantes, 50 a 100 MPa. As tabelas 13 a 18 mostram as análises das tensões residuais por amostra, onde é possível verificar o percentual de dispersão entre os valores encontrados.

Tabela 13 – Resultados da análise de tensões residuais da amostra TR-001

Amostra TR-001												
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	Resultados		
		-547	-401	-451	-500	-224	-471	-535	-520	-397	X̄	s
	-519	-451	-451	-490	-229	-464	-540	-541	-406			
X̄	-533	-426	-451	-495	-227	-468	-538	-531	-402	-452	-92	20%

Tabela 14 – Resultados da análise de tensões residuais da amostra TR-002

Amostra TR-002												
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	Resultados		
		-481	-478	-446	-502	-494	-495	-507	-501	-468	X̄	s
	-498	-516	-463	-538	-516	-525	-500	-520	-472			
X̄	-490	-497	-455	-520	-505	-510	-504	-511	-470	-496	-20	4%

Tabela 15 – Resultados da análise de tensões residuais da amostra TR-003

Amostra TR-003												
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	Resultados		
		-599	-494	-550	-564	-552	-585	-599	-513	-564	X̄	s
	-596	-491	-535	-576	-557	-608	-620	-514	-568			
X̄	-598	-493	-543	-570	-555	-597	-610	-514	-566	-560	-37	7%

Tabela 16 – Resultados da análise de tensões residuais da amostra TR-004

Amostra TR-004												
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	Resultados		
		-394	-520	-336	-282	-498	-411	-388	-511	-394	X̄	s
	-363	-524	-347	-280	-523	-393	-391	-513	-363			
X̄	-379	-522	-342	-281	-511	-402	-390	-512	-388	-414	-79	19%

Tabela 17 – Resultados da análise de tensões residuais da amostra TR-005

Amostra TR-005												
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	Resultados		
		-453	-510	-267	-324	-457	-528	-499	-519	-356		
	-520	-521	-267	-349	-479	-550	-501	-533	-335	\bar{X}	s	s/ \bar{X}
\bar{X}	-487	-516	-267	-337	-468	-539	-500	-526	-346	-443	-94	21%

Tabela 138 – Resultados da análise de tensões residuais da amostra TR-006

Amostra TR-006												
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	Resultados		
		-668	-593	-615	-514	-585	-613	-635	-610	-603		
	-671	-602	-649	-528	-624	-639	-623	-628	-612	\bar{X}	s	s/ \bar{X}
\bar{X}	-670	-598	-632	-521	-605	-626	-629	-619	-608	-612	-38	6%

A análise das tensões residuais por amostra, aponta dispersão da ordem de 21%. Considerando a tensão residual mínima especificada pelo fabricante ($\sigma_{\min} \geq 380$ MPa) e adotando um grau de confiabilidade de dois desvios padrões em torno da média da amostra observa-se que as amostras TR-001, TR004 e TR-005 não atendem as especificações mínimas. As possíveis causas da variação da tensão residual estão relacionadas ao beneficiamento do material na usina e dos processos de tratamento térmico e shot peening empregados pelo fabricante dos feixes de mola. A tabela 19 apresenta a análise dos resultados e as figuras 72 a 77 representa a distribuição normal das análises.

Tabela 19 – Análise dos resultados de tensão residual

Amostra	\bar{X} [MPa]	s/ \bar{X} [%]	$\sigma_{\min} 2s$ [MPa]	$\sigma_{\min} \text{Exp.}$ [MPa]	Conformidade
TR-001	-452	20	-268	-224	Reprovado
TR-002	-496	4	-456	-446	Aprovado
TR-003	-560	7	-486	-491	Aprovado
TR-004	-414	19	-256	-280	Reprovado
TR-005	-443	21	-255	-267	Reprovado
TR-006	-612	6	-536	-514	Aprovado

Figura 70 – Gráfico da distribuição normal
Amostra TR-001

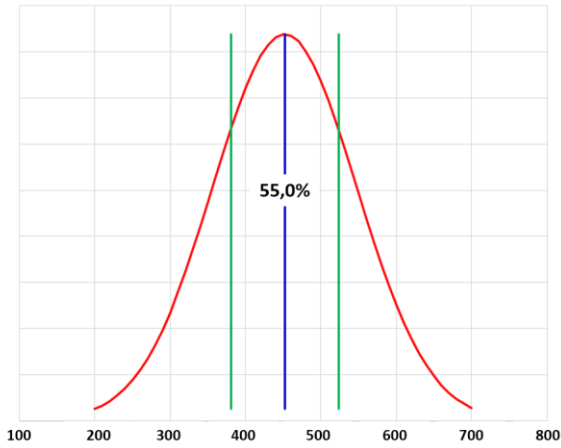


Figura 73 – Gráfico da distribuição normal
Amostra TR-002

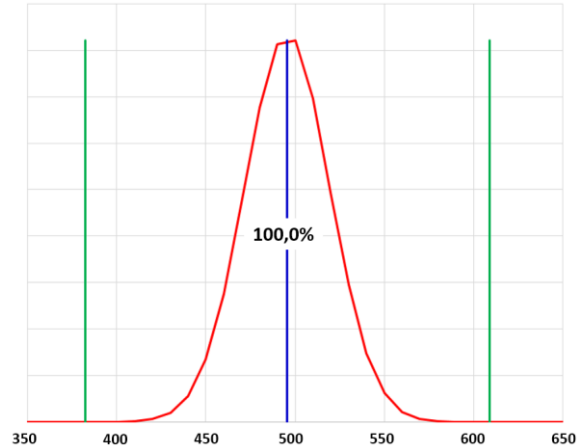


Figura 71 – Gráfico da distribuição normal –
Amostra TR-003

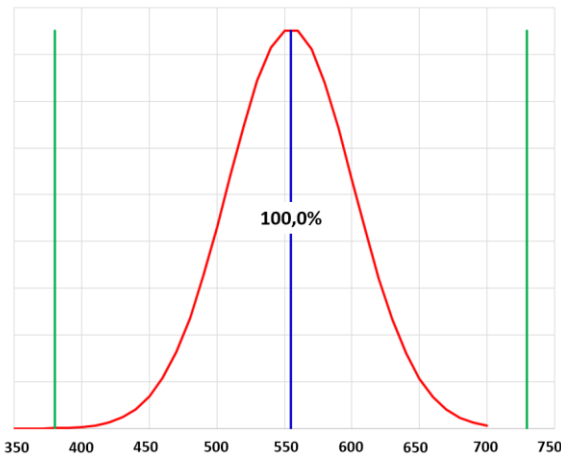


Figura 75 – Gráfico da distribuição normal –
Amostra TR-004

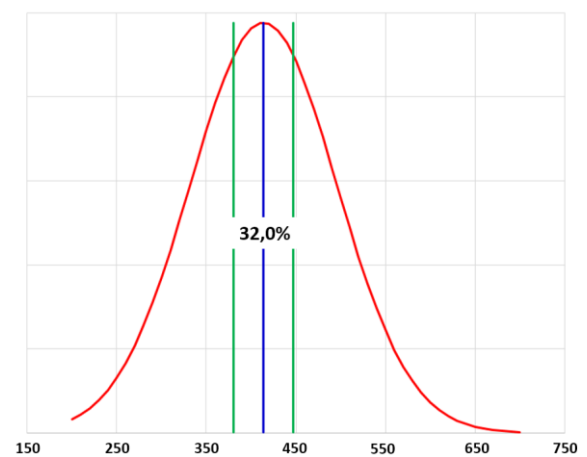


Figura 76 – Gráfico da distribuição normal –
Amostra TR-005

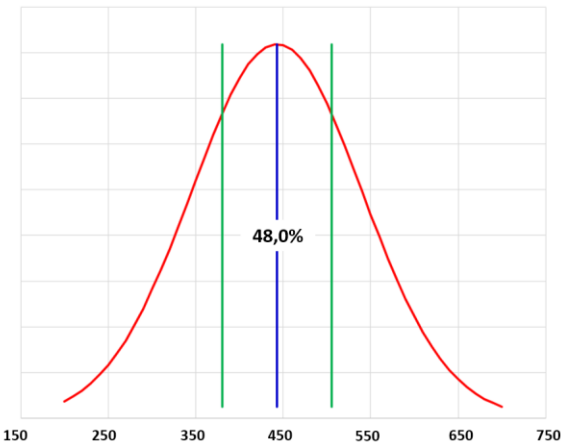
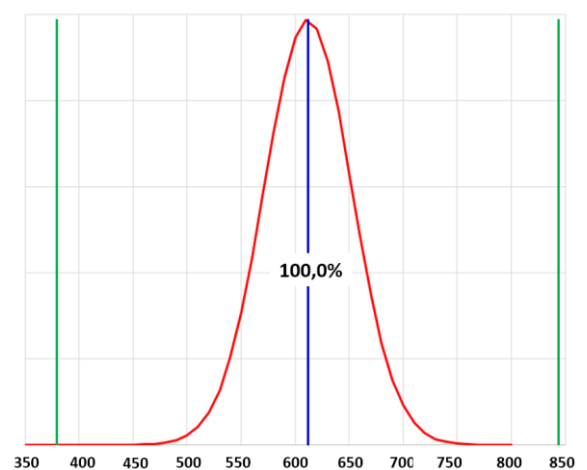


Figura 77 – Gráfico da distribuição normal –
Amostra TR-006



As figuras 78 e 79 apresentam uma relação comparativa entre o nível de dispersão e a qualidade da superfície da amostra, após essa ser submetida ao processo de shot peening. A figura 78 apresenta os resultados obtidos na amostra TR-001, onde é possível visualizar regiões sem processo de shot peening e calotas com forma geométrica imperfeitas, condição contrária encontrada na figura 79 que apresenta os resultados obtidos da amostra TR-006, onde é possível visualizar uma superfície amplamente contemplada pelo processo de shot peening e calotas com formas geométricas homogêneas.

Figura 728 – Análise comparativa entre nível de dispersão e a qualidade da superfície da amostra (Amostra TR-001)

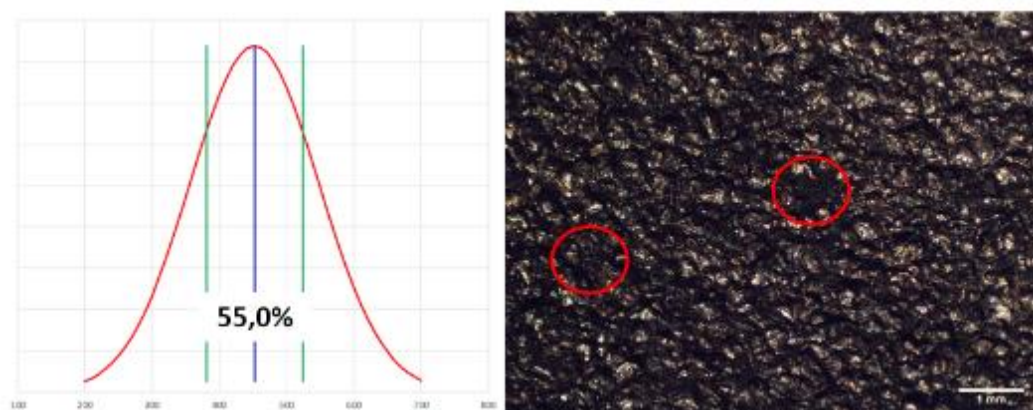
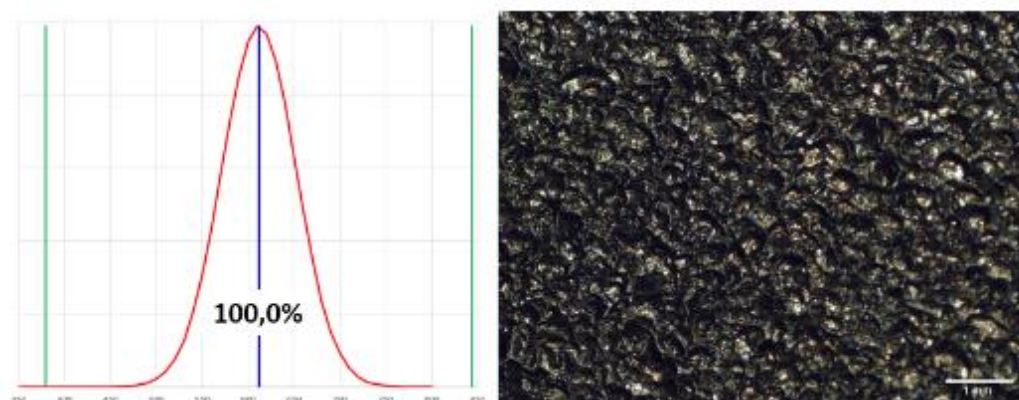


Figura 739 – Análise comparativa entre nível de dispersão e a qualidade da superfície da amostra (Amostra TR-006)



Devido ao elevado percentual de dispersão da tensão residual encontrada nos corpos de provas, não se recomenda a caracterização da curva de fadiga, uma vez que as amostras se mostraram inadequadas. Para fins de projeto, será caracterizada a curva de fadiga do processo atual de fabricação do feixe de mola, contemplando todas as variáveis do material e dos processos envolvidos.

5.1.6 Análise da Curva de Fadiga

A tabela 20 apresenta os resultados obtidos por amostra através dos ensaios de fadiga em função do nível de tensão os quais foram obtidos através da metodologia citada na norma ASTM E739-91. O valor estipulado para o *runout*, vida infinita, foi de dois milhões de ciclos.

Tabela 14 – Resultados dos ensaios de fadiga do aço SAE 5160 com tratamento de shot peening

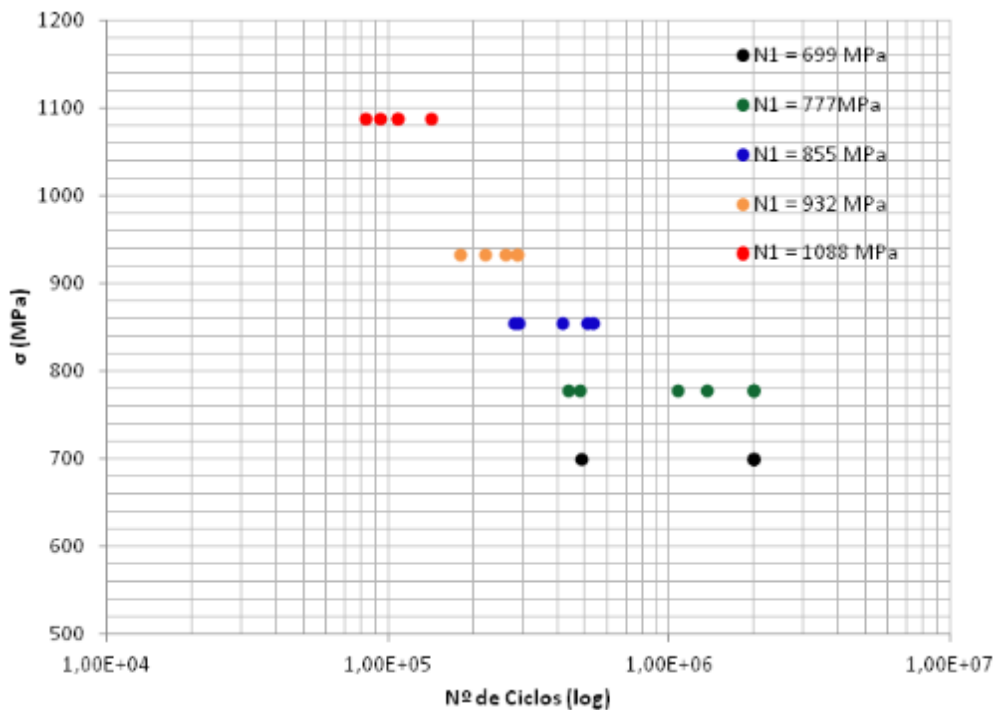
Corpo de Provas	Carga Aplicada [N]	Tensão Aplicada [MPa]	N.º Ciclos Impostos	Observações
XXX-YY-01	28.924	777	2.000.000	Não falhou
XXX-YY-02	35.055	932	261.744	Falhou
XXX-YY-03	40.862	1.088	108.079	Falhou
XXX-YY-04	41.495	1.088	83.430	Falhou
XXX-YY-05	34.919	932	180.904	Falhou
XXX-YY-06	32.611	855	283.985	Falhou
XXX-YY-07	32.546	855	536.941	Falhou
XXX-YY-08	33.241	855	514.617	Falhou
XXX-YY-09	35.145	932	222.113	Falhou
XXX-YY-10	28.744	777	1.364.432	Falhou
XXX-YY-11	40.807	1.088	142.331	Falhou
XXX-YY-12	40.989	1.088	109.040	Falhou
XXX-YY-13	31.387	855	421.083	Falhou
XXX-YY-14	34.908	932	288.067	Falhou
XXX-YY-15	40.545	1.088	93.869	Falhou
XXX-YY-16	34.732	932	290.791	Falhou
XXX-YY-17	28.572	777	1.081.578	Falhou
XXX-YY-18	31.034	855	294.108	Falhou
XXX-YY-19	31.423	777	439.949	Falhou
XXX-YY-20	28.553	777	485.628	Falhou
XXX-YY-21	25.485	699	2.000.000	Não Falhou
XXX-YY-22	27.452	699	489.493	Falhou
XXX-YY-23	26.983	699	2.000.000	Não Falhou
XXX-YY-24	29.975	777	2.000.000	Não Falhou
XXX-YY-25	31.494	777	2.000.000	Não Falhou
XXX-YY-26	25.219	699	2.000.000	Não Falhou

A tabela 21 exibe os níveis de tensão associados ao respectivo número de ciclos para cada amostra testada, observa-se nos níveis mais baixos de tensão, 699 MPa e 777 MPa respectivamente, uma dispersão da ordem de 50% no número de ciclos, o que afeta significativamente a caracterização da curva de fadiga do material. A figura 80 ilustra a dispersão dos resultados experimentais.

Tabela 151 – Histórico do ensaio de fadiga

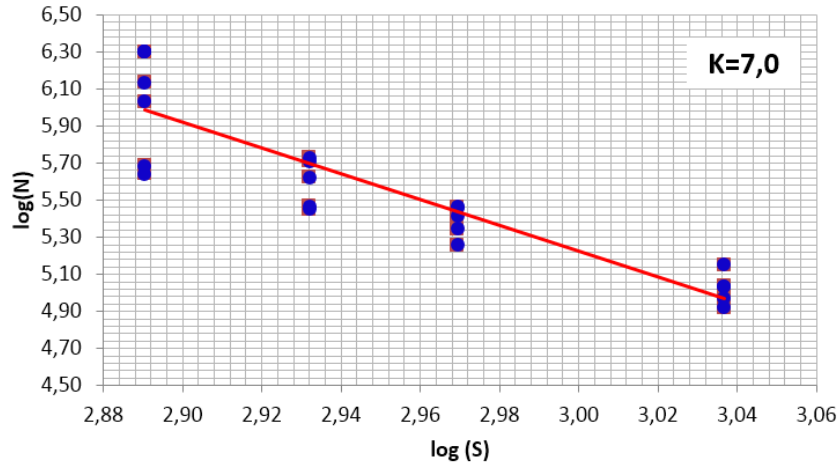
$\sigma_1=699\text{MPa}$		$\sigma_2=777\text{MPa}$		$\sigma_3=855\text{MPa}$		$\sigma_4=932\text{MPa}$		$\sigma_5=1088\text{MPa}$	
$A\sigma_1$	N.º Ciclos	$A\sigma_2$	N.º Ciclos	$A\sigma_3$	N.º Ciclos	$A\sigma_4$	N.º Ciclos	$A\sigma_5$	N.º Ciclos
21	2,00E+06	01	2,00E+06	06	2,84E+05	02	2,62E+05	03	1,08E+05
22	4,89E+05	10	1,36E+06	07	5,37E+05	05	1,81E+05	04	8,34E+04
23	2,00E+06	17	1,08E+06	08	5,15E+05	09	2,22E+05	11	1,42E+05
26	2,00E+06	19	4,40E+05	13	4,21E+05	14	2,88E+05	12	1,09E+05
-	-	20	4,86E+05	18	2,94E+05	16	2,91E+05	15	9,39E+04
-	-	24	2,00E+06	-	-	-	-	-	-
-	-	25	2,00E+06	-	-	-	-	-	-
\bar{X}	1,62E+06	\bar{X}	1,34E+06	\bar{X}	4,10E+05	\bar{X}	2,49E+05	\bar{X}	1,07E+05
s	7,55E+05	s	6,97E+05	s	1,19E+05	s	4,69E+04	s	2,23E+04
s/ \bar{X}	47%	s/ \bar{X}	52%	s/ \bar{X}	29%	s/ \bar{X}	19%	s/ \bar{X}	21%

Figura 80 – Gráfico da distribuição dos níveis de tensão



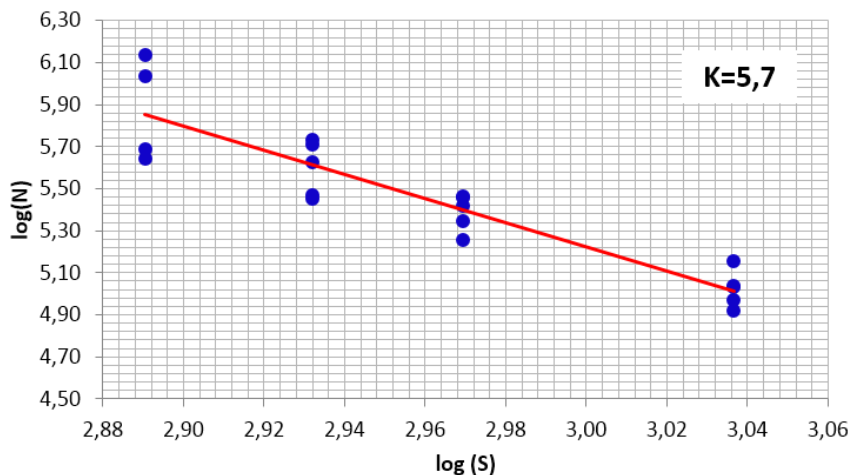
O diagrama da figura 81 apresenta a curva de fadiga considerando quatro níveis de tensão (777, 855, 932 e 1088 MPa), no intuito de ressaltar a variabilidade do material. Não está de acordo com a norma ASTM E739-91, uma vez que contempla as amostras com vida infinita.

Figura 81 – Diagrama S-N considerando quatro níveis de tensão e todas as amostras



O diagrama da figura 82 ilustra a curva S-N considerando os mesmos quatro níveis de tensão da figura 81, entretanto, desconsiderando-se as amostras com ciclagem superior a dois milhões de ciclos. Observa-se uma variação significativa no comportamento da curva S-N, comprometendo a caracterização da curva de fadiga do material.

Figura 82 – Diagrama S-N considerando quatro níveis de tensão e as amostras que apresentaram quebra.



As figuras 83 e 84, apresentam a variação da curva S-N da figura 82, desprezando as amostras de baixo e alto ciclo respectivamente.

Figura 83 – Diagrama S-N baseado na figura 82 modificado de alto ciclo

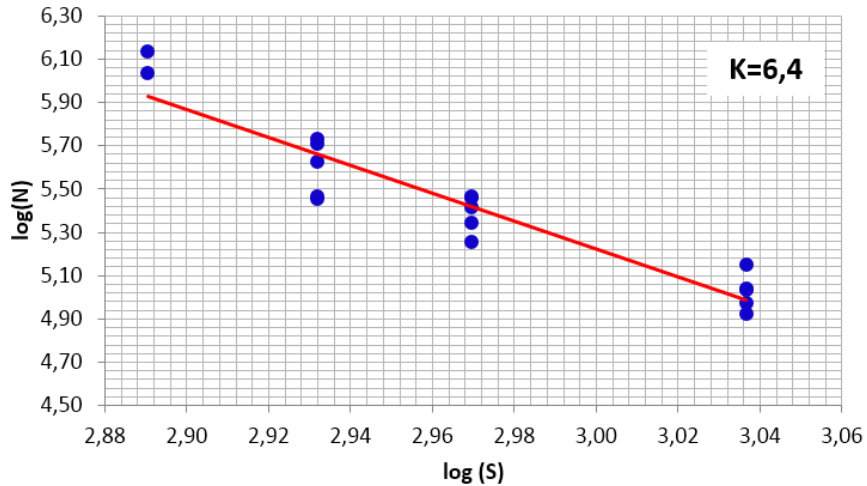
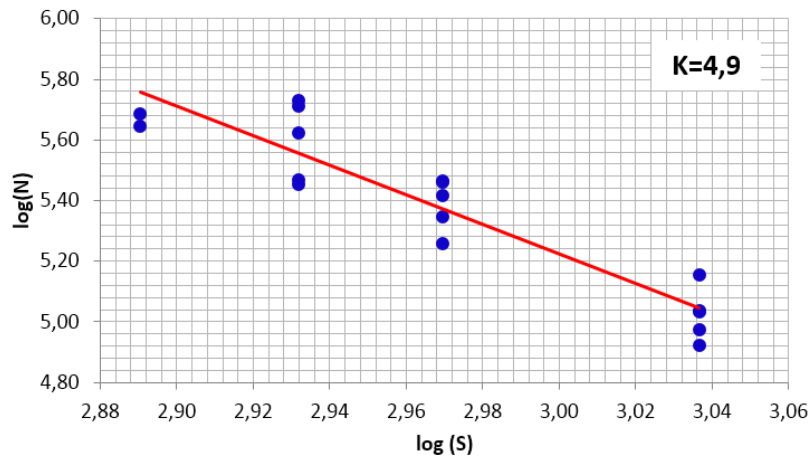


Figura 74 – Diagrama S-N baseado na figura 82 modificado de baixo ciclo



A análise comparativa das curvas S-N das figuras 83 e 84 em um nível de tensão de 700 MPa, aponta um erro na ordem de 40% no número de ciclos, confirmando a influência significativa da heterogeneidade do material no seu comportamento à fadiga.

As figuras 85, 86 e 87 ilustram o ajuste da curva S-N considerando apenas três níveis de tensões (855, 932 e 1088 MPa). A análise da figura 85 contempla todas as amostras dos níveis citados.

As figuras 86 e 87 apresentam a variação da curva S-N da figura 85, desprezando-se as amostras de baixo e alto ciclo respectivamente.

Figura 85 – Diagrama S-N considerando três níveis de tensão e todas as amostras

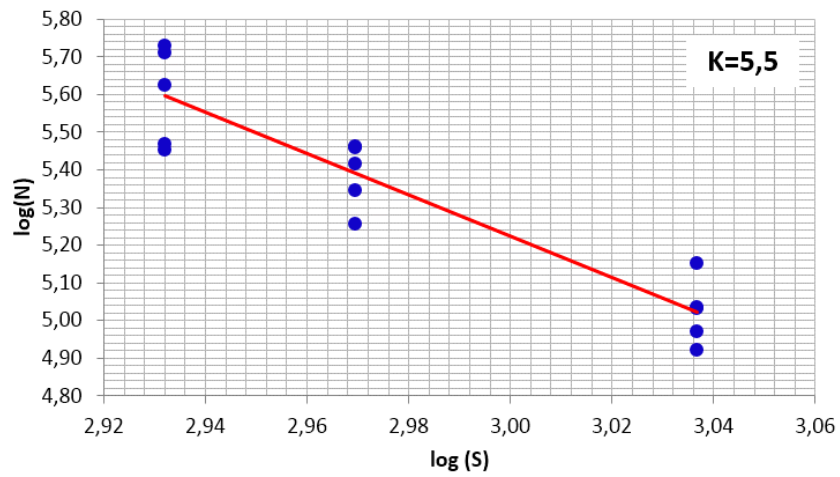


Figura 8675 – Diagrama S-N baseado na figura 85 modificado de alto ciclo

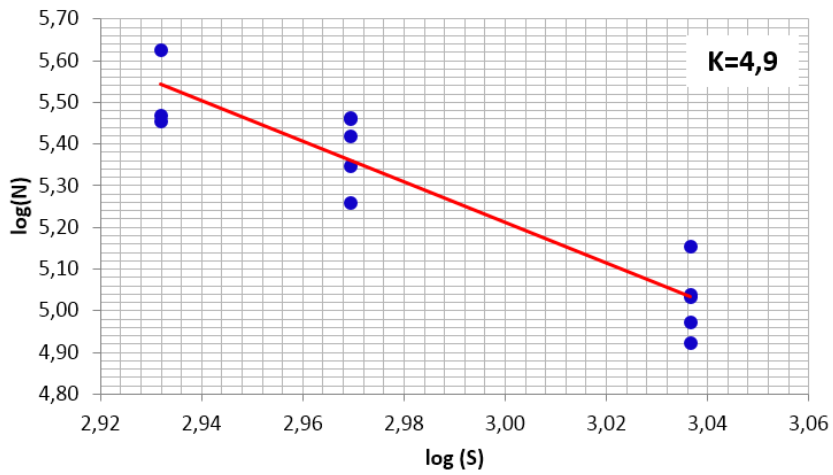
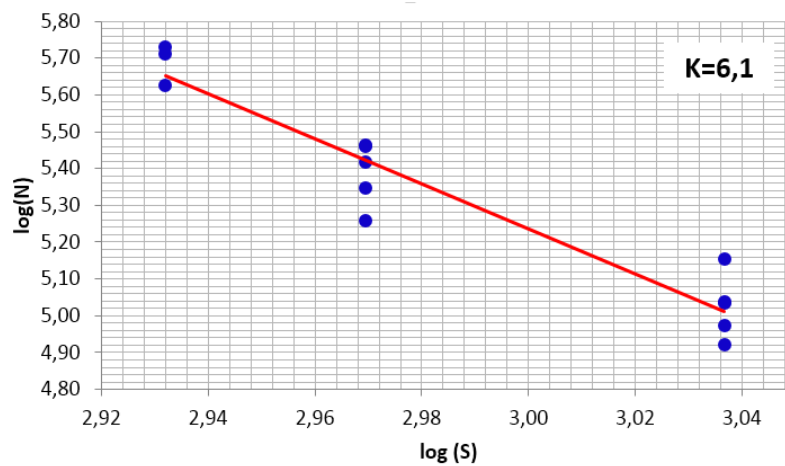


Figura 767 – Diagrama S-N baseado na figura 85 modificado de baixo ciclo



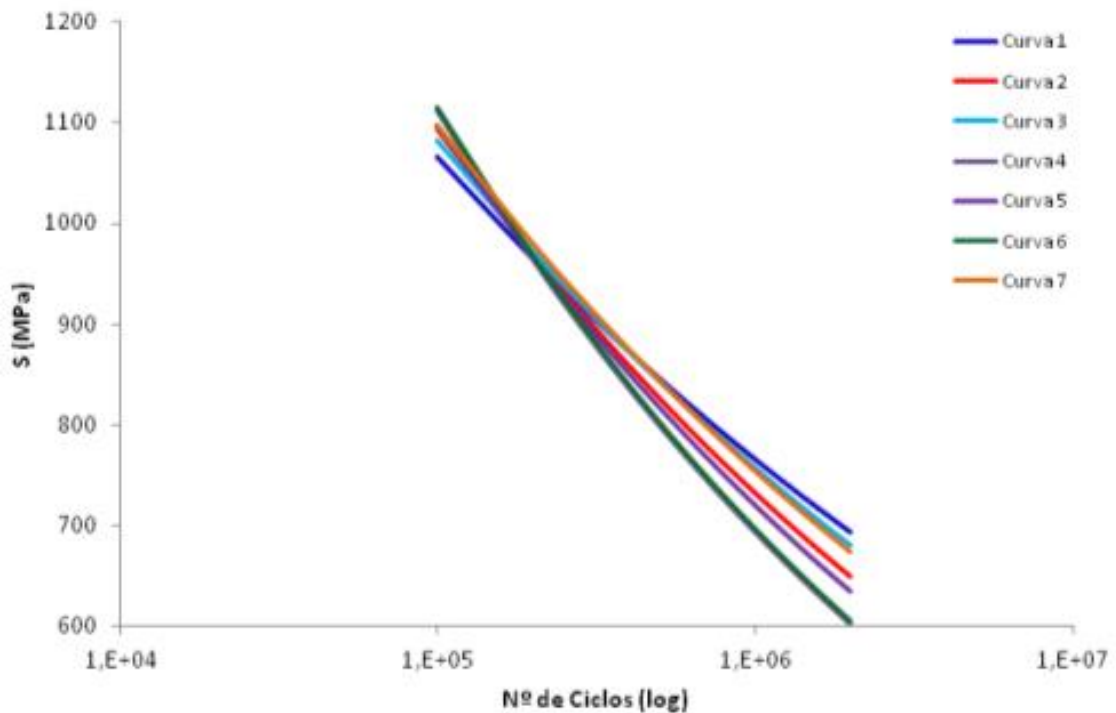
A tabela 22 apresenta o coeficiente de inclinação da curva de fadiga (k) em função dos níveis de tensão e amostras consideradas no ajuste da curva. A comparação das curvas de fadiga em função da amplitude de tensão (S_a) aponta erros da ordem de até 45% na fadiga em alto ciclos e erros entre 10% e 15% para fadiga de baixo ciclos.

Tabela 22 – Avaliação do coeficiente de inclinação da curva de fadiga

Curva	Figura	Níveis de Tensão	Amostras Removidas	R ²	K
1	75	$\sigma_2; \sigma_3; \sigma_4; \sigma_5$	-	0,81	7,0
2	76		XXX-YY: 01;24;25	0,85	5,7
3	77		XXX-YY: 01;19;20;24;25	0,89	6,4
4	78		XXX-YY: 01;10;17;24;25	0,87	4,9
5	79	$\sigma_3; \sigma_4; \sigma_5$	-	0,87	5,5
6	80		XXX-YY: 07;08	0,86	4,9
7	81		XXX-YY: 06;18	0,90	6,1

A figura 88 ilustra todas as curvas médias de fadiga do material da tabela 22.

Figura 77 – Comparação das curvas de fadiga para diferentes ajustes realizados



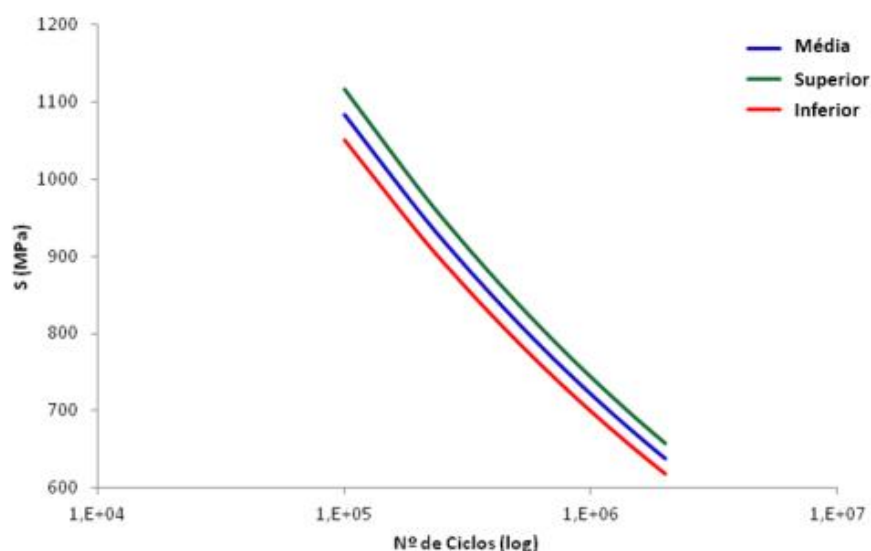
Em função da aplicação do feixe de mola ser de alto ciclo recomenda-se, devido a heterogeneidade do material, empregar a curva de número 4, pois essa foi determinada por quatro níveis de tensão – 1088, 932, 855 e 777 MPa, desconsiderando-se as amostras que apresentaram durabilidade superior a dois milhões de ciclos. Na análise do nível de tensão de 777 MPa, verifica-se uma dispersão muito grande no número de ciclos, com variações entre 440 mil ciclos e dois milhões de ciclos.

Em função da variabilidade do material descartou-se as amostras de alto ciclo para a caracterização da curva de fadiga, sendo a seleção da curva de número 4 realizada segundo o critério de segurança (conservativo). A comparação da estimativa de vida, considerando uma tensão alternada de referência de 300MPa, entre a curva três (considerando amostras de alto ciclo) e a curva quatro, aponta uma redução da durabilidade da ordem de 55%, o que, reforça a escolha da curva de número 4.

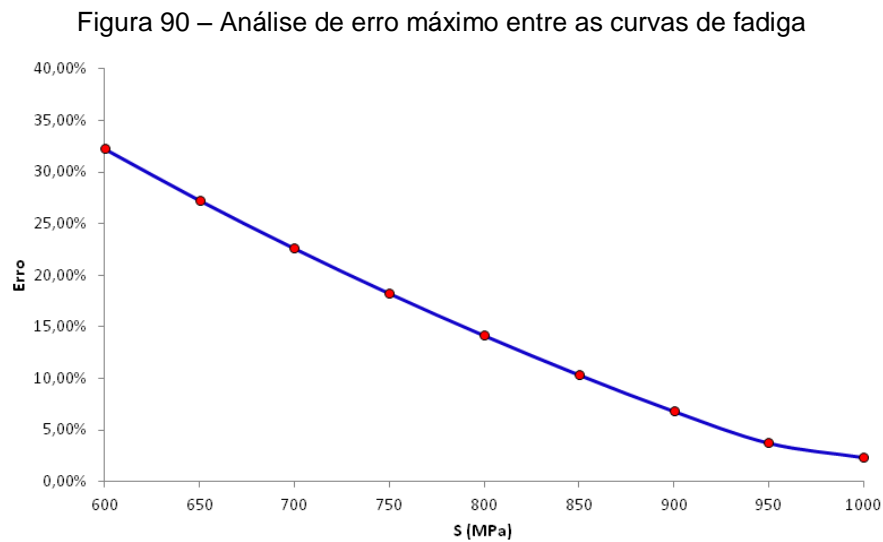
Este critério afeta diretamente o dimensionamento do feixe de mola, uma vez que, em função da busca da qualidade do material, faz-se necessário superestimar-se o peso do componente. Destaca-se que esta é uma prática adotada pelos fabricantes de molas em função do custo.

A norma ASTM E739-91 recomenda que a curva de fadiga de projeto seja definida considerando dois desvios padrões (2s), em torno da curva média. A equação 8 ilustra a equação de Basquin para a curva de projeto ilustrado na figura 89, a qual apresenta as curvas de projetos para a curva de fadiga recomendada.

Figura 89 – Curva de fadiga número 4 conforme ASTM E739-91



A figura 90 apresenta a análise do erro máximo entre as curvas de fadiga da tabela 22 para diferentes níveis de tensão, onde é possível verificar que os maiores erros são em regime de alto ciclo, enquanto que para o regime de baixo ciclo o erro se torna desprezível.



5.1.7 Análise da Fratura

Foram analisados todos os corpos de provas que apresentaram fratura no ensaio de fadiga, com o objetivo de verificar se essas foram causadas por alguma forma de entalhe ou batida, que poderia ser o ponto de início da trinca, onde se constatou que não houve nenhum problema neste sentido. As figuras 91 e 92, mostram a fratura das amostras XXX-YY-19 e XXX-YY-20 e o detalhe do local do início da trinca.

Figura 91 – Fratura da amostra XXX-YY-19 e detalhe do local de início da trinca

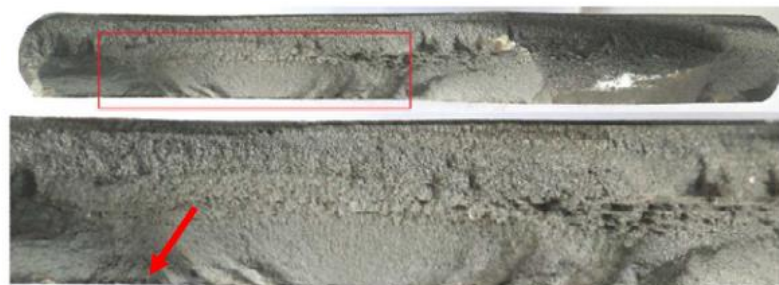
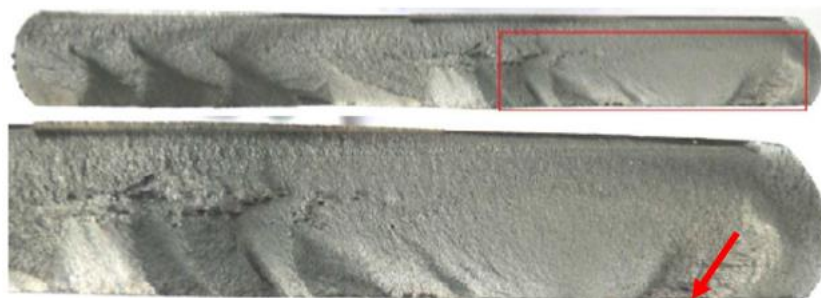


Figura 92 – Fratura da amostra XXX-YY-20 e detalhe do local de início da trinca



5.2 ESTUDO DE CASO

Esta seção apresenta um estudo de caso com o objetivo de verificar a curva de projeto especificada na seção 5.1.6. O estudo foi realizado em uma usina de açúcar e álcool, localizada no interior de São Paulo, a qual utiliza implementos rodoviários do tipo canavieiro (figura 93), os quais são utilizados no transporte da cana de açúcar entre o plantio e a usina (figura 94). A análise foi realizada com base na aplicação e nas informações de manutenção do cliente.

Figura 93 – Implemento rodoviário tipo canavieiro



Figura 94 – Transporte de cana de açúcar no plantio



A tabela 23 apresenta a durabilidade média dos feixes de mola, a distribuição e tipo de pavimento característicos de sua aplicação.

Tabela 16 – Dados de rodagem

Referência	Dados Cliente
Quilometragem média	110.000 km
Percentual Estrada Highway	67,0%
Percentual Estrada Off-Road	33,0%

Em função de não se dispor de dados experimentais na aplicação do próprio cliente, empregou-se pavimentos equivalentes ao do estado do Rio Grande do Sul. A tabela 24 apresenta os pavimentos e a quilometragem considerada na análise.

Tabela 17 – Dados de correlação de tipo de pavimentos

Tipo de Pavimento	Quilometragem
Highway (RS 453)	21,8 km
Off-Road (Cambará do Sul)	18,0 km

As figuras 95 e 96 apresentam as etapas da metodologia empregada para a avaliação da durabilidade do feixe de mola nas diferentes condições de pavimento.

A primeira etapa da metodologia (figura 95) consiste na caracterização da aplicação do cliente e históricos de tensão do feixe de molas. A aquisição de dados foi realizada empregando o sistema de aquisição de dados *Spider* versão 8 da HBM, *Strain Gauges* HBM e software de aquisição de dados *Catman* versão 6.0. A instrumentação do veículo e execução dos testes experimentais foram realizados pelo Campo de Provas das Empresas Randon.

A etapa seguinte (figura 96) contempla as atividades de processamento dos sinais, análise *Rainflow* e cálculo do dano sofrido pelo feixe de molas para os trechos de referência da Tabela 24. A partir do dano dos trechos de referência, calculado empregando as curvas de fadiga de número 2 e 4, obtidos através da equação 43, o dano total acumulado pelo feixe de molas para uma determinada quilometragem de asfalto (Km(HMY)) e estrada de chão (Km(OFR)) pode ser obtido através da equação 44. O processamento dos sinais e cômputo do dano foi realizado empregando o software *Siemens LMS Tecware* versão 3.10.

Figura 95 – Caracterização da aplicação do cliente e histórico de tensão no feixe de molas

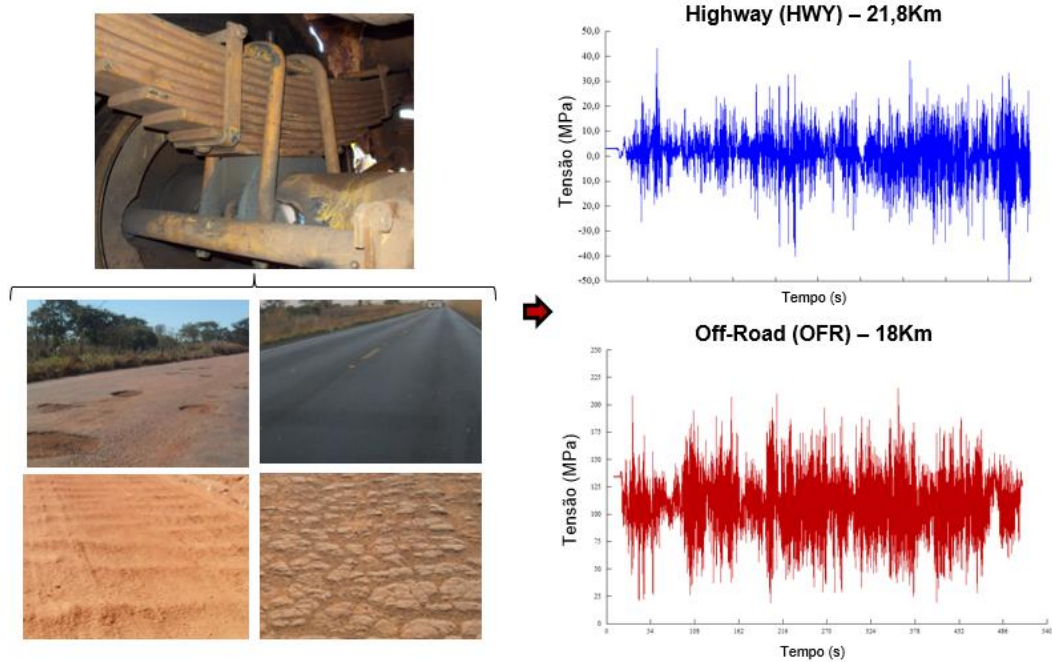
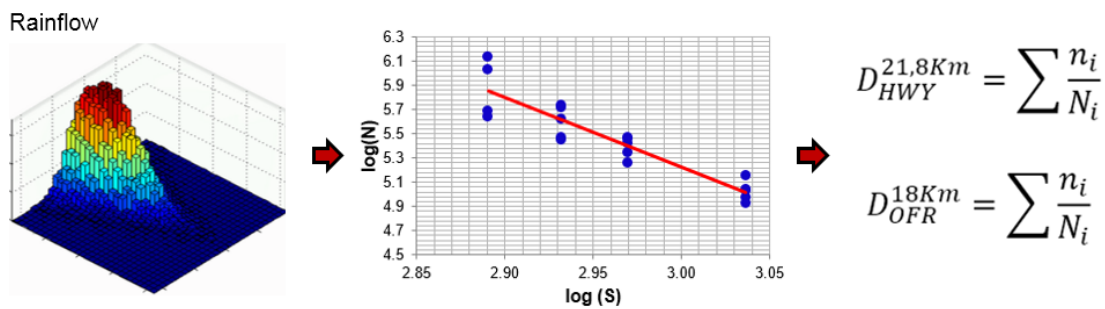


Figura 96 – Etapas de processamento do sinal



43

$$\frac{Km(HWY)}{21,8} D_{HWY}^{21,8Km} + \frac{Km(OFR)}{18} D_{OFR}^{18Km} \leq 1$$

44

A tabela 25 apresenta a análise de durabilidade para uma distribuição de pavimento de 50% tipo highway e 50% off-road. A análise emprega a curva de número quatro, que mostrou uma boa correlação com a aplicação do cliente, aproximadamente uma vida. A comparação da durabilidade empregando as curvas dois e quatro, confirmam a variabilidade da qualidade do material e observou-se uma diferença de vida na ordem de até 20%.

A diferença entre a distribuição de pavimento do cliente (tabela 23) e a empregada na análise (tabela 24) é considerada aceitável, uma vez que empregam perfis de pavimentos equivalentes.

Tabela 185 – Análise durabilidade

Tipo de Pavimento	% Quilometragem	Quilometragem Referência	N.º Vida Curva #2	N.º Vida Curva #4	Δ vida
Highway	50,0%	55.000 km	1,33	1,07	19,5%
Off-Road	50,0%	55.000 km			

A tabela 26 apresenta um estudo de segmentação do mercado, o qual indica a viabilidade técnica de otimização dos feixes de mola. Comparando-se o procedimento A com o D, verifica-se um incremento de vida na ordem de 60%. Já a comparação dos procedimentos A com E, aponta um incremento da ordem de 135%. Neste contexto, a otimização do feixe de mola através de segmentação de mercado se mostra como uma alternativa interessante para os fabricantes de suspensões.

Tabela 19 – Estudo de segmentação

Procedimento	Tipo de Pavimento	Percentual Quilometragem	Quilometragem Referência	N.º Vida Curva #2	N.º Vida Curva #4	Δ vida
A	Highway	50,0%	55.000 km	1,33	1,07	19,5%
	Off-Road	50,0%	55.000 km			
B	Highway	60,0%	66.000 km	1,65	1,30	21,2%
	Off-Road	40,0%	44.000 km			
C	Highway	65,0%	71.500 km	1,87	1,49	20,3%
	Off-Road	35,0%	38.500 km			
D	Highway	70,0%	77.000 km	2,16	1,71	20,8%
	Off-Road	30,0%	33.000 km			
E	Highway	80,0%	88.000 km	3,13	2,46	21,4%
	Off-Road	20,0%	22.000 km			
F	Highway	90,0%	99.000 km	5,68	4,36	23,2%
	Off-Road	10,0%	11.000 km			
G	Highway	100,0%	110.000 km	30,7	19,3	37,1%
	Off-Road	0,0%	0 km			

Os resultados encontrados confirmam a representatividade das curvas de fadiga caracterizadas em relação ao material e o processo de fabricação dos feixes de mola, podendo a mesma ser empregada pela engenharia na fabricação do produto.

6. CONCLUSÕES

O processo de fabricação de lâminas de feixes de molas quando não apresenta controle eficaz do processo de fabricação, desde o recebimento da matéria prima, passando pelo processo de tratamento térmico e finalizando no processo de shot peening, afeta diretamente na vida à fadiga do componente e inviabiliza qualquer otimização de projetos de feixes de molas, pois os danos causados pela falta de controle do processo aumenta a robustez dos feixes de mola, o que implica diretamente no peso e no custo do produto final. A participação do material aço SAE 5160 nesta inviabilização de otimização é nula, pois a análise da composição química estava dentro dos valores especificados e o nível de inclusões estavam dentro dos valores especificados pelas normas.

A caracterização metalográfica indicou a presença de camada de descarbonetação, e essa afetou significativamente e diretamente na dureza superficial, pois os valores encontrados eram inferiores aos das camadas mais internas; essa característica é um indicativo da não homogeneidade do material.

Os valores obtidos nas tensões residuais demonstram a ineficiência do processo de shot peening, pois esse não apresentou uma cobertura homogênea, gerando dispersões superiores a 310 MPa. Considerando o critério do fabricante para tensão residual mínima, cujo valor deve ser maior que 380 MPa e considerando um grau de confiabilidade de dois sigmas, foi possível concluir que 50,0% das amostras analisadas estavam com a tensão residual fora do especificado. Além da ineficiência do processo de shot peening, a presença de descarbonetação e a variação da dureza superficial contribuíram para as dispersões encontradas nas medições das tensões residuais.

Esse conjunto de métricas apresentadas indica a descaracterização do material para aplicação de fadiga, pois uma curva de fadiga reflete os resultados encontrados no processo de fabricação.

A aplicação da curva de fadiga de projeto em um estudo de caso, para uma aplicação típica de um implemento rodoviário canavieiro, mostrou a representatividade da curva de fadiga obtida, verificando-se que há uma boa correlação dos resultados obtidos junto ao setor de pós-vendas. Por fim, uma alternativa para buscar uma otimização dos feixes de molas é a segmentação de mercado, que pode fornecer excelentes resultados.

7. SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS

A partir da realização deste trabalho, é possível fazer as seguintes sugestões para trabalhos futuros:

1. Realizar e avaliar análises das tensões residuais, com a remoção da camada superficial, com objetivo de identificar as vantagens e/ou desvantagens no comportamento da fadiga.
2. Levantar novas curvas de fadiga com corpos de provas submetidos a um processo de shot peening com melhorias nos parâmetros e eliminação da camada de descarbonetação. Além disto, levantar as tensões residuais de todos os corpos de provas que serão submetidos ao ensaio, objetivando um mapeamento completo.
3. Levantar uma nova curva de fadiga em corpos de provas sem tratamento de shot peening, para comparar os resultados obtidos com os deste trabalho, e o objetivo disto seria identificar vantagens e/ou desvantagens em ter um material sem esse tipo de tratamento.
4. Levantar nova curva de fadiga em materiais alternativos com o objetivo de buscar otimização do projeto dos feixes de mola.
5. Determinar um valor de tensão residual mínimo, que possa servir como parâmetro para projetos de feixes de molas, pois não houve identificação deste valor em bibliografia.
6. Determinar um percentual aceitável para dispersão de uma curva S-N para projetos de feixes de mola.

8. REFERÊNCIAS

- ARIDURU, Seçil. **Fatigue life calculation by rainflow cycle counting method.** MSME thesis, Middle East Technical University, Ankara, Turkey. 2004.
- ASTM, E855-90 (1995) Reapproved 2000. **Standard Test Methods for Bend Testing of Metallic Flat Materials for Spring Applications Involving Static Loading.** West Conshohocken, PA: American society for testing and materials, 2000.
- ASTM, E1049-85. **Standard Practices for Cycle Counting in Fatigue Analysis.** West Conshohocken, PA: American society for testing and materials, 1990.
- ASTM, E466-07. **Standard practice for conducting force controlled constant amplitude axial fatigue tests of metallic materials.** West Conshohocken, PA: American society for testing and materials, 2007.
- ASTM, **E739-91 Statistical analysis of linear or linearized stress-life (S-N) and strain-life (ϵ -N) fatigue data,** West Conshohocken, PA: American society for testing and materials, 1991.
- BANNANTINE, Julie A.; COMER, J. J.; HANDROCK, J. L. **Fundamentals of Metal Fatigue Analysis.** Englewood Cliffs, NJ, Prentice-Hall. 1990.
- BOYER, Howard E., ed. **Atlas of fatigue curves.** Ohio: Asm International, 1985.
- BRANCO, Carlos Moura; FERNANDES, Antônio Augusto; CASTRO, Paulo Manuel Salgado Tavares. **Fadiga de estruturas soldadas.** Fundação Calouste Gulbenkian, 1986.
- BUDYNAS, Richard G., MISCHKE, Charles R., SHIGLEY, Joseph E. **Projeto de Engenharia Mecânica,** 7ª edição. Porto Alegre, Bookman, 2005.
- CALLISTER, J. R.; W. D. **Ciência e Engenharia de Materiais: uma introdução.** São Paulo. LTC Editora, 2002.
- CALLISTER, J. R.; W. D. **Ciência e Engenharia de Materiais: uma introdução.** 7ª ed. São Paulo. LTC Editora, 2008.
- CAMPBELL, Flake C., ed. **Elements of metallurgy and engineering alloys.** Ohio, ASM International, 2008.
- CHIAVERINI, Vicente, **Tratamentos térmicos das ligas ferrosas.** São Paulo. ABM, 1987.
- CHIAVERINI, Vicente. **Aços e ferros fundidos – características gerais.** Tratamentos térmicos e principais tipos. 7ª ed. São Paulo. ABM, 1996

- COLOSIO, Marco Antonio. **Uma abordagem da vida em fadiga em barra estabilizadora automotiva considerando defeito superficial fisicamente pequeno.** Tese de Doutorado – Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, São Paulo, 2003.
- COSTA, Leandro Pereira. **Avaliação da incerteza de medição no levantamento de curvas de fadiga S-N de materiais metálicos a temperatura ambiente.** Dissertação de mestrado – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2010.
- DIETER; GEORGE, E. **Metalurgia Mecânica.** 2ª Edição, Ed. Guanabara Dois, 1988.
- FROST, Norman Edward; MARSH, Kenneth James; POOK, Leslie Philip. **Metal fatigue.** Courier Dover Publications, 1999.
- GONZALES, Miguel Angel Calle. **Análise numérico-experimental das tensões residuais induzidas por jateamento com granalha em molas automotivas.** Tese de Doutorado – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2009.
- GUAGLIANO, M. Perspectives and problems in shot peening, a mechanical treatment to improve the fatigue behaviour of structural parts. **Anales de Mecánica de la Fractura**, Milão, Vol 1, Fascículo, 28, 2011.
- GUELER, G. **Durabilidade em estruturas automotivas.** [S.l.]: [s.n.], 2009. Apostila do curso de pós-graduação em engenharia automotiva - UCS.
- LEE, Yung-Li, ed. **Fatigue testing and analysis: theory and practice.** Vol. 13. Burlington, MA. Butterworth-Heinemann, 2005.
- LEITÃO, F. N. **Verificação à fadiga de pontes rodoviárias mistas (aço-concreto).** Rio de Janeiro. 2009.
- MEYERS, Marc A.; CHAWLA, Krishan Kumar. **Princípios de metalurgia mecânica.** Editora E. Blücher, 1982.
- MORAWSKI, Alexandre P. **Estimação da vida de fadiga de tubulações de transporte de petróleo sujeitas a carregamentos estocásticos.** Vitória. 2013.
- NORTON, Robert L. **Projeto de Máquinas: uma abordagem integrada.** Trad. João Batista de Aguiar, José Manoel de Aguiar. [Et al.] 2ª edição—Ed. 2004.
- ROCHA, Cláudia Lisiane Fanezi da. **Desempenho em fadiga de arames submetidos ao processo de shot-peening.** Dissertação de Mestrado – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2010.

- ROSA, Edison da. **Análise de Resistência Mecânica de Peças e Componentes Estruturais: Mecânica da Fratura e Fadiga**. Apostila da Disciplina Fadiga e Confiabilidade. Departamento de Engenharia Mecânica. Universidade Federal de Santa Catarina – UFSC. 2002.
- ROWLAND, F. T. **Manual on Design and Application of Leaf Springs—SAE HS J788**. Society of Automotive Engineers (SAE), Warrendale, PA, 1980.
- SAE, J 1123. **Leaf springs for motor vehicle suspension—made to metric units**. Society of Automotive Engineers (SAE), Warrendale, PA, 1992.
- SCHIJVE, Jaap. **Fatigue of structures and materials**. Dordrecht: Kluwer Academic, 2001.
- SCHUH, Fabio Augusto. **Metodologia para predição da durabilidade em fadiga de componente de veículo comercial**. Trabalho de conclusão de Curso – Universidade de Caxias do Sul, Caxias do Sul, 2013.
- SCURACCHIO, Bruno Geoffroy. **Tensões residuais induzidas por shot-peening e durabilidade de molas em lâmina**. Tese de Doutorado – Escola Politécnica da universidade de São Paulo, São Paulo, 2012.
- SHIGLEY, Joseph Edward. **Elementos de máquinas**. Livros Técnicos e Científicos, 1984.
- SHIGLEY, Joseph Edward; MISCHKE, Charles R. **Projeto de engenharia mecânica**. Bookman, 2005.
- SOARES, Maria da Conceição Barbosa Vieira. **Influência das tensões residuais no comportamento em fadiga e fratura de ligas metálicas**. Tese de Doutorado - Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, São Paulo, 1998.
- STEPHENS, Ralph I. et al. **Metal fatigue in engineering**. John Wiley & Sons, 2000.
- SURESH, Subra. **Fatigue of materials**. Cambridge university press, 1998.
- TIMOSHENKO, Stephen P. Resistência dos Materiais, vol. I e II. **Rio de Janeiro, LTC-Livros Técnicos e Científicos Editora**, 1979.
- ZAHAVI, Eliahu; TORBILO, V. Life expectancy of machine parts: fatigue design. 1996.