





**ESTUDO COMPARATIVO DO EFEITO DE DIFERENTES TRATAMENTOS
MECÂNICOS SUPERFICIAIS SOBRE A RESISTÊNCIA À FADIGA DO AÇO
INOXIDÁVEL AUSTENÍTICO AISI 304.**

ALEXIUS MASIUKEWYCZ

**Dissertação apresentada à Faculdade de
Engenharia da UNESP - Campus de
Bauru, para obtenção do título de
Mestre em Engenharia Industrial.**

BAURU - SP
Março - 2000

T. 862



A



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA

FACULDADE DE ENGENHARIA
CAMPUS DE BAURU

**ESTUDO COMPARATIVO DO EFEITO DE DIFERENTES TRATAMENTOS
MECÂNICOS SUPERFICIAIS SOBRE A RESISTÊNCIA À FADIGA DO AÇO
INOXIDÁVEL AUSTENÍTICO AISI 304.**

ALEXIUS MASIUKEWYCZ

Orientador: Prof. Dr. Odilson Coimbra Fernandes

**Dissertação apresentada à Faculdade de
Engenharia da UNESP - Campus de
Bauru, para obtenção do título de
Mestre em Engenharia Industrial.**

BAURU - SP
Março - 2000



Ficha catalográfica elaborada por
DIVISÃO DE BIBLIOTECA E DOCUMENTAÇÃO
UNESP - Bauru

669.142
M367e

Masiukewycz, Alexius.

Estudo comparativo do efeito de diferentes tratamentos mecânicos superficiais sobre a resistência à fadiga do aço inoxidável austenítico AISI 304 / Alexius Masiukewycz. — Bauru: UNESP: Faculdade de Engenharia, 2000.

67f.:il.; 33 cm.

Dissertação (mestrado) - Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia.

Orientador: Prof. Dr. Odilson Coimbra Fernandes

1. Aço inoxidável 2. Fadiga 3. Tratamento superficial
4. Universidade Estadual Paulista 5. Faculdade de Engenharia. I. Título

**ATA DA DEFESA PÚBLICA DE DISSERTAÇÃO DE MESTRADO DE
ALEXIUS MASIUKIEWYCZ, ALUNO DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO
EM ENGENHARIA INDUSTRIAL, DA FACULDADE DE ENGENHARIA DA
UNESP – CAMPUS DE BAURU.**

Aos vinte dias do mês de março de dois mil, às nove horas e trinta minutos, no anfiteatro do prédio da Pós-graduação da Faculdade de Engenharia da UNESP, Campus de Bauru, reuniu-se a Comissão Examinadora da Defesa Pública, composta pelos Professores Doutores: Odilson Coimbra Fernandes do Departamento de Engenharia Mecânica da UNESP – Campus de Bauru, Presidente da Banca, Dirceu Spinelli do Departamento de Engenharia de Materiais da Escola de Engenharia de São Carlos e Paulo Cezar Razuk do Departamento de Engenharia Mecânica da UNESP – Campus de Bauru, a fim de proceder a arguição pública da Dissertação de Mestrado do candidato *Alexius Masiukewycz*, intitulada “ESTUDO COMPARATIVO DO EFEITO DE DIFERENTES TRATAMENTOS MECÂNICOS SUPERFICIAIS SOBRE A RESISTÊNCIA À FADIGA DO AÇO INOXIDÁVEL AUSTENÍTICO AISI 304”. O Professor Doutor Odilson Coimbra Fernandes, Presidente da Banca, apresentou o candidato, que dissertou sobre seu trabalho, em trinta minutos, após, o candidato foi argüido oralmente, pelos membros componentes da Comissão Examinadora no tempo regulamentar exigido. Logo após, reuniu-se a Comissão Examinadora, tendo apresentado o conceito final: **APROVADO**. Nada mais havendo, foi lavrada a presente ata, que após, lida e aprovada, será assinada pelos Senhores Membros da Comissão Examinadora. Bauru, vinte dias do mês de março de dois mil.

Prof. Dr. Odilson Coimbra Fernandes – Presidente

Prof. Dr. Dirceu Spinelli – Membro

Prof. Dr. Paulo Cezar Razuk – Membro

À Constantina,
Tatiana,
Alessandra e
Juana.



AGRADECIMENTOS

Quero expressar os meus agradecimentos às pessoas e às empresas que colaboraram para a realização deste trabalho:

Professor Doutor Odilson Coimbra Fernandes

Professor Doutor Hamilton Lelis Ito

Professor Doutor Paulo Feofiloff

Engenheiro Eraldo Jannone da Silva

Tecnólogo Carlos Luiz Pissaldo

Tecnólogo Carlos Furlanetto

Carlos Eduardo Rodrigues de Araujo

Professores e técnicos do Departamento de Engenharia Mecânica da

UNESP - Campus de Bauru

CEPEM - Centro de Engenharia, Projetos e Montagens

IPT- Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo

ESFERAÇO Comercial Limitada

POLIGON - Automação Industrial



4.3	Resistência à fadiga para os corpos de prova roletados	51
4.4	Valores de dureza superficial e rugosidade	53
5.	ANÁLISE DOS RESULTADOS	55
6.	CONCLUSÕES	57
	BIBLIOGRAFIA CITADA	58
	BIBLIOGRAFIA CONSULTADA	61
	ANEXO 1 – Análise química do material dos corpos de prova	65
	ANEXO 2 – Resultados dos ensaios de tração	66
	ABSTRACT	67



LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Curva S-N para corpos de prova de aço.	4
Figura 2 – Nomenclatura dos parâmetros de tensão que afetam a vida à fadiga.	7
Figura 3 – Exemplos de ciclos para vários valores de R.	8
Figura 4 – Influência da tensão média na tensão limite de fadiga.	12
Figura 5 – Curva S-N para corpos de prova de uma liga de alumínio ensaiados com diferentes valores de tensão média.	13
Figura 6 – Curva S-N representada em função da probabilidade de ruptura.	15
Figura 7 – Distribuição de tensões numa placa com furo circular.	22
Figura 8 – Amplitude total de deformação obtida através de superposição da amplitude de deformação elástica e plástica versus número de ciclos.	25
Figura 9 – Máquina de ensaio por flexão rotativa.	29
Figura 10 – Esquema da máquina de ensaio por flexão rotativa.	30
Figura 11 – Corpos de prova utilizados no ensaio de tração.	32
Figura 12 – Corpos de prova.	33
Figura 13 – Dispositivo para roletagem.	36
Figura 14 – Medição do torque de aperto.	37
Figura 15 – Roletagem do corpo de prova.	38
Figura 16 – Corpos de prova polidos, jateados e roletados.	40
Figura 17 – Corpos de prova que apresentaram problemas devido ao aquecimento nos pré-ensaios.	42
Figura 18 – Máquina com os dispositivos para arrefecer os corpos de prova.	42
Figura 19 – Detalhe do sistema de arrefecimento.	43



Figura 20 – Corpo de prova rompido na máquina.	44
Figura 21 – Curva S-N: resistência à fadiga dos corpos de prova polidos.	47
Figura 22 – Curva S-N: resistência à fadiga dos corpos de prova jateados.	50
Figura 23 – Curva S-N: resistência à fadiga dos corpos de prova roletados.	53
Figura 24 – Sobreposição das curvas S-N: resistência à fadiga dos três tipos de corpos de prova.	55



LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Tabela para cálculo das tensões.	21
Tabela 2 – Requisitos químicos para o aço AISI 304.	28
Tabela 3 – Propriedades mecânicas do aço AISI 304.	28
Tabela 4 – Tabela comparativa ASTM A-479/A e amostra .	31
Tabela 5 – Características geométricas e de materiais dos corpos em contato.	38
Tabela 6 – Tensão de contato em função da força de compressão.	39
Tabela 7 – Resultados obtidos para os corpos de prova polidos rompidos.	45
Tabela 8 – Resultados obtidos para os corpos de prova jateados rompidos.	48
Tabela 9 – Resultados obtidos para os corpos de prova roletados rompidos.	51
Tabela 10 – Valores de dureza superficial Knoop e rugosidade superficial.	54



LISTA DE SÍMBOLOS

S = Tensão nominal [MPa]

N = Número de ciclos para romper por fadiga

σ = Tensão no ponto [MPa]

$\sigma_{\max}$ = Tensão máxima [MPa]

$\sigma_{\min}$ = Tensão mínima [MPa]

σ_a = Amplitude do ciclo de tensão [MPa]

$\Delta\sigma$ = Intervalo de tensões [MPa]

σ_m = Tensão média [MPa]

σ_{-1} = Amplitude do ciclo para $R = -1$ [MPa]

σ_e = Limite de escoamento [MPa]

σ_r = Limite de resistência [MPa]

R = Razão das tensões

P = Carga [N]

A = Área [mm²]

M = Momento fletor [N. mm]

d = Distância entre o eixo neutro até a borda [mm]

J = Momento de inércia da secção [mm⁴]

k_t = Coeficiente de concentração de tensão

k_f = Coeficiente de concentração de tensão à fadiga

q = Índice de sensibilidade ao entalhe

A = Constante de Basquin

b = Expoente de Basquin

μ = Coeficiente de Poisson

E = Módulo de elasticidade ou de Young [N/mm²]

ρ_1, ρ_2 = Raios de curvatura dos corpos em contato

a, b = Semi-eixos da superfície elíptica de contato [mm^2]

φ = Ângulo formado entre os planos principais de curvatura dos corpos de contato

α = Coeficiente, função do ângulo auxiliar ψ

β = Coeficiente, função do ângulo auxiliar ψ

$\Delta\epsilon_p/2$ = Amplitude de deformação plástica

$\Delta\epsilon_e/2$ = Amplitude de deformação elástica

$\Delta\epsilon/2$ = Amplitude de deformação total

N_t = Vida à fadiga de transição

M_t = Momento de torção [M.mm]

F = Força [N]

d_m = Diâmetro médio da rosca [mm]

β = Ângulo de hélice da rosca em graus

ϕ = Ângulo de atrito na rosca em graus



RESUMO

Este trabalho mostra os procedimentos e resultados de ensaios comparativos de resistência à fadiga, por flexão rotativa, de corpos de prova em aço inoxidável austenítico 304, submetidos previamente a três diferentes tratamentos de superfície: polimento, jateamento com areia e roletagem com esferas. Segundo RAMAN e PADMANABHAN (1995), existe pouca informação sobre a influência do trabalho a frio na fadiga de baixo ciclo dos aços inoxidáveis austeníticos. Os procedimentos para polimento, jateamento e roletagem mostrados neste trabalho, podem ser facilmente executados em oficinas mecânicas de manutenção industrial. São dadas recomendações para quantificar o jateamento e a roletagem dos corpos de prova, considerando a dificuldade da medição da dureza superficial. Todos corpos de prova foram usinados nas dimensões e tolerâncias especificadas pelo fabricante da máquina de ensaio à fadiga. Os corpos de prova foram divididos em três grupos, sendo que cada grupo recebeu o tratamento superficial correspondente. Após aplicação do tratamento superficial, foi verificado que as dimensões da secção de ensaio dos corpos de prova permaneceram dentro das especificações iniciais. Para este trabalho, foi escolhido o aço inoxidável austenítico 304 por ter ampla utilização na indústria química, alimentícia, petroquímica, papelreira, farmacêutica, geração de energia. O resultado mostra que os corpos de prova roletados atingiram uma resistência à fadiga 20% maior que os corpos de prova polidos, na fadiga de alto ciclo. Os corpos de prova jateados atingiram uma resistência à fadiga 6% maior que os polidos, na fadiga de alto ciclo.

1. INTRODUÇÃO

Foi escolhido estudar-se o comportamento do aço inoxidável 304 por ser este material o mais utilizado nas indústrias alimentícia, química, farmacêutica, papel e celulose. As tubulações de alta pressão e temperatura das usinas termoeletricas geralmente são de aço inoxidável austenítico 304. Segundo NICKEL DEVELOPMENT INSTITUTE (1991), o aço inoxidável austenítico AISI 304 corresponde a 46% da produção mundial dos aços inoxidáveis.

O aço inoxidável austenítico AISI 304 é fabricado na forma de chapas que podem ser conformadas e soldadas para construir tanques, vasos de pressão, reatores, trocadores de calor e outros equipamentos. Também é fabricado na forma de barras, que, devidamente usinadas podem resultar em eixos e árvores de máquinas, parafusos e outros componentes. Pode ser extrudado dando origem a tubos sem costura, utilizados no transporte de fluidos corrosivos ou em alta temperatura e pressão.

A escolha deste aço tem como finalidade primordial a resistência à corrosão. Equipamentos e componentes mecânicos sofrem esforços solicitantes devido ao funcionamento, montagem e dilatação térmica. Os esforços solicitantes oriundos do funcionamento de máquinas rotativas geralmente produzem tensões alternadas nos componentes, podendo causar avaria por fadiga. Por isto, é importante conhecer o comportamento à fadiga deste material na fase de elaboração do projeto.

Com frequência existem limitações para o tamanho dos componentes, obrigando procurar soluções para aumentar a resistência à fadiga do componente sem aumentar a sua seção resistente. Segundo DIETER (1981), o método mais efetivo de aumentar o desempenho à fadiga de um componente metálico consiste na introdução de tensão residual de



compressão na superfície, que pode ser realizada por roletagem ou jateamento com granalhas de aço. Escolheu-se o método de jateamento com areia por ser o mais viável em oficinas mecânicas de manutenção. A roletagem foi realizada com esferas de rolamento utilizadas num dispositivo especialmente construído para esta finalidade

1.1 Formulação do problema

Como é possível aumentar a resistência à fadiga de um componente mecânico em aço inoxidável 304, submetido a esforços cíclicos durante o funcionamento, sem alterar as suas dimensões nominais?

1.2 Objetivo

O objetivo principal deste trabalho é comparar a resistência à fadiga, por flexão rotativa, de corpos de prova em aço inoxidável austenítico AISI 304 com diferentes tratamentos de superfície: polidos, jateados com areia e roletados com esferas de aço. Adicionalmente, pretende-se fornecer os fundamentos de procedimentos para produzir componentes mecânicos mais resistentes à fadiga, sem alterar as dimensões de projeto.

1.3 Justificativa

A utilização de componentes mecânicos mais resistentes à fadiga traz vantagem econômica para a indústria por diminuir o número de paradas por avarias mecânicas dos equipamentos, aumentando a produtividade. Além disso, este trabalho fornece informações que podem auxiliar o projetista de componentes mecânicos sujeitos a esforços cíclicos, tais como eixos de bombas centrífugas, de misturadores, ventiladores e outros componentes mecânicos sujeitos a esforços solicitantes cíclicos.



2. REVISÃO DA LITERATURA

2.1 Conceitos de fadiga

Componentes mecânicos metálicos, sujeitos a esforços cíclicos dinâmicos, podem se romper numa tensão mecânica inferior à necessária para ocasionar fratura quando submetidos a carregamento estático. Estas falhas mecânicas, decorrentes da aplicação de carga dinâmica durante algum tempo de funcionamento, são chamadas falhas por fadiga.

A definição de fadiga, conforme AMERICAN SOCIETY for TESTING and MATERIALS (ASTM) e traduzida por BRANCO (1985) é a seguinte: “Fadiga é um processo de alteração estrutural permanente, progressivo e localizado, que ocorre num material sujeito a condições que produzem tensões ou extensões dinâmicas num ponto ou em vários pontos e que podem culminar em fendas ou numa fratura completa após um número suficiente de variações de carga”. Segundo DIETER (1981), GARIBOLDI et al. (1995), pelo menos 90% das falhas mecânicas em máquinas são causadas por fadiga. São três os fatores básicos necessários para causar uma falha por fadiga de alto ciclo:

1. existência de uma tensão mecânica máxima suficientemente alta;
2. uma variação ou flutuação suficientemente grande na tensão mecânica e
3. um número suficientemente grande de ciclos de aplicação desta tensão .

Segundo PODZOLOV (1947) e CAZAUD (1959), de 1852 a 1869, portanto durante 17 anos, Wöhler, engenheiro de ferrovias alemãs, estudou a fadiga de modelos reduzidos de eixos ferroviários submetidos a flexão rotativa. Ainda segundo PODZOLOV (1947), as experiências realizadas por Wöhler foram os primeiros ensaios de fadiga sob flexão rotativa

realizados em corpos de prova cilíndricos. Wöhler foi o responsável pela caracterização da vida à fadiga em termos de amplitude de tensão versus o número de ciclos (curvas S-N) e pela criação do conceito de limite de fadiga. Como resultado, ele obteve a curva de fadiga ou a curva denominada S-N (tensão-número de ciclos) para os materiais de eixos ferroviários. A tensão S é a tensão nominal e pode ser amplitude de tensão, tensão máxima ou tensão mínima. Nesta curva, a tensão S é plotada no eixo das ordenadas e o número de ciclos N, no qual ocorre a ruptura do material submetido à tensão S, é colocado no eixo das abscissas, conforme a figura 1.

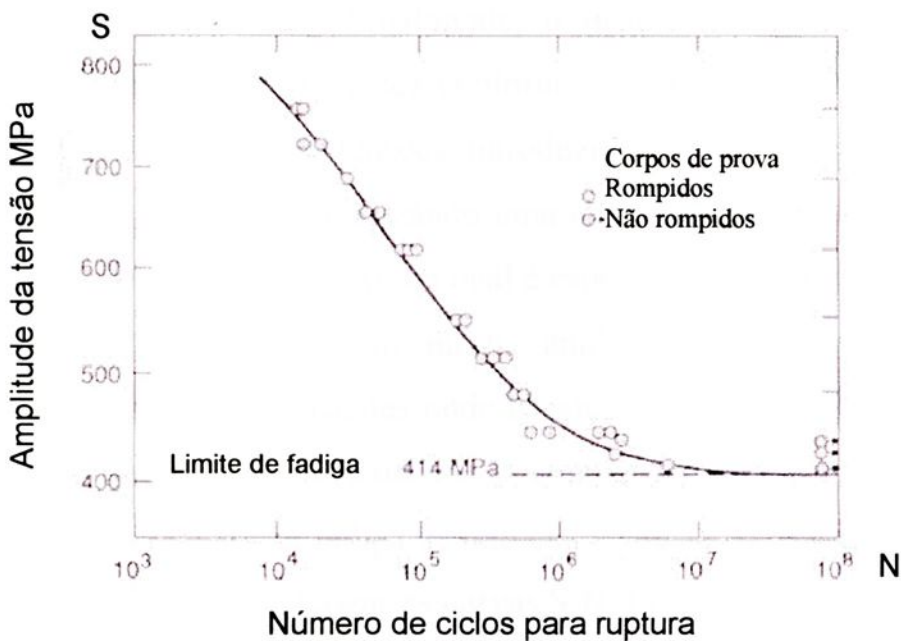


Figura 1. Curva S-N para corpos de prova de aço. (DOWLING 1993).

Segundo BRANCO (1985), os ensaios de fadiga de alto ciclo são normalmente realizados aplicando solicitações uniaxiais dos seguintes tipos: flexão rotativa, flexão plana, torção alternada e tração-compressão. O mesmo autor mostra que o ensaio mais simples e econômico é o ensaio de flexão rotativa, que simula o estado de tensão num eixo rotativo submetido

a cargas transversais. O ensaio de flexão rotativa no qual a tensão média é nula é o mais usado para determinar a curva de fadiga do material, porque a tensão máxima é igual à tensão mínima, em módulo, resultando na máxima amplitude de solicitação.

Conforme DOWLING (1993), existem atualmente três métodos de análise e estudo de ruptura por fadiga. O método tradicional, o das tensões, é fundamentado na tensão nominal na região do componente em estudo. O método das deformações envolve análise mais detalhada no escoamento localizado, que pode ocorrer nos pontos de concentração de tensão, durante o carregamento cíclico. Finalmente, o método da mecânica da fratura estuda o crescimento da trinca conforme os critérios da própria mecânica da fratura. O método das tensões, introduzido por Wöhler, gerou o conceito de limite de fadiga, caracterizando uma amplitude de tensão aplicada num material sem defeitos, abaixo da qual é esperada uma vida infinita à fadiga. Este método empírico encontrou amplo uso na análise à fadiga, principalmente nas aplicações onde tensões cíclicas de pequena amplitude induzem deformações elásticas nos componentes projetados para longa vida. Esta é a chamada fadiga de alto ciclo. Em 1910, Basquin propôs uma lei empírica para caracterizar as curvas S-N. Ele verificou que essas curvas, quando colocadas num gráfico bilogarítmico, transformam-se em retas.

Segundo DIETER (1981), a fadiga é considerada de alto ciclo quando o número de ciclos para a ocorrência da ruptura é maior que 10^5 ciclos ($N > 10^5$ ciclos).

Na ocorrência de deformações plásticas durante o carregamento cíclico, como por exemplo, consequência de tensão de grande amplitude ou da presença de um concentrador de tensão, a vida em fadiga é notavelmente diminuída. Este caso é chamado de fadiga de baixo ciclo. Segundo SURESH (1998), Coffin (1954) e Manson (1954), independentemente,

propuseram o método de estudo de fadiga por controle de deformações, caracterizando a fadiga de baixo ciclo.

Segundo DIETER (1981), é considerada fadiga de baixo ciclo quando o número de ciclos para a ocorrência da ruptura é menor que 10^4 ciclos ($N < 10^4$ ciclos).

Conforme BRANCO (1985), para alguns materiais, como os aços e o titânio, a curva S-N torna-se horizontal para uma determinada tensão limite, que representa a assíntota da curva. Para tensões abaixo desta tensão limite, denominado limite de fadiga, o material poderá provavelmente suportar um número infinito de ciclos sem romper. Entretanto, este comportamento não pode ser generalizado, porque para muitos metais não ferrosos, como o alumínio, magnésio e ligas de cobre, a curva S-N tem uma inclinação que decresce gradualmente com o número de ciclos. Estes materiais não apresentam um limite de fadiga verdadeiro porque a curva S-N nunca se torna horizontal. Para estes materiais define-se uma tensão limite de fadiga em 10^8 ciclos, geralmente.

Resistência à fadiga é a tensão alternada na ordenada da curva S-N. A resistência à fadiga é definida sempre em relação a uma determinada duração ou número de ciclos até a ruptura do material, enquanto que limite de fadiga é a tensão correspondente a um número infinito de ciclos, ou duração provavelmente infinita. Conforme SURESH (1998), para a maioria dos aços e ligas de cobre, o limite de fadiga ou a tensão limite de fadiga está entre 35% a 50% do seu limite de resistência à tração.

2.2 Análise da fadiga pelo método das tensões

Conforme PISSARENKO (1985), as tensões variáveis que produzem ruptura por fadiga são funções do tempo $\sigma = f(t)$ com um determinado



período. O conjunto de todos os valores das tensões no decorrer de um período tem o nome de ciclo de tensões.

As definições abaixo são conforme DOWLING (1993), SURESH (1998), BRANCO (1985), DIETER (1981) e são mostrados na figura 2:

O intervalo das tensões é a diferença entre a tensão máxima e a tensão mínima:

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

A tensão média é a média aritmética das tensões máxima e mínima:

$$\sigma_m = (\sigma_{\max} + \sigma_{\min}) / 2 \quad (2.2)$$

A amplitude do ciclo é o semi-intervalo das tensões:

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

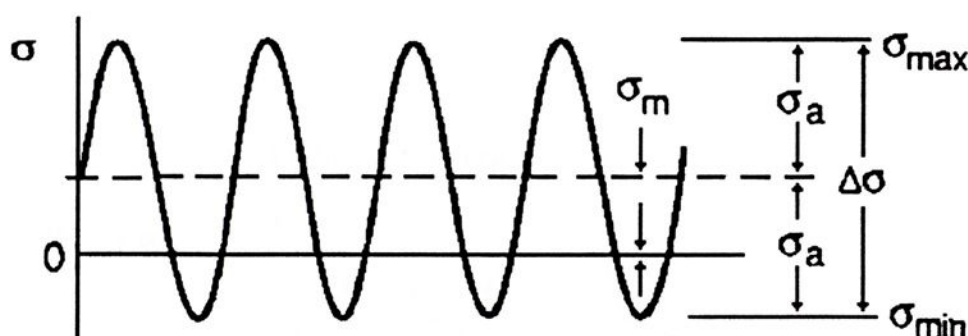


Figura 2. Nomenclatura dos parâmetros de tensão que afetam a vida à fadiga. (SURESH 1998).

A razão das tensões é a relação entre a tensão mínima e a tensão máxima. Alguns autores chamam esta relação de característica do ciclo ou coeficiente de assimetria do ciclo:

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

A figura 3 mostra exemplos de ciclos em função da razão de tensões:

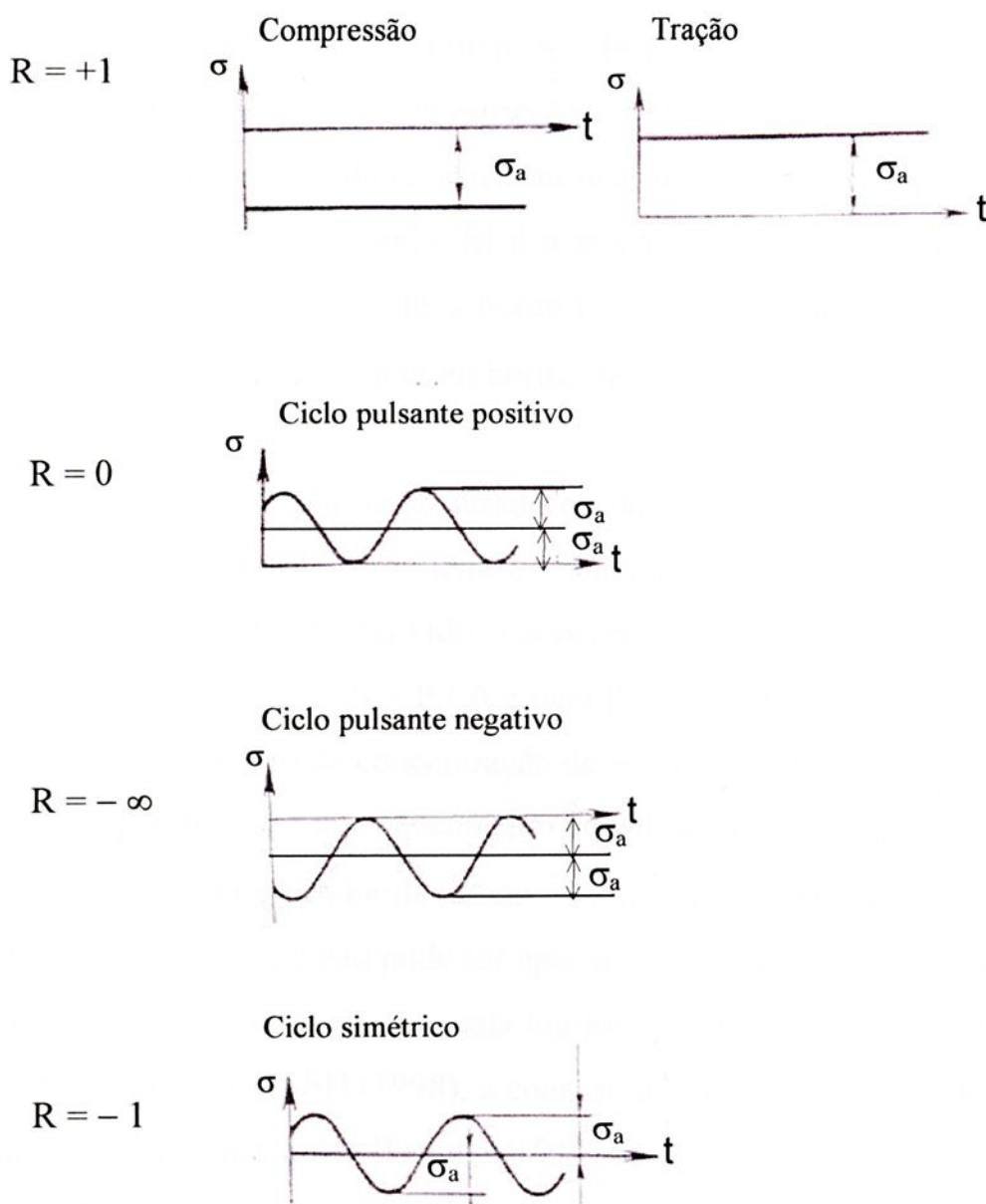


Figura 3. Exemplos de ciclos para vários valores de R .

É importante distinguir tensão σ em um ponto e tensão nominal S . A tensão nominal S é calculada a partir da carga ou momento e pode ser igual a σ em certas situações. Considere-se três casos:

Para uma simples carga axial, a tensão σ é a mesma em qualquer ponto e o seu valor é igual à tensão nominal $S = P/A$, onde P é a carga e A é a área da seção transversal, antes da estricção.

No caso de flexão calcula-se a tensão nominal a partir da equação de flexão elástica $S = M d / J$ onde: M é o momento fletor na seção, d é a distância entre o eixo neutro até a borda e J é o momento de inércia da seção. Neste caso $\sigma = S$ somente na borda, sendo menor em outros pontos da seção.

Para componentes com concentradores de tensão, tais como furos, rebaixos, filetes, entalhes, a tensão nominal é calculada na área remanescente, na qual foi removido o concentrador de tensão. Para carga axial, a tensão nominal é $S = P / A$ e para flexão a tensão nominal é $S = M d / J$. Devido ao efeito de concentração de tensão, esta tensão S deve ser multiplicada por um fator de concentração de tensão elástico k_t para obter o pico de tensão no concentrador de tensão: $\sigma = k_t S$. Entretanto, k_t é baseado na análise linear elástica e não pode ser aplicado caso ocorra escoamento.

Colocando a curva S-N numa escala log-log, em muitos casos obtém-se uma reta. Segundo SURESH (1998), a equação que se ajusta a estes pontos é conhecida como equação de Basquin (1910) e tem a seguinte forma:

$$\sigma_a = A \cdot N_f^b \quad (2.5)$$

onde :

σ_a = amplitude de tensão,

A = constante,

N_f = número de ciclos necessários para ocorrência da fratura,

$b = \text{constante.}$

Esta mesma equação pode ser escrita de outra maneira:

$$\Delta\sigma / 2 = \sigma_a = \sigma'_f (2 N_f)^b \quad (2.6)$$

onde:

$$\sigma'_f = A / 2^b \quad (2.7)$$

O valor de σ'_f aproxima-se bastante do valor da tensão real de ruptura, obtida no ensaio de tração, isto é, tensão de ruptura corrigida em função da estrição, para a maioria dos metais.

O parâmetro b é chamado de expoente de Basquin e para a maioria dos metais está entre 0,05 e 0,12.

As curvas S-N são obtidas experimentalmente para corpos de prova de material isento de defeitos, tais como riscos, inclusões e refletem a sua vida total até a ruptura. Esta vida total pode ser subdividida em nucleação ou início da trinca e propagação da trinca. Para uma amplitude de tensão pequena, a fração da vida correspondente à nucleação aumenta e pode corresponder a cerca de 80% da vida total do componente. Ao contrário, se houver concentração de tensão severa, a fração da vida correspondente à nucleação pode ser reduzida a 0%.

Conforme DIETER (1981), a maioria dos dados de fadiga existentes na literatura foram obtidos em condições de ciclos de tensões alternadas cuja tensão média é zero. Entretanto, na prática da engenharia, frequentemente se depara com condições em que o carregamento consiste em uma tensão alternada sobreposta a uma tensão estática. Foram propostos vários modelos relacionando a amplitude de tensão σ_a , tensão média σ_m , limite de escoamento σ_e e limite de resistência do material σ_r . Estes modelos são conhecidos como equações de Soderberg, Goodman e Gerber:

Equação de Soderberg

$$\sigma_a = \sigma_{a_0} [1 - (\sigma_m / \sigma_e)] \quad (2.8)$$

Equação de Goodman

$$\sigma_a = \sigma_{a_0} [1 - (\sigma_m / \sigma_r)] \quad (2.9)$$

Equação de Gerber

$$\sigma_a = \sigma_{a_0} [1 - (\sigma_m / \sigma_r)^2] \quad (2.10)$$

onde σ_{a_0} é o valor de σ_a para σ_m igual a zero.

Conhecidos os valores da tensão média σ_m , limite de escoamento σ_e e limite de resistência σ_r do material, estas equações permitem avaliar a vida à fadiga do material, a partir de uma curva S-N padrão, obtida num ensaio cuja tensão média é igual a zero. Conforme SURESH (1998), como regra geral, podem ser feitas as seguintes observações sobre as equações propostas:

1. A equação de Soderberg fornece uma estimativa de vida à fadiga conservadora para a maioria das ligas usadas em engenharia.
2. A equação de Goodman atende bem as observações experimentais para metais frágeis, mas é conservadora para metais dúcteis.
3. A equação de Gerber geralmente é boa para ligas dúcteis submetidas a tensão média de tração. Entretanto, ela não diferencia a vida à fadiga entre tensão média de compressão e tensão média de tração.

Um método para a apresentação dos dados de tensão média está na figura 4, mostrando as retas de Soderberg, de Goodman e a curva de Gerber. No eixo das ordenadas, é colocada a amplitude da tensão alternada σ_a e no eixo das abscissas é colocada a tensão média σ_m . Quando a tensão média é igual a zero, $\sigma_m = 0$, a tensão alternada é simétrica. Isto significa que σ_r é o limite de fadiga no ciclo simétrico. Quando a tensão alternada é nula, a tensão média σ_m na reta de Soderberg significa limite de

escoamento σ_e e na reta de Goodman e na curva de Gerber significa limite de resistência σ_r .

O diagrama da figura 4 permite verificar se um determinado ciclo de tensões, caracterizado por (σ_a, σ_m) , $(\sigma_{\max}, \sigma_m)$ ou (R, σ_a) , poderá provocar ruptura do material. Se o ponto representativo do ciclo de tensões ficar no interior do diagrama, não haverá ruptura por fadiga. Se o ponto representativo ficar fora do diagrama, ocorrerá a ruptura. Para auxiliar a visualização dos ciclos de tensão, representa-se a reta OB que é o lugar geométrico dos ciclos de tensão com $R=0$ (ciclo pulsante). Os ciclos de tensão com valores σ_a, σ_m localizados à esquerda da reta OB são ciclos com valores de R negativos e os localizados à direita são ciclos com valores de R positivos. A reta de Soderberg dá a margem de segurança mais alta para o dimensionamento e é a mais utilizada por ser definida até o limite de escoamento, conforme BRANCO (1985).

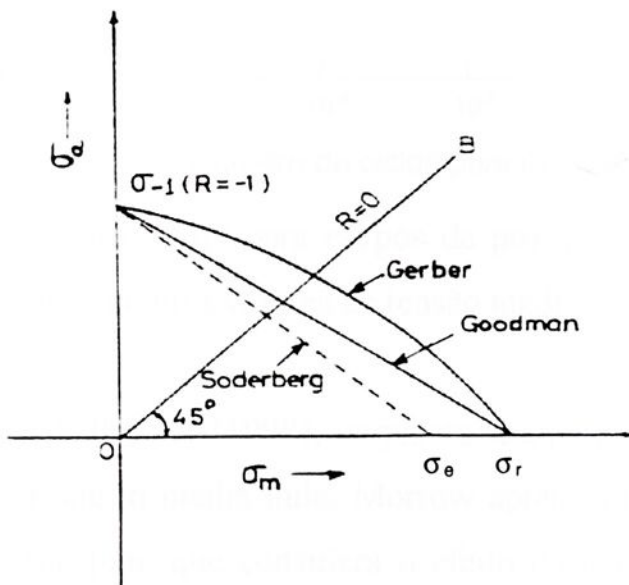


Figura 4. Influência da tensão média na tensão limite de fadiga. (BRANCO 1985).

A figura 5 mostra as curvas S-N para diferentes valores de tensão média σ_m , obtidas para corpos de prova de uma liga de alumínio, ensaiados com diferentes valores da tensão média. Observa-se que, aumentando a tensão média, o número de ciclos para a ruptura diminui, na mesma amplitude de tensão.

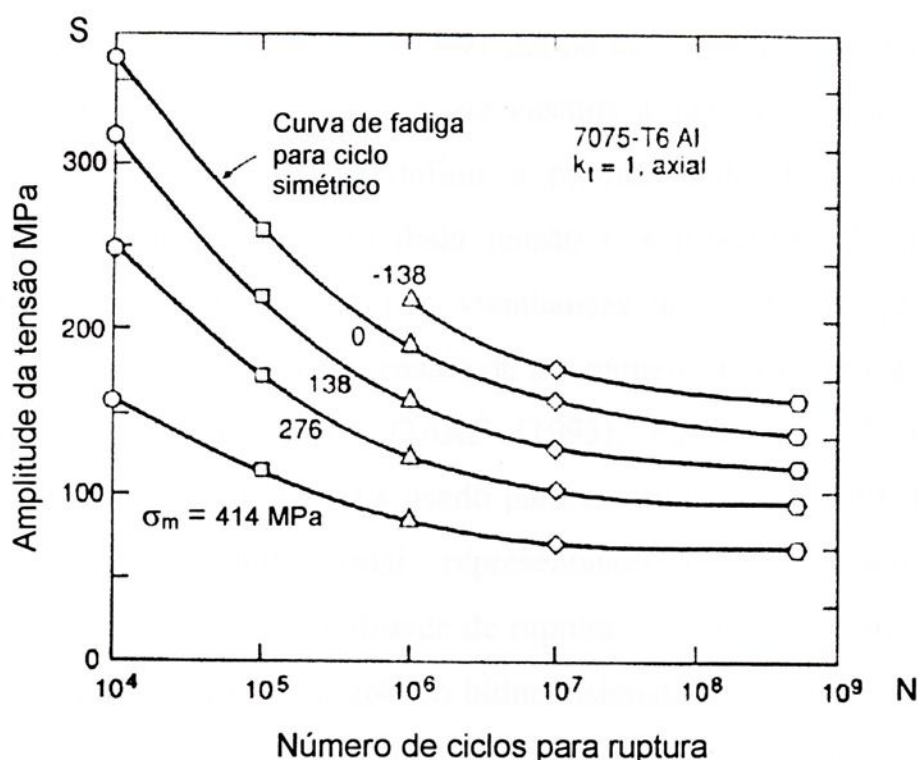


Figura 5 – Curva S-N para corpos de prova de uma liga de alumínio ensaiados com diferentes valores de tensão média. (DOWLING 1993).

Conforme SURESH (1998), enquanto a equação de Basquin é válida somente para tensão média nula, Morrow apresentou uma modificação na equação de Basquin, que considera o efeito da tensão média da seguinte forma:

$$\sigma_a = (\sigma'_f - \sigma_m) (2 N_f)^b \quad (2.11)$$

O número de ciclos para romper por fadiga, para qualquer tensão média pode ser calculado da seguinte forma:

$$N_f = (1 - \sigma_m / \sigma'_f)^{1/b} N_{f0} \quad (2.12)$$

Onde N_{f0} é o número de ciclos para romper na tensão média nula.

2.3 Tratamento estatístico dos resultados

A resistência à fadiga e o limite de fadiga são quantidades estatísticas, pois existe uma grande dispersão dos resultados obtidos com poucos corpos de prova. A norma ASTM E 739-91 define um procedimento para fazer a análise estatística dos resultados de ensaios à fadiga. Conforme DARE (1993), é mais conveniente definir a probabilidade de se atingir uma determinada vida, para uma dada tensão e a probabilidade de ocorrer fratura a uma dada tensão, nas vizinhanças do limite de fadiga. Para conseguir isto, é necessário o ensaio de um número muito grande de corpos de prova. Ainda conforme DARE (1993), Puskar e Golovin (1985) mostraram que o método mais usado para exprimir estes resultados é com uma superfície tridimensional, representando a relação entre tensão, número de ciclos e a probabilidade de ruptura. A figura 6 mostra como isto pode ser representado num gráfico bidimensional. Neste gráfico, para cada tensão, estão sobrepostas as curvas de distribuição do número de corpos de prova fraturados em função do número de ciclos. Por exemplo, para a tensão σ_1 , 1% dos corpos de prova teriam uma vida de até N_1 ciclos ($P = 0,01$), 50% teriam uma vida de até N_2 ciclos ($P = 0,50$) e assim por diante. A função de distribuição estatística que descreve a vida à fadiga em tensão constante não é conhecida com precisão. Muller e Stock (1938), citados por DIETER (1981), ensaiaram 200 corpos de prova de aço, numa única tensão e verificaram que a distribuição do número de ciclos à fadiga seguia a distribuição de Gauss, também conhecida como distribuição normal, sendo a vida à fadiga expressa como $\log N$.

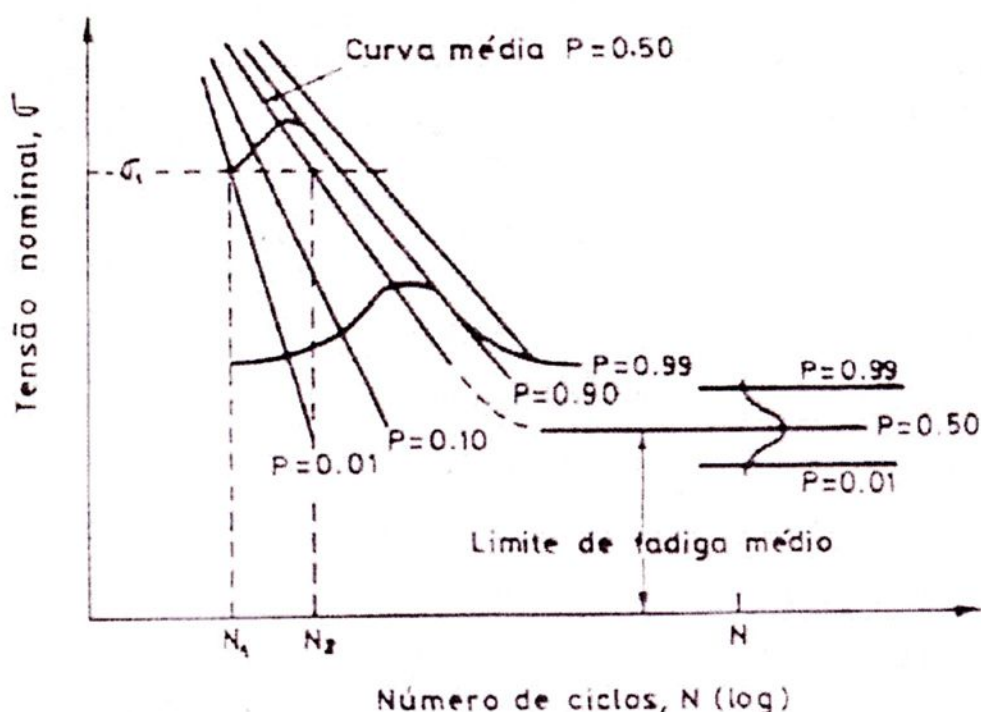


Figura 6. Curva S-N representada em função da probabilidade de ruptura. (BRANCO 1985).

Quando se indica a equação de uma curva S-N e do respectivo limite de fadiga, deve ser referida a probabilidade de ruptura correspondente ou a probabilidade de sobrevivência do corpo de prova.

2.4 Efeitos do tratamento de superfície

Conforme DIETER (1981), FORREST (1962), METALS HANDBOOK (1991), falhas por fadiga quase sempre se propagam a partir da superfície livre do componente mecânico, onde as tensões mecânicas são maiores. Segundo BRANCO (1985), numa peça desprovida de defeitos internos, a trinca de fadiga inicia-se sempre na superfície da peça e na zona em que a tensão seja máxima. Por isto, o estado da superfície do componente mecânico é de importância fundamental na sua resistência à fadiga.

Segundo ODING (1962), o processo de usinagem tem grande influência na resistência à fadiga dos aços. Quanto mais resistente for o aço, mais sensível ele será a defeitos superficiais de usinagem tais como, riscos da ferramenta de corte, encruamento devido ao desgaste da ferramenta e aquecimento excessivo durante o processo de usinagem. FORREST (1962) mostrou que existem basicamente três modos para melhorar a resistência à fadiga de componentes mecânicos metálicos por tratamento de superfície:

1. eliminar as irregularidades da superfície. As irregularidades na superfície dos componentes agem como concentradores de tensão, diminuindo a vida do componente. A melhoria do acabamento superficial é obtida pela usinagem fina, retificação, lapidação e polimento;
2. introduzir tensão de compressão na superfície do componente. Isto se consegue varrendo a superfície considerada com roletes ou esferas de aço de alta dureza pressionados contra a superfície. Outra maneira de introduzir tensão de compressão na superfície consiste em lançar contra a mesma granalhas de aço em alta velocidade e
3. aumentar a dureza na superfície do componente por tratamento térmico ou termoquímico.

Em oficinas mecânicas de manutenção, é possível realizar o jateamento com esferas de vidro ou com areia e fazer a roletagem com roletes ou com esferas. Tanto o jateamento como a roletagem introduzem tensões de compressão e, conseqüentemente, aumentam a dureza superficial do componente mecânico. O jateamento deve ser feito com o devido cuidado, pois, o excesso de jateamento pode induzir trincas na superfície do componente e desta forma diminuir a sua vida à fadiga. Da mesma maneira, o excesso de roletagem também pode ocasionar trincas superficiais no componente, diminuindo a sua vida à fadiga.



Conforme DIETER (1981), o método mais efetivo para aumentar o desempenho à fadiga de um componente consiste na introdução de tensões residuais de compressão na superfície. Estas tensões podem ser medidas por métodos de raios X. O valor máximo de tensão residual, que pode ser produzido na superfície, é igual ao limite elástico do material. Os principais métodos de introdução de tensões residuais na superfície de um componente são: roletagem e jateamento. A roletagem e o jateamento não melhoram, necessariamente, a vida à fadiga; roletagem e jateamento excessivos podem causar danos na superfície, diminuindo a vida à fadiga do componente. Ainda conforme DIETER (1981), o polimento da superfície do componente, previamente jateado para diminuir a sua rugosidade, resulta frequentemente em melhoria adicional das propriedades de fadiga. Esta última afirmativa não foi confirmada pelos resultados experimentais apresentados no trabalho de RIOS et al. (1995).

Segundo RAMAN e PADMANABHAN (1996), o trabalho a frio é uma importante variável na fabricação de componentes para usinas nucleares. Entretanto, poucas informações são disponíveis sobre a influência do trabalho a frio na vida à fadiga de baixo ciclo, dos aços austeníticos inoxidáveis. Foi realizado, por estes pesquisadores, trabalho a frio em barras de aço inoxidável austenítico 304, com redução de área de 10, 20 e 30%, em forjamento rotativo. Observou-se que, para amplitudes de deformação menores que 0,50%, o trabalho a frio aumentou a resistência à fadiga. Foi verificado amolecimento cíclico do material

RIOS et al. (1995) estudaram o início e a propagação da trinca em corpos de prova de aço inoxidável austenítico 316, submetidos, previamente, ao tratamento superficial de jateamento com granalha de aço (não são esferas) e com esferas de vidro. Os resultados mostraram que o jateamento melhorou a vida à fadiga, retardando o início da trinca e



diminuindo a sua velocidade de propagação. O polimento dos corpos de prova jateados foi prejudicial à vida à fadiga, contrariando DIETER (1981). Os corpos de prova jateados com esferas de vidro e não polidos, tiveram desempenho melhor do que os corpos de prova jateados com granalha de aço, também não polidos. O resultado foi experimental sem explicação da causa do fenômeno observado.

ALTENBERGER et al. (1999) estudaram deformação cíclica e microestrutura próxima à superfície de corpos de prova de aço inoxidável 304, jateados e roletados. As propriedades próximas à superfície: tensão residual, análise de fases, microdureza, foram caracterizadas por microscópio eletrônico de transmissão. Verificou-se a existência de martensita próximo à superfície. A tensão residual inicial e a dureza, decorrentes do tratamento superficial, não foram completamente eliminados mesmo aplicando altas amplitudes de tensões cíclicas. A roletagem foi realizada com uma esfera de 6,6 mm de diâmetro sobre a qual foram aplicadas pressões hidrostáticas de 4; 7,5; 15; 22,5 e 30 MPa. Com uma frequência de 5 Hz no ensaio de tração-compressão, foi registrada temperatura de aproximadamente 100° C na superfície dos corpos de prova, apenas antes da fratura com a máxima amplitude de tensão.

GARIBOLDI et al. (1995), estudaram a influência da resistência mecânica e do acabamento superficial na fadiga dos aços. Verificaram que um grande número de falhas por fadiga ainda é devido à escolha errônea do aço, do seu tratamento térmico ou da condição superficial do componente mecânico. O trabalho mostra que, para um determinado tipo de aço sem tratamento térmico, a intensidade do jateamento acima de 0,15 Almen pouco afeta o limite de fadiga, enquanto que, para o mesmo aço, tratado termicamente, o aumento da intensidade de jateamento acima de 0,15



Almen poderá provocar diminuição do limite de fadiga. Para o aço inoxidável X10CrNi1809, semelhante ao aço inoxidável 304, o aumento da intensidade de jateamento acima de 0,2 Almen, pouco afeta o limite da fadiga. A intensidade de jateamento Almen é medida pela flecha resultante da deformação de uma chapa de aço SAE 1070, com dureza em torno de 50 HRC, submetida previamente a jateamento.

Segundo ROARK (1984) e PISSARENKO (1985), Hertz estudou tensões e deformações de contato entre dois corpos pelos métodos da teoria da elasticidade, partindo das seguintes hipóteses: o material é isotrópico e homogêneo; os esforços solicitantes produzem deformações elásticas na zona de contato entre os corpos, obedecendo a lei de Hooke; a área de contato é muito pequena em relação às dimensões dos corpos em contato e os esforços solicitantes são normais à área de contato dos corpos. Ainda segundo PISSARENKO (1985), o estado de tensão triaxial do material no centro da área de contato, onde as três tensões de compressão são praticamente iguais, permite que o material possa resistir a altas tensões, sem sofrer deformação permanente. O ponto de máxima tensão não está na superfície, mas numa profundidade aproximadamente igual à metade do raio da área de contato, para o contato entre duas esferas. Esta situação é verificada nos rolamentos, cujos corpos rolantes e pistas: esferas, roletes e anéis, são fabricados em aço contendo 1% de carbono e 1,5% de cromo, com limite de resistência de 2 300 MPa (23 000 kgf/cm²), limite de escoamento de 2 100 MPa (21 000 kgf/cm²) e podem suportar uma tensão de contato de 4 600 MPa durante o funcionamento. Nesta condição, a soma das deformações permanentes do corpo rolante e das pistas será aproximadamente 0,0001 do diâmetro do corpo rolante. Se o corpo rolante for uma esfera de diâmetro igual a 8 mm, submetida a uma carga tal que resulte numa tensão de contato de aproximadamente 4 600 MPa entre a



esfera e as pistas, a soma das deformações da esfera e das pistas será de aproximadamente 0,0008 mm.

Conforme PISSARENKO (1985), a tensão máxima no centro da área de contato é dada pela seguinte expressão:

$$\sigma_{\max} = 1,5 P/\pi ab \quad (2.13)$$

$$a = \alpha \left[\frac{3P (1 - \mu^2)}{\left(\frac{1}{\rho_1} + \frac{1}{\rho_1'} + \frac{1}{\rho_2} + \frac{1}{\rho_2'} \right)} \right]^{\frac{1}{3}} \quad (2.14)$$

$$b = \beta \left[\frac{3P (1 - \mu^2)}{\left(\frac{1}{\rho_1} + \frac{1}{\rho_1'} + \frac{1}{\rho_2} + \frac{1}{\rho_2'} \right)} \right]^{\frac{1}{3}} \quad (2.15)$$

onde:

a, b são os semieixos da superfície de contato elíptica [mm];

P é a força de compressão entre os corpos [N];

E é o módulo de elasticidade do material [N/mm²];

μ é o coeficiente de Poisson;

ρ_1 e ρ_1' são os raios de curvatura do primeiro corpo [mm];

ρ_2 e ρ_2' são os raios de curvatura do segundo corpo [mm];

α e β são coeficientes, funções do ângulo auxiliar ψ ;

φ é o ângulo formado entre os planos principais de curvatura dos corpos onde se encontram os raios ρ_1 e ρ_2 e

ψ é o ângulo auxiliar para determinar α e β .

$$\cos \psi = \frac{\pm \left[\left(\frac{1}{\rho_1} - \frac{1}{\rho_1'} \right)^2 + \left(\frac{1}{\rho_2} - \frac{1}{\rho_2'} \right)^2 + 2 \left(\frac{1}{\rho_1} - \frac{1}{\rho_1'} \right) \left(\frac{1}{\rho_2} - \frac{1}{\rho_2'} \right) \cos 2\varphi \right]^{\frac{1}{2}}}{\frac{1}{\rho_1} + \frac{1}{\rho_1'} + \frac{1}{\rho_2} + \frac{1}{\rho_2'}} \tag{2.16}$$

Os valores de ψ , α e β encontram-se na tabela 1, conforme PISSARENKO (1985).

Tabela 1. Determinação dos coeficientes α e β em função do ângulo auxiliar ψ .

ψ	α	β
20	3,778	0,408
30	2,731	0,493
35	2,397	0,530
40	2,136	0,567
45	1,926	0,604
50	1,754	0,641
55	1,611	0,678
60	1,486	0,717
65	1,378	0,759
70	1,284	0,802
75	1,202	0,846
80	1,128	0,893
85	1,061	0,944
90	1,000	1,000

2.5 Efeito da concentração de tensão

O efeito da concentração de tensão causado por detalhes geométricos foi amplamente estudado por Peterson, conforme DIETER (1981). Como a fadiga é um fenômeno localizado, a tensão local é um fator determinante na ocorrência ou não da mesma. Os fatores de concentração de tensão, para as mais variadas geometrias, foram tabelados por Peterson.

Considere-se uma placa de área transversal A , com um furo central, solicitada por uma força de tração P , conforme mostrado na figura 7:

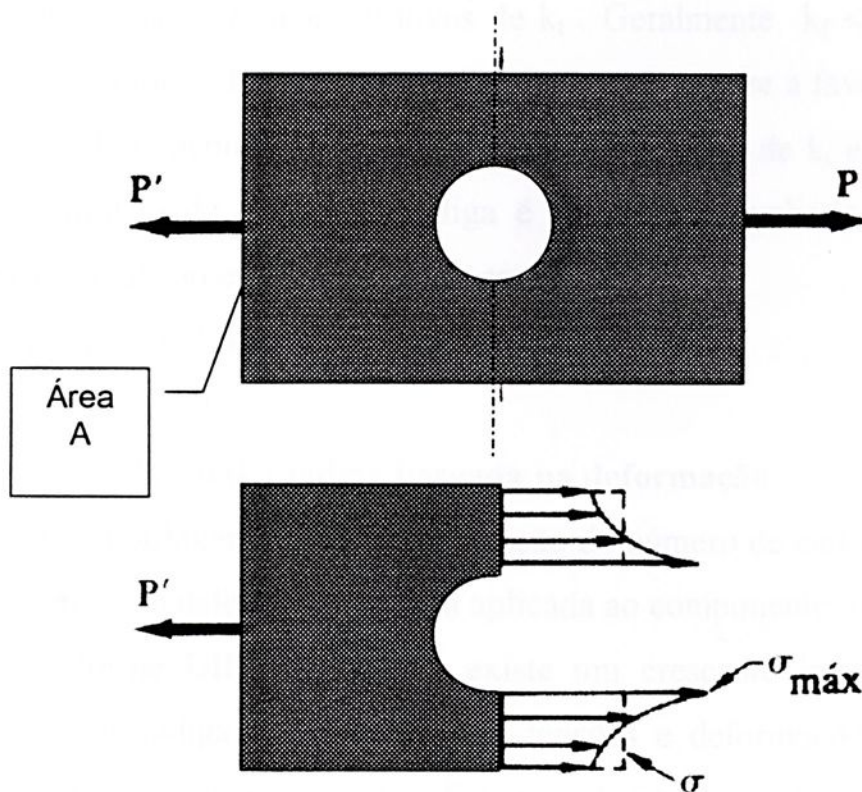


Figura 7. Distribuição de tensões numa placa com um furo circular, sujeita à uma força de tração.

A tensão nominal da chapa é P/A mas, junto ao furo, o seu valor é multiplicado pelo fator de concentração de tensão k_t .

$$\text{Então } k_t = \text{tensão máxima} / \text{tensão nominal} = \sigma_{\max} / \sigma \quad (2.17)$$

A presença de entalhes, riscos superficiais, ou mesmo um furo causa concentração de tensões que acarreta redução da vida à fadiga de um componente. O valor de k_t nem sempre corresponde exatamente ao fator de concentração de tensão k_f para fadiga, o qual é determinado experimentalmente. Por definição:

$$k_f = \text{limite de fadiga sem entalhe} / \text{limite de fadiga com entalhe} \quad (2.18)$$

Quando se deseja fazer uma estimativa de vida à fadiga, de um componente com concentrador de tensão, para estimar o número de ciclos à ruptura, deve-se usar k_f ao invés de k_t . Geralmente $k_f < k_t$, por isso, na falta do valor de k_f , o uso do valor de k_t será sempre a favor da segurança. O grau de concordância entre as previsões teóricas de k_t e o efeito real de concentração de tensão na fadiga é geralmente avaliado pelo índice de sensibilidade ao entalhe, definido como:

$$q = (k_f - 1) / (k_t - 1) \quad (2.19)$$

2.6 Vida total à fadiga baseada na deformação

Esta abordagem leva à determinação do número de ciclos para a ruptura em função da deformação cíclica aplicada ao componente mecânico.

Conforme DIETER (1981), existe um crescente interesse quanto às falhas por fadiga que ocorrem em tensões e deformações relativamente altas e baixo número de ciclos. Este tipo de problema deve ser considerado nos projetos de vasos de pressão para indústria nuclear, turbinas a vapor e outros equipamentos. As condições para a ocorrência da fadiga de baixo ciclo ocorrem freqüentemente quando as tensões são de origem térmica. Como as tensões térmicas são devidas à expansão térmica do material, a fadiga resulta da deformação cíclica em vez da tensão cíclica.

Segundo SURESH (1998), dois pesquisadores: Coffin e Manson, trabalhando independentemente nos problemas de fadiga térmica,

propuseram uma caracterização de vida à fadiga baseada na amplitude da deformação plástica $\Delta\epsilon_p / 2$. Eles observaram que, plotando o logaritmo da amplitude da deformação plástica contra o logaritmo do número de ciclos reversos até a ruptura resultou numa relação linear para os materiais metálicos:

$$\Delta\epsilon_p / 2 = \epsilon'_f (2 N_f)^c \quad (2.20)$$

Onde ϵ'_f é o coeficiente de ductilidade a fadiga e c é o expoente da ductilidade a fadiga. Geralmente, ϵ'_f é aproximadamente igual à ductilidade verdadeira à fratura na tração monotônica e c está compreendido entre $-0,5$ e $-0,7$ para a maioria dos metais.

A curva tensão-deformação de um metal obtida com carregamento monotônico apresenta uma região elástica e outra plástica. A tensão na qual ocorre a transição do regime elástico para o regime plástico é denominada limite de elasticidade. Nas aplicações de Engenharia é utilizado o limite de escoamento ao invés do limite de elasticidade. Os valores do limite de elasticidade e da tensão de escoamento são bem próximos.

Num ensaio de amplitude de deformação constante $\Delta\epsilon / 2$, esta deformação pode ser escrita como a soma da deformação elástica $\Delta\epsilon_e / 2$ com a deformação plástica $\Delta\epsilon_p / 2$:

$$\Delta\epsilon / 2 = \Delta\epsilon_e / 2 + \Delta\epsilon_p / 2 \quad (2.21)$$

Como $\Delta\epsilon_e / 2 = \Delta\sigma / 2E = \sigma_a / E$, onde E é o módulo de elasticidade do material ou módulo de Young, substituindo na equação de Basquin, obtém-se:

$$\Delta\epsilon / 2 = (\sigma'_f / E) \cdot (2 N_f)^b + \epsilon'_f (2 N_f)^c \quad (2.22)$$

O primeiro e o segundo termo do lado direito da equação são respectivamente, os componentes elástico e plástico da amplitude total da

deformação. Esta equação é a base do método de estudo da vida à fadiga por deformação, que encontrou ampla aplicação na prática industrial.

As variações das amplitudes das deformações elástica, plástica e total são plotadas em função do número de ciclos alternados para a fratura $2N_f$ num gráfico bilogárptico, conforme mostrado na figura 8.

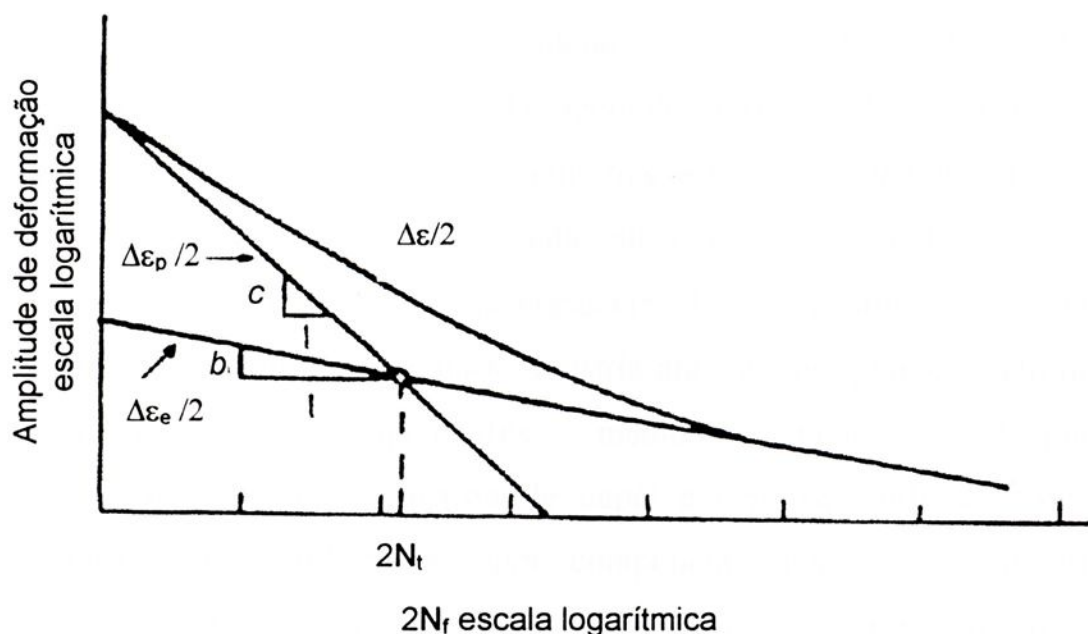


Figura 8. Amplitude total de deformação obtida através da superposição da amplitude de deformação elástica e plástica versus o número de ciclos (SURESH 1998).

Para definir vida à fadiga longa e curta, é conveniente considerar a vida de transição, que é definida como o número de ciclos alternados até a fratura, no qual as amplitudes de deformação plástica e elástica são iguais.

$$2N_t = (\epsilon_f E / \sigma_f)^{1/b-c} \quad (2.23)$$

Se $2N_f \leq 2N_t$, a amplitude da deformação plástica é dominante sobre a amplitude da deformação elástica e neste caso a vida à fadiga é controlada pela ductilidade do material.

Se $2N \geq 2N_t$, a amplitude da deformação elástica é preponderante sobre a amplitude da deformação plástica e neste caso a vida à fadiga é ditada pela resistência à ruptura do material.

2.7 Aço inoxidável

O aço inoxidável é uma liga metálica de ferro contendo pelo menos 10% de cromo, entre outros elementos, conforme METALS HANDBOOK (1991) e CHIAVERINI (1984). Segundo SCHEER (1977), aço inoxidável deve ter pelo menos 12% de cromo. Segundo MONYPENNY (1951), o aço inoxidável foi descoberto casualmente em 1913 na Inglaterra por Harry Brearly e desde então a sua crescente utilização tornou-se inevitável na indústria. Equipamentos para indústria alimentícia, química, petroquímica, farmacêutica, equipamentos médico-hospitalares, odontológicos, equipamentos para indústria de papel e celulose, turbinas para usinas hidroelétricas, turbinas a vapor, componentes para motores turbojato de aviação, revestimento de vagões ferroviários e metroviários, tubulações para transporte de fluidos em altas temperaturas e pressões em usinas geradoras de energia elétrica, artigos de cutelaria e utensílios domésticos, são alguns exemplos de aplicação dos aços inoxidáveis. Segundo MATERIALS PERFORMANCE (May-1999), nos Estados Unidos, Canadá, Austrália e Reino Unido são usadas barras de aço inoxidável 304 e 316 no concreto armado de pontes, viadutos, túneis, elevados, prédios residenciais e utilidades portuárias, visando redução dos gastos de manutenção nestas obras próximas ao litoral.

Conforme o METALS HANDBOOK, DESK EDITION (1991), os aços inoxidáveis são classificados em cinco grupos: martensítico, ferrítico, austenítico, endurecíveis por precipitação e duplex, conforme a sua microestrutura.

Segundo o ASM HANDBOOK, Vol. 1 (1990), os aços inoxidáveis austeníticos tem estrutura cúbica de face centrada, não são ferromagnéticos no estado recozido e podem ser endurecíveis somente por trabalho a frio. Estes aços apresentam excelentes propriedades criogênicas e boa resistência mecânica a altas temperaturas. Um estudo conjunto entre ASTM e SOCIETY of AUTOMOTIVE ENGINEERS (SAE), resultou no UNIFIED NUMBERING SYSTEM (UNS) para designar e identificar metais e ligas metálicas em uso comercial nos Estados Unidos. A designação dos aços conforme a SAE coincide com a designação dada pelo AMERICAN IRON and STEEL INSTITUTE (AISI). A norma NBR 5601, de julho de 1981, da ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA de NORMAS TÉCNICAS (ABNT), referente à classificação dos aços inoxidáveis por composição química, coincide com a designação dos aços inoxidáveis conforme a AISI. O aço inoxidável austenítico 304, na designação UNS é S30400. Os aços inoxidáveis conhecidos como 18-8 são os aços 302, 303 e 304 com as suas variações para finalidades específicas, contendo 18% de cromo e 8% de níquel na sua composição nominal.

A norma ASTM A 479/A 479 M - 94a especifica barras e componentes em aço inoxidável para uso em caldeiras e vasos de pressão. Esta especificação contempla barras acabadas a quente ou a frio de aço inoxidável e aço resistente ao calor, incluindo barras redondas, quadradas, hexagonais e produtos laminados a quente ou extrudados para uso em caldeiras e vasos de pressão.

A tabela 2 indica a composição química do aço AISI 304 e a tabela 3 mostra suas propriedades mecânicas.



Tabela 2. Requisitos químicos para o aço AISI 304.

Requisitos químicos para o aço AISI 304	
Componentes	Quantidade (%)
C (máximo)	0,08
Mn (máximo)	2,00
P (máximo)	0,045
S (máximo)	0,030
Si (máximo)	1,00
Cr	18,00 a 20,00
Ni	8,00 a 10,50
N (máximo)	0,10

Tabela 3. Propriedades mecânicas do aço AISI 304.

	Propriedades mecânicas requeridas	
	limite de resistência MPa (mínimo)	limite de escoamento MPa (mínimo)
Recozido	515	202
Endurecido (nível 1)	585	450
Endurecido (nível 2)	655	515

3. MATERIAL E MÉTODOS

3.1 Máquina de ensaio por flexão rotativa

A máquina de ensaio, VEB VERKSTOFFPRUFMASCHINEN 1982, LEIPZIG, DDR, mostrada na figura 9, tem quatro cabeçotes para possibilitar o ensaio simultâneo de até quatro corpos de prova com cargas individuais, mas com a mesma rotação. A máquina permite variação da rotação nos corpos de prova a partir de 36,7 Hz (2 000 rpm) até 100 Hz (6 000 rpm). O momento fletor máximo que pode ser aplicado no corpo de prova é de 4 500 Nm e o ciclo de tensões é alternado simétrico, no qual a tensão média é nula. As dimensões dos cabeçotes e dos corpos de prova, permitem que a leitura do valor da carga em N (newton) seja coincidente com o valor da tensão máxima em MPa (N/mm^2), facilitando a visualização dos ensaios.

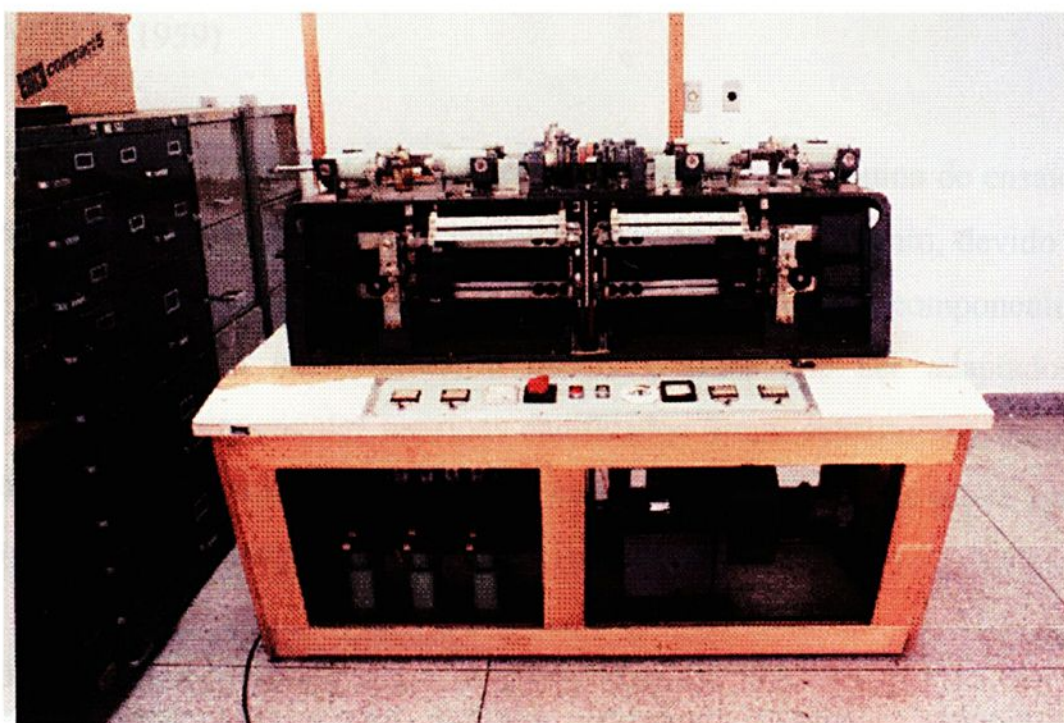


Figura 9. Máquina de ensaio por flexão rotativa.

O momento fletor aplicado pela máquina aos corpos de prova é constante ao longo do comprimento entre os pontos de aplicação da carga, conforme mostrado no esquema da máquina, representado na figura 10.

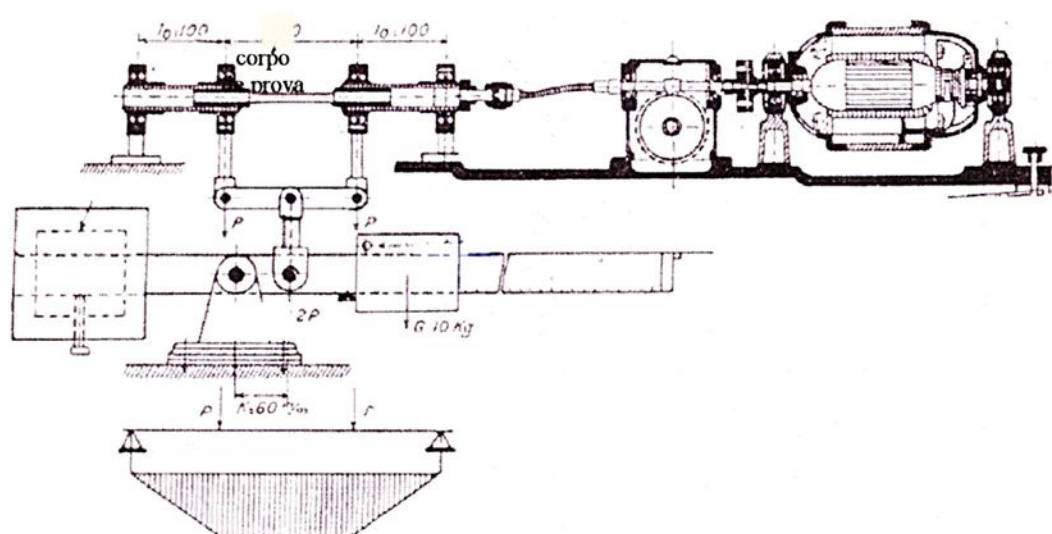


Figura 10. Esquema da máquina de ensaio por flexão rotativa. (CAZAUD 1959)

Por ocasião do início dos trabalhos experimentais, a máquina de ensaio, mostrada na figura 9 não estava em condições de funcionamento, devido à falta de componentes mecânicos e elétricos. Alguns destes componentes foram encontrados no mercado e outros tiveram que ser adaptados. Rolamentos e componentes elétricos danificados foram substituídos, assim como os fios de aço dos indicadores de carga sobre os corpos de prova e as correias de acionamento dos cabeçotes

3.2 Corpos de prova

Foram usinados corpos de prova a partir de barras de aço inoxidável austenítico AISI 304, cujas características estão representadas na tabela 4,

conforme análise química realizadas pelo Departamento de Engenharia de Materiais da Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo:

Tabela 4. Tabela comparativa da norma ASTM A 479/A 479 M - 94a com a amostra do material analisado.

Tabela Comparativa		
Norma ASTM A 479/A 479 M - 94a		Amostra
Componentes	Quantidade (%)	Quantidade (%)
C (máximo)	0,08	0,048
Mn (máximo)	2,00	1,84
P (máximo)	0,045	0,016
S (máximo)	0,030	-
Si (máximo)	1,00	0,62
Cr	18,00 a 20,00	18,75
Ni	8,00 a 10,50	8,21
N (máximo)	0,10	-
Mo	-	0,04

A figura 11 mostra os corpos de prova usados no ensaio de tração e que apresentaram os seguintes resultados, conforme os ensaios realizados no Laboratório de Mecânica da Fratura do Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo:

Limite de resistência do material: 631 MPa (63 kgf/mm²)

Limite de escoamento do material : 320 MPa (32 kgf/mm²)



Foi observada deformação específica de 77% nos corpos de prova na ruptura, mostrando a elevada ductilidade e do aço AISI 304.

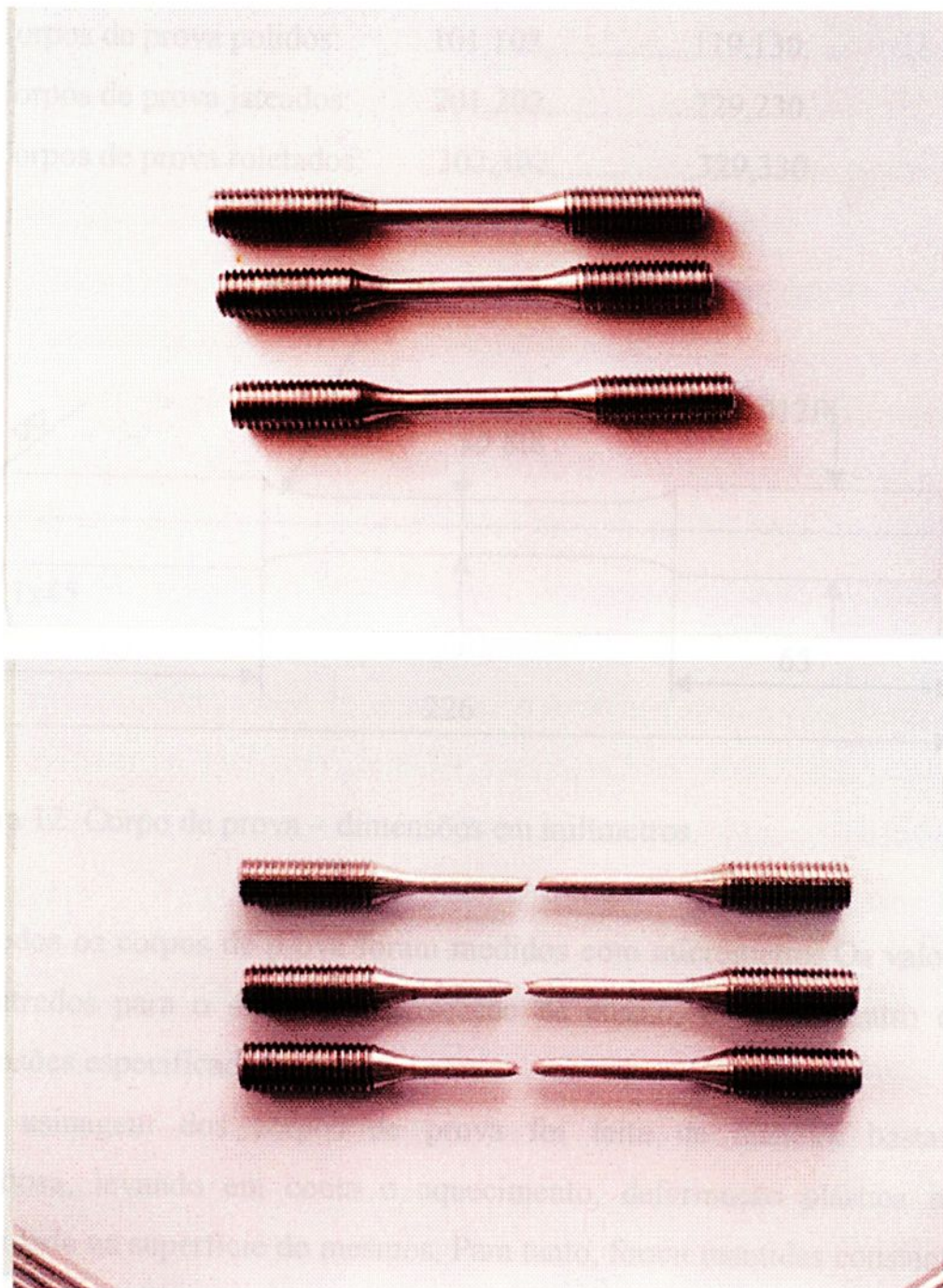


Figura 11 - Corpos de prova utilizados no ensaio de tração, antes e após o ensaio, respectivamente.

Para os ensaios de fadiga, inicialmente foram usinados 90 corpos de prova, com as dimensões mostradas na figura 12. A identificação dos corpos de prova foi feita conforme o seguinte esquema:

Corpos de prova polidos: 101,102,.....129,130.

Corpos de prova jateados: 201,202,.....229,230.

Corpos de prova roletados: 302,302,.....329,330.

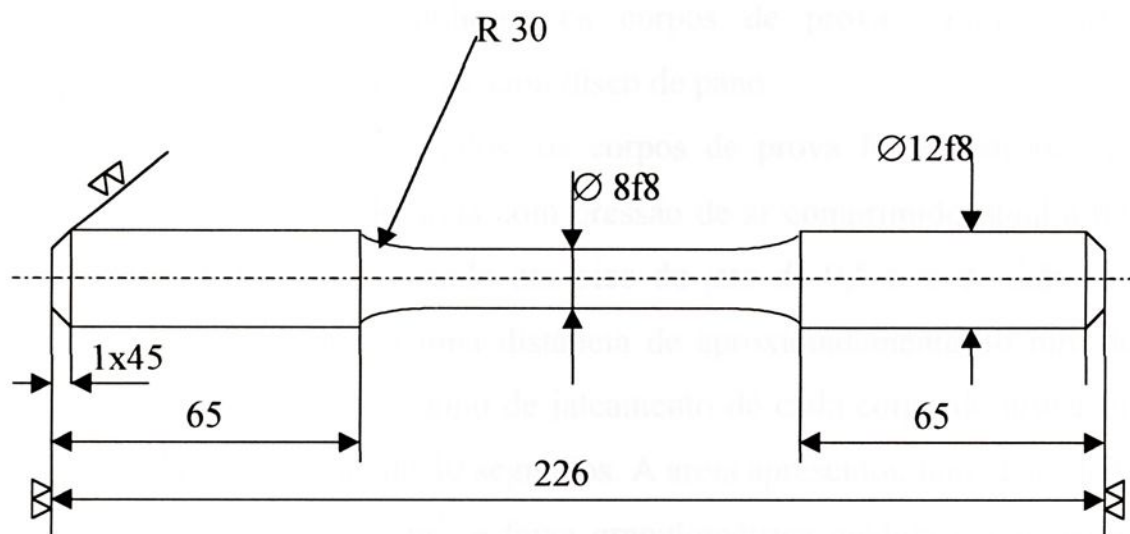


Figura 12. Corpo de prova – dimensões em milímetros.

Todos os corpos de prova foram medidos com micrômetro. Os valores encontrados para o diâmetro, na secção de ensaio, estavam dentro das dimensões especificadas.

A usinagem dos corpos de prova foi feita de maneira bastante cuidadosa, levando em conta o aquecimento, deformação plástica e a rugosidade na superfície do mesmos. Para tanto, foram mantidas constantes as condições de usinagem: velocidade de corte, avanço e profundidade de corte, com abundante refrigeração por fluido de corte. A ferramenta de usinagem usada foi pastilha de metal duro P 30 soldada ao suporte de aço com ângulo de saída $\gamma = 12^\circ$ e ângulo de folga $\alpha = 6^\circ$, aproximadamente. A

última passagem da ferramenta, que é a mais crítica, foi realizada com profundidade de corte máxima de 0,08mm, avanço de 0,05mm/rotação e velocidade de corte de 0,83m/s (50 metros por minuto ou 2 000 rpm na árvore do torno mecânico). Após a usinagem, os corpos de prova foram lixados com lixa de granulação 240.

Para a obtenção dos três tipos de corpos de prova, foram necessárias as seguintes operações:

1. Corpos de prova polidos: os corpos de prova foram polidos manualmente em politriz com disco de pano.
2. Corpos de prova jateados: os corpos de prova foram jateados na máquina de jato de areia com pressão de ar comprimido igual a 0,6 MPa (6 kgf/cm^2), usando um bico do jato de 9,5 mm de diâmetro com areia seca e a uma distância de aproximadamente 30 mm do corpo de prova. O tempo de jateamento de cada corpo de prova foi aproximadamente de 40 segundos. A areia apresentou uma densidade aparente de $1,41 \text{ g/cm}^3$, e faixa granulométrica medida nas peneiras entre $500\mu\text{m}$ a $53\mu\text{m}$. Para avaliar o jateamento foram utilizados seis corpos de prova planos, denominados testemunhas, em aço inoxidável austenítico 304, quatro deles, identificados como 1, 2, 4, e 6, com 0,6mm e dois deles com 0,4mm de espessura, cada um medindo 22mm por 130mm aproximadamente e presos a um suporte plano de aço. Estas dimensões foram escolhidas para que a área plana dos corpos testemunhas seja igual à área da superfície cilíndrica jateada dos corpos de prova. As testemunhas 4,5 e 6 foram jateadas nas mesmas condições de jateamento dos corpos de prova e as outras três foram jateadas com o dobro do tempo de exposição ao jato de areia. A superfície jateada das testemunhas adquiriu tensões de compressão. Retiradas do suporte plano, as tensões de compressão



na superfície ficaram livres para se equilibrar internamente. Desta maneira todas as testemunhas se deformaram, evidenciando a ocorrência do escoamento do metal pela deformação plástica devido ao efeito da tensão de compressão causada pelo jateamento. Os corpos testemunhas se curvaram de tal modo que a superfície jateada ficou na face convexa. Observou-se que as testemunhas 3 e 5 deformaram-se longitudinalmente e transversalmente, enquanto que as demais deformaram-se somente no sentido longitudinal. Foram feitas medições das espessuras das testemunhas, antes e após o jateamento, por meio de micrômetro graduado em centésimos de milímetro, não se constatando variação nas espessuras. Foi notada maior curvatura nas testemunhas com maior tempo de jateamento. Foi feita a medição de dureza superficial no Laboratório de Mecânica da Fratura do Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo, usando penetrador Knoop.

3. Corpos de prova roletados: a figura 13 mostra o dispositivo construído para realizar a roletagem dos corpos de prova, com três esferas de 8 mm de diâmetro, utilizadas em rolamentos.



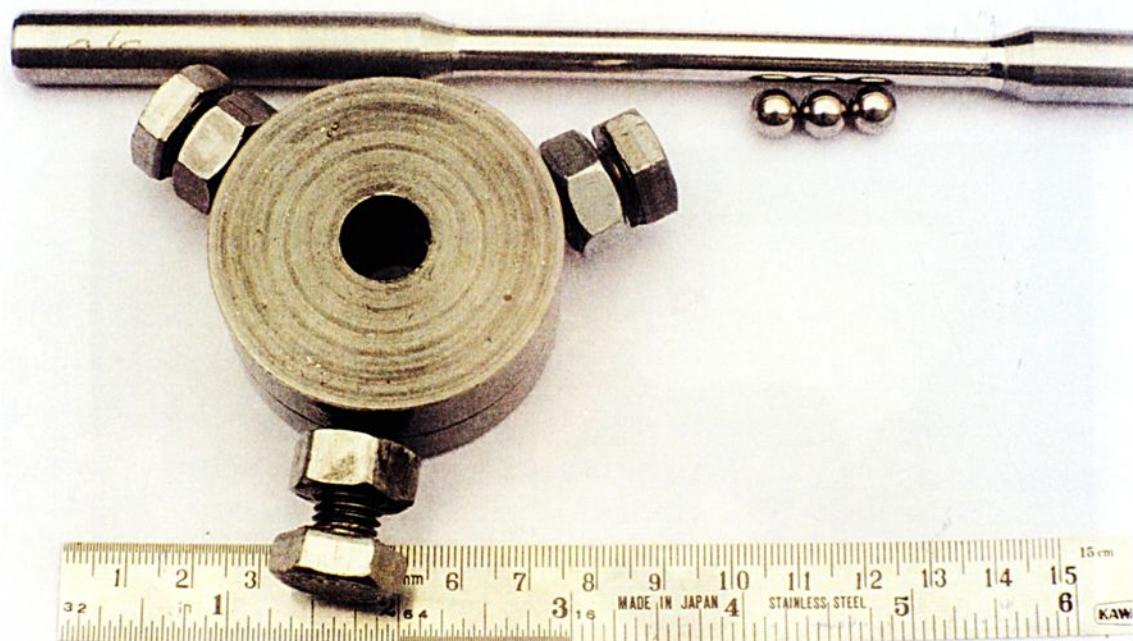


Figura 13. Dispositivo para roletagem.

Foram escolhidas esferas de roletagem com 8mm de diâmetro, igual ao diâmetro do corpo de provas, para facilitar os cálculos das tensões de contato.

Foram feitas várias tentativas para roletagem, usando forças de compressão de 50 , 100 e 150 N entre as esferas e os corpos de prova. A medição da força de compressão entre as esferas e os corpos de prova foi feita indiretamente, medindo o torque de aperto dos parafusos sobre as esferas, conforme mostra a figura 14. Para medir o torque de aperto, foi construído e calibrado um dinamômetro de mola. A relação entre o torque de aperto aplicado na cabeça do parafuso e a força axial desenvolvida pelo parafuso, segundo RESHETOV (1964) é :

$$M_t = F (d_m / 2) \operatorname{tg} (\beta + \phi) \quad (3.1)$$

M_t é o momento torsor na cabeça do parafuso [N.mm],



d_m é o diâmetro médio da rosca [mm],

β é o ângulo de hélice da rosca em graus e

ϕ é o ângulo de atrito na rosca em graus.

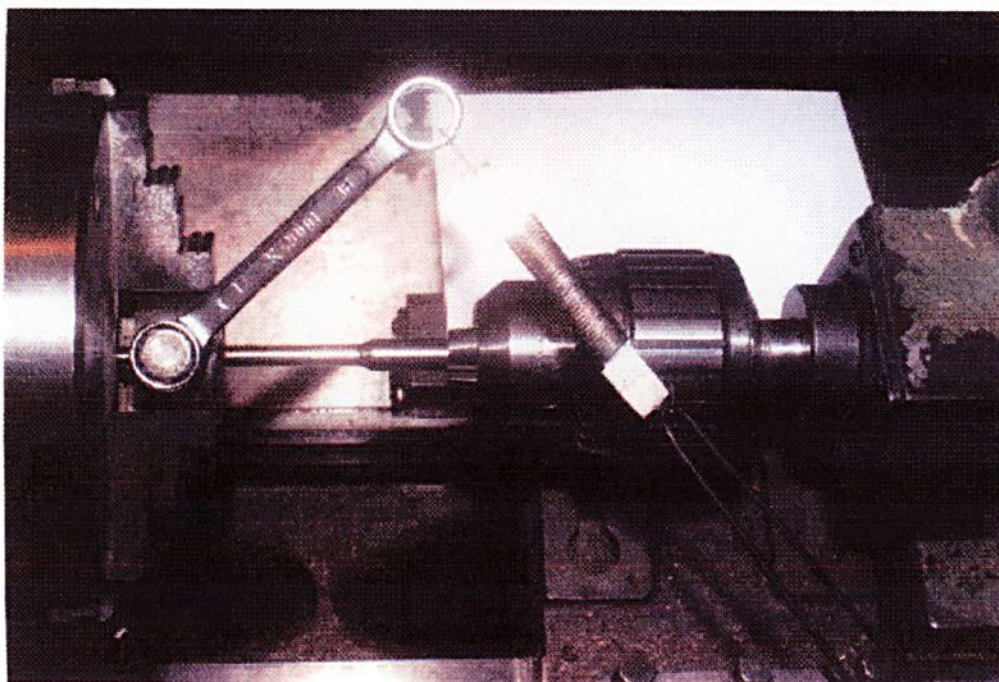


Figura 14. Medição do torque de aperto.

A operação de roletagem dos corpos de prova foi feita em torno mecânico, com o dispositivo de roletar preso na placa de três castanhas, girando a 31 Hz (650 rpm) e o corpo de prova preso ao mandril do cabeçote móvel, empurrado pelo carro longitudinal do torno, com deslocamento de 0,039 mm por rotação, conforme visto na figura 15. Foi usado óleo lubrificante de barramento de torno dentro do dispositivo de roletagem.

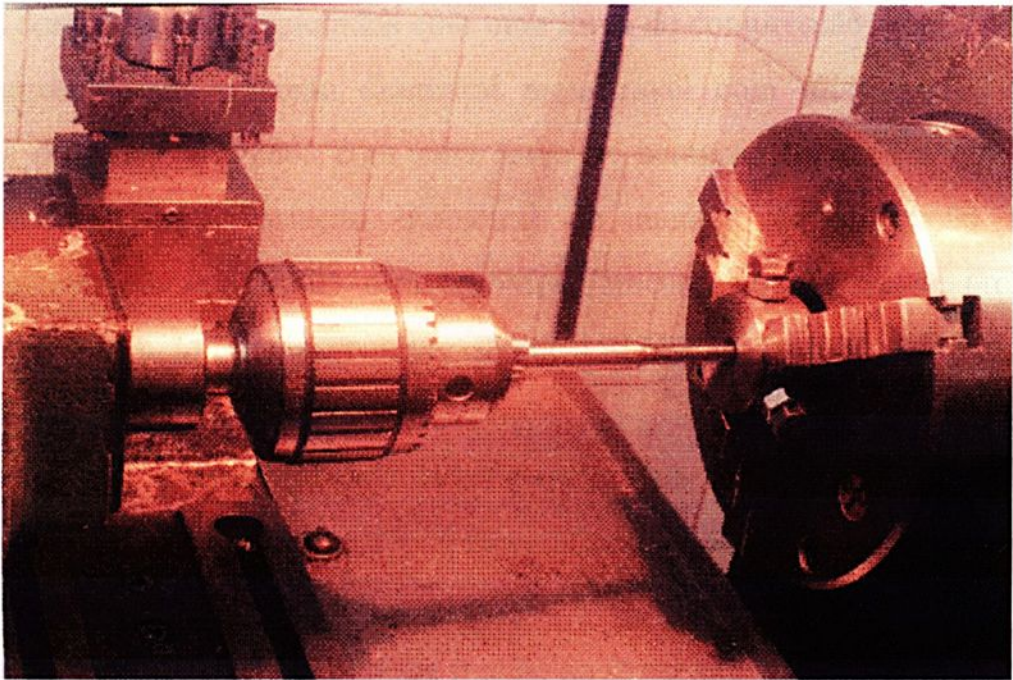


Figura 15. Roletagem do corpo de prova.

As tensões de contato foram calculadas conforme PISSARENKO (1985), para o caso geral de contato entre dois corpos com módulos de elasticidade aproximadamente iguais, e verificadas conforme ROARK (1984). Os valores numéricos das grandezas referentes aos corpos em contato estão na tabela 5.

Tabela 5. Características geométricas e de materiais dos corpos em contato.

E	2 100 MPa
μ	0,3
ρ_1	8,0 mm
ρ_1'	8,0 mm
ρ_2	8,0 mm
ρ_2'	∞

Os corpos de prova roletados com uma força de compressão igual a 50N não apresentaram variação diametral mensurável com micrômetro. Os corpos de prova roletados com uma força de compressão igual a 100 N apresentaram uma variação diametral de metade da indicação do micrômetro, portanto 0,005 mm aproximadamente. Os corpos de prova roletados com uma força de compressão de 150 N apresentaram defeitos na superfície.

As tensões de contato, calculadas para as três forças de compressão entre as esferas e o cilindro, estão apresentadas na tabela 6.

Tabela 6. Tensão de contato em função da força de compressão.

Força de compressão [N]	Tensão de contato [MPa]
50	2565
100	3232
150	3700

Todos os corpos de prova polidos, jateados e roletados, prontos para os ensaios, estavam com o diâmetro e tolerância 8f8. A figura 16 mostra os três tipos de corpos de prova que foram utilizados nos ensaios.

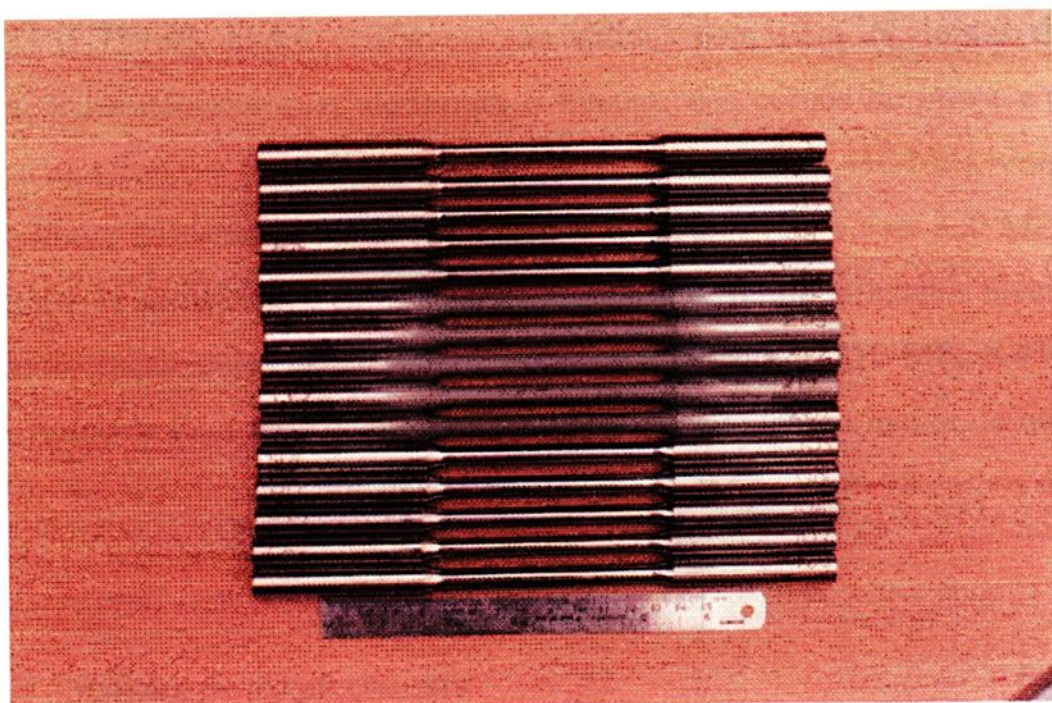


Figura 16. Corpos de prova polidos, jateados e roletados

3.3 Limites de tensão

Conforme DIETER (1981), o procedimento usual para a determinação de uma curva S-N consiste em se testar o primeiro corpo de prova a uma tensão alta, cerca de dois terços do limite de resistência do material, na qual se espera que ocorra fratura num número de ciclos bastante pequeno. A tensão de ensaio é diminuída gradativamente para cada corpo de prova, até que uma ou duas amostras não se rompam a 10^7 ciclos.

Como o presente trabalho não visa determinar o limite de fadiga, mas sim, a resistência à fadiga, então fica determinado como limite inferior de tensão o limite de escoamento do material.

3.4 Número de corpos de prova e campo de tensões

Segundo BRANCO (1985), uma curva S-N obtém-se geralmente ensaiando vinte a trinta corpos de prova, com quatro ou cinco corpos de prova para cada nível de tensão previamente escolhido. Conforme a norma

ASTM E 739-91, dados confiáveis são obtidos com 12 a 24 corpos de prova. Estas considerações definiram o número dos corpos de prova e o campo de tensões a ser utilizado nos ensaios: de 310 MPa a 410 MPa, visto que o limite de escoamento do material dos corpos de prova é de 320 MPa e o limite de resistência é de 631 MPa. Nos ensaios, foram utilizados níveis de tensão escalonados de 20 em 20 MPa, no intervalo de 310 MPa a 410 MPa. Somente uma série de ensaios foi realizada com tensão menor do que o limite de escoamento do material. Foram ensaiados no total 98 corpos de prova.

3.5 Sistema de arrefecimento

Após a reparação mecânica e elétrica da máquina, foram ensaiados alguns corpos de prova polidos e um jateado para testar a máquina. A figura 17 mostra alguns corpos de prova, utilizados nos pré-ensaios, que apresentaram problemas devido ao aquecimento, chegando ao rompimento ou danificando a máquina.

Para manter os corpos de prova a uma temperatura próxima da ambiente, foi necessário adaptar um reservatório de água elevado, distribuindo água aos quatro corpos de prova em teste, conforme mostrado na figura 18.



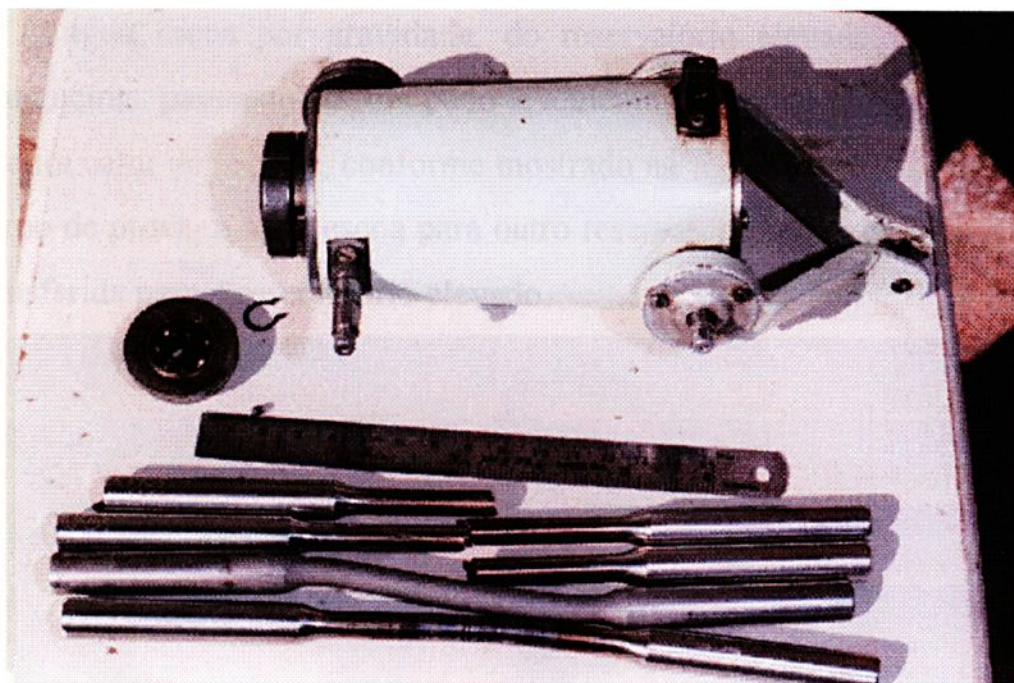


Figura 17. Corpos de prova que apresentaram problemas devido ao aquecimento nos pré-ensaios.

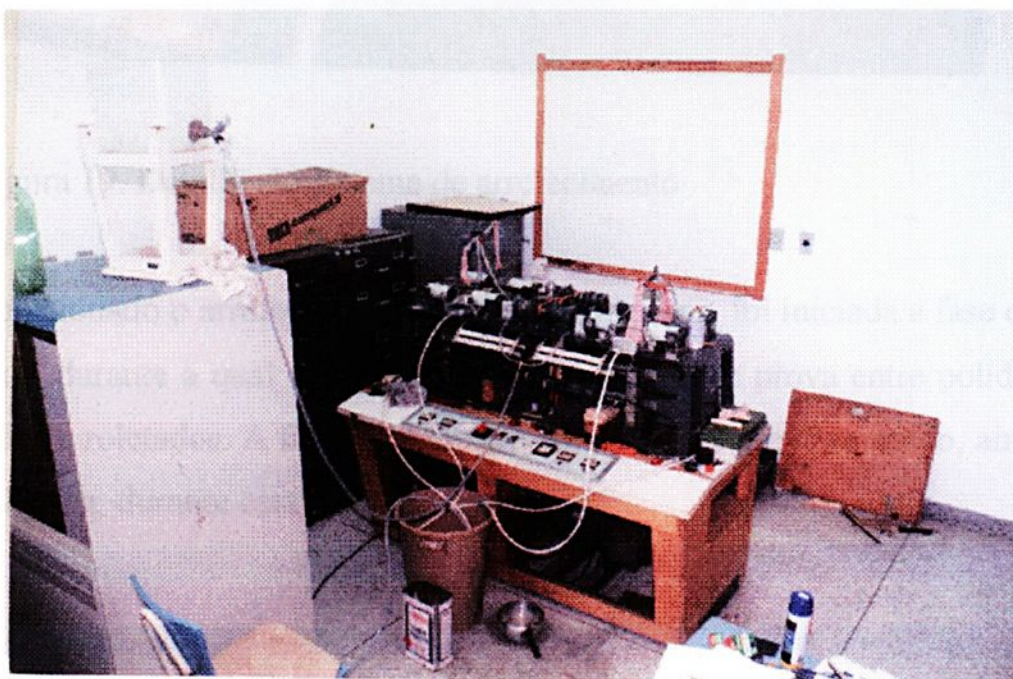


Figura 18. Máquina com os dispositivos para arrefecer os corpos de prova

A água escoar por gravidade, do reservatório elevado, por meio de mangueiras, passando por um pano levemente encostado no corpo de prova e retira calor do mesmo, conforme mostrado na figura 19. Após passar pelo corpo de prova, a água escoar para outro reservatório, de onde é novamente transferida para o reservatório elevado.

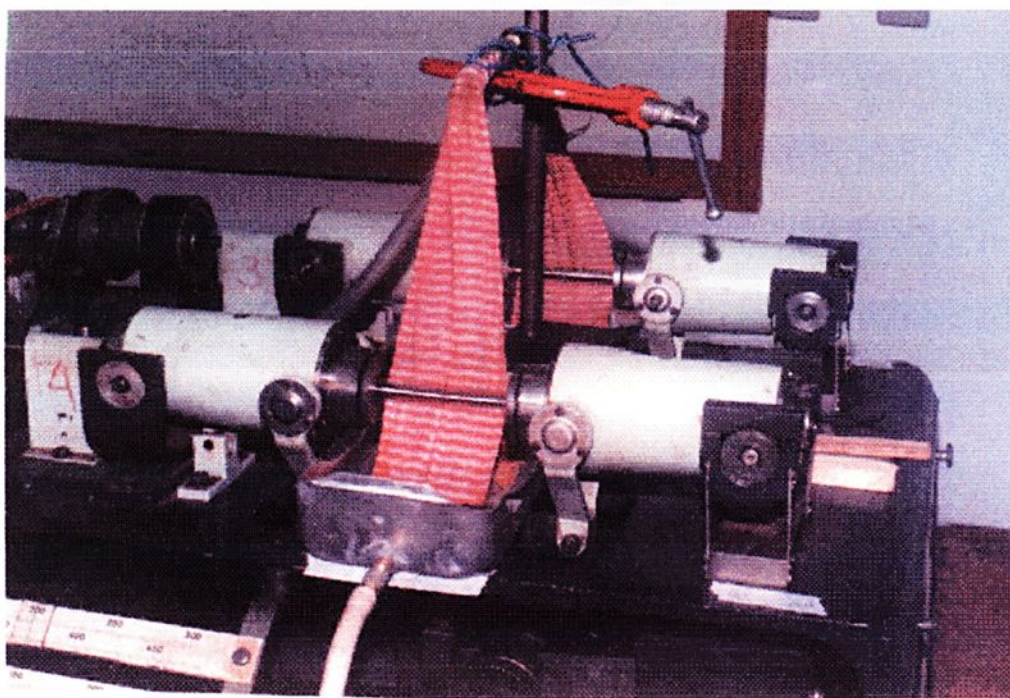


Figura 19. Detalhe do sistema de arrefecimento

Solucionado o arrefecimento dos corpos de prova, foi iniciada a fase dos ensaios, durante a qual foram ensaiados 98 corpos de prova entre polidos, jateados e roletados. A figura 20 mostra um corpo de prova rompido, ainda na máquina, durante esta fase.

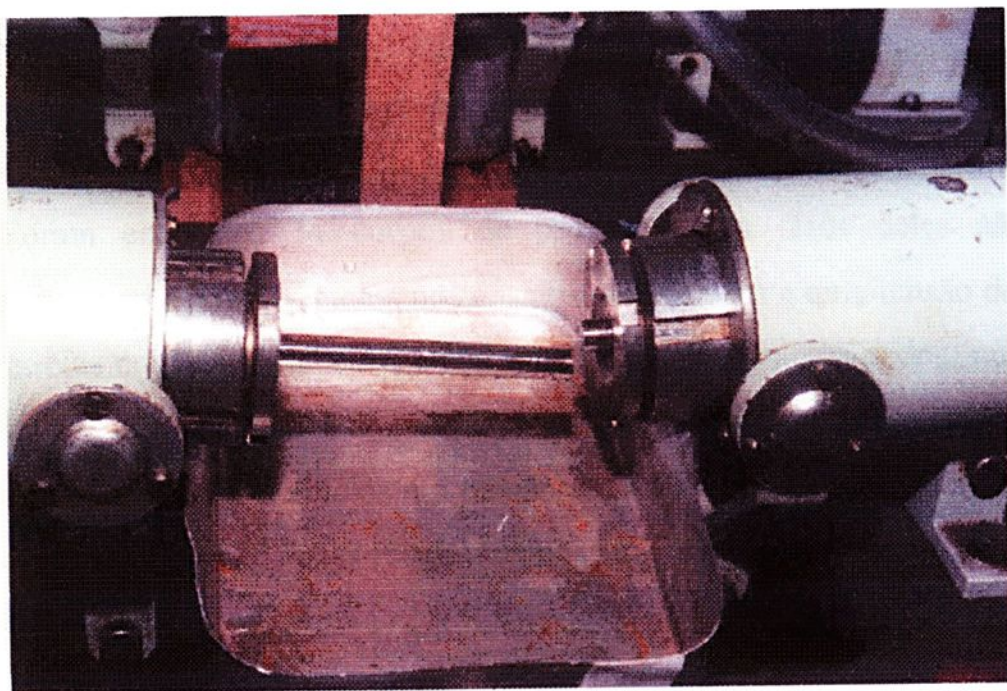


Figura 20. Corpo de prova rompido na máquina

4 RESULTADOS

4.1 Resistência à fadiga para os corpos de prova polidos

Foram ensaiados 34 corpos de prova polidos. Três deles não se romperam com $5,6 \times 10^6$ ciclos nos ensaios, submetidos a uma tensão de 310 MPa. Nas colunas da tabela 7 estão mostrados os seguintes dados: número de ciclos em que ocorreu a ruptura dos corpos de prova, o logaritmo decimal do número de ciclos e a tensão em MPa na qual ocorreu a ruptura dos corpos de prova. Estes resultados possibilitaram a construção da curva S-N , mostrada na figura 21, utilizando um programa estatístico de regressão linear com intervalo de 95% de confiança.

Tabela 7 - Resultados obtidos para os corpos de prova polidos rompidos

Número de ciclos	Log (Número de ciclos)	Tensão [MPa]
124000	5,093	330
191100	5,281	330
145800	5,164	330
133300	5,125	330
271200	5,433	330
258800	5,413	330
56800	4,754	350
43600	4,639	350
41700	4,620	350
44500	4,648	350
40100	4,603	350
54100	4,733	350

Número de ciclos	Log (Número de ciclos)	Tensão [MPa]
9600	3,982	370
64600	4,810	370
28700	4,458	370
11600	4,064	370
15100	4,179	370
17200	4,236	370
7500	3,875	390
10400	4,017	390
8400	3,924	390
6300	3,799	390
6400	3,806	390
9500	3,978	390
1700	3,230	410
1600	3,204	410
1200	3,079	410

Regressão linear para os dados experimentais relativos aos corpos de prova polidos:

$Y = A + B * X$

Parâmetro	Valor	Erro	Valor de t	Prob> t
A	535,42668	9,49981	56,3618	<0,0001
B	-38,81917	2,14715	-18,07941	<0,0001

Coefficiente de Pearson (R)	Ajuste de R^2	Desvio-padrão estimado	Número de amostras (N)
-0,96382	0,92895	7,28359	27

Quadro de ANOVA

Fonte de variação	Graus de liberdade	Soma dos quadrados	Quadrado médio	F	P
Modelo	1	17340,4013	17340,4013	326,86523	<0,0001
Resíduo	25	1326,26537	53,05061		
Total	26	18666,66667			

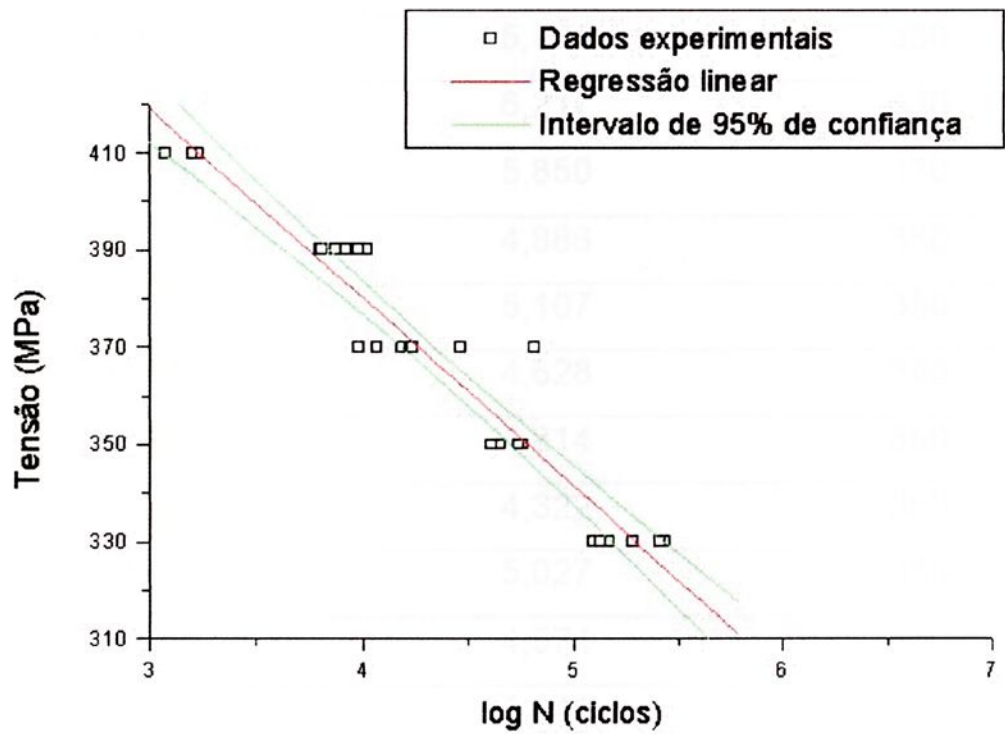


Figura 21 - Curva S-N: resistência à fadiga dos corpos de prova polidos

4.2 Resistência à fadiga para os corpos de prova jateados

Foram ensaiados 37 corpos de prova jateados. Três deles não se romperam nos ensaios com $5,6 \times 10^6$ ciclos, submetidos a uma tensão de 310 MPa. Nas colunas da tabela 8 estão mostrados os seguintes dados: número de ciclos em que ocorreu a ruptura dos corpos de prova, o logaritmo decimal do número de ciclos e a tensão em MPa na qual ocorreu a ruptura dos corpos de prova. Estes resultados possibilitaram a construção da curva S-N , mostrada na figura 22, utilizando um programa estatístico de regressão linear com intervalo de 95% de confiança.

Tabela 8 - Resultados obtidos para os corpos de prova jateados rompidos

Número de ciclos	Log (Número de ciclos)	Tensão [MPa]
516500	5,713	330
184500	5,266	330
1792800	6,254	330
133000	5,124	330
1646700	6,217	330
708700	5,850	330
77000	4,886	350
128000	5,107	350
42500	4,628	350
65200	4,814	350
21000	4,322	350
106400	5,027	350
37500	4,574	370
27800	4,444	370
13900	4,143	370
20100	4,303	370

Número de ciclos	Log (Número de ciclos)	Tensão [MPa]
16500	4,217	370
18000	4,255	370
8600	3,934	390
7400	3,869	390
6600	3,819	390
13200	4,121	390
20600	4,314	390
15400	4,188	390
2800	3,447	410
2000	3,301	410
2200	3,342	410

Regressão linear para os dados experimentais relativos aos corpos de prova jateados:

$Y = A + B * X$

Parâmetro	Valor	Erro	Valor de t	Prob> t
A	506,27818	12,02377	42,10644	<0,0001
B	-30,76978	2,59093	-11,87597	<0,0001

Coefficiente de Pearson (R)	R ²	Ajuste de R ²	Desvio-padrão estimado	Número de amostras (N)
-0,92165	0,84943	0,84341	10,603	27

Quadro de ANOVA

Fonte de variação	Graus de liberdade	Soma dos quadrados	Quadrado médio	F	P
Modelo	1	15856,07699	15856,07699	141,0387	<0,0001
Resíduo	25	2810,58968	112,42359		
Total	26	18666,66667			

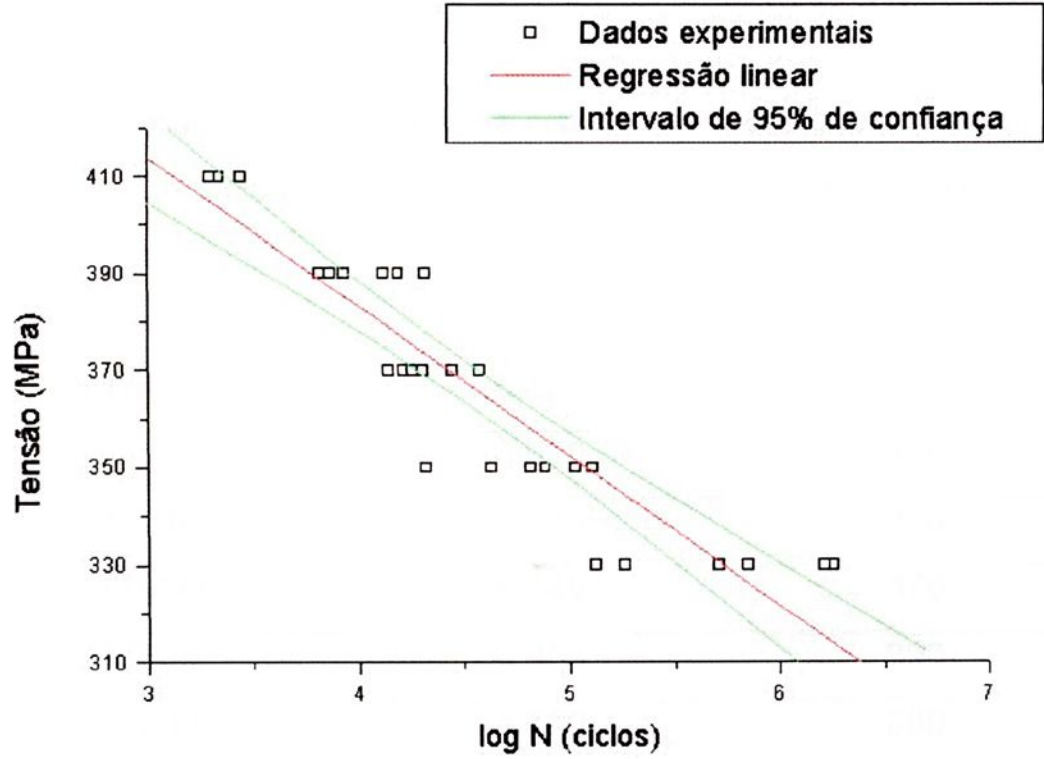


Figura 22 - Curva S-N: resistência à fadiga dos corpos de prova jateados

4.3 Resistência à fadiga para os corpos de prova roletados

Foram ensaiados 27 corpos de prova roletados. Para cada um dos três níveis de tensão ensaiados, 310, 330 e 350 MPa, três corpos de prova não se romperam com $5,6 \times 10^6$ ciclos. Nas colunas da tabela 9 estão mostrados os seguintes dados: número de ciclos em que ocorreu a ruptura dos corpos de prova, o logaritmo decimal do número de ciclos e a tensão em MPa na qual ocorreu a ruptura dos corpos de prova. Estes resultados possibilitaram a construção da curva S-N, mostrada na figura 23, utilizando um programa estatístico de regressão linear com intervalo de 95% de confiança.

Tabela 9 - Resultados obtidos para os corpos de prova roletados rompidos

Número de ciclos	Log (Número de ciclos)	Tensão [MPa]
1984500	6,298	370
242000	5,384	370
1319000	6,120	370
1021000	6,009	370
705100	5,848	370
1119300	6,049	370
36600	4,563	390
36200	4,559	390
38400	4,584	390
78600	4,895	390
51900	4,715	390
7200	3,857	390
9600	3,982	410
9500	3,978	410
5800	3,763	410

Regressão linear para os dados experimentais relativos aos corpos de prova roletados:

$Y = A + B * X$

Parâmetro	Valor	Erro	Valor de t	Prob> t
A	464,53748	9,22253	50,36987	<0,0001
B	-15,79049	1,82622	-8,64655	<0,0001

Coeficiente de Pearson (R)	R ²	Ajuste de R ²	Desvio-padrão estimado	Número de amostras (N)
-0,92297	0,85187	0,84048	6,18749	15

Quadro de ANOVA

Fonte de variação	Graus de liberdade	Soma dos quadrados	Quadrado médio	F	P
Modelo	1	2862,29515	2862,29515	74,76286	<0,0001
Resíduo	13	497,70485	38,28499		
Total	14	3360			

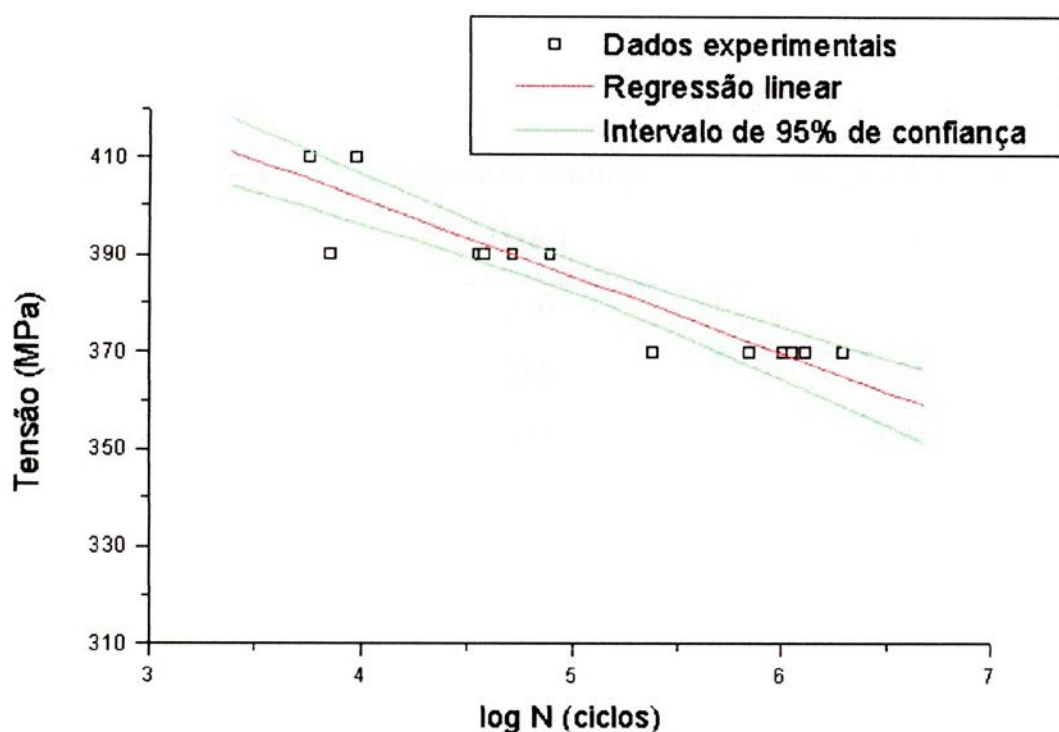


Figura 23 - Curva S-N resistência à fadiga dos corpos de prova roletados

4.4 Valores de dureza superficial e rugosidade

Na tabela 10 são apresentados os valores médios de dureza superficial e rugosidade R_a para os corpos de prova polidos, jateados e roletados.

Para a medição da dureza superficial Knoop foi utilizado um durômetro modelo Microhardness Tester, marca ACCO WILSON INSTRUMENT, com carga de 0,1 N (10gf).

A rugosidade superficial R_a foi determinada utilizando-se um rugosímetro modelo SURTRONIC 3+, marca TAYLOR HOBSON, com cut-off de 0,8mm e filtro 2CR fase corrigida, segundo a norma NBR 6405/1988.

Tabela 10 – Valores de dureza superficial Knoop [HK] e rugosidade superficial (Ra).

Corpo de prova	Dureza Knoop [HK]	Rugosidade Ra [μm]
polido	230	0,167
jateado	288	2,360
roletado	323	0.530

5. ANÁLISE DOS RESULTADOS

A figura 24 apresenta uma análise comparativa da resistência à fadiga entre os corpos de prova de aço inoxidável austenítico AISI 304, submetidos a três tratamentos superficiais: polimento, jateamento e roletagem.

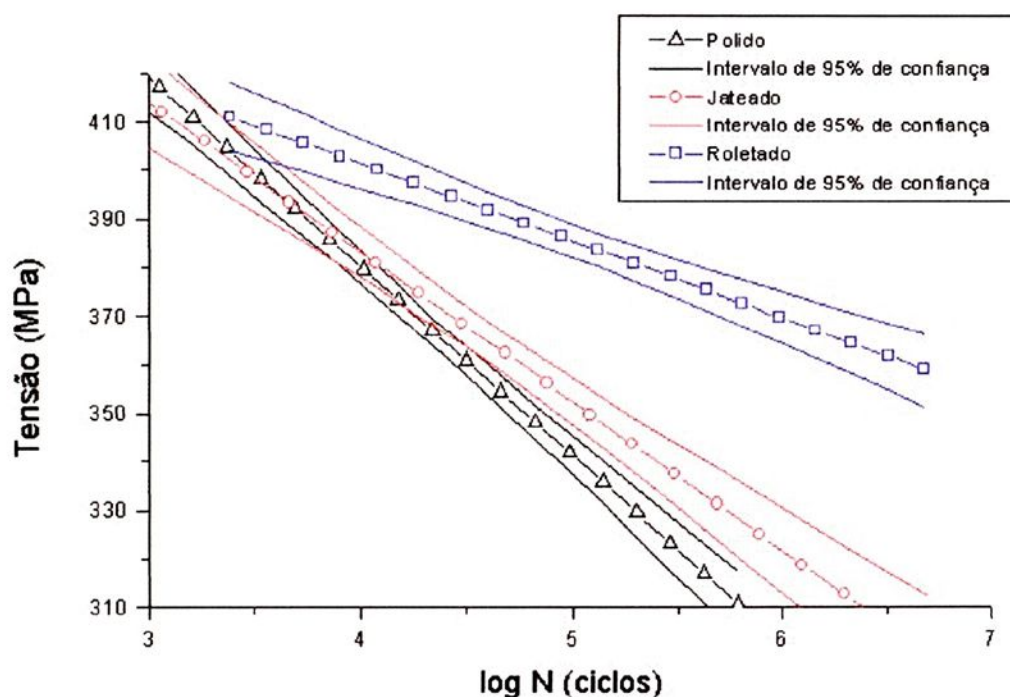


Figura 24 - Sobreposição das curvas S-N, resistência à fadiga dos três tipos de corpos de prova ensaiados

O resultado apresentado na figura 24 mostra que os corpos de prova roletados atingiram uma resistência à fadiga 20% maior que os corpos de prova polidos na fadiga de alto ciclo. Os corpos de prova jateados atingiram uma resistência à fadiga 6% maior que os polidos na fadiga de alto ciclo. A resistência à fadiga de baixo ciclo dos corpos de prova roletados ainda é maior que dos corpos de prova polidos, porém os corpos de prova jateados apresentam resistência à fadiga menor que os corpos de

prova polidos. Na fadiga de baixo ciclo, os corpos de prova jateados apresentaram resistência à fadiga menor do que os corpos de prova polidos.



6. CONCLUSÕES

Através do presente trabalho pode-se concluir que a resistência à fadiga do aço inoxidável austenítico AISI 304 pode ser aumentada com a aplicação do tratamento superficial de roletagem. Os resultados obtidos com os corpos de prova jateados com areia não permitiram concluir se tal tratamento realmente melhora a resistência à fadiga do aço inoxidável austenítico AISI 304.

Componentes mecânicos de revolução (eixos e árvores) são fáceis de serem roletados em oficinas mecânicas de manutenção industrial, enquanto que componentes mecânicos sem eixo de simetria dificilmente podem ser roletados.



BIBLIOGRAFIA CITADA

- ABNT NBR 5601, julho/1981. *Aços inoxidáveis: classificação por composição química, padronização.*
- ALTENBERGER, I. , SCHOLTES, B. , MARTIN, U. and OETTEL, H. *Cyclic deformation and near surface microstructures of shot peened or deep rolled austenitic stainless steel AISI 304.* Materials Science and Engineering A264. 1999.
- ASM HANDBOOK. V-1. *Properties and Selection: Iron, Steels and High-Performance Alloys.* American Society for Metals International. 1990.
- ASTM A 479 / A 479 M-94^a *Standard specification for stainless steel and heat-resisting steel bars and shapes for use in boilers and other pressure vessels.* 1994.
- ASTM E 739-91 *Standard practice for statistical analysis of linear or linearized stress-life (S-N) and strain-life (ϵ -N) fatigue data.* 1991.
- BRANCO, C. A. G. M. *Mecânica dos materiais.* Lisboa: Fundação Calouste Gulbenkian. 1985.
- CAZAUD, R. *La fatigue des metaux.* 4^a ed. Paris: Dunod 1959.
- CHIAVERINI, V. *Aços e ferros fundidos.* 5^a edição. São Paulo: ABM. 1984.
- DARE NETO, L. *Levantamento da curva de sensibilidade ao entalhe versus dimensão do entalhe em U em corpos de prova de aço de baixo carbono.* Dissertação. EESCUSP. São Carlos. 1993.
- DIETER, G. E. *Metalurgia mecânica.* 2^a edição. Rio de Janeiro: Guanabara Koogan. 1981.
- DOWLING, N. E. *Mechanical behavior of materials.* Upper Saddle River: Prentice Hall. 1993.



- RAMAN, S. G. S. and PADMANABHAN, K. A. *Effect of electropolishing on the room-temperature low-cycle fatigue behaviour of AISI 304 LN stainless steel*. International Journal of Fatigue. Vol. 17 n° 3. 1995.
- RAMAN, S. G. S. and PADMANABHAN, K. A. *Effect of prior cold work on the room-temperature low-cycle fatigue behaviour of AISI 304 LN stainless steel*. International Journal of Fatigue. Vol. 18 n° 2. 1996.
- GARIBOLDI, E. , NICODEMI, W. , PELLIN, P. , SILVA, G. and VEDANI, M. *Strenght and surface finish: influence on fatigue behaviour of steels*. Metalurgical Science and Tecnology. Vol. 13 n° 2. 1995.
- FORREST, P. G. *Fatigue of metals*. London: Pergamon Press. 1962.
- MATERIALS PERFORMANCE. May - 1999. NACE International Houston. 1999.
- METALS HANDBOOK. Desk Edition. 1991.
- MONYPENNY, J.H.G. *Stainless iron and steel*. London: Chapman and Hall Ltd. 1951.
- NIDI-NICKEL DEVELOPMENT INSTITUTE. *Guide to Stainless Steel*. International Edition. Toronto. 1991.
- ODING, I. A. *Tensões admissíveis e resistência à fadiga dos metais*. Moscou: Mashinostroenie (em russo). 1962.
- PISSARENKO, G. S. *Prontuário de resistência de materiais*. Moscou: Mir. 1985.
- PODZOLOV, I. V. *Cálculo de tensões admissíveis para metais ferrosos*. 3ª edição. Moscou: OBORONGUIZ.(em russo) 1947.

- RESHETOV, D.N., *Elementos de máquinas*. Moscou: Mashinostroenie (em russo) 1964.
- RIOS, E.R., WALLEY, A. , MILAN, M. T., HAMMERSLEY, G. *Fatigue crack initiation and propagation on shot-peened surfaces in A316 stainless steel*. International Journal of Fatigue, Vol.17 n° 7.1995.
- ROARK, R. J., YOUNG, W. C. *Formulas for stress and strain*. 5th edition. Singapore: Mc Graw Hill. 1984.
- SCHEER, L. *O que é aço*. São Paulo: Editora Pedagógica e Universitária. 1977.
- SURESH, S. *Fatigue of materials*. 2nd edition. Cambridge: Cambridge University Press. 1998.



BIBLIOGRAFIA CONSULTADA

- ABNT NBR 5601, julho/1981. *Aços inoxidáveis: classificação por composição química, padronização.*
- ADVANCED MATERIALS and PROCESSES - *Guide to selecting engineered materials.* American Society for Metals International. 1989.
- ALTENBERGER, I. , SCHOLTES, B. , MARTIN, U. and OETTEL, H. *Cyclic deformation and near surface microstructures of shot peened or deep rolled austenitic stainless steel AISI 304.* Materials Science and Engineering A264. 1999.
- ASM HANDBOOK. V-1. *Properties and Selection: Iron, Steels and High-Performance Alloys.* American Society for Metals International. 1990.
- ASM HANDBOOK. V-19. *Fatigue and Fracture.* American Society for Metals International. 1996.
- ASTM A 479 / A 479 M-94a *Standard specification for stainless steel and heat-resisting steel bars and shapes for use in boilers and other pressure vessels.*1994.
- ASTM E 739-91 *Standard practice for statistical analysis of linear or linearized stress-life (S-N) and strain-life (ϵ -N) fatigue data.* 1991.
- BRANCO, C. A. G. M. *Mecânica dos materiais.* Lisboa: Fundação Calouste Gulbenkian. 1985.
- CAZAUD, R. *La fatigue des metaux .* 4^a ed. Paris: Dunod 1959.
- CHIAVERINI, V. *Aços e ferros fundidos.* 5^a edição. São Paulo: ABM. 1984.



- DARE NETO, L. *Levantamento da curva de sensibilidade ao entalhe versus dimensão do entalhe em U em corpos de prova de aço de baixo carbono*. Dissertação. EESCUSP. São Carlos. 1993.
- DIETER, G. E. *Metalurgia mecânica*. 2^a edição. Rio de Janeiro: Guanabara Koogan. 1981.
- DOWLING, N. E. *Mechanical behavior of materials*. Upper Saddle River: Prentice Hall. 1993.
- RAMAN, S. G. S. and PADMANABHAN, K. A. *Effect of electropolishing on the room-temperature low-cycle fatigue behaviour of AISI 304 LN stainless steel*. International Journal of Fatigue. Vol. 17 n° 3. 1995.
- RAMAN, S. G. S. and PADMANABHAN, K. A. *Effect of prior cold work on the room-temperature low-cycle fatigue behaviour of AISI 304 LN stainless steel*. International Journal of Fatigue. Vol. 18 n° 2. 1996.
- RAMAN, S. G. S. and PADMANABHAN, K. A. *Determination of the room-temperature cyclic stress-strain curve of AISI 304LN austenitic stainless steel by two different methods*. International Journal of Fatigue 14 n° 5. 1992.
- GARIBOLDI, E. , NICODEMI, W. , PELLIN, P. , SILVA, G. and VEDANI, M. *Strenght and surface finish: influence on fatigue behaviour of steels*. Metalurgical Science and Tecnology. Vol. 13 n° 2. 1995.
- KOBAYASHI, M. , MATSUI, T. , MURAKAMI, Y. *Mechanism of creation of compressive residual stress by shot peening*. International Journal of Fatigue, Vol.20, n° 5. 1998.
- FORREST, P. G. *Fatigue of metals*. London: Pergamon Press. 1962.



- MANN, J. Y. *Fatigue of materials*. Victoria: Melbourne University Press. 1967.
- MATERIALS PERFORMANCE. May - 1999. NACE International Houston. 1999.
- METALS HANDBOOK. Desk Edition. 1991.
- METALS HANDBOOK. Volume 8. Mechanical Testing. 1985.
- MONYPENNY, J.H.G. *Stainless iron and steel*. London: Chapman and Hall Ltd. 1951.
- NIDI-NICKEL DEVELOPMENT INSTITUTE. *Guide to Stainless Steel*. International Edition. Toronto. 1991.
- ODING, I. A. *Tensões admissíveis e resistência à fadiga dos metais*. Moscou: Mashinostroenie (em russo). 1962.
- PISSARENKO, G. S. *Prontuário de resistência de materiais*. Moscou: Mir. 1985.
- PODZOLOV, I. V. *Cálculo de tensões admissíveis para metais ferrosos*. 3^a edição. Moscou: OBORONGUIZ.(em russo) 1947.
- RESHETOV, D.N., *Elementos de máquinas*. Moscou: Mashinostroenie (em russo) 1964.
- RIOS, E.R., WALLEY, A. , MILAN, M. T., HAMMERSLEY, G. *Fatigue crack initiation and propagation on shot-peened surfaces in A316 stainless steel*. International Journal of Fatigue, Vol.17 n° 7.1995.
- ROARK, R. J., YOUNG, W. C. *Formulas for stress and strain*. 5th edition. Singapore: Mc Graw Hill. 1984.
- SAE FATIGUE DESIGN HANDBOOK. Society of Automotive Engineers, Inc. 1997.

- SCHEER, L. *O que é aço*. São Paulo: Editora Pedagógica e Universitária. 1977.
- SURESH, S. *Fatigue of materials*. 2nd edition. Cambridge: Cambridge University Press. 1998.
- WEIBULL, W. *Fatigue testing and analysis of results*. Oxford: Pergamon Press. 1981.



ANEXO 1 – Resultados da análise química do material dos corpos de prova





CERTIFICADO Nº 030/99

MATERIAL DECLARADO - Aço AISI 304
CORRIDA DECLARADA - -.-.-.-.-.-
PROCEDÊNCIA DECLARADA - Odilson Coimbra
FORNECEDOR DECLARADO - -.-.-.-.-.-

RESULTADOS DA ANÁLISE QUÍMICA

ELEMENTOS (%) EM PESO									
C	Mn	P	Si	Ni	Cr	Mo	-.-	-.-	-.-
0,048	1,84	0,016	0,62	8,21	18,75	0,040	-.-	-.-	-.-

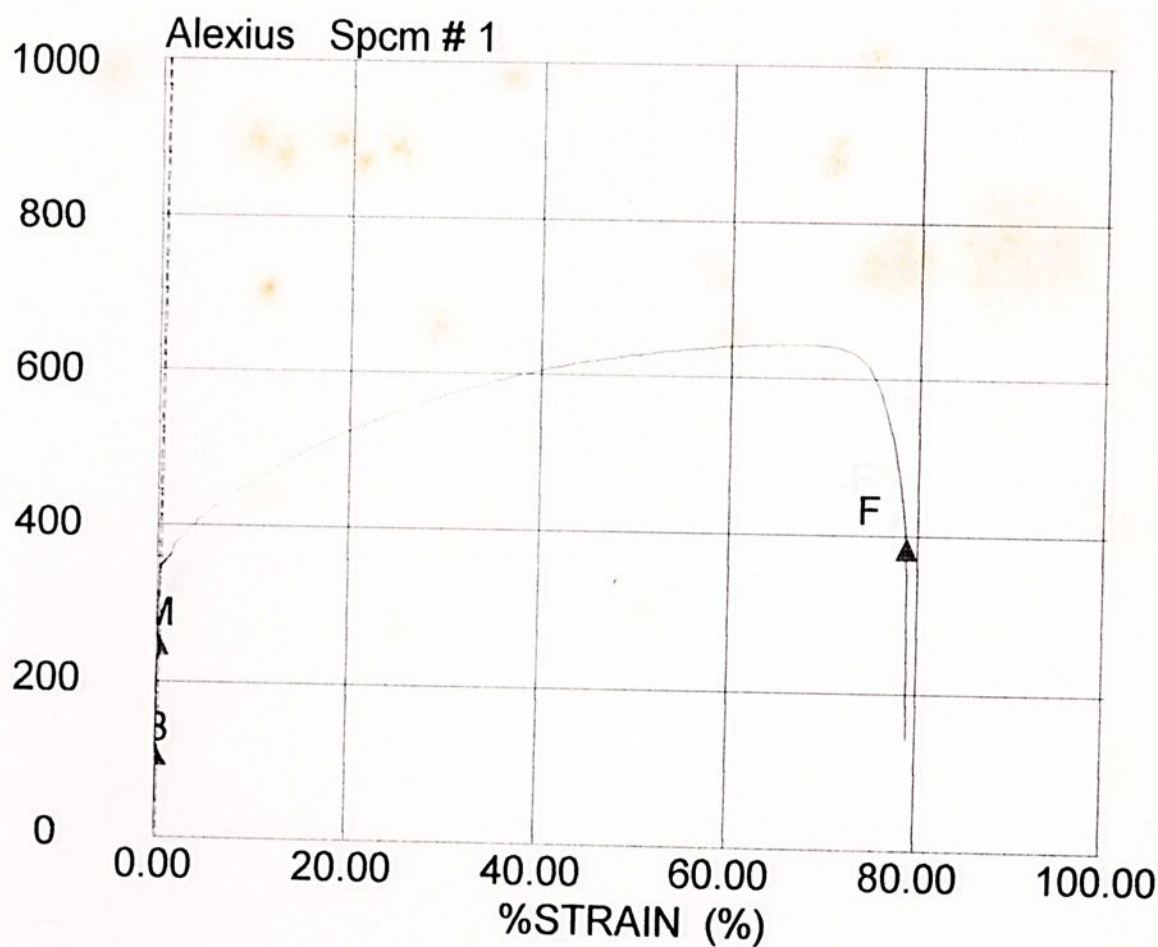
São Carlos, 01 de março de 1999


Prof. Dr. Dirceu Spinelli
Depto. de Engenharia de Materiais
EESC-USP



ANEXO 2 – Resultados dos ensaios de tração

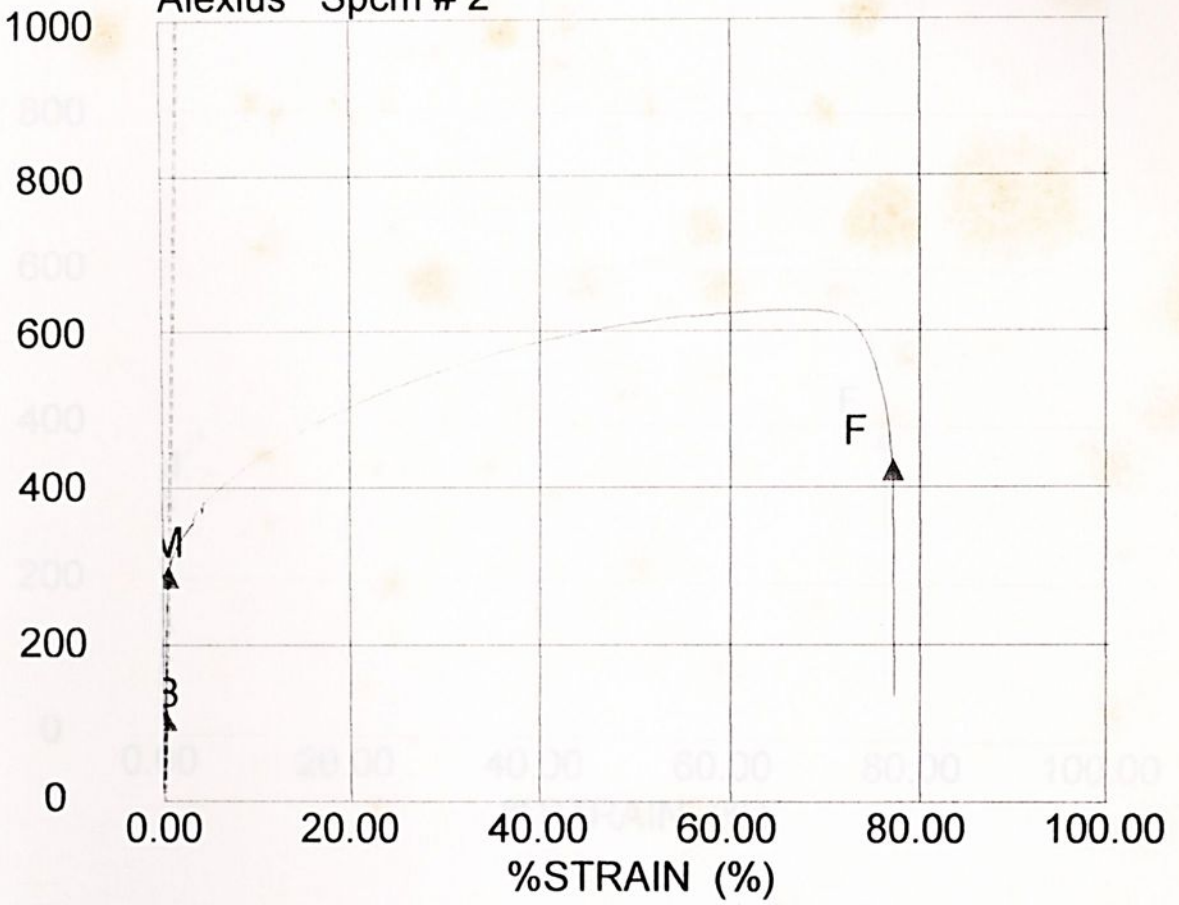
STRESS (MPa)

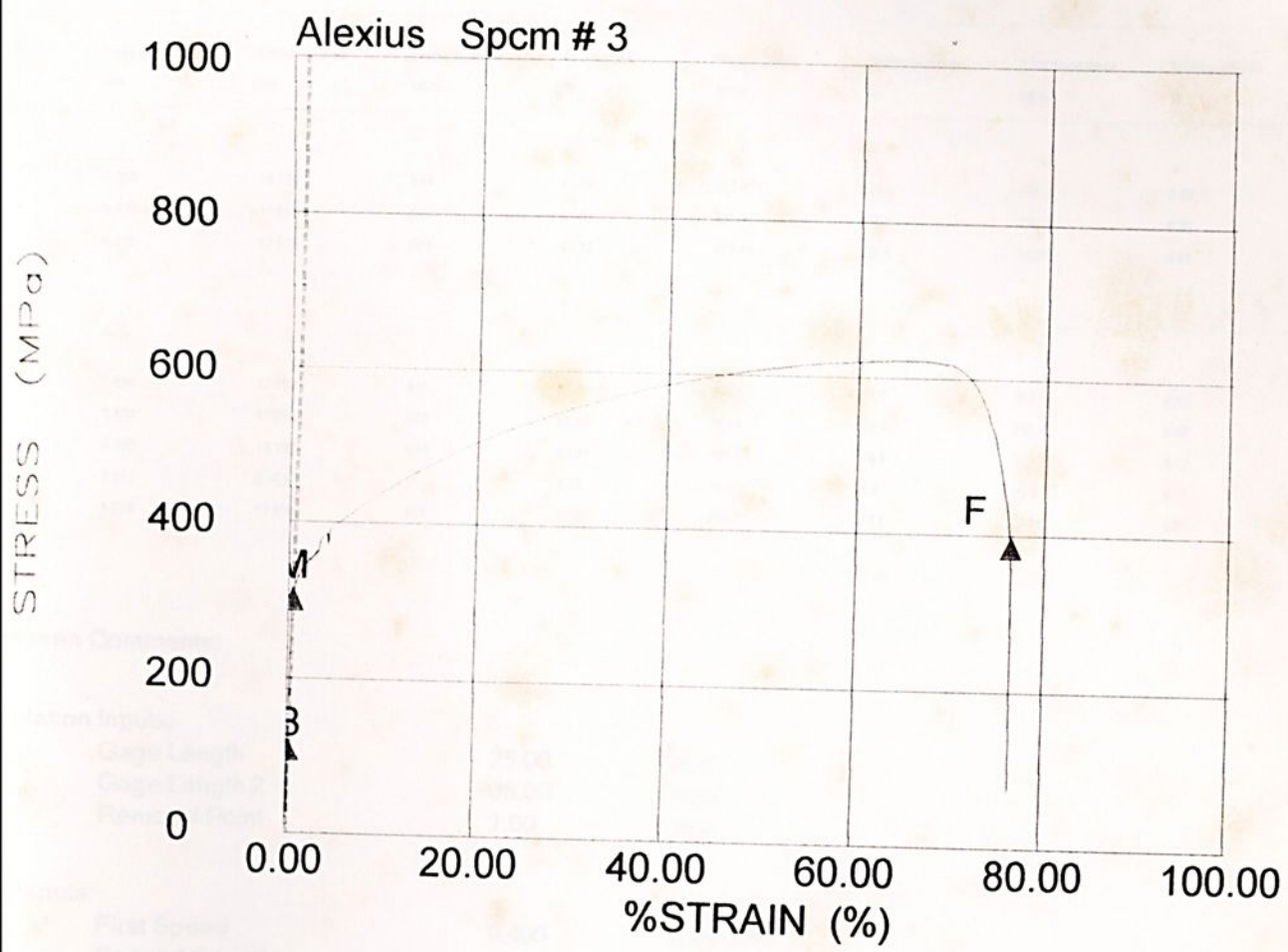


STRESS (MPa)

Alexius Spcm # 3

Alexius Spcm # 2





Sample ID: Alexius
Method: GTT/HJC

Test Date: Jan 22, 1999
Operator ID: EHJ

	Diameter	Ultimate Load	Ultimate Stress	% Ultimate	Break Stress	%Strn @ Break	0.2%Yield Stress	%Strain O'Yield	Modulus
	mm	kN	MPa	%	MPa	%	MPa	%	MPa
1	6.000	18.198	644	65.02	383.4	78.8	347.7	0.40	177750.42
2	5.970	17.553	627	67.89	421.5	77.1	298.4	0.72	57701.69
3	6.000	17.628	623	65.77	383.7	76.4	313.5	0.63	73455.62
Mean	5.990	17.793	631	66.23	396.2	77.5	319.9	0.58	102969.25
Min	5.970	17.553	623	65.02	383.4	76.4	298.4	0.40	57701.69
Max	6.000	18.198	644	67.89	421.5	78.8	347.7	0.72	177750.42
Stdv	0.017	0.353	11	1.49	21.9	1.2	25.3	0.17	65239.67
Medn	6.000	17.628	627	65.77	383.7	77.1	313.5	0.63	73455.62

Specimen Comments:

Calculation Inputs:

Gage Length	25.00	mm
Gage Length 2	35.00	mm
Removal Point	1.00	mm

Test Inputs:

First Speed	0.400	mm/Min
Second Speed	2.500	mm/Min
speed change pt	3.0	%



ABSTRACT

In this work it was studied the procedures and results of comparative rotating bending fatigue testing performed in AISI 304 stainless steel specimens submitted previously to three different surface finishing: polishing, sand blasting and ball rolling. According to RAMAN and PADMANABHAN (1995), there is little information about the influence of cold working in low cycle fatigue of austenitic stainless steel.

The procedures of polishing, sand blasting and ball rolling described here can be easily performed in machine shops for industrial maintenance. Some recommendation to quantify the sand blasting and ball rolling of the specimens are given, considering how difficult it is to measure the surface hardness. All specimens were machined with dimensions and tolerances specified by rotating bending fatigue machine maker. The specimens were divided into three groups, each one related to the respective surface finishing. The dimension of transverse section of the specimens were checked after each surface finishing, showing they remained within specification. The material used was the AISI 304 austenitic stainless steel, because its broad use in chemical, food, petrochemical, pulp and paper, pharmaceutical and electrical power industry. For high cycle fatigue, the ball rolled specimens showed fatigue resistance 20% higher than the polished ones and the sand blasted specimens showed fatigue resistance 6% higher than the polished ones.





0810000862

