

**“ INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS
DE USINAGEM NA RESISTÊNCIA À FADIGA
DE AÇOS AISI 4140 ”**

KARINA STEFANIA SOUZA LOPES

Belo Horizonte
Novembro de 2006

Karina Stefania Souza Lopes

**“ INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS
DE USINAGEM NA RESISTÊNCIA À FADIGA
DE AÇOS AISI 4140 ”**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Ciências em Engenharia Mecânica.

ORIENTADOR: Prof. Ernani Sales Palma, Dr. -Ing

Banca Examinadora:

Prof. Ernani Sales Palma, Dr. Ing. – PUC Minas – Presidente, Orientador

Prof. Perrin Smith Neto, Dr. – PUC Minas – Examinador Interno

Prof. Carlos Alberto Cimini, Dr. – UFMG – Examinador Externo

Belo Horizonte
Novembro de 2006

***Aos meus pais
Lourdes e Geraldo, ao
Clélio, a Rubya e a
Margarida por todo apoio.***

AGRADECIMENTO

Agradeço à PUC Minas, A FAPEMIG e a CAPES, pelo apoio financeiro.

Aos funcionários do laboratório de fabricação mecânica da PUC Minas, Carlos, Vinicius, Marceliny, Pedro e Ivan, pelo apoio técnico necessário para o desenvolvimento das atividades envolvidas neste trabalho.

Ao Carlos, técnico responsável pelo torno CNC, que realizou toda a usinagem dos corpos-de-prova.

A COMAM, nas figuras do metrologista Fabiano e do Engenheiro Erlano, pela disponibilidade da execução das medições de rugosidade.

Ao Engenheiro Ronaldo Ávila, pela disponibilidade das avaliações de composição química do material.

Aos alunos de iniciação científica do Laboratório de análise estrutural, pela colaboração e compreensão do desenvolvimento dos ensaios deste trabalho.

Aos estagiários do laboratório de fabricação mecânica, Ricardo e Marcílio, ao Pedro voluntário envolvido em alguns ensaios deste trabalho.

Aos colegas do mestrado, pelo apoio e dicas fundamentais para a evolução da dissertação.

Ao Clélio e ao meu pai Geraldo pela orientação técnica em momentos importantes deste trabalho.

Aos professores do mestrado PUC Minas, Ernani Palma e José Rubens pela orientação e apoio durante o mestrado.

A todos que de alguma forma contribuíram para esta dissertação.

RESUMO

O objetivo deste trabalho foi avaliar a influência dos parâmetros de usinagem na resistência à fadiga de aços comercialmente fabricados. Especificamente, foram relacionados a velocidade de corte, o avanço e a profundidade de corte com a resistência à fadiga do aço AISI 4140. Outro item avaliado foi a tensão residual resultante da usinagem em relação a resistência à fadiga deste aço. As análises das influências dos parâmetros de usinagem foram embasadas na topografia superficial, objetivamente em parâmetros de rugosidade superficial. Para determinação do limite de resistência à fadiga foi utilizado o método Staircase, onde os corpos-de-prova foram submetidos a ensaios cíclicos flexo-rotativo, em temperatura ambiente e tensão média nula ($R=-1$). A influência da tensão residual foi determinada por meio de comparação do limite de resistência à fadiga entre corpos-de-prova em estado virgem e recozidos. Constatou-se que o fator mais degradante da resistência à fadiga é o avanço, seguido pela profundidade de corte e velocidade de corte. Pode-se constatar também, uma significativa relação entre tensão residual e limite de resistência à fadiga, principalmente para valores altos de rugosidade superficial.

Palavras-chave: Resistência à fadiga, Rugosidade, velocidade de corte, profundidade de corte, avanço, staircase, tensão residual

ABSTRACT

The principal purpose of this research is to study the influence of machining parameters on fatigue limit of steel AISI 4140. Specifically in this work, the influences of feed rate, depth of cut and cutting speeds of turned surfaces on fatigue strength was analyzed. The influence of residual stresses, resulted from machining, on fatigue limit of this steel was also studied. The surface texture resulted from machining was characterized using roughness parameters. It was used the staircase method to determine the fatigue limit of the specimens. The fatigue experiments were carried out at room temperature, with cyclical frequency with zero mean stress. The influence of residual stress on fatigue limit was estimated by comparing the fatigue limits of specimens after and before heat treatment. The most influent machining parameter on fatigue limit is feed rate. Besides, residual stresses have a significant influence on fatigue limit, mainly in specimens with high roughness parameter values.

Keywords – Fatigue limit, Roughness, cutting speed, depth of cut, feed rate, staircase, residual stresses.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Curvas S–N.....	28
Figura 2.2 - Método de fadiga Staircase para determinar a resistência à fadiga média em 5×10^6 ciclos para o aço 4340 (COLLINS, 1993).....	34
Figura 3.1 – Fluxograma do processo experimental	58
Figura 3.2 – Geometria dos corpos-de-prova para ensaios de flexo-rotação.....	60
Figura 3.3 – Região do corpo-de-prova que sofrerá carregamento de fadiga	62
Figura 3.4 – Esquema da máquina de ensaio flexo-rotativo (ZAHAVI E TORBILO, 1996).....	66
Figura 4.1 – Relação entre Rugosidade Média e Profundidade de Corte.	72
Figura 4.2 – Relação entre Rugosidade Média Quadrática e Profundidade de Corte.	72
Figura 4.3 – Relação entre Altura Total do Perfil e Profundidade de Corte.....	73
Figura 4.4 – Relação entre Rugosidade Parcial Máxima e Profundidade de Corte...	73
Figura 4.5 – Relação entre Rugosidade Máxima e Profundidade de Corte.	73
Figura 4.6 – Relação entre Rugosidade Média e Velocidade de Corte.....	74
Figura 4.7 – Relação entre Rugosidade Média Quadrática e Velocidade de Corte. .	74
Figura 4.8 – Relação entre Altura Total do Perfil e Velocidade de Corte.	75
Figura 4.9 – Relação entre Rugosidade Parcial Máxima e Velocidade de Corte.	75
Figura 4.10 – Relação entre Rugosidade Máxima e Velocidade de Corte.	75
Figura 4.11 – Relação entre Rugosidade Média e Avanço.	76
Figura 4.12 – Relação entre Rugosidade Média Quadrática e Avanço.....	76
Figura 4.13 – Relação entre Altura Total do Perfil e Avanço.....	77

Figura 4.14 – Relação entre Rugosidade Parcial Máxima e Avanço.....	77
Figura 4.15 – Relação entre Rugosidade Máxima e Avanço.	77
Figura 4.16 – Influência do Avanço, velocidade de corte e profundidade de corte na rugosidade superficial média.....	78
Figura 4.17 – Microestrutura do material SAE 4140 em estado bruto. Ampliações de 100 vezes e 380 vezes.....	83
Figura 4.18 – Microestrutura do material SAE 4140 em estado recozido. Ampliações de 100 vezes e 380 vezes.....	84
Figura 4.19 – Ensaio de Fadiga para condição 1.1.....	86
Figura 4.20 – Ensaio de Fadiga para condição 2.1.....	86
Figura 4.21 – Ensaio de Fadiga para condição 3.1.....	87
Figura 4.22 – Ensaio de Fadiga para corpos-de-prova polidos.....	88
Figura 4.23 – Limite de resistência à fadiga em relação à profundidade de corte.....	90
Figura 4.24 – Limite de resistência à fadiga em relação à velocidade de corte.	92
Figura 4.25 – Limite de resistência à fadiga em relação ao avanço.....	93
Figura 4.26 – Relação simultânea entre avanço, velocidade de corte, profundidade de corte e Limite de resistência à fadiga.....	94
Figura 4.27 – Limite de resistência à fadiga em relação a rugosidade média para todas as condições.....	96
Figura 4.28 – Ensaio de Fadiga para condição 2.3 e Recozido.....	98
Figura 4.29 – Ensaio de Fadiga para corpos-de-prova polidos e tratados.....	98
Figura 4.30 – Influência dos parâmetros de usinagem na rugosidade e resistência à fadiga.	101
Figura 4.31 – Limite de resistência à fadiga em relação aos avanços, com recozimento.....	101

Figura 4.32 – Limite de resistência à fadiga em relação à rugosidade média.....	102
Figura 4.33 – Superfície de fratura.....	104
Figura A.1 – Esquema de carregamento na máquina flexo-rotativa.....	112
Figura I.1 – Método Staircase para condição 1.1.....	134
Figura I.2 – Método Staircase para condição 1.3.....	137
Figura I.3 – Método Staircase para condição 2.1.....	140
Figura I.4 – Método Staircase para condição 2.2.....	143
Figura I.5 – Método Staircase para condição 2.3.....	146
Figura I.6 – Método Staircase para condição 2.3 – Recozido	149
Figura I.7 – Método Staircase para condição 3.1	152
Figura I.8 – Método Staircase para condição 3.3.....	155
Figura I.9 – Método Staircase para condição Polidos	158
Figura I.10 – Método Staircase para condição Polidos – Recozidos.....	161

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 – Composição química prevista para aço AISI 4140 (CATÁLOGO VILLARES, 2004).....	59
Tabela 4.1 – Composição química do aço AISI 4140.....	70
Tabela 4.2 – Variação máxima dos parâmetros de rugosidade de acordo com os parâmetros de corte.	78
Tabela 4.3 – Resultados do ensaio de tração para o aço SAE 4140.	82
Tabela 4.4 – Relação entre Rugosidade média e Limite de Resistência à Fadiga....	89
Tabela 4.5 – Variação do limite de resistência à fadiga para cada parâmetro de usinagem.....	94
Tabela 4.6 – Variação do limite de resistência à fadiga para cada condição de usinagem em relação à condição polidos.	95
Tabela 4.7 – Variação da dureza dos corpos-de-prova tratados.....	99
Tabela 4.8 – Variação do limite de resistência à fadiga de condições tratadas termicamente.	100
Tabela F.1 – Rugosidade média	124
Tabela F.2 – Rugosidade média quadrática.....	125
Tabela F.3 – Rugosidade parcial máxima.	126
Tabela F.4 – Rugosidade máxima.....	127
Tabela F.5 – Altura total do perfil de rugosidade.....	128
Tabela G.1 – Dados medidos nos ensaios de tração	129
Tabela H.1 – Dureza para material de corpos-de-prova das condições.....	130
Tabela H.2 – Dureza para material de corpos-de-prova polidos	131

Tabela I.1– Medições dos ensaios de fadiga para condição 1.1	133
Tabela I.2 – Tensões alternadas para evento de falha na condição 1.1.	135
Tabela I.3– Medições dos ensaios de fadiga para condição 1.3.....	136
Tabela I.4 – Tensões alternadas para evento de falha na condição 1.3.	138
Tabela I.5– Medições dos ensaios de fadiga para condição 2.1	139
Tabela I.6 – Tensões alternadas para evento de falha na condição 2.1.	141
Tabela I.7– Medições dos ensaios de fadiga para condição 2.2.....	142
Tabela I.8 – Tensões alternadas para evento de falha na condição 2.2.	144
Tabela I.9– Medições dos ensaios de fadiga para condição 2.3.....	145
Tabela I.10 – Tensões alternadas para evento de falha na condição 2.3.	147
Tabela I.11– Medições dos ensaios de fadiga para condição 2.3 – Recozido.	148
Tabela I.12 – Tensões alternadas para evento de falha na condição 2.3 – Recozido.	150
Tabela I.13– Medições dos ensaios de fadiga para condição 3.1.....	151
Tabela I.14 – Tensões alternadas para evento de falha na condição 3.1.	153
Tabela I.15– Medições dos ensaios de fadiga para condição 3.3.....	154
Tabela I.16 – Tensões alternadas para evento de falha na condição 3.3.	156
Tabela I.17– Medições dos ensaios de fadiga para condição Polido.....	157
Tabela I.18 – Tensões alternadas para evento de falha na condição Polidos.	159
Tabela I.19– Medições dos ensaios de fadiga para condição Polido – Recozidos.	160
Tabela I.20 – Tensões alternadas para evento de falha na condição Polidos – Recozidos.	162

LISTA DE QUADROS

Quadro 3.1 – Seleção dos parâmetros de usinagem para cada grupo de Corpos-de-prova.....	56
Quadro 3.2 – Dados tabulados para ensaio Staircase.....	68
Quadro C.1 – Quantidade de Corpos-de-prova utilizados em cada processo da análise experimental	116

SIMBOLOGIA

Símbolo	Descrição	Unidade
A	Razão de amplitude de tensão	Adimensional
a_p	Profundidade de corte	mm
A_{UD}	Somatório de $A_{UD,i}$	Adimensional
$A_{UD,i}$	Elemento da coluna IV no método Staircase	Adimensional
b	Constante do limite teórico de resistência à fadiga	Adimensional
B_{UD}	Somatório de $B_{UD,i}$	Adimensional
$B_{UD,i}$	Elemento da coluna V no método Staircase	Adimensional
C_{DP}	Constante referência do desvio-padrão	Adimensional
C_G	Fator de correção devido ao efeito do tamanho	Adimensional
C_L	Fator de correção devido ao efeito do carregamento	Adimensional
C_R	Fator de correção devido ao efeito da confiabilidade	Adimensional
C_S	Fator de correção devido ao efeito da superfície	Adimensional
C_T	Fator de correção devido ao efeito da temperatura	Adimensional
d	Passo para método Staircase	MPa
D_B	Diâmetro da barra	mm
DP	Desvio padrão	MPa
DP_{σ_u}	Desvio padrão do limite de resistência à tração	MPa
DP_e	Desvio padrão estimado	MPa
DP_{me}	Desvio padrão médio	MPa
f	Avanço	mm/rot
F_A	Força aplicada na máquina de fadiga	N

Símbolo	Descrição	Unidade
F_b	Força atuante na máquina de fadiga.	N
F_{cp}	Força atuante nos corpos-de-prova	N
G	Limite de confiança em função de d/σ	Adimensional
HV	Dureza Vickers	HV
i	Elemento de ordenação de tensão no método Staircase	Adimensional
I	Momento de inércia para seções circulares	m^4
K	Constante do material no método de Prot	Adimensional
$K_{C,R}$	Fator limite de tolerância, para método Staircase	Adimensional
K_f	Fator de correção de concentração de tensão efetivo	Adimensional
K_t	Fator de correção de concentração de tensão	Adimensional
L	Comprimento médio entre as diagonais da impressão	m
L_B	Comprimento da barra	m
L_m	Comprimento amostral de rugosidade	m
M	Momento fletor	N.m
M_R	Momento resultante na máquina de fadiga	N.m
N_1 e N_2	Números de ciclos das condições de contorno	ciclos
N	Número de ciclos	ciclos
n_{et}	Estado de tensão	Adimensional
N_{mf}	Somatório do número de eventos de menor frequência	Adimensional
$N_{mf,i}$	Número de eventos menor frequência na posição i	Adimensional
P	Carga	N
q	Sensibilidade ao entalhe	Adimensional
R	Razão de tensão	Adimensional
R_a	Rugosidade média	μm

Símbolo	Descrição	Unidade
r_{cp}	Raio da seção transversal do corpo-de-prova	mm
r_f	Raio da ponta da ferramenta	mm
R_q	Rugosidade média quadrática	μm
R_t	Rugosidade máxima	μm
r_v	Raio de curvatura dos vales dos perfis de rugosidade	μm
R_y	Rugosidade parcial máxima	μm
R_z	Altura total do perfil de rugosidade	μm
S	Tensão	MPa
S_α	Tensão de falha de Prot	MPa
S'_e	Limite teórico de resistência à fadiga	MPa
S_0	Menor tensão alternada do evento de menor ocorrência	MPa
S_e	Limite de resistência à fadiga para vida infinita	MPa
$S_{e,R,C}$	Limite corrigido de resistência à fadiga	MPa
S_{em}	Limite médio de resistência à fadiga	MPa
\hat{S}_m	Limite estimado de resistência à fadiga	MPa
v_c	Velocidade de Corte	m/min
W	Modulo de resistência transversal	GPa
x	Constante do limite teórico de resistência à fadiga	Adimensional
Y_0	Região de rejeição da distribuição normal padrão	Adimensional
Y_{\max}	Valor absoluto do máximo pico de rugosidade	μm
Y_{\min}	Valor absoluto do mínimo vale de rugosidade	μm
z	Ordenada de afastamento do perfil de rugosidade	μm
z_i, z_j	Comprimento máximo e mínimo do perfil de rugosidade	μm

Símbolo	Descrição	Unidade
z_{max}	Valor absoluto do máximo pico de rugosidade parcial	μm
z_{min}	Valor absoluto do mínimo vale de rugosidade parcial	μm
α_p	Taxa de Prot	MPa/ciclo
α	Nível de significância	Adimensional
δ	Razão de comprimentos nas irregularidades superficiais	Adimensional
ε	Deformação	Adimensional
γ	Constante do material na sensibilidade ao entalhe	mm
η	Relação linear entre S_α x α_p	Adimensional
μ	Média verdadeira do limite de resistência à fadiga	MPa
θ	Ângulo entre as faces do diamante de impressão	Graus
σ	Tensão	MPa
$\sigma_{0,2}$	Limite de escoamento	MPa
σ_a	Tensão alternada	MPa
σ_m	Tensão média	MPa
σ_{max}	Tensão máxima no ciclo	MPa
σ_{mcp}	Tensão máxima no corpo-de-prova no ensaio de fadiga	MPa
σ_{min}	Tensão mínima no ciclo	MPa
σ_N	Tensão de falha	MPa
σ_r	Limite de ruptura	MPa
σ_u	Limite de resistência à tração	MPa

ABREVIATURAS E SIGLAS

SIGLAS /	DESCRIÇÃO
ABREVIATURAS	
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	American Iron and Steel Institute
ASTM	American Society for Testing and Materials
CDTN	Centro de Desenvolvimento de Tecnologia Nuclear
CNC	Computer Numerical Control
cp	Corpo-de-prova
DIN	Deutsches Institute für Normung
Eq.	Equação
FIG.	Figura
GRAF.	Gráfico
JIS	Japanese Standards Association
LAMAT	Laboratório de Análise de Materiais
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
Qd.	Quadro
SAE	Society of Automotive Engineers
TAB.	Tabela

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	19
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	23
2.1	Fadiga em aços	23
2.2	Fadiga controlada por tensão	26
2.3	Métodos de determinação do limite de resistência à fadiga	30
2.4	Usinagem e integridade superficial	35
2.5	Estado da arte	42
3	METODOLOGIA	55
3.1	Material	59
3.2	Corpos-de-prova	60
3.3	Usinagem	61
3.4	Medição de Rugosidade	61
3.5	Caracterização mecânica	62
3.6	Alívio de tensão	64
3.7	Ensaio de fadiga	65
4	RESULTADOS EXPERIMENTAIS E DISCUSSÃO	70
4.1	Composição química	70
4.2	Rugosidade superficial	71
4.3	Ensaio de tração	81
4.4	Ensaio de dureza	82
4.5	Ensaio de micrografia	83
4.6	Ensaio de fadiga	84

4.7	Fratura	103
5	CONCLUSÕES	105
5.1	Sugestões para trabalhos futuros	106
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	108
	APÊNDICE A – DISTRIBUIÇÃO DE CARGAS NA MÁQUINA DE FADIGA	112
	APÊNDICE B – LIMITE ESTIMADO DE RESISTÊNCIA À FADIGA	115
	APÊNDICE C – QUANTIDADE DE CORPOS-DE-PROVA	116
	APÊNDICE D – COMPOSIÇÃO QUÍMICA	117
	APÊNDICE E – MEDIÇÕES DE RUGOSIDADE	118
	APÊNDICE F – MÉDIA DAS RUGOSIDADES	124
	APÊNDICE G – RESULTADOS DO ENSAIO DE TRAÇÃO	129
	APÊNDICE H – RESULTADOS DO ENSAIO DE DUREZA	130
	APÊNDICE I – MÉTODO STAIRCASE PARA TODAS AS CONDIÇÕES	132

1 INTRODUÇÃO

Na atualidade, a meta primordial dos engenheiros tem sido a fabricação de componentes mecânicos, exigidos sob diversas condições de trabalho e projetados para uma vida útil considerável. A prevenção de falhas de componentes em serviço é muito importante. Para esta prevenção, além das características básicas do material, são necessários conhecimentos referentes ao processo de fabricação e às exigências das propriedades mecânicas do componente.

Uma das principais causas de falhas de componentes mecânicos é a fadiga, que além de depender diretamente do tipo do material, dependerá fundamentalmente do processo de fabricação utilizado e da integridade superficial do componente. Devido à importância das falhas de componentes mecânicos por fadiga, seu estudo vem sendo tema de interesse para engenheiros e pesquisadores, bem como sua análise e prevenção.

A falha por fadiga se divide em dois estágios: nucleação e propagação de trincas. A maior parte da vida de fadiga de um componente é consumida durante a nucleação da trinca. Depois de nucleada, a trinca tende a se propagar inicialmente estável e depois de forma instável, com a falha ocorrendo repentinamente.

A resistência à fadiga de um componente pode ser alterada por fatores como integridade superficial, composição química, carregamento ao qual o componente está submetido e condição do ambiente de trabalho.

Um dos aspectos fundamentais na vida de componentes que trabalham sob fadiga é a sua condição superficial. Em função disto, as normas exigem acabamentos superficiais dentro de certos limites. As operações de usinagem que

atingem os acabamentos exigidos são caras e em muitos casos podem inviabilizar o seu uso. Em muitas situações os componentes são utilizados nas condições de usinagem sem as operações finais de acabamento. Além do acabamento, as tensões residuais impostas pelos processos de fabricação também são muito importantes na vida do componente mecânico.

Atualmente, vários estudos relacionam os processos de usinagem ao acabamento superficial de um componente. Em geral, este acabamento é caracterizado pela rugosidade superficial, dureza e tensão residual superficial. Os principais parâmetros avaliados no processo de usinagem são avanço, profundidade e velocidade de corte, ângulos da ferramenta e tipo de ferramenta de corte. Em alguns estudos, avaliam-se a influência da usinagem na resistência à fadiga através da integridade superficial do componente submetido ao processo de usinagem. Nestes casos, a resistência à fadiga é avaliada em função de fatores como o tratamento térmico superficial, a rugosidade e a tensão residual superficial.

A exigência, cada vez maior, de fabricação de componentes mecânicos exigidos sob diferentes carregamentos, juntamente com a necessidade de vida cada vez maiores para os mesmos, conduz à necessidade de pesquisas como esta. O objetivo geral deste trabalho consiste no estudo da influência do processo de usinagem na resistência à fadiga de aços. Especificamente, será avaliada a influência do avanço, profundidade de corte e velocidade de corte na resistência à fadiga. Será avaliada também a influência da tensão residual, imposta no processo de usinagem, na resistência à fadiga. Para a usinagem será escolhido o processo de torneamento. Também serão avaliadas as relações entre os parâmetros de usinagem acima mencionados e a qualidade do acabamento superficial do corpos-de-prova.

Para este trabalho foi escolhido o aço AISI 4140. Esta escolha se deve ao fato de este ser um material comercialmente encontrado e com amplas aplicações nas indústrias automobilística, agrícola, petrolífera e de máquinas e equipamento, sendo aplicado, entre outros, na fabricação de virabrequins, bielas, engrenagens e eixos.

Para melhor entendimento este trabalho pode ser dividido em três seções. Na primeira seção, encontram-se capítulos destinados a agradecimentos e apresentações. Estas apresentações são separadas em resumo, listas de figuras, tabelas e quadros, seguidas de identificação e localização das mesmas no corpo do trabalho e lista de simbologia das variáveis utilizadas, com respectivas definições e unidades dimensionais.

Na segunda seção, encontra-se o corpo da dissertação. No capítulo 1, chamado Introdução, está apresentada uma breve justificativa para a realização do trabalho, bem como o objetivo do mesmo. No capítulo 2, destinado à revisão bibliográfica, é apresentada uma revisão dos temas pertinentes ao desenvolvimento deste trabalho. Nesse capítulo pode-se ter conhecimento técnico sobre assuntos referentes à fadiga, usinagem e integridade superficial, bem como o estado da arte, onde é possível ter conhecimento atualizado dos mesmos assuntos. No capítulo 3 é apresentada toda a metodologia necessária para a execução dos ensaios referentes ao desenvolvimento deste trabalho. No capítulo 4 são apresentados os resultados experimentais dos ensaios mencionados na metodologia, bem como a discussão dos mesmos, onde pode haver a inserção de idéias confrontadas com aquelas apresentadas no estado da arte. O capítulo 5 apresenta sucintamente as conclusões deste trabalho juntamente às sugestões de temas para trabalhos futuros. No capítulo 6 é apresentada a referência bibliográfica utilizada ao longo da dissertação.

A terceira seção contém os apêndices, onde se pode encontrar descrições de equações relevantes ao desenvolvimento do trabalho e os resultados experimentais adquiridos no desenvolvimento do trabalho.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 FADIGA EM AÇOS

As falhas mecânicas podem ser entendidas como processos nos quais um componente mecânico sofre variações em sua dimensão, forma ou propriedades estruturais, determinando assim uma incapacidade de desempenhar sua função.

Estas falhas podem ser classificadas de acordo com o tipo de manifestação a qual ocorreu, ou seja, deformação elástica ou plástica, fratura, alteração do material, entre outras. Além da manifestação de falha, é necessário que se conheça as causas das falhas. As principais causas de falhas podem ser força, tempo, temperatura ou ambiente corrosivo. Além disto, a falha pode se localizar no corpo ou na superfície do componente (COLLINS, 1993).

De acordo com as características acima mencionadas, pode-se classificar as falhas mecânicas de maneiras distintas. Neste trabalho será detalhada apenas a falha por fadiga.

O estudo da fadiga em componentes mecânicos teve início na revolução industrial devido à necessidade de utilização de inúmeros componentes mecânicos submetidos a carregamentos repetitivos. Até então, os equipamentos utilizados eram basicamente manuais onde predominavam as solicitações estáticas de carregamento.

Segundo Suresh (1998) o estudo da fadiga nos metais tem como principais colaboradores Wöhler, que por volta de 1860, realizou pesquisas que conduziram a

caracterização da curva S-N e determinação do conceito de limite de resistência à fadiga. Em 1874, Gerber desenvolveu métodos de dimensionamento da fadiga para diferentes tensões. Um estudo similar foi desenvolvido por Goodman. A diferença entre o limite elástico de regime cíclico e regime monotônico foi popularizado por Bauschinger, confirmando a teoria de Wöhler.

O conceito de fadiga controlada por deformação, ou fadiga de baixo ciclo, foi estabelecido por Coffin e Manson, por volta 1954. Neste conceito a análise de fadiga é desenvolvida pela combinação de deformação e número de ciclos.

Ainda segundo Suresh (1998), por volta de 1960, Irwin utilizando estudos anteriormente realizados por Ewing e Humfrey, Inglis e Griffith, mostrou que a amplitude de tensão singular na ponta da trinca podia ser expressa em termos de uma quantidade escalar, denominada fator de intensidade de tensão. Com isto, iniciou-se o estudo da teoria da Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE).

Outros grandes estudiosos como Basquin, Palmgren, Miner, Neuber, Paris, Soderberg, entre outros, realizaram pesquisas de grande importância ao desenvolvimento do estudo de fadiga (SURESH, 1998; COLLINS, 1993). Com o uso da automação dos cálculos, da simulação numérica, da análise de tensões e devido ao desenvolvimento de novos equipamentos suscetíveis a este tipo de falha, o avanço na área de fadiga tem se aprimorado bastante nos dias atuais.

A falha por fadiga é uma falha prematura que acontece apenas quando o componente mecânico está sob a influência de um carregamento cíclico. Este processo caracteriza-se pela nucleação e propagação de uma trinca ao longo de uma determinada região.

Alguns fatores influem diretamente na resistência à fadiga do material. Dentre estes, pode-se ressaltar as tensões residuais, concentração de tensão, temperatura

de trabalho do componente, ambiente no qual o material está inserido, forma geométrica do componente mecânico, acabamento superficial, tratamento térmico e presença de entalhe.

Existem três métodos básicos de dimensionamento de fadiga: fadiga controlada por tensão (método S-N), fadiga controlada por deformação (método ϵ -N) e Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) (BANNANTINE, 1990; COLLINS, 1993; SURESH, 1998).

O método de fadiga controlada por tensão, o primeiro a ser utilizado no entendimento e quantificação da fadiga, é baseado na utilização das curvas S-N (Amplitude de tensão x Número de ciclos associados à falha). Sua aplicação se dá quando o componente é submetido a tensões no regime elástico. Este método é largamente utilizado quando há componentes que tendem a uma vida longa (altos valores de ciclos). A falha decorrente deste processo é também denominada fadiga de alto ciclo e geralmente ocorre com tensões máximas inferiores ao limite de escoamento do material.

O método de fadiga controlada por deformação é baseado nas curvas ϵ -N e pode também ser definido como fadiga de baixo ciclo ($N < 10^3$). Este método possui a característica de ter uma tensão local atuante maior que a tensão de escoamento. Ele não considera a propagação de trinca e pode ser aplicado a materiais no regime plástico. É indicado para estimar a vida inicial de componentes.

O número de ciclos para a falha que caracteriza a transição entre fadiga de altos e baixos ciclos está em torno de 10^4 ou 10^5 ciclos (COLLINS, 1993; BANNANTINE; 1990).

A Mecânica da fratura Linear Elástica (MFLE) é utilizada para estimar o tempo de propagação da trinca e requer previamente o conhecimento de seu comprimento

inicial. O princípio deste método está na relação entre tensão aplicada e a distribuição de tensões na ponta da trinca juntamente com o tamanho e forma da trinca e propriedades mecânicas do material.

A vida total de fadiga é determinada pelos períodos onde há a nucleação e propagação das trincas. A transição entre os períodos de iniciação e propagação de trincas não é facilmente identificável, sendo ela dependente de muitas variáveis como tamanho, material, forma do componente mecânico e método usado para determinação da trinca.

2.2 FADIGA CONTROLADA POR TENSÃO

Com a evolução da indústria mecânica e o aumento da produtividade, o número casos de falhas por fadiga vem se ampliando, tornando-se necessário um maior aprofundamento no estudo deste tipo de falha.

Em caso de projetos de componentes com alta possibilidade de falha por fadiga é de grande interesse que sejam tomadas medidas que possam reduzir ao mínimo o risco de ocorrência desta falha. A redução do risco pode acontecer com medidas primárias como a escolha correta do material junto a um programa de análise da estrutura do sistema, a fim de que sejam identificados e monitorados casos de nucleações de trincas.

A aplicação do método de fadiga controlada por tensão acontece em mecanismos sob deformações cíclicas que permanecem em regime elástico, ou seja, quando a tensão atuante é inferior ao limite de escoamento do material. Neste

método a deformação plástica existente é nula ou quase nula. Os carregamentos atuantes nestes mecanismos são de baixo valor, logo, possibilitam longas vidas, ou seja, possibilitam altos números de ciclos até a falha.

2.2.1 Curvas S–N

A curva S-N é a base da teoria de fadiga controlada por tensão. Ela representa um método para a determinação da resistência à fadiga, sendo definida em função da tensão nominal aplicada. Estas curvas são determinadas a partir dos resultados de ensaios de fadiga em corpos-de-prova polidos, sendo que o menor valor das ordenadas por elas representadas, correspondem ao limite de resistência à fadiga. Como os resultados apresentam dispersão, existe a necessidade de tratamento estatístico dos dados, para uma maior exatidão dos resultados. Com estes dados obtém-se as curvas S-N-P, as quais constituem famílias de curvas com probabilidades estatísticas definidas.

A grande desvantagem da aproximação tensão-vida está no fato de esta curva ignorar o comportamento tensão-deformação e tratar todas as deformações como elásticas. Sua adoção é válida apenas para pequenas deformações plásticas.

A obtenção da curva S-N, inicialmente proposta por Wöhler, baseia-se na aplicação de uma série de carregamento cíclico sob uma amplitude de tensão pré-determinada, até que seja atingida a falha do material em um determinado número de ciclos. Estes valores de tensão e número de ciclo são os dados para o primeiro ponto da curva S-N. Para se determinar a continuidade da curva, são reduzidos os

níveis de tensões, esperando sempre que o número de ciclo até a falha aumente com esta redução. Os dados serão agrupados em uma curva com o perfil mostrado na Figura 2.1a, onde a ordenada representará os valores de tensão e a abscissa o número de ciclos até a falha. Pode-se observar que esta curva possui um comportamento assintótico quando os valores de tensão se aproximam de um valor mínimo, determinado como limite de resistência à fadiga. A curva S-N é mais comumente representada na forma semilogarítmica (FIG. 2.1b) onde é possível uma melhor visualização do limite de resistência à fadiga (S_e), que representa o mínimo valor de tensão em que o corpo irá falhar. Abaixo deste patamar, o componente terá o que se determina vida infinita, ou seja, este componente não falhará.

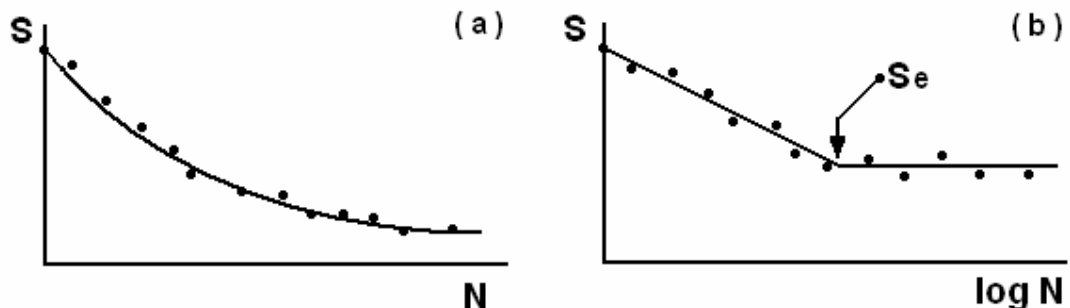


Figura 2.1 – Curvas S–N.

Nas curvas S-N referentes às ligas não ferrosas, como alumínio, não existe um patamar de tensão constante. Neste caso o que se obtém é a tensão de falha (σ_N) do material para determinado numero de ciclos (N). Ao contrário disto, nas curvas S–N referentes às ligas ferrosas e de titânio, o patamar do limite de resistência à fadiga é claramente definido, como mostrado na Figura. 2.1b.

O limite de resistência à fadiga varia de acordo com a razão da tensão aplicada ao componente, com o tipo de carregamento, com o acabamento superficial, com a concentração de tensão e com o ambiente corrosivo.

2.2.2 Influência da tensão média

A resistência à fadiga é dependente da tensão média. O tipo de carregamento é caracterizado por uma razão de tensão (R) e por uma razão de amplitude de tensão (A), conforme as Equações 2.1 e 2.2, respectivamente.

$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} \quad (2.1)$$

$$A = \frac{\sigma_a}{\sigma_m} \quad (2.2)$$

Nestas equações σ_{\max} é a tensão máxima no ciclo, σ_{\min} é a tensão mínima no ciclo, σ_m é a tensão média e σ_a é a tensão alternada.

Apesar do estudo de fadiga ser realizado com base em curvas S-N, nas quais os carregamentos possuem tensão média nula, na prática, a maioria dos casos de dano por fadiga acontecem sob carregamentos com tensão média diferente de zero. Para que sejam feitos estudos destes carregamentos, existem alguns modelos que relacionam o carregamento de tensão média diferente de zero com carregamentos de tensões médias nulas, para uma mesma vida. Existem basicamente três modelos

que determinam a influência da tensão média na resistência à fadiga: o modelo de Soderberg; o modelo de Gerber e o modelo de Goodman.

A equação de Soderberg é muito conservativa e por isto pouco utilizada. Os resultados dos ensaios tendem a estar na região entre as curvas de Gerber e Goodman. A equação de Gerber é indicada a aços dúcteis sob carregamento de tensão trativa enquanto que a equação de Goodman é recomendada para uso geral sob condições de fadiga de alto ciclo (SURESH, 1998).

Outra aproximação usada para calcular o efeito da tensão média é a equação de Basquin que relaciona a tensão média a um coeficiente de resistência à fadiga. A equação de Basquin é válida somente para tensões médias nulas. Morrow apresentou esta equação modificada, onde relacionou o efeito da tensão média diferente de zero (SURESH, 1998).

2.3 MÉTODOS DE DETERMINAÇÃO DO LIMITE DE RESISTÊNCIA À FADIGA

Variáveis como limite de resistência à fadiga, vida (número de ciclos até falha), sobrevivida (número de ciclos ao qual o componente pode ser submetido a certa tensão sem que venha falhar) e curvas S-N-P são características essenciais no dimensionamento de fadiga. Para isto, existem alguns métodos que poderão ser escolhidos de acordo com o objetivo da análise, custo, quantidade de corpos-de-prova disponíveis e tempo de execução. Para melhor seleção do método que deve ser utilizado, serão apresentados abaixo os métodos experimentais mais importantes

na determinação da resistência à fadiga. Em Collins (1993) e Alvarenga Júnior (2001) há uma detalhada revisão sobre estes métodos.

O Método Padrão é aplicável a situações em que existe a ocorrência de poucos corpos-de-prova e a necessidade da determinação da curva S-N do material (COLLINS, 1993). O ensaio baseia-se na aplicação de uma tensão cíclica a um ou dois corpos-de-prova, até que seja atingida a fratura, onde será determinado um ponto da curva S-N. A curva traçada por estes pontos apresentará uma certa variância entre os dados obtidos, sendo necessário que se trace uma curva média representando aquela de maior significado em relação aos dados obtidos. Esta curva servirá de boa estimativa para a curva S-N, sendo traçada com probabilidade de falha de 50%. Uma curva denominada conservativa poderá ser traçada abaixo de todos os dados adquiridos, porém com probabilidade inferior a curva média. O ensaio padrão possui a desvantagem de não apresentar grande aceitabilidade estatística devido ao baixo número de corpos-de-prova testados.

O Método de Nível de Tensão Constante baseia-se na determinação da vida em alguns níveis de tensões que variam entre o limite de resistência à fadiga e o limite de escoamento do material. Para cada nível de tensão escolhido, são realizados ensaios em, no mínimo, quinze corpos-de-prova. A curva S-N é baseada numa aproximação log-normal da vida do material para cada nível de tensão. Com estes gráficos pode-se verificar a distribuição e determinar a média e variância para a log-vida no nível de tensão (COLLINS, 1993). Para altos níveis de tensões este ensaio é totalmente válido, apresentando uma boa aproximação da família de curvas S-N-P. No entanto para níveis de tensões próximo ao limite de fadiga, este método não é apropriado por apresentar alta dispersão dos resultados.

O Método da Sobrevivência é muito utilizado para definir o limite de resistência à fadiga, podendo determinar sua média e variância, assim como a média e variância da resistência à fadiga em uma determinada vida (ou ciclos) (COLLINS, 1993). A faixa de tensão utilizada neste método está limitada a dois desvios-padrão acima e abaixo do limite empírico de resistência à fadiga. A distribuição de intervalos entre valores máximos e mínimos de tensões aplicadas devem ser criteriosamente avaliados, a fim de que sejam escolhidos intervalos relevantes a construção de uma curva S-N.

Em comparação ao método anterior, o Método do Degrau possui a vantagem de utilizar menos corpos-de-prova. Neste método, todo corpo-de-prova é submetido a níveis de tensões que são incrementados a cada número de ciclos até que seja atingida a falha. O início dos ensaios acontece em aproximadamente 70% do limite de fadiga estimado. O ensaio em cada nível de tensão é realizado até que o corpo-de-prova se rompa, ou até que ele alcance uma vida infinita (run-out). No segundo caso deve ser aumentada a tensão aplicada a um incremento de aproximadamente 0,7 do desvio-padrão estimado. Este método exige um mínimo de dez a quinze corpos-de-prova.

O Método de Prot associa o aumento constante do nível de tensão ao número de ciclos até a falha do material. O início deste método acontece em cerca de 70% do limite estimado de resistência fadiga. Posteriormente, o nível de tensão é aumentado de acordo com o aumento do número de ciclo, tornando a relação entre eles linear. São utilizados, geralmente, de quinze a vinte corpos-de-prova ensaiados em uma mesma razão de incremento de tensão. A razão é definida como taxa de Prot (α_p) com dimensões MPa/ciclo. Os corpos-de-prova são ensaiados até falhar, quando então um novo grupo de corpos-de-prova será ensaiado utilizando outro

valor para a taxa de Prot. O objetivo deste método é encontrar o valor do expoente (η) que define a relação linear entre as variáveis relacionadas no gráfico $S_{\alpha} \times \alpha_p^{\eta}$. O limite médio de resistência à fadiga pode ser calculado pela interseção da linha média com o eixo da tensão Prot de falha. Após ter estabelecido os valores de η e K , pode-se determinar o limite de resistência à fadiga através de equações apropriadas.

O Método do Valor Extremo é utilizado para determinar valores extremos da probabilidade da curva S-N. Este consiste em avaliar um número n de corpos-de-prova simultaneamente em diferentes máquinas, todas com o mesmo nível de tensão, armazenando os dados (tensão e número de ciclos para a falha) do primeiro corpo-de-prova a falhar e desprezando os demais. Este procedimento é seguido para diferentes níveis de tensões acima do limite de fadiga. Após ensaiar todos os corpos-de-prova, determina-se com os dados obtidos a curva S-N correspondente a uma probabilidade pré-equacionada. Este método fornece valores extremos de probabilidade da vida para projeto, prevendo informações sem conhecimentos específicos de forma da distribuição.

O Método “Staircase” (ou Up-And-Down) determina a média e a variância da resistência fadiga em alguma vida específica, determinando conseqüentemente o limite de resistência à fadiga para uma vida infinita. Para tanto deve-se ensaiar um grupo de no mínimo quinze corpos-de-prova. Neste método o corpo-de-prova é inicialmente ensaiado com uma tensão alternada determinada, observando-se então, se o mesmo falhará ou atingirá a vida útil de interesse. No caso de falha, reduz-se a tensão aplicada no próximo corpo-de-prova. No caso de o corpo-de-prova ensaiado atingir a vida esperada sem falhar (run-out), o ensaio é interrompido. A tensão aplicada no ensaio do próximo corpo-de-prova é elevada novamente. Este procedimento é repetido sucessivamente e com isto, tem-se uma apresentação dos

resultados como mostrado na Figura 2.2, onde a linha central entre os pontos máximos e mínimos representa uma tendência a vida média de falha.

Este método pode ser analisado estatisticamente por características de distribuição normal e binomial, pois estas duas distribuições apresentarão resultados semelhantes. Posteriormente, no capítulo referente à metodologia, este método será detalhado.

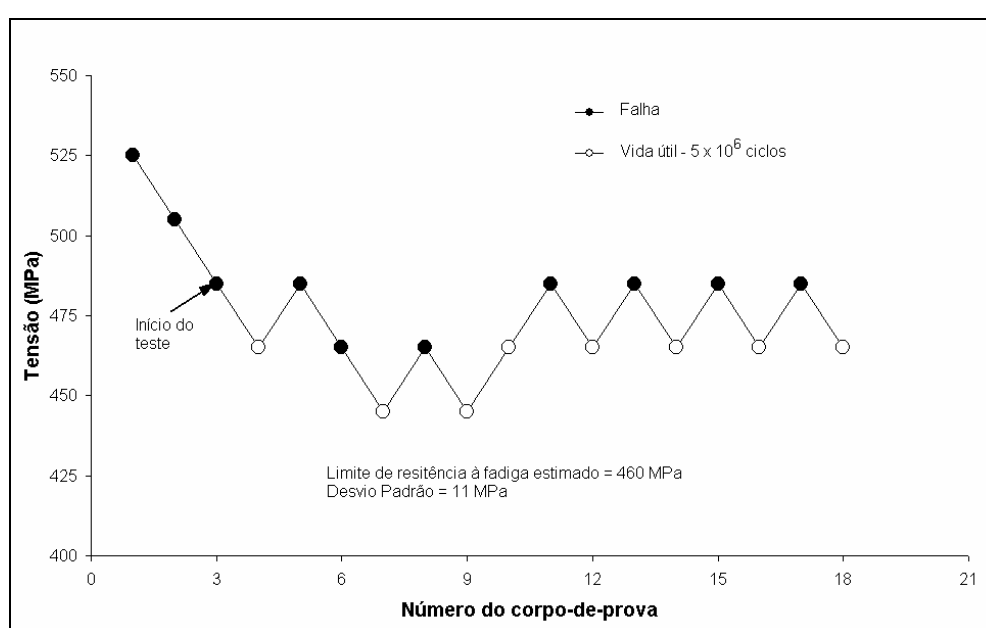


Figura 2.2 - Método de fadiga Staircase para determinar a resistência à fadiga média em 5×10^6 ciclos para o aço 4340 (COLLINS, 1993)

Na comparação dos métodos pode-se dizer o Método Padrão não define resultados confiáveis devido ao baixo número de corpos-de-prova utilizado. Ao contrário, o Método do Nível de Tensão Constante possui quantidade suficiente de corpos-de-prova para análise estatística, mas devido a alta dispersão das tensões próximas ao limite resistência à fadiga, torna-se impróprio para a sua determinação.

Para determinação do limite de resistência à fadiga tem-se o Método da Sobrevivência que fornece resultados confiáveis, porém torna-se inviável devido ao

grande número de corpos-de-prova exigido e longo tempo para sua execução. O alto número de corpos-de-prova é também uma desvantagem do Método de Prot, que além disto, destaca-se pela necessidade de máquinas sofisticadas para seu desenvolvimento. Em relação ao número de corpos-de-prova utilizados o Método do Degrau é uma alternativa juntamente ao Método Staircase, que se destaca também por permitir análise de variância e confiabilidade dos resultados. O método Staircase é o mais comumente utilizado em artigos.

2.4 USINAGEM E INTEGRIDADE SUPERFICIAL

Dentre os processos de fabricação, a usinagem é sem dúvida a mais utilizada. A grande maioria dos materiais pode ser usinada, independente de suas características estruturais. São considerados processos de usinagem, aqueles ao qual envolve a transformação de um material em um produto, através da remoção de material. A usinagem envolve variáveis que devem ser determinadas, de acordo com a aplicação e o tipo de material. Os parâmetros de usinagem influirão diretamente no acabamento superficial do produto, definindo assim sua resistência sob determinadas formas de solicitações.

O torneamento é o processo mais utilizado na fabricação de componentes mecânicos. Este processo possui como variáveis principais a velocidade de corte (v_c) atuante no sentido e direção de corte, expressa m/min, o avanço (f) que representa a distância percorrida pela ferramenta na direção axial em uma volta da peça, expressa em mm/rot e a profundidade de corte (a_p) definida pela espessura de

material removido, medida na direção radial do componente usinado, expressa em mm (FERRARESI, 1986; TRENT, 2000).

A representação gráfica da relação entre rugosidade e avanço, poderá ser realizada através de uma curva crescente, justificando o aumento da rugosidade superficial imposta pelo aumento do avanço. Além disto, existe um aumento no desvio padrão, permitindo supor que a variação do avanço permite uma variação proporcional nas irregularidades superficiais (SOUTO, 2003). A influência do avanço é mais significativa que a influência da velocidade e profundidade de corte na rugosidade superficial. Isto pode ser explicada pela relação mostrada na literatura em que a rugosidade média varia teoricamente como o quadrado do avanço. O aumento da velocidade de corte melhorará o acabamento superficial, ao passo que a variação da profundidade de corte pouco influirá neste aspecto (SOUTO, 2003; CORRÊA, 2002). Além disto, em velocidades reduzidas, pode-se ter a presença de aresta postiça de corte. Também por influir em um acréscimo na força atuante de usinagem, as irregularidades como deflexões e altura das ondulações são aumentadas pelo incremento da profundidade de corte. Os fluidos de corte utilizados na usinagem diminuem o desgaste entre peça e ferramenta, acarretando em um aumento de qualidade superficial, ou seja, redução da rugosidade (CORRÊA, 2002).

2.4.1 Integridade Superficial

A integridade superficial é um parâmetro que envolve propriedades mecânicas, rugosidade superficial, tensões atuantes e condições estruturais da

camada superficial de um componente. Este parâmetro tem sua importância aumentada quando a solicitação do componente é elevada, no que tange as condições de carregamento, temperatura, velocidade e aumento na vibração. Em resumo, a integridade superficial descreve a influência da camada superficial sobre a performance do componente.

Quando um componente é solicitado, a camada superficial sofre a maior solicitação de carregamento, está exposta ao meio ambiente e pode possuir concentradores de tensão. Isto pode explicar porque a falha por fadiga na maioria dos casos inicia-se na superfície. Assim, a resistência à fadiga de componentes usinados é bastante influenciada pela condição da camada superficial do mesmo (ZAHAVI E TORBILO, 1996; AROLA E WILLIAMS, 2002).

A influência do processo de fabricação na superfície do produto trabalhado poderá ocorrer através da alteração de temperatura da mesma e da deformação elasto-plástica ao qual o componente pode ser submetido ao longo de sua fabricação. Estes fatores por sua vez, podem influir em alterações estruturais, encruamento e nas tensões residuais locais, podendo gerar irregularidades na forma de rugosidade superficial.

Segundo Corrêa (2002), as irregularidades superficiais geralmente aparecem na forma combinada de rugosidade, ondulações e erros de forma. Destas imperfeições pode-se destacar as ondulações como irregularidade superficial com comprimento maior que o cut-off, sendo causadas por variações nos parâmetros de usinagem como vibrações ou deflexões na ferramenta e/ou peça, ou ainda devido as forças e temperatura de corte. Ao conjunto formado pelo alto número de irregularidade superficial, na forma de picos e vales, define-se como rugosidade superficial (ZAHAVI E TORBILO, 1996).

O sistema da linha média é o mais utilizado na determinação da rugosidade superficial. Linha média é a linha do perfil de rugosidade com forma do perfil geométrico disposta paralelamente na direção deste, com um comprimento amostral (L_m) posicionada de forma que a soma das áreas superiores sejam iguais a áreas inferiores (NBR 6405, 1988). Alguns dos principais parâmetros de avaliação de rugosidade são apresentados a seguir.

A rugosidade média (R_a) é a média aritmética das ordenadas de afastamento do perfil de rugosidade em relação a linha média, conforme Equação 2.3.

$$R_a = \frac{1}{L_m} \int_0^{L_m} |z| dz \quad (2.3)$$

Onde: z = ordenada de afastamento do perfil de rugosidade .

A rugosidade média quadrática (R_q) é a raiz quadrada da média quadrática dos afastamentos do perfil de rugosidade em relação a linha média, conforme Equação 2.4.

$$R_q = \sqrt{\frac{1}{L_m} \int_0^{L_m} |z|^2 dz} \quad (2.4)$$

A altura total do perfil (R_z) é a média aritmética dos cinco valores de rugosidade parcial (z_i) conforme Equação 2.5.

$$R_z = \frac{1}{5} \left[\sum_{i=1}^5 (z_i)_{\max} + \sum_{j=1}^5 (z_j)_{\min} \right] \quad (2.5)$$

$\Sigma(z_i)_{\max}$, $\Sigma(z_j)_{\max}$ - Soma dos valores absolutos das ordenadas dos pontos de maior afastamento, acima e abaixo da linha média, dentro do comprimento de amostragem. Isto é o mesmo que o comprimento máximo e mínimo do perfil (NBR 6405, 1988).

A rugosidade parcial máxima (R_y) é a maior rugosidade parcial, conforme Equação 2.6.

$$R_y = z_{\max} \quad (2.6)$$

Em normas alemãs (DIN 4762) e normas ISO R 468, este parâmetro é também definido como R_t (AGOSTINHO, RODRIGUES E LIRANI, 1995).

A rugosidade máxima (R_t) é o valor absoluto da maior rugosidade do perfil amostral, medida da ordenada de pico mais elevado ao vale mais profundo, conforme Equação 2.7.

$$R_t = |z_{\max} - z_{\min}| \quad (2.7)$$

Os parâmetros acima mencionados apresentam apenas um comportamento geral da rugosidade, podendo ser insensíveis às características específicas e importantes à fadiga. Estes parâmetros são eficazes para estimar o perfil da distribuição de altura da rugosidade, porém não possuem a mesma eficácia para estimar a resistência à fadiga isoladamente (AROLA E WILLIAMS, 2002).

A rugosidade superficial de componentes usinados pode ser influenciada pela geometria da ferramenta de corte, pelo avanço, pela deformação elástica e plástica do material processado e pela vibração da ferramenta de corte.

A geometria da ferramenta combinada ao seu movimento deixará gravado na superfície usinada seu perfil. O avanço e a profundidade de corte interferem no acabamento superficial tanto quanto a forma da ferramenta.

Segundo Zahavi e Torbilo (1996), para se ter redução nas irregularidades superficiais, é necessário a redução do avanço, pequenos ângulos de inclinação da ferramenta e utilização de ferramentas de pontas arredondadas.

As Irregularidades causadas por deformação plástica são devidas a pressão exercida pela ferramenta na superfície do componente, gerando uma deformação plástica na mesma, distorcendo e aumentando a alturas das irregularidades geométricas. As extensões destas distorções dependem diretamente do tipo de material processado e sua estrutura.

A vibração da ferramenta de corte também atua na distorção das irregularidades geométricas. Elas são causadas pela oscilação da ferramenta e definidas por forças externas e pela não uniformidade de processos de corte.

A vida em fadiga é influenciada por fatores como rugosidade superficial, a condição estrutural da superfície do metal, o encruamento e a tensão residual. Em geral, o efeito da rugosidade na resistência à fadiga é estimado de maneira aproximada por uma fator de correção de concentração de tensão (K_t). A relação empírica entre o parâmetro de rugosidade superficial e o fator de concentração de tensão foi definida por Neuber pela Equação 2.8.

$$K_t = 1 + n_{et} \sqrt{\delta \frac{R_z}{r_v}} \quad (2.8)$$

Onde K_t é Fator de correção de concentração de tensão, δ é razão entre a altura e o espaçamento centro-a-centro das irregularidade superficiais, r_v é o raio de curvatura do vale e n_{et} representa o estado de tensão. O valor de n_{et} depende do tipo de carregamento, sendo $n_{et}=1$ para cisalhamento e $n_{et}=2$ para tração e flexão. Para superfícies usinadas $\delta=1$.

O fator de concentração de tensão efetivo de fadiga (K_f) pode ser determinado pela Equação 2.9

$$K_f = 1 + q(K_t - 1) \quad (2.9)$$

onde q é a sensibilidade ao entalhe.

A sensibilidade ao entalhe pode ser definida pela Equação 2.10

$$q = \frac{1}{\left(1 + \frac{\gamma}{r_v}\right)} \quad (2.10)$$

onde γ é uma constante do material. Para aços, γ é definido em relação ao limite de resistência a tração (σ_R), conforme Equação 2.11.

$$\gamma = 0.025 \left(\frac{2070 \text{MPa}}{\sigma_R} \right)^{1.8} \text{ mm} \quad (\sigma_R \geq 550 \text{MPa}) \quad (2.11)$$

Segundo Arola e Williams (2002), em ensaios realizados sob processo de fadiga de baixo ciclo, a integridade superficial tem importância secundária para o acúmulo de danos. O aspecto da superfície fraturada sugere fraturas dúcteis com nucleação de trincas ao longo de irregularidades internas.

No processo de fadiga de alto ciclo, a nucleação de trincas acontece preferencialmente nas descontinuidades superficiais. O aumento de rugosidade superficial tem como consequência a redução de resistência à fadiga.

2.5 ESTADO DA ARTE

Como anteriormente citado, a resistência à fadiga de um componente é influenciada pela sua topografia superficial. Assim com o aumento da demanda de equipamento mais sofisticados com grande confiabilidade e alta longevidade, a qualidade superficial vem se tornando extremamente importante. Em muitos casos, o fator determinante para uma boa qualidade superficial está centrado no processo de usinagem. Ao longo da história do estudo de fadiga, tem-se encontrado alguns pesquisadores avaliando a relação entre resistência à fadiga, integridade superficial e processo de usinagem, bem como pesquisas referentes ao desenvolvimento e melhor entendimento do processo de fadiga.

Field (1973) relacionou a falha por fadiga com a iniciação de trincas na superfície ou próximo delas, tornando assim a análise da integridade superficial extremamente necessária para o estudo de falha em componentes dinâmicos.

Dentre os parâmetros de integridade superficial a serem analisados destacavam-se alteração de dureza superficial, tensão residual superficial e rugosidade superficial, todos provocados pelo processo de usinagem. Outro fator prejudicial à resistência à fadiga destacada neste trabalho foi a presença de martensita na superfície de aços de alta resistência. Segundo o autor, as propriedades mecânicas desejáveis podem ser alcançadas com uma adequada escolha do processo de usinagem e a possibilidade de tratamentos térmicos superficiais ou jateamento de granalhas para melhor adequação da superfície ao esforço que o componente sofrerá.

Starkey e Irving (1982), utilizando corpos-de-prova fabricados em ferro nodular ferrítico, comparou suas resistências à fadiga quando submetidos à usinagem e quando em estado bruto de fundição. Para os dois casos existem condições diferentes de qualidade superficial: para o primeiro caso existe a presença de micro-poros decorrentes de precipitado de grafite e poros devido a recalque. Todas estas imperfeições são descobertas mediante o processo de usinagem. Já nos componentes com superfície fundida, existe a presença de impurezas decorrentes do processo de fundição. Ambos, micro-poros e impurezas funcionam como nucleadores de trincas. As propriedades de superfícies em estado bruto são muito diferentes de superfícies usinadas. Estas últimas possuem vida em fadiga pouco menor que corpos-de-prova com superfícies polidas. Já as superfícies fundidas têm sua vida reduzida em cerca de 10 vezes.

Jeelani e Mussial (1984) estudaram a influência de parâmetros de torneamento, como a velocidade de corte e o ângulo de inclinação da ferramenta, sobre a resistência à fadiga de liga do alumínio. Quando submetidos à fadiga, os corpos-de-prova apresentaram um aumento na resistência à fadiga com o aumento da velocidade de corte e do ângulo de inclinação da ferramenta. Isto ocorre devido

ao aumento da tensão residual compressiva na camada superficial do componente, causado pelo incremento na velocidade de corte. Além disto, foi constatado que quando submetidos a baixas velocidades de corte, os danos superficiais foram bem mais severos que em situação contrária.

Antunes, Ramalho e Ferreira (2000) estudaram a aplicabilidade da medida de rugosidade superficial de fraturas para identificar o modelo de propagação de trincas em bases de super ligas de níquel. Deste estudo, concluiu-se que a medida da rugosidade da superfície fraturada, através dos parâmetros de rugosidade superficiais R_a , R_z e R_t , pode ser usada para definir o modelo e propagação de trincas em ligas de níquel, tendo a possibilidade de ser aplicada como alternativa ou complemento à fractografia, sendo a segunda alternativa mais indicada. Uma análise detalhada do espectro de rugosidade em termos da frequência mostrou que para propagação intergranular, os valores de amplitude do perfil com comprimento de onda idêntico ao tamanho de grão são significativos. No mesmo estudo foi mostrado ainda que o perfil de propagação de trincas sofre grande influência do estado de tensão.

Avakov (1993), considerou uma transformação entre distribuições de vida e resistência à fadiga usando coordenadas de duplo logarítmico como $\ln(N) - \ln(\sigma - \sigma_a)$, com tensão diferente de zero. Uma equação correspondente usada como um modelo conveniente de linearização da regressão para o campo de materiais. A transformação em duplo sistema logarítmico é estendida em assíntotas diferentes de zero. A relação de derivada ortogonal tem sido aplicada para dois parâmetros log-normal e dois parâmetros de distribuição de Weibull. O procedimento é aplicado para alguma outra distribuição de vida se ele for compatível com a escolha da equação da curva S-N de fadiga.

Andrews e Sehitoglu (2000) utilizaram simulações computacionais para caracterizar o efeito da rugosidade superficial de corpos-de-prova usinados na vida de fadiga. Para calcular a presença de defeitos foram geradas superfícies aleatórias formando perfis de rugosidade previamente determinados. A partir da rugosidade, do efeito de fechamento de trincas e das interações entre trincas determinou-se, para a tensão residual, uma função da amplitude de tensão em relação ao comprimento da trinca. A vida de fadiga teve forte influência da rugosidade média quando esta excedeu o valor de $0,1 \mu\text{m}$. Os resultados de vida de fadiga tornaram-se dispersos quando os valores médios do desvio padrão da altura da rugosidade se aproximaram do valor da altura média da rugosidade. A vida média de fadiga diminuiu com o aumento do desvio padrão da altura da rugosidade. Os valores de vida de fadiga são dependentes da rugosidade superficial apenas se estes valores superarem os valores dos defeitos do material. Quando a rugosidade é alta o suficiente (maior que $20,0 \mu\text{m}$), a quantidade amostral de corpos-de-prova não é significativa. Os resultados experimentais tiveram boa aproximação para superfícies com acabamentos finos e rugosos.

Sharman et al. (2001) determinaram a resistência à fadiga de corpos-de-prova usinados sob diferentes processos. Sabe-se que diferentes processos de usinagem apresentam diferentes influências no comportamento de fadiga, uma vez que a resistência à fadiga é a propriedade mecânica mais afetada por estes processos. Os resultados mostraram que corpos-de-prova torneados possuem uma maior resistência à fadiga que os demais. Isto pode ser explicado pela presença de tensão residual compressiva na superfície do corpo-de-prova gerada pela operação de torneamento.

Lin, Lee e Lu (2001) compararam com base em análise computacional, duas aproximações qualitativamente diferentes para a determinação da distribuição do limite de fadiga. As análises são realizadas por dois métodos, um pela simulação do método Staircase e outra pelos métodos de extrapolação para curtas vidas de fadiga (métodos acelerados). Os métodos de ensaio acelerados (método de projeção de raios e de projeção paralelo) são propostos para caracterizar estatisticamente o limite de fadiga de um componente, extrapolando o limite da trajetória de falha por fadiga dos dados sob baixo ciclo. O método Staircase é comumente utilizado para determinar características estatística da resistência à fadiga de uma vida específica, sendo possível de se analisar estatisticamente pelas distribuições normal e de Weibull.

Abouelatta e Mádl (2001) estudaram uma correlação entre rugosidade superficial e vibração no processo de usinagem para obter modelos matemáticos que predizem a rugosidade baseada nos parâmetros de corte e vibração da máquina. Este estudo se iniciou no fato de a qualidade superficial de componentes ser afetada pelo processo de usinagem. Nesta influência inclui-se variações decorrentes do componente, da ferramenta ou da máquina operatriz.

Para predizer os parâmetros de rugosidade foram utilizados quatro modelos, todos como função dos parâmetros de corte e vibração da ferramenta, resultando em parâmetros aceitáveis. Os modelos de predição de rugosidade que possuem como variáveis tanto parâmetros de corte como de vibração de ferramenta são mais exatos que outros somente dependentes dos parâmetros de corte. Particularmente, ao se avaliar a rugosidade máxima, encontrou-se que ela é muito influenciada pela velocidade de corte e pelo diâmetro do componente.

Rech e Moisan (2003) fizeram uma referência à influência do avanço, da velocidade de corte e desgaste da ferramenta nos efeitos induzidos pelo torneamento duro no aço cementado 27MnCr5. Ele mostrou que estes parâmetros interferem diretamente na integridade superficial do componente. Especificamente no caso de torneamento duro, pode-se dizer que este processo é indicado para componentes onde é exigida baixa rugosidade, destacando-se pela introdução de uma tensão residual de compressão na camada superficial, quando aplicado em baixa velocidade de corte e avanço. Quando se avalia a condição de rugosidade superficial, pode-se dizer que o parâmetro de usinagem de maior influência é a taxa de avanço. O valor do nível de tensão residual é bastante influenciado pela velocidade de corte.

Para Itoga (2003), quando a falha por fadiga é decorrente de vidas curtas, onde a nucleação de trinca ocorre na superfície, a rugosidade superficial tem papel crucial funcionando como entalhes na superfície. Porém, em vidas longas, onde a nucleação de trincas ocorre no interior do componente (subsuperfície), a maior influência do processo será determinada pela inclusão e/ou imperfeição estrutural do material.

Em aços de alta resistência (ligas Ni–Cr–Mo) ensaiados no processo de flexo- rotação à temperatura ambiente, a tensão de transição (limite convencional de resistência à fadiga) que representa o valor ao qual a nucleação de trinca muda da superfície para a sub-superfície, foi significativamente afetada pela rugosidade superficial. Os corpos-de-prova com superfícies rugosas mostraram menor tensão de transição que corpos-de-prova polidos.

Atzori, Lazzarin e Meneghetti (2003), estudaram a validade de um diagrama, válido para a análise do limite de fadiga de trincas e entalhes centrados em uma

placa infinita, para sua aplicação em componentes de tamanho finito. Para estender a aplicação deste diagrama à placa finita utilizou-se o fator de forma (α) comumente usado em fratura mecânica. Como se sabe, existe uma relação entre o limite de fadiga e sensibilidade a defeitos (imperfeições em menores escalas de tamanho) e ao entalhe. Para entalhes, quando a sua ponta assume um valor crítico de raio, o corpo-de-prova permanece com um limite de resistência à fadiga constante, similar a uma trinca de mesma profundidade. Considerando superfícies rugosas, as alturas entre os picos e vales funcionam como uma trinca de igual profundidade, podendo-se utilizar o diagrama para expressar o seu efeito na resistência à fadiga. Este artigo apresenta uma relação empírica onde se diferencia a influência do acabamento superficial sobre o limite de resistência à fadiga em corpos-de-prova polidos e entalhados. A menor influência foi verificada no corpo-de-prova entalhado. Para corpos-de-prova com entalhes agudos a redução do limite de fadiga devido ao acabamento superficial tende a ser o mesmo, independente do material utilizado. A redução do limite de fadiga devido a defeito depende da forma geométrica do componente e torna-se independente do material. Após o conceito de o limite de resistência à fadiga ser completamente sensível ao entalhe, admitiu-se uma equação onde se relaciona a profundidade crítica do entalhe com o produto entre o tamanho crítico do defeito e o quadrado do fator de concentração de tensão teórico.

Adib e Pluvianage (2003) estudaram o método de aproximação volumétrica, bem como uma completa investigação de suas características intrínsecas, suas suposições e sua aplicabilidade em vários componentes entalhados. Foi utilizada uma análise de elementos finitos elasto-plástico para a determinação da tensão efetiva, da zona plástica efetiva e do gradiente de tensão relativo. Pode referenciar os modelos de tensões médias, intensidade de tensões e aproximação volumétrica à

modelos macro-mecânicos, o que requer condições especiais no tratamento das trincas. Nestes modelos considera-se a não propagação de trincas. A aproximação volumétrica esta relacionada ao campo de intensidade de tensões. Para vários tipos de geometria de entalhes, os resultados experimentais de falha por fadiga tiveram uma boa aproximação dos resultados simulados.

Du et al. (2004) estudaram o efeito do tratamento térmico de recozimento na vida de fadiga sob tensão residual. O tratamento térmico de recozimento antes da nucleação de trincas prolonga a vida de fadiga devido ao alívio de tensões. Quando ocorre a iniciação de macro-trincas, a tensão saturada diminui devido a redução da secção transversal. Esta repentina redução de tensão é definida como vida de fadiga. O material estudado passou por um processo de têmpera e revenimento, logo, sua micro-estrutura original é a martensita. O precipitado de Carboneto formado micro-estruturalmente atua na obstrução do movimento de deslocamento, mas esta atuação é gradualmente reduzida e eliminada durante o carregamento cíclico. O grau dos danos por fadiga depende da amplitude de deformação cíclica e número de ciclos. Com o recozimento, a interface entre trincas de carboneto aumenta juntamente com a possibilidade de fratura granular, com isto a vida de fadiga é reduzida. A energia local de deformação acumula-se durante carregamento cíclico. Como nesta região não consegue iniciar micro-trincas, ela será liberada durante o recozimento, podendo atuar na reformulação da micro-estrutura. Isto gera o aumento da homogeneidade micro-estrutural reduzindo a possibilidade de formação de micro-trincas e aumentando o princípio de propagação das mesmas. Isto conseqüentemente aumentará a vida de fadiga residual. Assim a vida total de fadiga dos corpos-de-prova que passaram por alívio de tensão aumentou significativamente.

Makabe, Purnowidodo e McEvily (2004) analisaram os efeitos dos sobrecarregamento de tração simples e sobrecarregamento de tração seguido de descarregamento, no efeito de crescimento de trinca. A atuação de uma sobrecarga durante um carregamento constante tem efeito decisivo no comportamento de propagação de trincas. O fluxo reversível na ponta da trinca é o indicativo da concentração de material na zona plástica de sobrecarregamento. A consequência deste fluxo está no fato de, nesta região, as tensões passarem de trativas para compressivas. A atuação de uma sobrecarga compressiva acompanhada de uma trativa poderá resultar na aceleração na razão do crescimento de trinca por fadiga. Depois do sobrecarregamento, a propagação da trinca será retardada se a distribuição de tensão residual na frente da trinca for compressiva. Quando esta tensão compressiva muda para trativa a razão de propagação da trinca será acelerada.

Guo e Barkey (2004) estudaram o efeito da tensão residual induzida no processo na fadiga de contato em cilindros de laminação. A condição inicial do processo de tensão residual foi estabelecida através de um modelo de simulação 2-D de elemento finito do cilindro de contato na laminação. A simulação foi baseada nos valores de tensão residual resultante do torneamento duro, da retificação e tensão residual livre. O torneamento duro gera uma maior camada de tensão residual que o processo de retificação. A simulação mostrou que a tensão residual atinge perfis de danos por fadiga primeiramente próximo a superfície. Assim no processo de fadiga de contato, a tensão residual afeta preferencialmente proximidade da superfície onde o processo de fadiga se inicia. Dentre os efeitos mais significantes no processo de fadiga podem-se destacar a influência do carregamento normal aplicado, os efeitos do atrito e da tensão residual superficial.

No processo de fadiga de contato em cilindros de laminação, a profundidade de tensão residual é mais desejável que tensões mais superficiais. É também desejável que estas tensões sejam compressivas, uma vez que estas anulam a razão de extensão das trincas, contrária a tensão residual superficial trativa que aumenta a razão de extensão das mesmas. A tensão residual atua diretamente direção da propagação da trinca próxima à superfície.

Para Novovic et al. (2004), a integridade superficial tem influência na resistência à fadiga, principalmente a altos ciclos, onde o limite de resistência à fadiga depende do processo de fabricação e da severidade do mesmo. Esta resistência é duramente influenciada pela tensão residual, pela condição metalúrgica do material e pela presença de irregularidades superficiais que funcionam como entalhes. Os fatores mais danosos ao componente são a tensão residual e alterações da microestrutura superficial. Mesmo sabendo que trincas do processo de falha por fadiga geralmente iniciam-se na superfície, tem-se que a rugosidade superficial somente será decisiva na resistência à fadiga quando se tratar de componentes submetidos a alívio de tensão, pois caso contrário, a influência da tensão residual será maior que a influência da rugosidade. Os efeitos da topografia superficial também serão afastados quando houver na superfície dos componentes a presença de inclusões numa ordem maior que a rugosidade superficial.

Para rugosidade superficial média (R_a) entre 2,5 e 5 μm , a tensão residual superficial é mais influente na resistência à fadiga que a topografia superficial. Este efeito diminui como o aumento da temperatura. Temperaturas acima de 400 °C reduzem o efeito da tensão residual e da rugosidade superficial na fadiga, devido ao alívio de tensão e a mudança na nucleação de trinca a partir da superfície para o interior.

Sasahara (2005) mostrou que condições de usinagem como a forma da ferramenta e o passo de acabamento irão influir diretamente em características como tensão residual, dureza e rugosidade superficial. Tais características, evidentemente, podem ser controladas por uma cuidadosa e adequada definição das condições de usinagem. Condições como baixo avanço, pequeno raio de ponta de ferramenta e ferramenta de corte com ponta chanfrada podem imprimir em componentes usinados altas vidas de fadiga quando estes são comparados com componentes virgem. Isto é conseguido porque estas condições imprimem uma tensão residual compressiva e alta dureza na camada superficial durante o processo de usinagem.

Varvani-Farahani, Kodric e Ghahramani (2005) avaliaram os danos de fadiga em componentes com e sem entalhes com base em um novo desenvolvimento de plano crítico com energia baseada em parâmetros de danos de fadiga. O parâmetro de Varvani é composto pela energia normal e cisalhante determinadas no plano crítico de tensões máximas no círculo de Mohr, durante o carregamento e descarregamento do ciclo. Este parâmetro prediz com sucesso os dados de vida de fadiga de componentes com e sem entalhes submetidos a condições de carregamento de tração e tração-torção.

Quando os componentes possuem em sua superfície entalhes e marcas de usinagem, estas regiões são delimitadas como de alta concentração de tensão. Como estes entalhes possuem em sua raiz uma tensão local, a tensão total aplicada ao componente será multiplicada por um fator de concentração de tensão (K_t). Assim, se for aplicada a mesma carga em componentes não entalhados ou com perfeitas condições superficiais, a vida em fadiga deste será maior que para o primeiro.

Yue (2005) estudou a iniciação de micro-trincas em superfícies polidas sob a atuação de tensão uniformemente aplicada, utilizando princípios de plasticidade cristalográfica. Como policristais possuem diferentes orientações cristalográficas, a distribuição de tensões e deformações, mesmo sob a atuação de tensão uniformemente aplicada, será não-uniforme. Assim, considerar apenas a rugosidade superficial inicial como pontos localizados de concentração de tensão, onde as trincas de fadiga preferencialmente se iniciam, acaba acarretando em um erro, pois, mesmo em superfícies polidas a rugosidade pode ser gerada a partir de uma orientação cristalográfica não-uniforme dos grãos nos policristais. Quando sob carregamento de fadiga, a rugosidade aumenta com o número de ciclos e a deformação se localiza em lugares onde as micro-trincas se formam. A não-uniformidade e instabilidade nos policristais serão responsáveis por promover a nucleação de trincas de fadiga derivadas de concentradores de tensão.

Zheng e Wei (2005) realizaram estudos experimentais para verificação de uma equação de fadiga sob carregamento variável desenvolvida para prever as expressões da curva de vida de fadiga com dada sobrevivência (curva S-N-P) em componentes com entalhes. A equação estudada neste artigo possui boa aproximação para a curva da vida de fadiga de componentes metálicos entalhados até a vida infinita, assumindo uma forma assintótica horizontal para vidas superiores a 10^9 ciclos. Medidas são propostas para reduzir a dispersão nos resultados dos testes de fadiga e melhorar a exatidão da predição de vida de fadiga para ambos carregamentos, constantes e de amplitude variável, porém, para o material estudado, devido a grande flutuação das propriedades de tração do material, a dispersão da vida de fadiga sob ambos os carregamentos apresentou grande

dispersão. Para uma melhor utilização da equação citada, é necessário um estudo mais aprofundado para aumentar-se sua exatidão.

Capello (2005) estudou a identificação de uma relação analítica entre tensão residual, parâmetros de usinagem e o material a ser usinado. Sabe-se que a tensão residual é gerada preferencialmente nos estágios de acabamento superficial do processo de usinagem, sendo ela dependente do material e do processo de usinagem. De acordo com estes fatores, a superfície gerada no torneamento terá uma tensão residual axial que pode ser de tração ou compressão. Para este estudo foram analisados três diferentes materiais que foram usinados sob diferentes parâmetros de corte. De acordo com a tensão residual medida pode-se concluir que o avanço é o fator de maior influência, seguido pelo raio da ponta da ferramenta e em um menor valor, pelo o ângulo de entrada da ferramenta. A profundidade de corte, ao contrário, não tem influência na tensão residual enquanto que a velocidade e o ângulo primário tem uma influência mínima. O modelo de regressão desenvolvido no processo pode ser usado na seleção de parâmetros de processo que irão gerar um estado de tensão residual desejada. Todos os materiais apresentaram a mesma relação entre os parâmetros de usinagem e a tensão residual, sugerindo que o mecanismo de geração de tensão residual é independente das propriedades mecânicas do material.

3 METODOLOGIA

Para se cumprir o objetivo deste trabalho serão necessários desenvolvimentos de diferentes experimentos. O trabalho experimental desenvolvido nesta pesquisa foi dividido em duas etapas, uma referente à usinagem dos corpos-de-prova e outra referente aos diversos ensaios de caracterização mecânica do material. Os ensaios realizados foram: composição química, tração, micrografia, dureza, alívio de tensão e os ensaios de fadiga.

Os corpos-de-prova para ensaios de fadiga foram torneados e, para a avaliação da influência dos parâmetros de corte na resistência à fadiga, foram selecionados apenas os principais parâmetros de usinagem, sendo eles: velocidade de corte, avanço e profundidade de corte. Os demais parâmetros de corte envolvidos no processo de torneamento foram mantidos constantes para todas as condições de usinagem.

Os corpos-de-prova foram separados em três grupos identificados de acordo com o parâmetro de corte variável. Cada um destes grupos foi dividido em três subgrupos denominados “condição”, perfazendo nove combinações de parâmetros de corte. O grupo 1 representa a variação da profundidade de corte. O grupo 2 representa a variação do avanço e o grupo 3 a variação da velocidade de corte. Estas subdivisões podem ser observadas no Quadro 3.1. A condição 1.2, condição 2.1 e condição 3.2 são idênticas, sendo que para realização dos ensaios elas foram simplificadas em uma única, a condição 2.1. Por este motivo, é reduzido o número condições para sete.

Para um entendimento geral do processo experimental deste trabalho, todas as suas etapas podem ser visualizadas no fluxograma representado da Figura 3.1. No mesmo fluxograma, pode ser observado que todas as barras passaram por uma análise química, para então serem encaminhadas para a usinagem. Foram usinados vinte e um corpos-de-prova para cada condição, sendo que três deles foram destinados ao ensaio de tração e dezoito para os ensaios de fadiga.

Quadro 3.1 – Seleção dos parâmetros de usinagem para cada grupo de Corpos-de-prova.

Grupo 1			Grupo 2			Grupo 3		
$v_c = 60$ m/min $f = 0,12$ mm/rot			$v_c = 60$ m/min $a_p = 1,2$ mm			$f = 0,12$ mm/rot $a_p = 1,2$ mm		
(Condição) a_p (mm)			(Condição) f (mm/rot)			(Condição) v_c (m/min)		
(1.1) 0,4	(1.2)* 1,2	(1.3) 2,0	(2.1)* 0,12	(2.2) 0,18	(2.3) 0,25	(3.1) 15	(3.2)* 60	(3.3) 100

Todos os corpos-de-prova passaram por uma análise de rugosidade que define a pior condição para o carregamento de fadiga, ou seja, a condição de maior rugosidade. Somente para a condição de pior rugosidade serão usinados dezoito corpos-de-prova adicionais, que passaram por um processo de tratamento térmico para alívio de tensões sendo posteriormente destinados aos ensaios de fadiga. O

* As condições 1.2, 2.1 e 3.2 são idênticas. Por isto, foi fabricado apenas um grupo de corpos-de-prova (condição 2.1) referente à estas condições. Todos os resultados adquiridos para este grupo foram repetidos para os demais.

* Em determinados momentos deste trabalho estas condições terão como referência apenas a condição 2.1, como o caso do fluxograma a seguir e dos cálculos no Apêndice.

objetivo destes ensaios é avaliar a influência da tensão residual no limite de resistência à fadiga, através da comparação entre os resultados de resistência à fadiga dos corpos-de-prova tratados e não tratados termicamente.

O grupo 4, mostrado apenas na Figura 3.1, possui corpos-de-prova polidos. Estes não possuem parâmetros de corte específicos, pois o objetivo nos mesmos é a melhor qualidade superficial possível. A rugosidade destes corpos-de-prova foi medida com o intuito de verificar suas condições de acabamento superficial. Nesta condição os corpos-de-prova serão também ensaiados, em fadiga, com e sem o processo de tratamento térmico para alívio de tensões. Os resultados encontrados para estes corpos-de-prova serviram como referência para aqueles encontrados em corpos-de-prova rugosos.

A análise metalográfica e de dureza foi executada em amostras retiradas de corpos-de-prova que foram destinados ao ensaio de fadiga, foram avaliadas amostras com e sem tratamento térmico.

Para desenvolvimento de todo trabalho foram fabricados 180 corpos-de-prova de fadiga e 24 de tração. A quantidade de corpos-de-prova prevista para cada etapa do processo experimental está apresentada no Apêndice C. Cada processo desenvolvido nesta metodologia está apresentado mais detalhadamente nas seções subseqüentes.

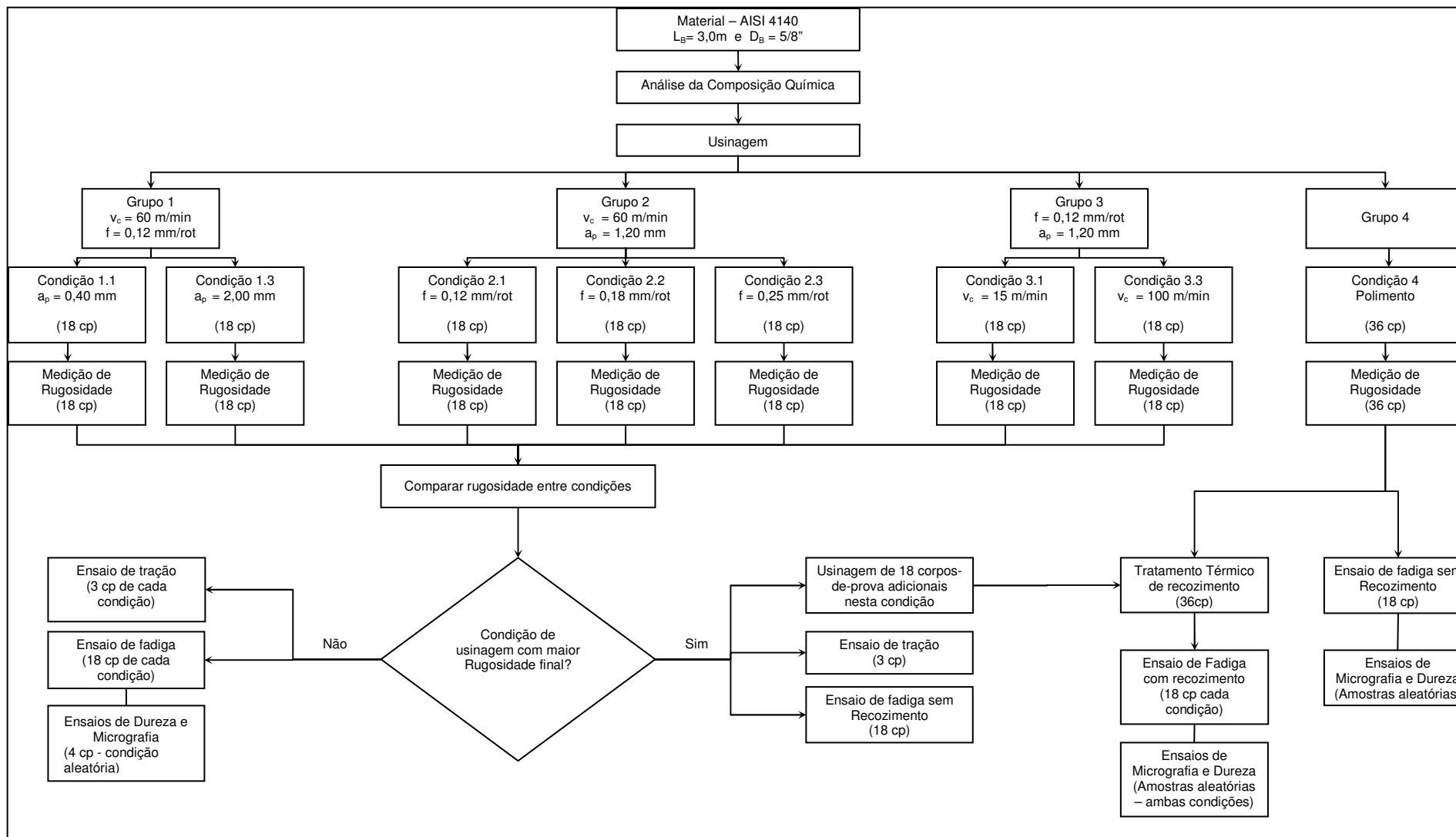


Figura 3.1 – Fluxograma do processo experimental

3.1 MATERIAL

Os corpos-de-prova foram fabricados em aço AISI 4140. Este material possui similaridade com os aços ABNT 4140, SAE 4140, DIN 1.7225, ASTM 4140, JIS G 4105-79 Tipo SCM 440, BS 970: Part 2: 1988 Tipo 708M40.

Este é um aço cromo-molibdênio de média temperabilidade, que proporciona elevada resistência em seções médias. É aplicado na indústria mecânica e automotiva em componentes que exigem elevada dureza, resistência e tenacidade, tais como virabrequins, bielas, braços, juntas, engrenagens, eixos e componentes para equipamentos de produção e perfuração de petróleo. (CATÁLOGO VILLARES, 2004). Além destas características, o material possui soldabilidade ruim e usinabilidade média assim como boa resistência a torção e fadiga. Este material pode ter suas propriedades mecânicas melhoradas através da nitretação (CATÁLOGO GERDAU, 2004). A composição química prevista para este material é mostrada na Tabela 3.1 (CATÁLOGO VILLARES, 2004).

Tabela 3.1 – Composição química prevista para aço AISI 4140 (CATÁLOGO VILLARES, 2004).

Elemento	C	Mn	Si	Cr	Mo
% min	0,38	0,75	0,20	0,8	0,15
% max	0,43	1,00	0,35	1,10	0,25

Para fabricação dos corpos-de-prova, foram adquiridas barras laminadas do material desejado. As barras possuem um comprimento (L_B) de 3,0m e diâmetro (D_B)

de 5/8". Para cada barra existe a possibilidade de fabricação de 11 corpos-de-prova. A composição química de cada barra foi determinada pela análise química através do método de fluorescência de raios-X.

3.2 CORPOS-DE-PROVA

Os corpos-de-prova utilizados são mostrados na Figura 3.2. As dimensões estão de acordo com norma ASTM E 466-96 e pela norma DIN 50113 (MANSUR, 2002).

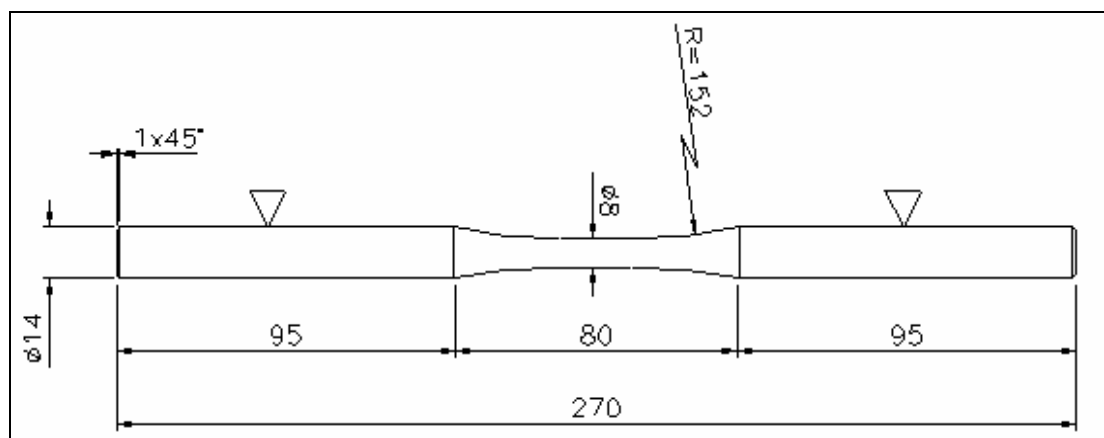


Figura 3.2 – Geometria dos corpos-de-prova para ensaios de flexo-rotação

Os corpos-de-prova não possuem o acabamento superficial referenciado na norma, pois neste trabalho deseja-se avaliar a influência dos parâmetros de usinagem na resistência à fadiga. Para tanto é necessário que os corpos-de-prova sejam usinados com diferentes parâmetros de usinagem, o que implica na não

objetividade de acabamento superficial. Diante disto tornou-se necessário a medição da rugosidade de todos os corpos-de-prova.

3.3 USINAGEM

Os corpos-de-prova foram fabricados em um torno CNC, modelo CNC Romi Centur 30D, com ferramenta de corte modelo DCMT 11 T 304 – PM5, WAM-20, fabricante Walter. O processo foi refrigerado por fluido de corte Kutwell 40 fabricado pela Esso.

De acordo com os parâmetros de torneamento, os corpos-de-prova foram divididos em grupos de acordo com valores de avanço, velocidade e profundidade de corte, como explicado anteriormente. Os demais parâmetros do processo foram mantidos constantes. Para cada condição de usinagem foram torneados 18 corpos-de-prova com parâmetros de usinagem referenciados na Quadro 3.1. Em cada condição foi utilizada uma ferramenta de corte nova para se evitar alterações superficiais no corpo-de-prova devido à desgaste da ferramenta.

3.4 MEDIÇÃO DE RUGOSIDADE

A rugosidade superficial foi definida pelos parâmetros de rugosidade R_a , R_z , R_q , R_t e R_y que foram medidos por um rugosímetro SurfTest SJ-400 fabricado pela

Mitutoyo. As medições foram realizadas na região onde o corpo-de-prova sofre maior ação do carregamento de fadiga, região AB na Figura 3.3. Estas medidas foram realizadas em quatro pontos radialmente equidistantes (90°), cobrindo a mesma circunferência. De posse dos resultados foi realizado o cálculo médio dos parâmetros de rugosidade, acompanhados de respectivos desvios padrões.

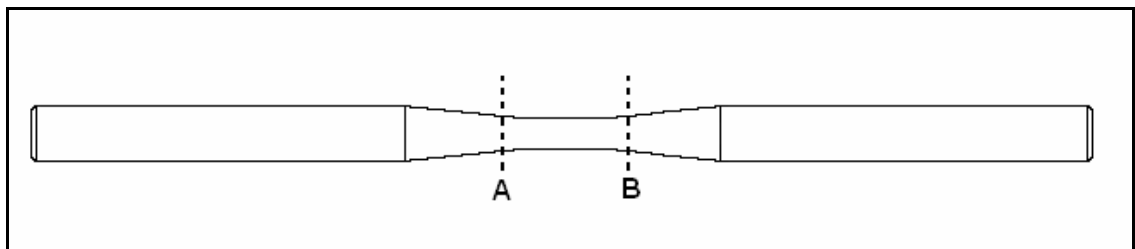


Figura 3.3 – Região do corpo-de-prova que sofrerá carregamento de fadiga

3.5 CARACTERIZAÇÃO MECÂNICA

As propriedades mecânicas do material foram determinadas através dos ensaios de tração, dureza e micrografia. Com estes ensaios foi possível determinar resultados referentes à resistência mecânica e caracterização estrutural dos materiais.

3.5.1 Ensaio de tração

O ensaio de tração foi realizado na máquina de tração fabricada Wolpert, com capacidade de 200 kN e à temperatura ambiente. Todo o ensaio esteve de acordo com a norma ASTM E-23. Neste ensaio foi obtido a curva tensão x deformação convencional para o material estudado, onde foi possível determinar a tensão de escoamento, o limite de resistência à tração e a tensão de ruptura experimental para o material.

Foram fabricados 24 corpos-de-prova com dimensões de acordo com a norma referida para este ensaio, porém com acabamento superficial diferente. Esta diferença no acabamento superficial tem o intuito de confirmar que a qualidade do acabamento superficial do corpo-de-prova não interfere no ensaio de tração, por isto foram fabricados três corpos-de-prova para cada condição de usinagem, inclusive corpos-de-prova polidos.

3.5.2 Ensaio de dureza

O ensaio de Dureza Vickers foi realizado, segundo norma ASTM E-92. Neste ensaio, os valores de dureza foram avaliados a partir da relação entre a área gravada na penetração imposta ao material e a força aplicada. Para ensaios de dureza Vickers, utiliza-se um punção em forma piramidal de base quadrada, que possui ângulo interno de 136° entre as faces opostas da pirâmide (SOUZA, 1982). A força aplicada pode variar de 1 a 120 kgf. Neste caso foi utilizada a carga de 60 kgf. O valor da dureza Vickers (HV) é definido pela Equação 3.1.

$$HV = \frac{2P \cdot \sin\left(\frac{\theta}{2}\right)}{L^2} = \frac{1,854P}{L^2} \quad (3.1)$$

onde P é a carga aplicada (kgf), L é o comprimento médio entre as diagonais da impressão (mm) e θ é o ângulo entre as faces opostas do diamante ($\theta=136^\circ$).

3.5.3 Ensaio de micrografia

O ensaio de micrografia é necessário para determinar os constituintes estruturais do material a ser estudado. Para tal, foi necessário toda a preparação da superfície a ser ensaiada, bem como o lixamento ao ponto de polimento para uma adequada visualização superficial. O ataque reativo na superfície foi em Nital 2%, uma composição de álcool e 2% de ácido nítrico. A visualização da superfície de análise foi realizada com auxílio de microscópio óptico com diferentes ampliações.

3.6 ALÍVIO DE TENSÃO

O tratamento de alívio de tensão residual foi realizado apenas para a condição de pior qualidade superficial e para corpos-de-prova polidos. Para realização de tal ensaio foram fabricados corpos-de-prova extras que foram submetidos a um tratamento de recozimento para alívio de tensões. Este tratamento

consiste no aquecimento do componente até uma temperatura próxima ao limite inferior da zona crítica, onde o material não sofrerá mudança em seus constituintes. Os parâmetros para este tratamento são aquecimento até a temperatura de 720°C, por um tempo de 20 min, seguido de resfriamento lento ao forno. (CATÁLOGO VILLARES, 2004; CHIAVERINI, 2005). Após o tratamento térmico, estes corpos-de-prova serão submetidos a ensaios de fadiga flexo-rotativa, exatamente como os demais.

3.7 ENSAIO DE FADIGA

Para o ensaio de fadiga, foi utilizada máquina de ensaios flexo-rotativa, com uma tensão média nula ($R=-1$). O ensaio foi realizado à temperatura ambiente. Seu princípio está esquematizado na Figura 3.4. Ele se baseia em um corpo-de-prova fixo em suas extremidades que estão sob o efeito de um momento fletor, resultante da carga aplicada. Este corpo-de-prova é então rotacionado em torno de seu eixo, de forma que suas extremidades radiais estarão sob constante alternância de tração e compressão, formando-se assim ciclos de tensões alternadas de mesma magnitude, caracterizando a tensão média nula. Na extremidade desta máquina, existe um contador que registra o número de ciclos no ensaio. Quando acontece o rompimento do corpo-de-prova, a contagem de ciclos é automaticamente interrompida.

Especificamente na máquina utilizada para este trabalho, tem-se um contador com capacidade de contagem máxima de 10^9 ciclos. Além disto, este equipamento

possui um sistema de refrigeração que possibilita ensaios com temperatura constante. Os corpos-de-prova são rotacionados por um motor elétrico de 3500 rpm. Toda a massa colocada no sistema de balança terá um fator multiplicativo de 10 unidades em relação à carga aplicada no corpo-de-prova. Assim toda carga aplicada implicará uma força 10 vezes maior no corpo-de-prova. A descrição das forças atuantes na máquina de ensaio de fadiga está apresentada no apêndice A.

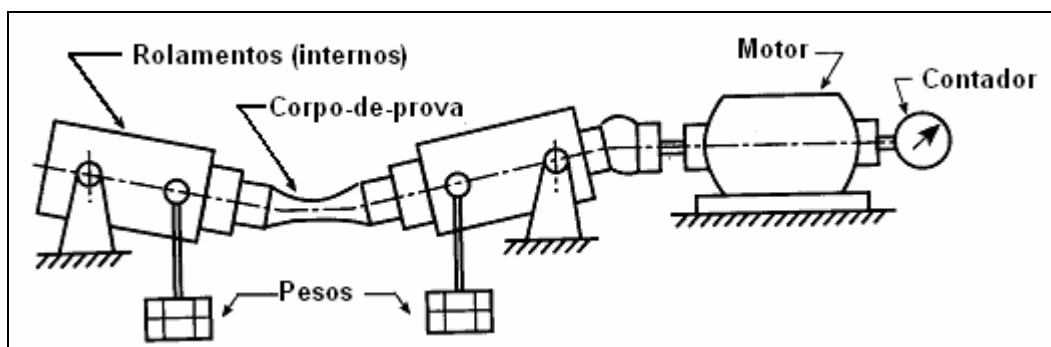


Figura 3.4 – Esquema da máquina de ensaio flexo-rotativo (ZAHAVI E TORBILO, 1996).

O limite de resistência à fadiga foi determinado pelo método “Staircase”, que estabelece uma seqüência de passos para a obtenção do Limite de resistência à fadiga (COLLINS, 1993; LEE, 2005). Estes passos são enumerados a seguir:

- I - Avaliar o limite estimado de resistência à fadiga (S_e) para o material na a vida de interesse, de acordo com a Equação 3.2.

$$S_e = S'_e \cdot C_L \cdot C_G \cdot C_S \cdot C_T \cdot C_R \cdot C_{TR} \cdot C_E \quad (3.2)$$

onde S'_e é o limite teórico de resistência à fadiga. Este fator está apresentado detalhadamente no Apêndice B. Os fatores de correção são devidos ao carregamento (C_L), ao efeito do tamanho (C_G), ao efeito da superfície (C_S), ao efeito

da temperatura (C_T), ao efeito da confiabilidade (C_R), ao efeito da tensão residual (C_{TR}) e ao efeito de concentradores de tensão (C_E) (ROTHBART, 1996).

II - Calcular o desvio-padrão estimado (DP_e) do material pela Equação 3.3.

$$DP_e = DP'_e \cdot C_L \cdot C_G \cdot C_S \cdot C_T \cdot C_R \cdot C_{TR} \cdot C_E \quad (3.3)$$

III - Iniciar o ensaio em um valor de tensão de $S_e + d$, onde d é o incremento de tensão estimado, este deve estar no intervalo de $0,5 \cdot DP_e \leq d \leq 2 \cdot DP_e$ (LEE, 2005).

IV - De acordo com o valor de tensão utilizado no decorrer do ensaio, se o corpo-de-prova falhar, o próximo ensaio será realizado num valor de tensão de um incremento menor que a utilizada. Se o corpo-de-prova atingir a vida infinita o valor de tensão será um incremento maior. Repetir este procedimento para todas as amostras, sempre utilizando a tensão anterior como referência.

V - Depois de completado o ensaio, verificar o evento de menor freqüência, pois este será utilizado em análise.

VI - Tabular os dados conforme o Quadro 3.2.

VII - Calcular o limite médio de resistência à fadiga na vida prescrita, através da Equação 3.4.

$$S_{em} = S_0 + d \cdot \left[\frac{A_{UD}}{N_{mf}} \pm \frac{1}{2} \right] \quad (3.4)$$

onde S_{em} é o limite médio estimado de resistência à fadiga (MPa); S_0 é o menor nível de tensão do evento de menor ocorrência (MPa); A_{UD} é a soma definida na coluna IV do Quadro 3.2 ; N_{mf} é o número de eventos de menor ocorrência.

Os sinais devem ser escolhidos de acordo com a seguinte lógica, (+) se o evento de menor frequência for vida infinita e (-) se o evento de menor frequência for falha.

Quadro 3.2 – Dados tabulados para ensaio Staircase

Coluna I	Coluna II	Coluna III	Coluna IV	Coluna V
Níveis de tensão de cada evento de menor frequência (S_i)	Enumerar os eventos de acordo com o nível de ocorrência da tensão. Utilizar ($i = 0$) para o menor nível tensão, e adicionar o incremento de 1 unidade para cada nível subsequente.	Número de ocorrência de cada evento ($N_{mf,i}$)	Produto entre as colunas II e III $(A_{UD,i} = i.N_{mf,i})$	Produto entre (coluna II) ² e coluna III $(B_{UD,i} = i^2.N_{mf,i})$
		Somatório do numero de ocorrência do evento (N_{mf})	Somatório das constantes $A_{UD,i}$ (A_{UD})	Somatório das constantes $B_{UD,i}$ (B_{UD})

VIII - Estimar o desvio padrão amostral pela Equação 3.6 ou Equação 3.7.

estas equações serão escolhidas de acordo com o valor calculado para a constante C_{DP} (Eq. 3.5).

$$C_{DP} = \frac{N_{mf} B_{UD} - A_{UD}^2}{N_{mf}^2} \quad (3.5)$$

$$DP_e = 1.62d \left[\frac{N_{mf} B_{UD} - A_{UD}^2}{N_{mf}^2} + 0.029 \right] \quad \text{se } C_{DP} \geq 0.3 \quad (3.6)$$

$$DP_e = 0.53.d \quad \text{se } C_{DP} < 0.3 \quad (3.7)$$

Onde A_{UD} é a soma definida na coluna V.

IX - Determinar o limite amostral de resistência à fadiga ($S_{e,R,C}$) pela Equação 3.8.

$$S_{e,R,C} = S_{em} - K_{C,R} \cdot DP_e \quad (3.8)$$

Nesta equação são relacionados o limite médio de resistência à fadiga (S_{em}), o desvio padrão estimado (DP_e) e o fator limite de tolerância ($K_{C,R}$), que é tabelado de acordo com o nível de confiança (C%) e nível de Confiabilidade (R%), assumindo que o desvio-padrão apresenta uma distribuição normal (LEE; 2005).

4 RESULTADOS EXPERIMENTAIS E DISCUSSÃO

4.1 COMPOSIÇÃO QUÍMICA

As análises das composições químicas das barras mostraram que elas estão de acordo com referência técnica (TAB. 4.1). As composições químicas medidas em todas as barras podem ser visualizadas no Apêndice D, onde se percebe a ausência de valores para as barras 3, 6, 12 e 14, que não foram medidos por impossibilidade de aquisição das amostras. Os componentes Nb e Pb não estão presentes em nenhuma amostra e o componente Co está presente apenas na amostra 15, em uma quantidade de 0,0006%. Algumas barras apresentaram a composição de Mo inferior ao estabelecido na norma (0,15 a 0,25%), estando elas com valores variando de 0,21 à 0,93% menos que o valor mínimo. Em apenas dois casos, esta variação foi de 1,39 e 3,45% para barras 10 e 11, respectivamente. Estes valores são aceitáveis por estarem próximos ao valor mínimo estabelecido na norma.

Tabela 4.1 – Composição química do aço AISI 4140

Elemento	C	Mn	Si	Cr	Mo
%	0,397	0,837	0,254	0,897	0,149
DP	0,007	0,004	0,002	0,004	0,002

4.2 RUGOSIDADE SUPERFICIAL

As medições de rugosidade foram realizadas em laboratório com temperatura controlada em $27 \pm 2^\circ\text{C}$. Foram realizadas quatro medições, para cada parâmetro de rugosidade. Os resultados foram tabulados e estão apresentados nos Anexo C e D. No anexo C estão apresentados todos os resultados dos parâmetros de rugosidade superficial referentes a cada condição de corte. No Apêndice F são apresentados os valores médios das medições de rugosidade superficial para cada condição de usinagem, juntamente com seus respectivos desvios padrões.

Para melhor visualização dos resultados, os valores foram plotados em gráficos que relacionam cada parâmetro de rugosidade com as variações de velocidade de corte, avanço e profundidade de corte.

A influência da profundidade de corte nos diferentes parâmetros de rugosidade está mostrada nas Figuras 4.1 a 4.5. Observa-se que todos os parâmetros de rugosidade diminuem bastante ao se aumentar a profundidade de corte de 0,4 para 1,2 mm, permanecendo praticamente constante ou diminuindo levemente com a utilização de profundidade de corte maior. A variação mais significativa na rugosidade se dá nos valores de rugosidade máxima (TAB. 4.2), onde foram observadas reduções na rugosidade de aproximadamente 50% quando a profundidade de corte variou de $a_p = 0,4$ até 2,0 mm. A menor variação ocorreu para a rugosidade média com uma taxa de variação de 38%, seguida da Rugosidade média quadrática (40%), da altura do perfil (46%) e Rugosidade parcial máxima (50%).

Com o aumento da profundidade de corte, pode-se observar ainda um aumento do desvio padrão das medidas de rugosidade. Isto foi observado em todos os parâmetros de rugosidade medidos.

Todos os valores de profundidade de corte utilizados para a usinagem são maiores que o raio da ponta da ferramenta ($r_f=0,4$ mm). Segundo Diniz (2001), quando isto acontece, parte do contato entre peça e ferramenta passa a ser feito na porção reta da aresta de corte, reduzindo proporcionalmente a força de profundidade e facilitando a formação de um bom acabamento superficial. Isto está de acordo com os resultados obtidos, ou seja, a rugosidade tende a diminuir com o aumento da profundidade de corte.

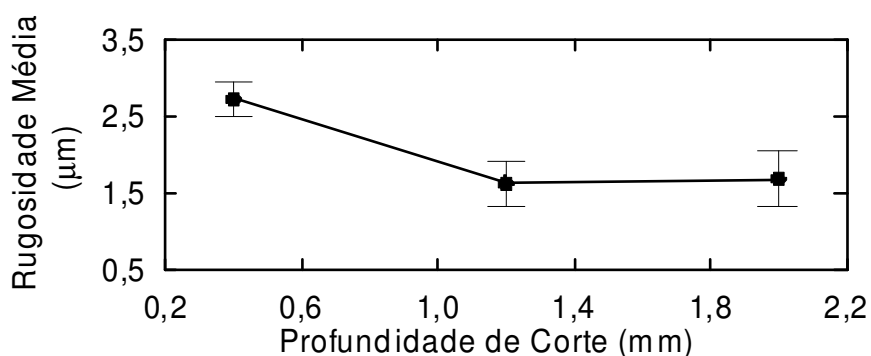


Figura 4.1 – Relação entre Rugosidade Média e Profundidade de Corte.

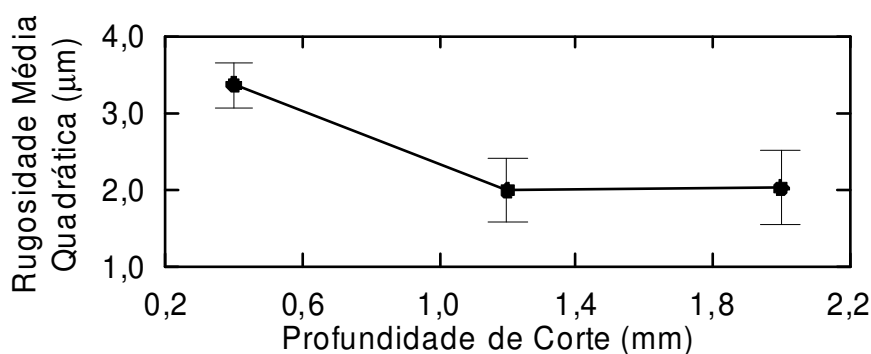


Figura 4.2 – Relação entre Rugosidade Média Quadrática e Profundidade de Corte.

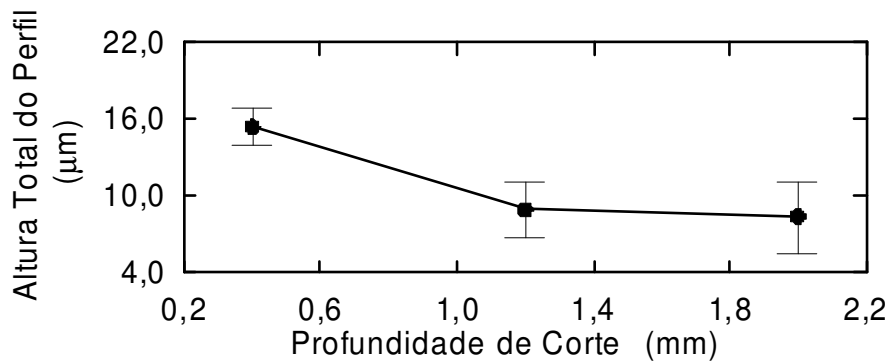


Figura 4.3 – Relação entre Altura Total do Perfil e Profundidade de Corte.

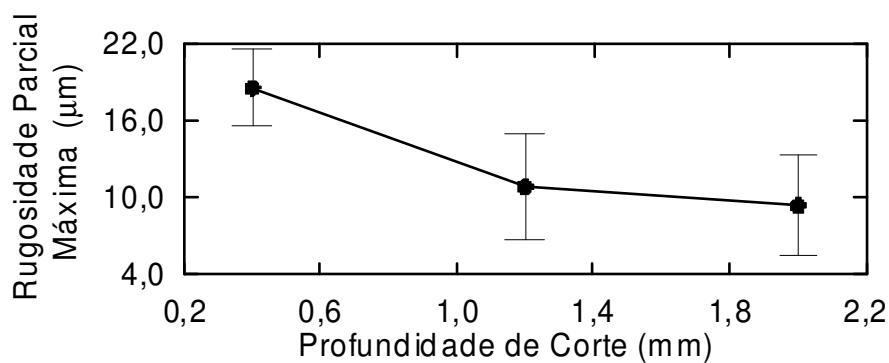


Figura 4.4 – Relação entre Rugosidade Parcial Máxima e Profundidade de Corte.

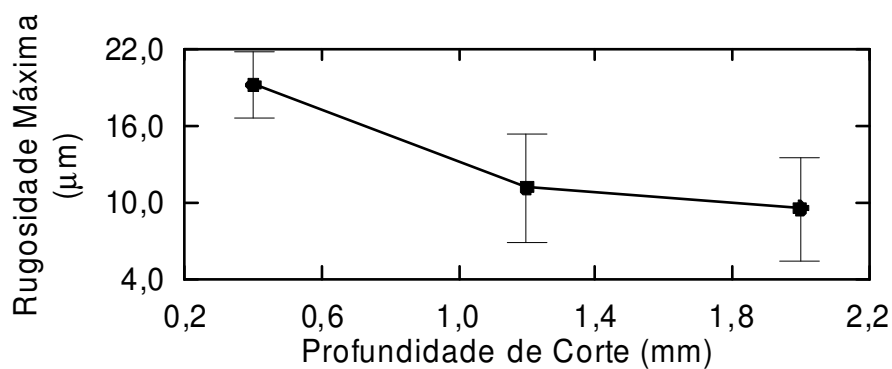


Figura 4.5 – Relação entre Rugosidade Máxima e Profundidade de Corte.

A influência da velocidade de corte nos parâmetros de rugosidade superficial está mostrada nas Figuras 4.6 a 4.10. O aumento da velocidade de corte provoca uma redução em todos os parâmetros de rugosidade superficial, provocando um melhor acabamento da peça produzida.

A variação mais significativa nos parâmetros de rugosidade (TAB. 4.2) ocorreu para a rugosidade máxima (57%), bem próxima da variação da Rugosidade parcial máxima (55%). O parâmetro que menos sofreu influência da velocidade de corte foi a rugosidade média (41%) seguida pela rugosidade média quadrática (45%).

O desvio padrão diminuiu com o aumento da velocidade de corte. Os menores valores de dispersão foram obtidos na maior velocidade de corte utilizada, ou seja, $v_c = 100,0$ m/min. Observa-se que para velocidade de 60 m/min os resultados de rugosidade parcial máxima e rugosidade máxima, apresentam alta dispersão, ou seja, pouca estabilidade no processo de usinagem.

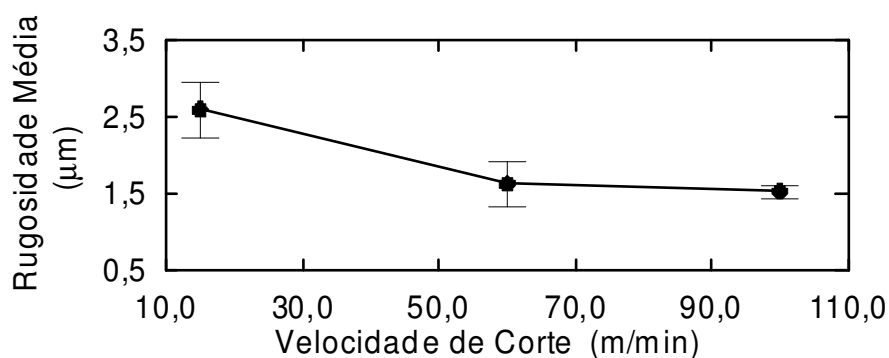


Figura 4.6 – Relação entre Rugosidade Média e Velocidade de Corte.

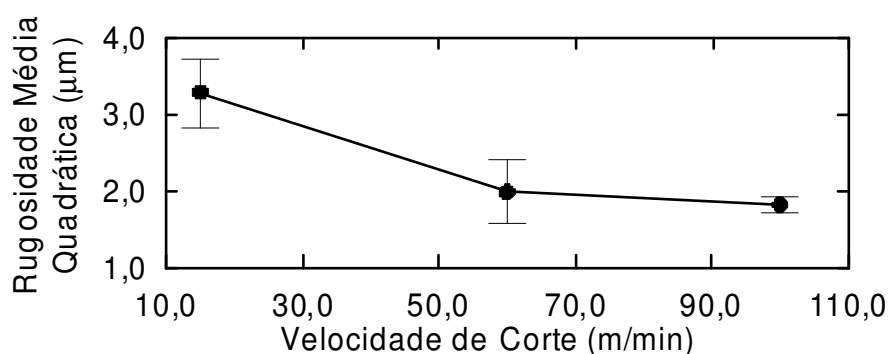


Figura 4.7 – Relação entre Rugosidade Média Quadrática e Velocidade de Corte.

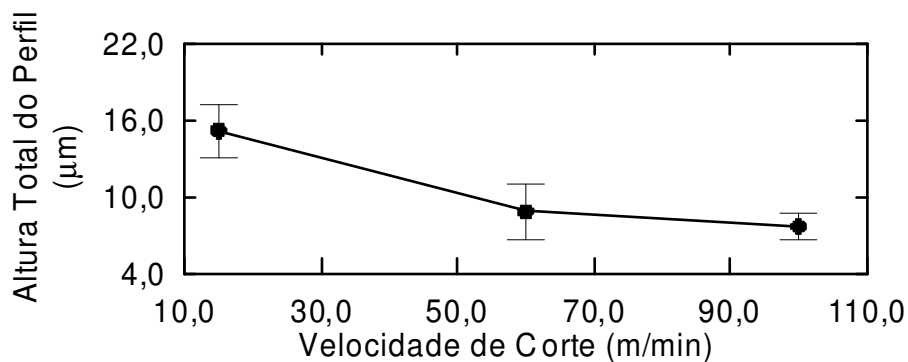


Figura 4.8 – Relação entre Altura Total do Perfil e Velocidade de Corte.

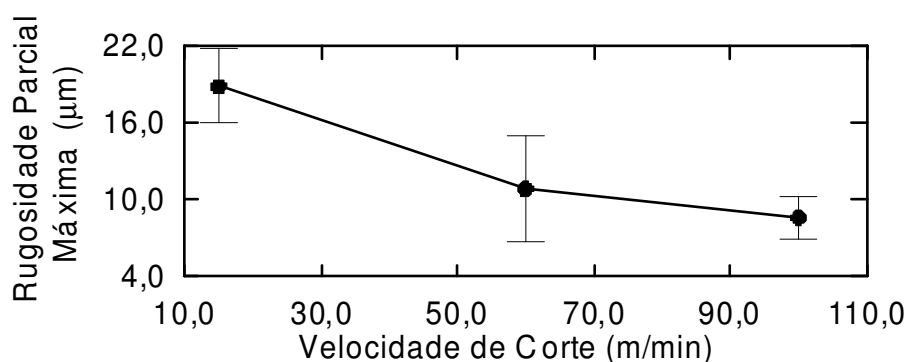


Figura 4.9 – Relação entre Rugosidade Parcial Máxima e Velocidade de Corte.

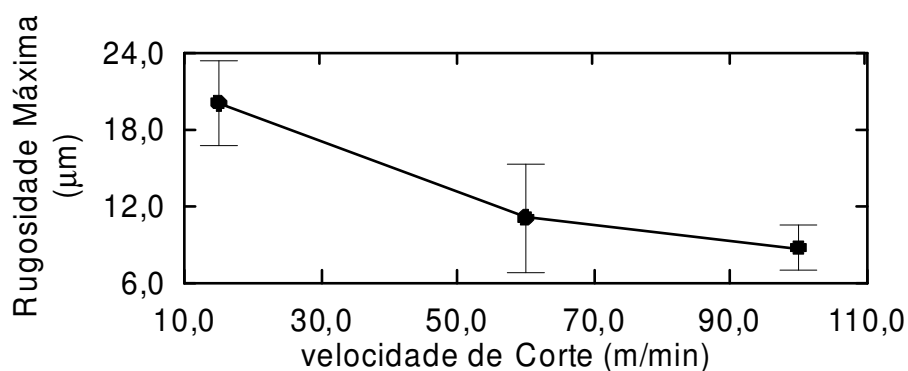


Figura 4.10 – Relação entre Rugosidade Máxima e Velocidade de Corte.

A influência do avanço pode ser observada nas Figuras 4.11 a 4.15. Todos os parâmetros de rugosidade dos corpos-de-prova têm um aumento aproximadamente linear com o aumento do avanço. Os valores de rugosidade média e rugosidade média quadrática (FIG. 4.11 e FIG. 4.12) apresentam baixos valores de desvio

padrão, ou seja, pouca variação nos respectivos resultados obtidos. Os valores dos desvios padrões para rugosidade máxima e rugosidade parcial máxima são maiores que as demais, Neste caso houve maiores deformidades decorrentes da usinagem.

A variação mais significativa nos parâmetros de rugosidade (TAB. 4.2) ocorreu na rugosidade média (66%), um valor bem próximo à variação da Rugosidade média quadrática (65%). Dentre os parâmetros, o que menos sofreu influência do avanço estão a rugosidade máxima (52%) seguida pela rugosidade parcial máxima (52%) e altura total do perfil (58%).

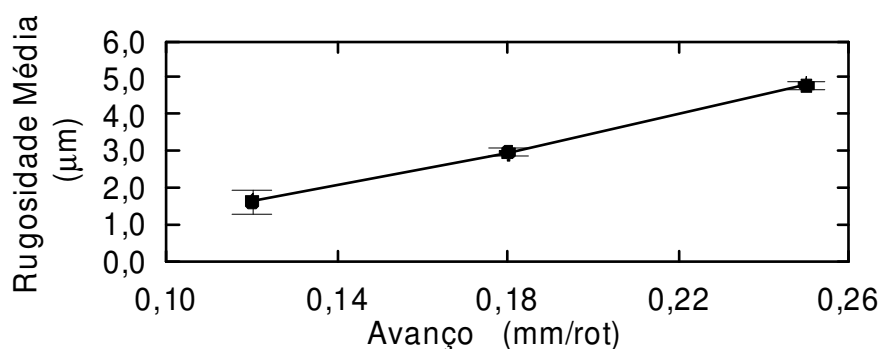


Figura 4.11 – Relação entre Rugosidade Média e Avanço.

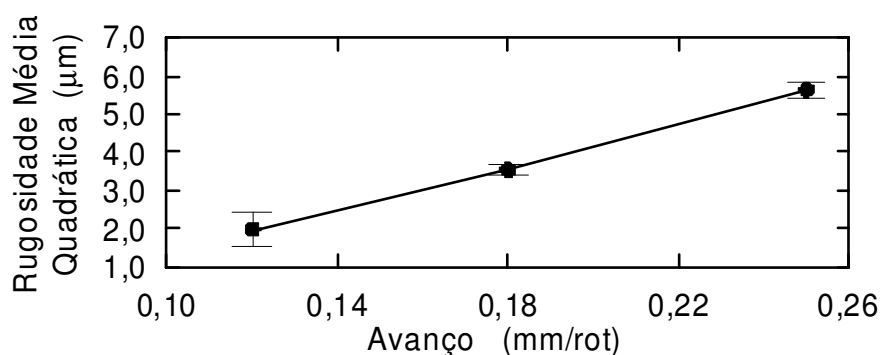


Figura 4.12 – Relação entre Rugosidade Média Quadrática e Avanço.

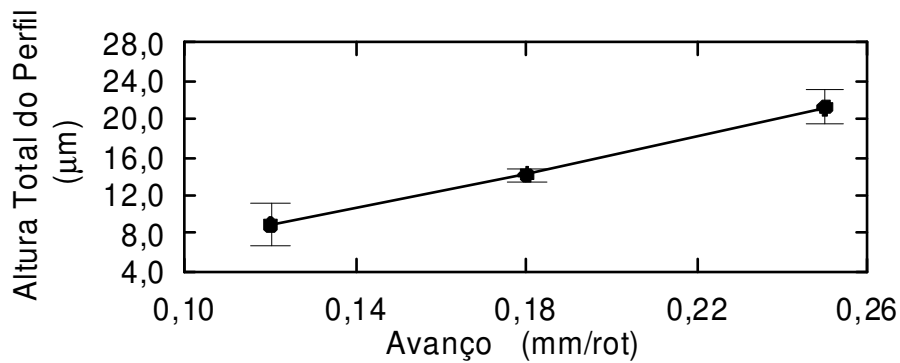


Figura 4.13 – Relação entre Altura Total do Perfil e Avanço.

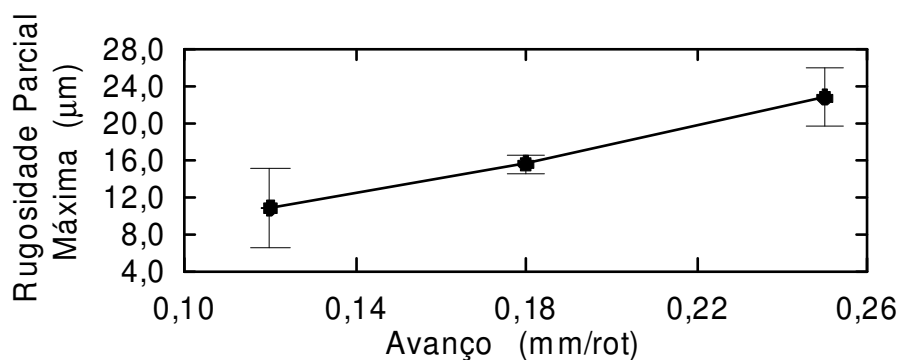


Figura 4.14 – Relação entre Rugosidade Parcial Máxima e Avanço.

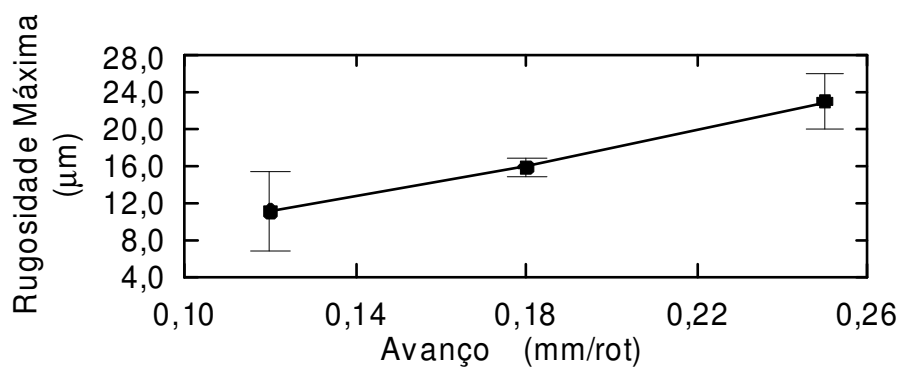


Figura 4.15 – Relação entre Rugosidade Máxima e Avanço.

A variação percentual de todos os parâmetros de rugosidade para cada parâmetro de corte pode ser melhor visualizada na Tabela. 4.2. Comparando os resultados obtidos de rugosidade média (R_a) em relação aos três parâmetros de corte analisados, constatou-se que a maior influência sobre a rugosidade acontece

devido ao avanço, seguido pela velocidade de corte e pela profundidade de corte (TAB. 4.2).

Resumidamente, pode-se afirmar que a rugosidade aumenta com o avanço e diminui com a velocidade e profundidade de corte. Estas conclusões estão mostradas, esquematicamente, na Figura 4.16 para a rugosidade média R_a . O perfil das curvas conseguido para este parâmetro de rugosidade se repete para os demais.

Tabela 4.2 – Variação máxima dos parâmetros de rugosidade de acordo com os parâmetros de corte.

	R_a (%)	R_y (%)	R_z (%)	R_q (%)	R_t (%)
Avanço	66	53	58	65	52
Velocidade de Corte	41	55	49	45	56
Profundidade de corte	38	50	46	40	50

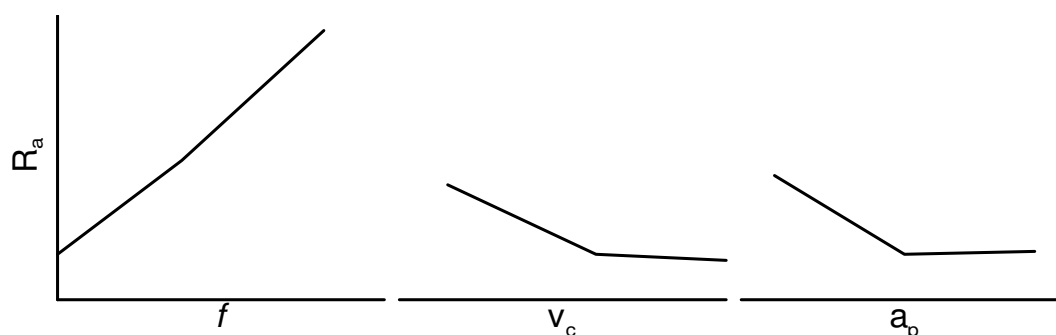


Figura 4.16 – Influência do Avanço, velocidade de corte e profundidade de corte na rugosidade superficial média.

Vários autores estudaram a influência dos parâmetros de corte sobre a rugosidade superficial. Davim (2001) estabeleceu uma correlação entre velocidade de corte, profundidade de corte, avanço e rugosidade superficial. Ele realizou todo o planejamento dos experimentos de acordo com a técnica de Taguchi, com as correlações obtidas através de regressão linear múltiplas entre as variáveis citadas. Os resultados obtidos mostraram que a velocidade de corte é o fator de maior influência na rugosidade superficial, seguida pelo avanço. A profundidade de corte não tem influência significativa sobre a rugosidade. Dentre os parâmetros combinados (velocidade de corte/avanço, velocidade de corte/profundidade de corte, avanço/profundidade de corte) a iteração velocidade/avanço é a mais influente.

Arbizu e Pérez (2003) desenvolveram modelos matemáticos que permitem prever valores de rugosidade superficial de componentes torneados. Estas equações relacionam a rugosidade superficial média com a velocidade de corte, avanço e profundidade de corte. Com estas equações constatou-se a influência negativa da profundidade de corte e do avanço, ou seja, a rugosidade média aumenta com o aumento destes parâmetros. Constatou-se também que a velocidade tem um efeito positivo (aumento da velocidade gerando redução de rugosidade média) até um ponto definido como ponto ótimo de velocidade, em que a rugosidade é mínima. A partir deste valor, a velocidade de corte terá um efeito também negativo.

Sahin e Motorcu (2004) estabeleceram equações de predição da rugosidade superficial média, em função da velocidade de corte, avanço e profundidade de corte. Os resultados obtidos por estas equações foram comparados com resultados experimentais, conseguidos sob as mesmas condições de usinagem. Para os dois métodos, encontrou-se no avanço a condição mais significativa para a variação da

rugosidade superficial, seguida pelos efeitos da velocidade de corte e profundidade de corte, respectivamente. A rugosidade aumenta com o aumento do avanço, mas diminui com o aumento da velocidade de corte e profundidade de corte. Quando comparada às outras duas variáveis, a profundidade de corte não tem influência significativa na rugosidade superficial. Os valores previstos e medidos estiveram bem aproximados, indicando a utilização do modelo de predição de rugosidade superficial a partir das variáveis dos processos de corte, com um intervalo de confiança de 95%.

Dabnum, Hashmi, El-Baradie (2005) estudaram a combinação da metodologia de resposta superficial com o projeto fatorial de experimentos para se determinar equações em que se relacionam a valores de rugosidade superficial os valores de velocidade de corte, o avanço e profundidade de corte. A relação encontrada mostrou que a variação da rugosidade superficial é mais influenciada pelo avanço, seguido pela velocidade corte e profundidade de corte, respectivamente. Neste artigo tem-se a possibilidade de se determinar o contorno superficial, sendo que este é de grande valia para a determinação da melhor condição de corte para uma dada rugosidade superficial que se deseja alcançar.

As relações entre rugosidade superficial média e parâmetros de corte aqui estabelecidos, estão de acordo como os resultados obtidos por Dabnum, Hashmi, El-Baradie (2005), Sahin e Motorcu (2004) e Rech e Moisan (2003). Outros artigos, entretanto, possuem resultados distintos daqueles aqui encontrados. Davim (2001) estabeleceu que a velocidade de corte tem maior influência que o avanço sobre a rugosidade média. Arbizu e Pérez (2003) determinaram uma influência negativa para o avanço, resultado contrário ao que foi aqui mencionado. Um conceito que pode ser observado em todos os artigos analisados é a grande influência do avanço sobre a

rugosidade, mesmo quando não se trata da principal influência. Como para a maior parte dos artigos, os resultados são provenientes apenas de modelos matemáticos, pode-se considerar que nestes casos existem condições de processo que não foram modeladas adequadamente. Assim, pode-se concluir que os resultados aqui encontrados estão de acordo com a bibliografia especializada.

Abouelatta e Mádl (2001) avaliaram que a rugosidade superficial máxima é muito influenciada pela velocidade de corte, o que pode ser constatado na Tabela 4.2. Jeelani e Musial (1984) constataram que em baixas velocidades os danos superficiais são bem mais severos, isto pode também ser observado nos resultados da influência da velocidade de corte nos parâmetros de rugosidade superficial.

4.3 ENSAIO DE TRAÇÃO

Os ensaios de tração foram realizados conforme explicado no item 3.5.1. Os resultados obtidos nos ensaios de tração estão apresentados na Tabela 4.3. Estes valores estão de acordo com aqueles obtidos na literatura (CATALOGO GERDAU, 2004).

Todos os resultados obtidos estão mostrados detalhadamente no Apêndice G. Todos os ensaios foram realizados em corpos de prova de barras diferentes e usinados com diferentes parâmetros de corte, com a intenção de observar a existência de uma influência significativa do acabamento superficial nos resultados do ensaio de tração. Esta hipótese não foi constatada como pode ser observada nos resultados do Apêndice G. Mesmo sob diferentes condições de usinagem, os

resultados obtidos nos ensaios de tração não apresentaram uma grande dispersão. Assim, não foi necessário ensaiar todos os corpos-de-prova. O maior valor do desvio padrão ocorreu na obtenção do limite de escoamento e representa menos de 5% do valor médio encontrado, o que é aceitável.

Tabela 4.3 – Resultados do ensaio de tração para o aço SAE 4140.

Condição de Usinagem	Limite de Escoamento ($\sigma_{0,2}$) (MPa)	Limite de Resistência a Tração (σ_u) (MPa)	Limite de Ruptura (σ_r) (MPa)
Média	758,05	964,95	714,82
Desvio-Padrão	31,55	21,84	11,51

4.4 ENSAIO DE DUREZA

A dureza do material foi medida conforme especificado na secção 3.5.2. O material possui dureza média de $256,68 \pm 33,98$ HV, que está de acordo com a dureza esperada para o mesmo (CATALOGO GERDAU, 2004). A dureza dos corpos-de-prova polidos foi medida separadamente, apresentando valor médio de $213,20 \pm 8,53$ HV para corpos-de-prova sem tratamento térmico. Os resultados destes ensaios estão apresentados no Apêndice H.

4.5 ENSAIO DE MICROGRAFIA

Os ensaios de micrografia foram realizados no laboratório de ensaios e análises em materiais - LAMAT – Senai – MG. Foram ensaiadas amostras dos corpos-de-prova em estado bruto e recozido. O ataque, para visualização da microestrutura das amostras, foi realizado em Nital 2% (álcool + ácido nítrico 2%). A microestrutura predominante das amostras é de perlita e ferrita, com presenças de inclusões típicas de óxidos e sulfetos, conforme Figura 4.17 e Figura 4.18.

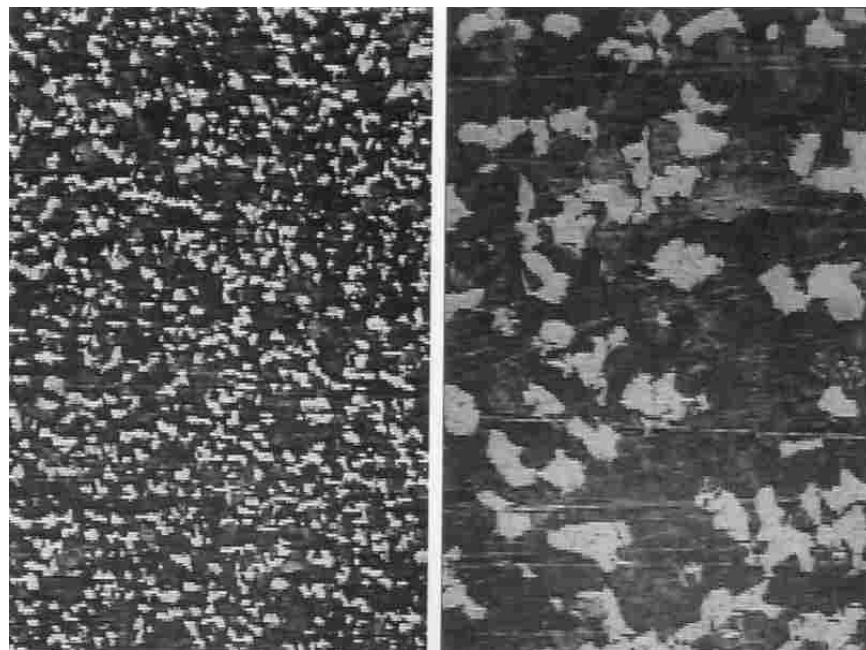


Figura 4.17 – Microestrutura do material SAE 4140 em estado bruto. Ampliações de 100 vezes e 380 vezes.

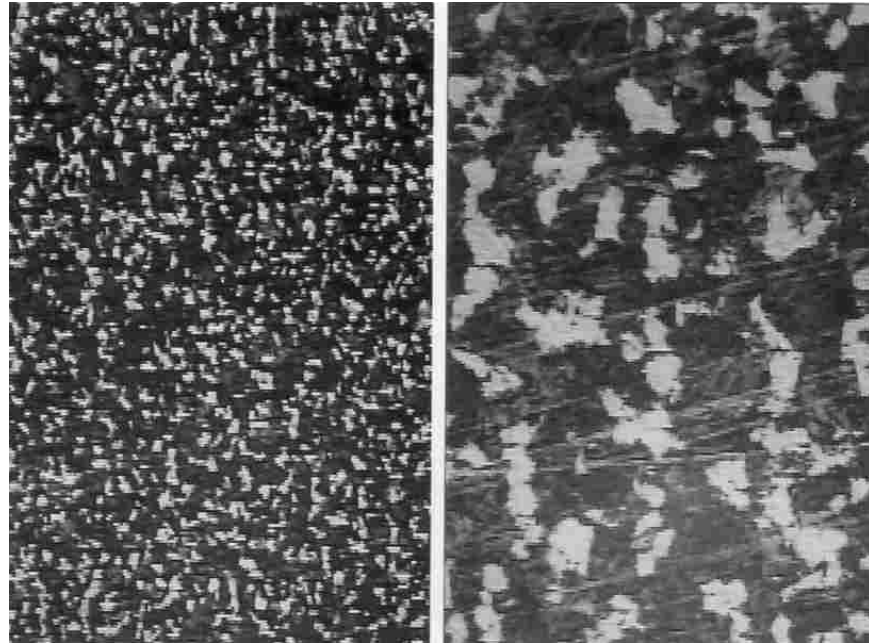


Figura 4.18 – Microestrutura do material SAE 4140 em estado recozido. Ampliações de 100 vezes e 380 vezes.

4.6 ENSAIOS DE FADIGA

Para os ensaios de fadiga, os corpos-de-prova foram agrupados de acordo com os parâmetros de usinagem estabelecidos em seu processo de fabricação. Os corpos-de-prova foram separados em “condições” definidas de acordo com os parâmetros específicos de corte. Estas condições foram reunidas em “grupos” que possibilitaram avaliar a influência de cada parâmetro de usinagem na resistência à fadiga (Qd. 3.1).

O limite de resistência à fadiga de cada condição foi estabelecido de acordo com o método “Staircase”, conforme metodologia descrita no item 3.7. Os três passos iniciais deste método são comuns à análise de todas as condições, assim, o limite estimado de resistência à fadiga e seu desvio padrão (passos I e II) foram

calculados em $S_e \approx 352,21 \pm 21,75$ MPa. O passo III determina o incremento de tensão (d) necessário para se variar a tensão alternada aplicada ao corpo-de-prova durante os ensaios, este incremento deve estar num intervalo $0,5.DP_e \leq d \leq 2.DP_e$. Utilizando os valores do Desvio-padrão, o intervalo do incremento deste trabalho foi $10,88 \leq d \leq 43,5$ MPa. Diante dos pesos disponíveis para os ensaios, foi escolhido um incremento de 14,485 MPa, referente ao peso de 110g.

Os cálculos detalhados das variáveis necessárias para desenvolvimento do método "Staircase", para todas as condições, podem ser visualizados no Apêndice I.

Para os ensaios realizados neste trabalho foram considerados como corpos-de-prova ensaiados até a vida infinita todos aqueles que alcançaram uma vida de 2×10^6 ciclos. Para cada condição de usinagem foi ensaiada uma quantidade entre treze e quinze corpos-de-prova. A quantidade de corpos-de-prova ensaiados foi definida de acordo com a coerência dos resultados ao longo dos ensaios. Os ensaios foram realizados à temperatura ambiente.

O grupo I é referente à influência da profundidade de corte. Este grupo é composto pelas condições 1.1, 1.2 e 1.3. Os corpos-de-prova da condição 1.1 foram usinados com $v_c=60$ m/min, $f=0,12$ mm/rot e $a_p=0,40$ mm. Nos ensaios de fadiga foram avaliados treze corpos-de-prova em tensões alternadas variando de 323,15 à 381,09 MPa. Dentre estes corpos-de-prova seis foram ensaiados até falhar e sete foram ensaiados até atingir a vida infinita, como pode ser visto na Figura 4.19. O limite de resistência à fadiga juntamente com seu desvio padrão foram determinados como sendo $S_e = 287,96 \pm 21,54$ MPa.

O limite de resistência à fadiga dos corpos-de-prova ensaiados na condição 1.3 foi de $368,17 \pm 19,84$ MPa. Todos os resultados detalhados dos ensaios de fadiga referentes a estas condições estão no Apêndice I.

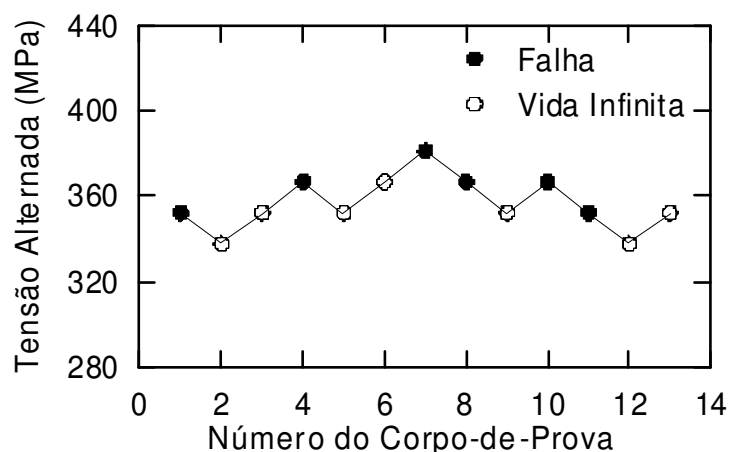


Figura 4.19 – Ensaio de Fadiga para condição 1.1.

O grupo II é referente à influência do avanço. Este grupo é composto pelas condições 2.1, 2.2 e 2.3. Os corpos-de-prova da condição 2.1 foram usinados com $v_c=60$ m/min, $f=0,12$ mm/rot e $a_p=1,20$ mm. Nos ensaios de fadiga foram avaliados treze corpos-de-prova em tensões alternadas variando de 395,97 à 424,54 MPa. Destes corpos-de-prova sete foram ensaiados até falhar e seis foram ensaiados até atingir vida infinita, conforme Figura 4.20. O limite de resistência à fadiga bem como o seu desvio-padrão foi calculado em $366,84 \pm 16,32$ MPa.

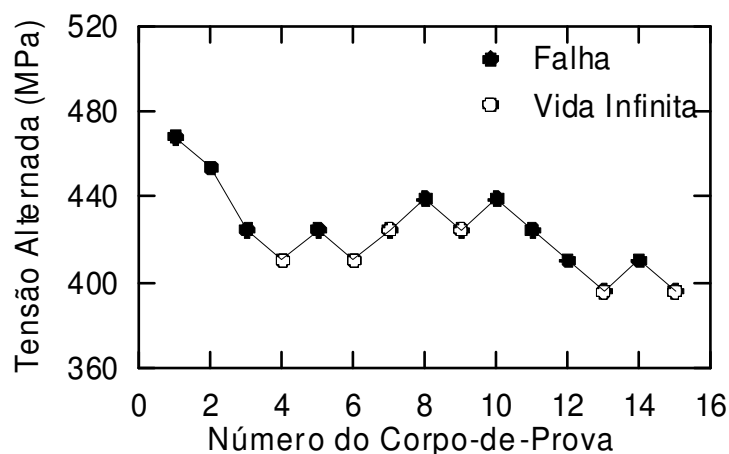


Figura 4.20 – Ensaio de Fadiga para condição 2.1.

O limite de resistência à fadiga dos corpos-de-prova ensaiados na condição 2.2 foi de $362,05 \pm 8,50$ MPa. Para a condição 2.3 o limite de resistência à fadiga foi de $228,22 \pm 41,98$ MPa. Todos os resultados detalhados dos ensaios de fadiga referentes a estas condições estão no Apêndice I.

O grupo III é referente à influência da velocidade de corte. Este grupo é composto pelas condições 3.1, 3.2 e 3.3. Os corpos-de-prova da condição 3.1 foram usinados com $v_c=15$ m/min, $f=0,12$ mm/rot e $a_p=1,20$ mm. Nos ensaios de fadiga foram avaliados treze corpos-de-prova em tensões alternadas variando de 366,60 à 410,06 MPa. Dentre estes corpos-de-prova sete foram ensaiados até falhar e seis foram ensaiados até atingir a vida infinita, conforme Figura 4.21. O limite de resistência à fadiga juntamente com seu desvio padrão foi determinado em $S_e = 341,10 \pm 13,71$ MPa.

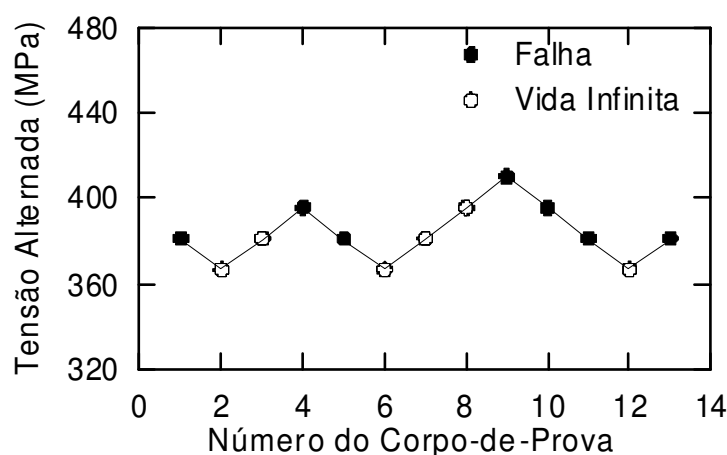


Figura 4.21 – Ensaio de Fadiga para condição 3.1.

O limite de resistência à fadiga dos corpos-de-prova ensaiados na condição 3.3 foi de $378,53 \pm 11,76$ MPa. Todos os resultados detalhados dos ensaios de fadiga referente a esta condição estão no Apêndice I.

Uma condição extra de corpos-de-prova foi usinada com acabamento de polimento. O limite de resistência à fadiga desta condição é utilizado como referência de comparação para os resultados das demais condições. Na condição polidos foram ensaiados quinze corpos-de-prova, com tensão alternada variando de 395,57 à 439,03 MPa. Destes corpos-de-prova nove foram ensaiados até falhar e seis até atingir a vida infinita, conforme Figura 4.22. O limite de resistência à fadiga juntamente com seu desvio padrão foi determinado como sendo $S_e = 395,98 \pm 7,68$ MPa.

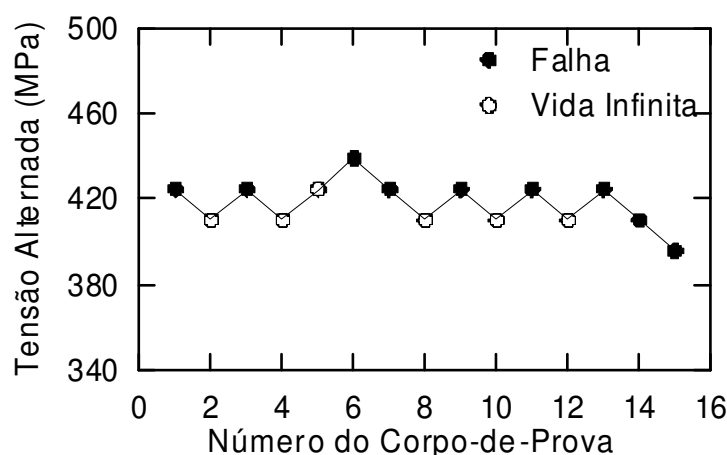


Figura 4.22 – Ensaio de Fadiga para corpos-de-prova polidos.

Para fazer um levantamento geral das relações entre rugosidade e condições de usinagem foi construído a Tabela 4.4 onde pode ser visualizadas todas as condições de usinagem, com suas respectivas rugosidades médias e limite de resistência à fadiga, sem se ater, por enquanto, a cada grupo de usinagem bem como cada parâmetro de usinagem isoladamente.

Tabela 4.4 – Relação entre Rugosidade média e Limite de Resistência à Fadiga.

Condição	Rugosidade média (R_a) (μm)	Limite de Resistência à Fadiga (S_e) (MPa)
1.1	2,73 ± 0,22	306,11 ± 11,76
1.3	1,68 ± 0,36	368,17 ± 19,84
2.1	1,62 ± 0,30	366,84 ± 16,32
2.2	2,97 ± 0,13	362,05 ± 8,50
2.3	4,79 ± 0,13	228,22 ± 41,98
3.1	2,59 ± 0,37	341,10 ± 13,72
3.3	1,53 ± 0,09	378,53 ± 11,76
Polido	0,15 ± 0,01	395,98 ± 7,68

4.6.1 Influência da Profundidade de Corte

Para se ter a influência da profundidade de corte, é necessário avaliar as condições de usinagem do grupo 1, conforme Tab. 3.1. Neste grupo, o único parâmetro variável é a profundidade de corte, com valores crescentes de 0,4; 1,2 e 2,0 mm correspondentes às condições 1.1, 1.2 e 1.3, respectivamente. Os parâmetros de velocidade de corte e avanço são constantes nas três condições.

O aumento da profundidade de corte resulta em um aumento do limite de resistência à fadiga (FIG. 4.23). A influência mais significativa da profundidade de

corde ocorre em valores entre 0,40 e 1,20 mm, onde pode se perceber uma variação de cerca de 17% no limite de resistência à fadiga. Para valores de profundidade de corte entre 1,20 e 2,00 mm, o limite de resistência à fadiga permanece aproximadamente constante, não sofrendo forte influência para este material. Este resultado já era esperado, já que maiores variações nos valores de rugosidade também foram observadas para profundidades de corte menores que 1,20 mm, enquanto que acima deste, as variações foram quase estáveis.

Todos os resultados do limite de resistência à fadiga possuem dispersões consideráveis e pouco variáveis, com valores de desvio padrão no intervalo de 11,76 e 16,32 MPa. As variações de rugosidade e limite de resistência à fadiga apresentam perfis similares de resposta, (FIG 4.1 e FIG 4.23), com isto, pode-se dizer que a rugosidade tem influência significativa na resistência à fadiga, uma vez que o limite de resistência à fadiga varia da mesma forma que a rugosidade.

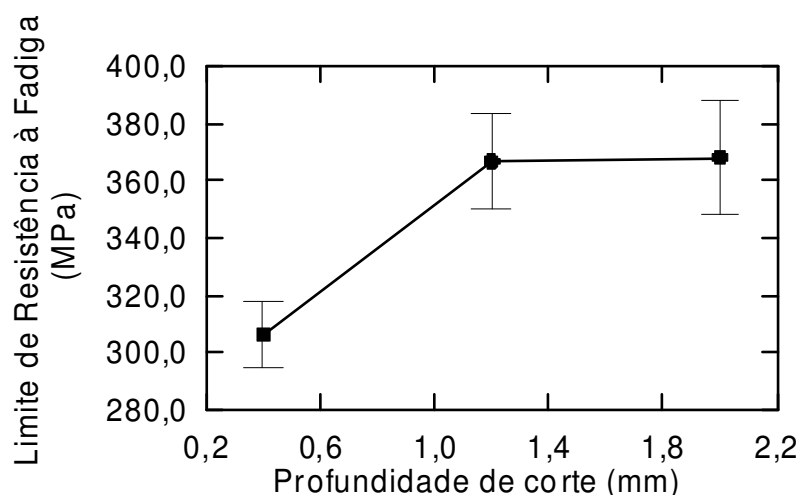


Figura 4.23 – Limite de resistência à fadiga em relação à profundidade de corte

4.6.2 Influência da velocidade de corte

Para se ter a influência da velocidade de corte, foram avaliadas as condições referentes ao grupo 3. Nestas condições são constantes os valores de avanço e profundidade de corte. As velocidades de corte variam de acordo com as condições 3.1, 3.2 e 3.3, com valores de 15, 60 e 100 m/min, respectivamente.

O efeito da velocidade de corte sobre limite de resistência à fadiga pode ser visualizado na Figura 4.24. Nesta percebe-se um aumento da resistência à fadiga com o aumento da velocidade de corte, o que era esperado, pois maiores velocidades de corte geram melhor acabamento superficial conseqüentemente melhor resistência à fadiga. Os desvios-padrões permanecem quase constantes para diferentes velocidades, com valores variando entre 11,76 e 16,32 MPa. Comparando as Figuras 4.24 e 4.6, pode-se observar que o perfil das curvas de resposta da rugosidade e do limite de resistência à fadiga em relação a velocidade de corte são similares, podendo levar em consideração que a rugosidade, neste caso, é relevante a resistência à fadiga. A variação do limite de resistência à fadiga, quando em resposta à velocidade de corte, foi de 11%.

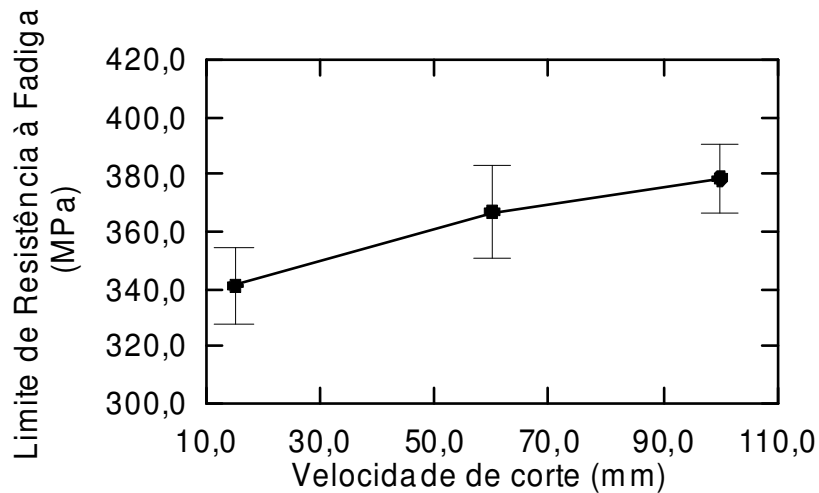


Figura 4.24 – Limite de resistência à fadiga em relação à velocidade de corte.

4.6.3 Influência do Avanço

A influência do avanço na resistência à fadiga é avaliada pela análise dos resultados provenientes dos ensaios do grupo 2, conforme Quadro 3.1. Para os mesmos deve-se salientar que os valores de velocidade de corte e profundidade de corte serão mantidos constantes, enquanto os valores de avanço variam em 0,12, 0,18 e 0,25 mm/rot, para as condições 2.1, 2.2 e 2.3, respectivamente.

Avaliando-se juntamente as três condições e relacionando os valores de limite de resistência à fadiga ao avanço obtém-se a Figura 4.25. A maior influência no limite de resistência à fadiga aconteceu para valores de avanço superiores a 0,18 mm/rot. Comparando as Figuras 4.11 e 4.25, percebe-se uma diferença significativa no perfil das curvas para valores de avanço superiores a 0,18 mm/rot. Isto nos leva a considerar que existem fatores mais significativos influenciando na resistência à fadiga, além da rugosidade. Pode-se intuir que neste caso a resistência à fadiga está

sofrendo influência da tensão residual imposta na usinagem. O limite de resistência à fadiga varia de 228,22 à 366,84 MPa, sendo o maior valor referente a condição de menor avanço. O desvio padrão variou de 8,50 à 41,98 MPa, sendo maior para o maior avanço, mas não apresentando uma ordem crescente de valores.

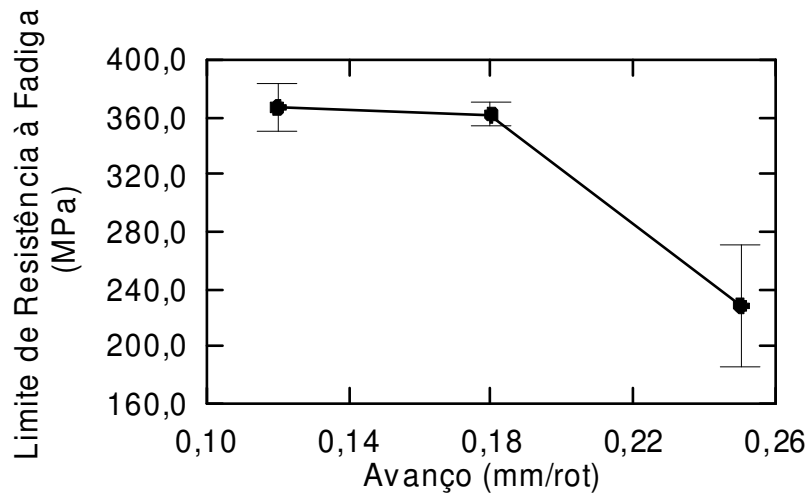


Figura 4.25 – Limite de resistência à fadiga em relação ao avanço.

Na Figura 4.26 pode-se avaliar simultaneamente as influências dos três parâmetros de usinagem sobre o limite de resistência à fadiga. Dos três parâmetros de usinagem aqui avaliados, apenas o avanço tem uma influência negativa no limite de resistência à fadiga. A velocidade de corte possui uma influência positiva e quase linear na resposta do limite de resistência à fadiga. A profundidade de corte possui uma influência positiva, porém significativa até um certo valor ($ap = 1,20$ mm). O avanço é o parâmetro de maior influência no limite de resistência à fadiga. A variação da resistência à fadiga para o avanço é de 61%, seguida da variação máxima da profundidade de corte de 20% e da velocidade de corte de 11% (TAB. 4.5).

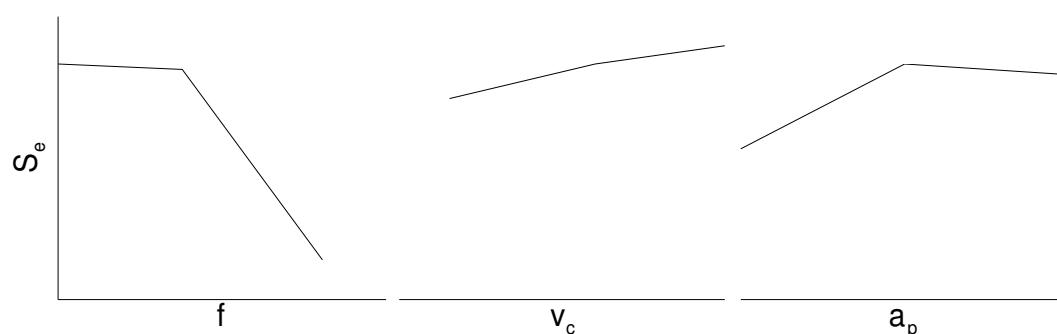


Figura 4.26 – Relação simultânea entre avanço, velocidade de corte, profundidade de corte e Limite de resistência à fadiga.

Tabela 4.5 – Variação do limite de resistência à fadiga para cada parâmetro de usinagem.

Parâmetro	Variação no limite de resistência à fadiga (%)
Avanço	61
Profundidade de corte	20
Velocidade de corte	11

Relacionando a resistência à fadiga dos corpos-de-prova nas condições rugosa e polido, tem-se as variações apresentadas na Tabela 4.6. Conforme já mostrado, a diferença mais acentuada acontece na a condição 2.3, com uma variação de 42%. Observando essa relação, percebe-se uma aproximação da resistência a fadiga de condições rugosas a resistência à fadiga da condição polido. Esta aproximação acontece quando se aumenta a profundidade e velocidade de corte. Entretanto a resistência à fadiga de menores avanços tem valores aproximados à condição polido.

Tabela 4.6 – Variação do limite de resistência à fadiga para cada condição de usinagem em relação à condição polidos.

Condição	Variação no limite de resistência à fadiga em relação à condição polidos (%)
1.1	-23
1.2	-7
1.3	-7
2.1	-7
2.2	-9
2.3	-42
3.1	-14
3.2	-7
3.3	-4

4.6.4 Influência da rugosidade

Na Figura 4.27 são apresentados graficamente os resultados do limite de resistência à fadiga de todas as condições (TAB. 4.4). Nesta figura é clara a tendência linear de redução do limite de resistência à fadiga com o aumento da rugosidade média. Este já era um resultado esperado devido ao fato de o aumento da rugosidade impor na superfície dos corpos-de-prova um aumento de

concentração de tensões devido ao alto nível de irregularidades na mesma. Pode-se observar também nesta figura que em valores “centrais” de rugosidade, em torno de $2,60 \mu\text{m}$, as respostas do limite de resistência à fadiga são mais regulares, isto é apresentam um desvio padrão menor, isto não acontece para altos valores de rugosidade onde os valores de desvio-padrão se sobressaem aos outros. Como era de se esperar, os corpos-de-prova polidos apresentaram o maior limite e resistência à fadiga, mas seu valor está próximo dos resultados para aqueles corpos-de-prova com rugosidade média até $2,0 \mu\text{m}$.

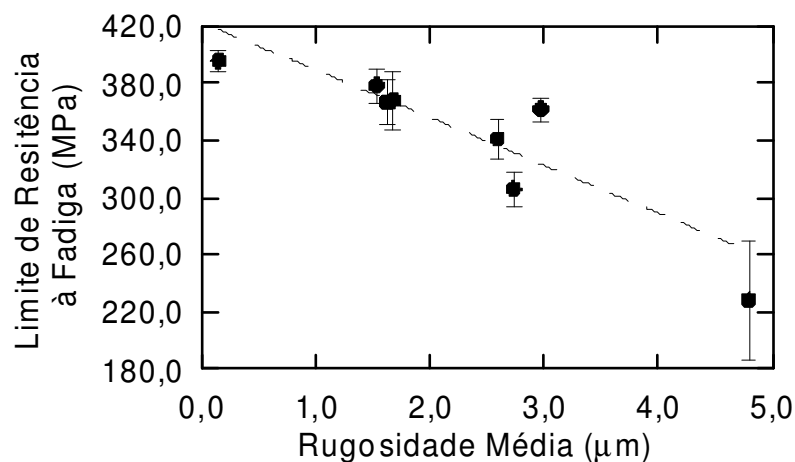


Figura 4.27 – Limite de resistência à fadiga em relação a rugosidade média para todas as condições

Ainda na Figura 4.27, o primeiro ponto à esquerda (menor rugosidade) representa a condição de corpos-de-prova polidos, os três pontos seguintes, representam as condições 1.3, 2.1 e 3.3, seguidos das condições 1.1, 2.2 e 3.1. O último ponto do gráfico (à direita) representa a condição 2.3. Destas variações, pode-se perceber que não existe uma influência individual dos parâmetros de usinagem, tanto na rugosidade quanto no limite de resistência à fadiga, pois dos corpos-de-prova sob diferentes grupos de condições de usinagem apresentaram resultados aproximados para o limite de resistência à fadiga.

4.6.5 Influência da tensão residual

Quando passam por um processo de usinagem, tensões residuais são impostas na camada superficial dos componentes mecânicos. Estas tensões residuais alteram a resistência à fadiga dos componentes e podem ser eliminadas através de um processo de tratamento térmico de recozimento para alívio de tensões. Para se estimar a influência da tensão residual na resistência à fadiga dos corpos-de-prova deste trabalho, foram escolhidas duas condições onde os mesmos foram recozidos para aliviar as tensões residuais. Para o recozimento, foram escolhidas a condição com corpos-de-prova polidos e a condição 2.3. A primeira foi escolhida por ser uma condição de referência, e a segunda por ser aquela de pior acabamento superficial. Não foram realizadas as análises de tensões residuais em todas as condições devido à inviabilidade de tempo e financeira que a mesma acarretaria, uma vez que seriam necessários o dobro de corpos-de-prova para ter condições com e sem tratamento térmico.

Os ensaios de fadiga com corpos-de-prova tratados termicamente seguiram a mesma metodologia das demais condições. No Apêndice I são apresentados todos os cálculos detalhados destes ensaios.

Na condição 2.3 recozido, foram ensaiados doze corpos-de-prova, com tensões alternadas conforme Figura 4.28. O limite de resistência à fadiga calculado nesta condição foi de $353,53 \pm 7,68$ MPa.

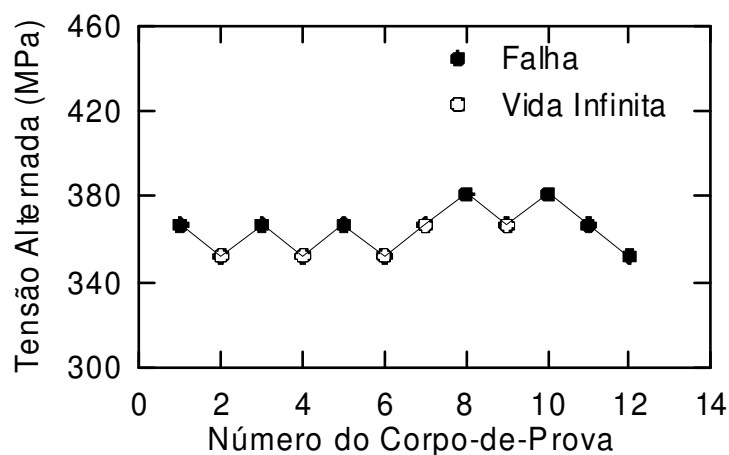


Figura 4.28 – Ensaio de Fadiga para condição 2.3 e Recozido

Na condição polidos e recozidos foram ensaiados quinze corpos-de-prova, com tensão alternada de acordo com a Figura 4.29. O limite de resistência à fadiga calculado para esta condição foi de $305,50 \pm 12,17$ MPa.

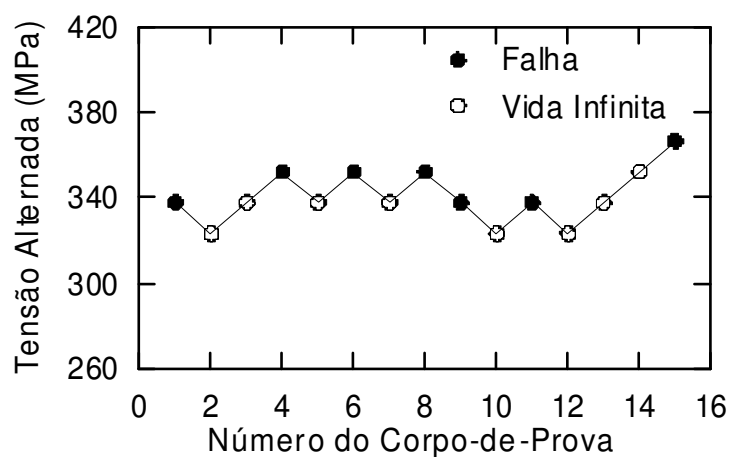


Figura 4.29 – Ensaio de Fadiga para corpos-de-prova polidos e tratados

Os corpos-de-prova destinados a alívio de tensões foram submetidos ao tratamento térmico de recozimento, com aquecimento em forno até temperatura de 720°C , sendo mantidos nesta temperatura por 15 min, seguido de resfriamento lento no próprio forno. Os corpos-de-prova permaneceram no forno por cerca de 15 horas

para resfriamento total dos mesmos. O tempo de recozimento utilizado foi menor que os valores especificados na literatura (CHIAVERINI, 2005), com o objetivo de se evitar uma possível formação de óxidos na superfície do corpo-de-prova, gerando uma superfície indesejável para avaliação de resistência à fadiga. Os corpos-de-prova das duas condições foram recozidos simultaneamente, portando sob mesmas condições. Após tratamento térmico foi constatada a redução da dureza dos corpos-de-prova (TAB 4.7), porém em proporções diferentes para as duas condições.

Tabela 4.7 – Variação da dureza dos corpos-de-prova tratados

Condição	Dureza (HV)		Redução (%)
	Após usinagem	Após recozimento	
2.3	256,68 ± 33,98	196,54 ± 19,49	23
Polidos	213,20 ± 8,53	207,70 ± 8,93	3

O limite de resistência à fadiga, para os corpos-de-prova da condição 2.3 recozidos, aumentou cerca de 55%, passando de $228,22 \pm 41,98$ MPa para $353,54 \pm 7,68$ MPa, conforme Tabela 4.8. Pode-se afirmar também que com o tratamento térmico consegue-se uma redução na dispersão dos resultados dos ensaios de limite de resistência. Isto pode ser justificado pelo desvio-padrão passar de 41,98 MPa, na situação de material virgem, para 7,68 MPa em material recozido, representando uma redução de 82% no desvio-padrão. Ao contrário da condição 2.3 o limite de resistência à fadiga reduziu nos corpos-de-prova polidos e recozidos, passando de $395,98 \pm 7,68$ para $305,50 \pm 12,17$ MPa, uma redução de aproximadamente 23%.

Tabela 4.8 – Variação do limite de resistência à fadiga de condições tratadas termicamente.

Condição	Limite de Resistência à fadiga (MPa)		Variação (%)
	Após usinagem	Após recozimento	
2.3	228,22 ± 41,98	353,54 ± 7,68	55
Polidos	395,98 ± 7,68	305,50 ± 12,17	-23

Uma comparação entre todos os perfis de curvas gerados para a influência dos parâmetros de usinagem na rugosidade e na resistência à fadiga (FIG. 4.30), percebe-se que a diferença mais pronunciada nos seus perfis, acontece para resultados de avanço. Este resultado permite concluir que, neste trabalho, os parâmetros de velocidade de corte e profundidade de corte são decisivos no processo de fadiga, contrário ao avanço, em que pode-se perceber a existência de outros fatores, além da rugosidade, influentes na resistência à fadiga. Este resultado induz à uma tensão residual proveniente do processo de fabricação. Estes resultados estão de acordo com literatura especializada, uma vez que Capello (2005) mostrou que o avanço é o fator de maior influência na tensão residual, enquanto que a velocidade de corte tem uma influência mínima na mesma. A profundidade de corte não possui influência significativa na tensão residual.

O tratamento térmico de recozimento na condição 2.3 gerou um aumento no limite de resistência à fadiga desta condição. Partindo do princípio que este tratamento objetiva o alívio de tensões residuais superficiais, o resultado deste só faz fortalecer a hipótese da introdução de altos valores de tensões residuais para grandes avanços. Isto porque comparando estes resultados com os demais para influência do avanço (FIG. 4.31) percebe-se que após recozimento seus limites de

resistência à fadiga se tornaram relativamente linear com os demais valores, com gráfico apresentando um perfil semelhante a aqueles conseguidos para a rugosidade.

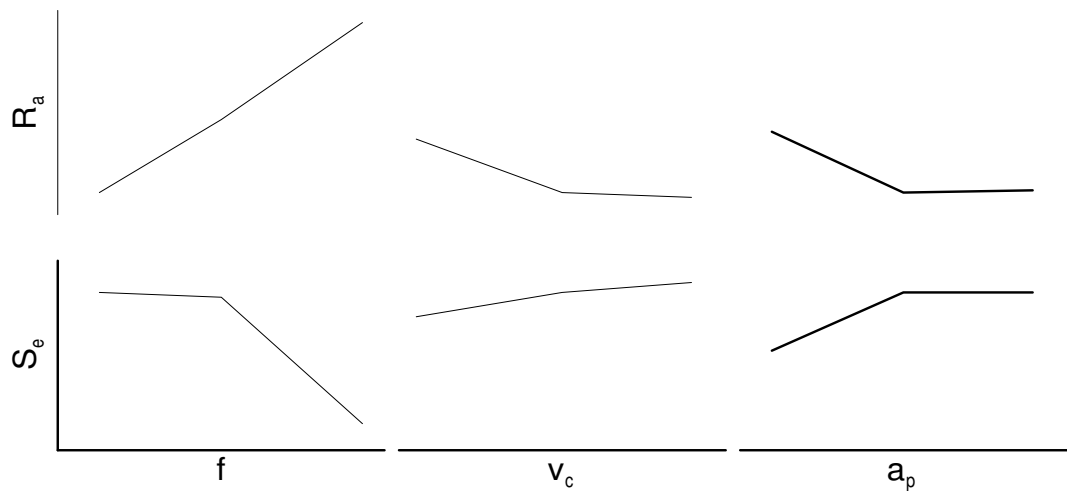


Figura 4.30 – Influência dos parâmetros de usinagem na rugosidade e resistência à fadiga.

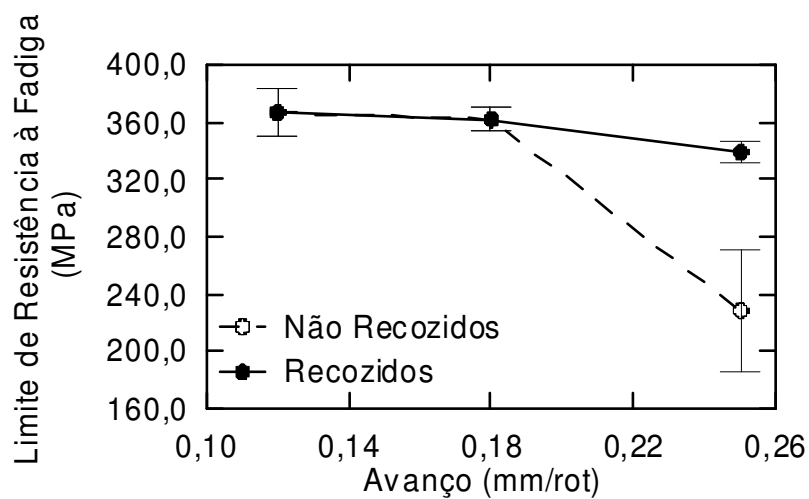


Figura 4.31 – Limite de resistência à fadiga em relação aos avanços, com recozimento.

A influência da rugosidade no limite de resistência à fadiga, em corpos-de-prova de todas as condições, está apresentada na Figura 4.32 A tendência de

correlação linear apresentada na Figura 4.27 não permanece quando são incluídas condições tratadas termicamente.

As condições tratadas termicamente apresentaram diferentes respostas para o limite de resistência à fadiga. Quando em altos valores de rugosidade (condição 2.3), a resistência à fadiga aumentou após recozimento, contrário ao que aconteceu nos corpos-de-prova polidos, onde a resistência à fadiga reduziu. Isto faz concluir que a relação entre rugosidade e tensão residual é influente na resistência à fadiga e, está de acordo com literatura, onde a resistência à fadiga depende da integridade superficial, ou seja, depende da combinação de todos os parâmetros definidores da topografia superficial.

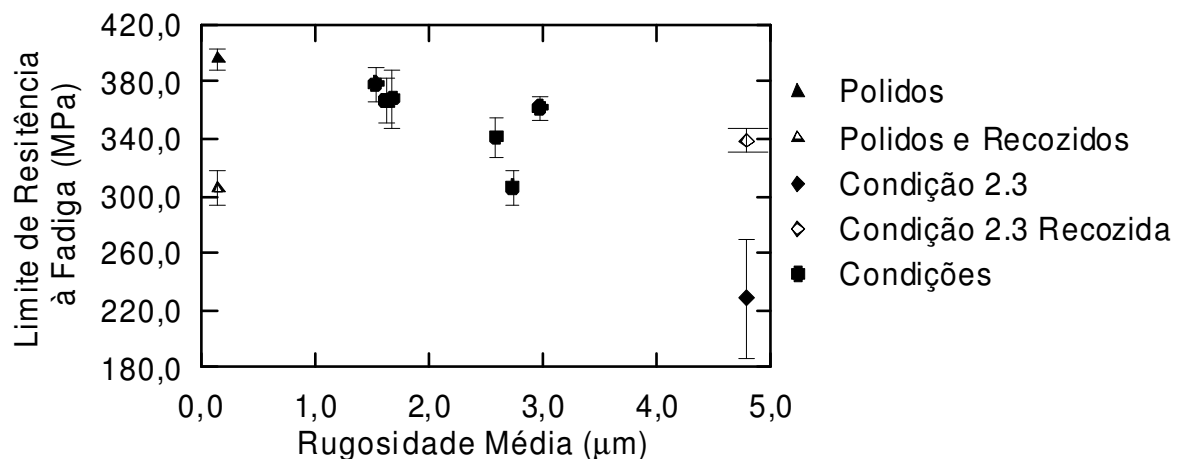


Figura 4.32 – Limite de resistência à fadiga em relação à rugosidade média

Os resultados obtidos na Figura 4.32 confirmam a literatura especializada, uma vez que Novovic et al. (2004) mostraram que para valores de rugosidade maiores que 2,5 µm a tensão residual é o fator da topografia superficial mais influente na resistência à fadiga. Da mesma forma, os resultados de influência dos parâmetros de corte na resistência à fadiga são condizentes com literatura apresentada no estado da arte.

A dispersão dos resultados ocorreu em valores aceitáveis, uma vez que, em todas as condições o valor de desvio-padrão não supera 5% da medida média, exceto na condição 2.3 sem tratamento térmico, que possui uma variação de cerca de 18%, mas após recozimento este valor reduz para medidas aceitáveis. Em termos percentuais, os desvios-padrão da resistência à fadiga foram menores que aqueles de rugosidade.

4.7 FRATURA

Como era de se esperar as fraturas dos corpos-de-prova se apresentaram semelhantes para diferentes condições de usinagem (FIG. 4.33). As fotografias mostradas na Figura 4.33 são de corpos-de-prova usinados em diferentes condições, sendo as três superiores para estado bruto e as duas inferiores recozidas. As fraturas apresentaram aspectos característicos de fadiga, em todos os casos pode-se perceber que a propagação da trinca ocorre em cerca de 80% da superfície seguido de rompimento instantâneo.

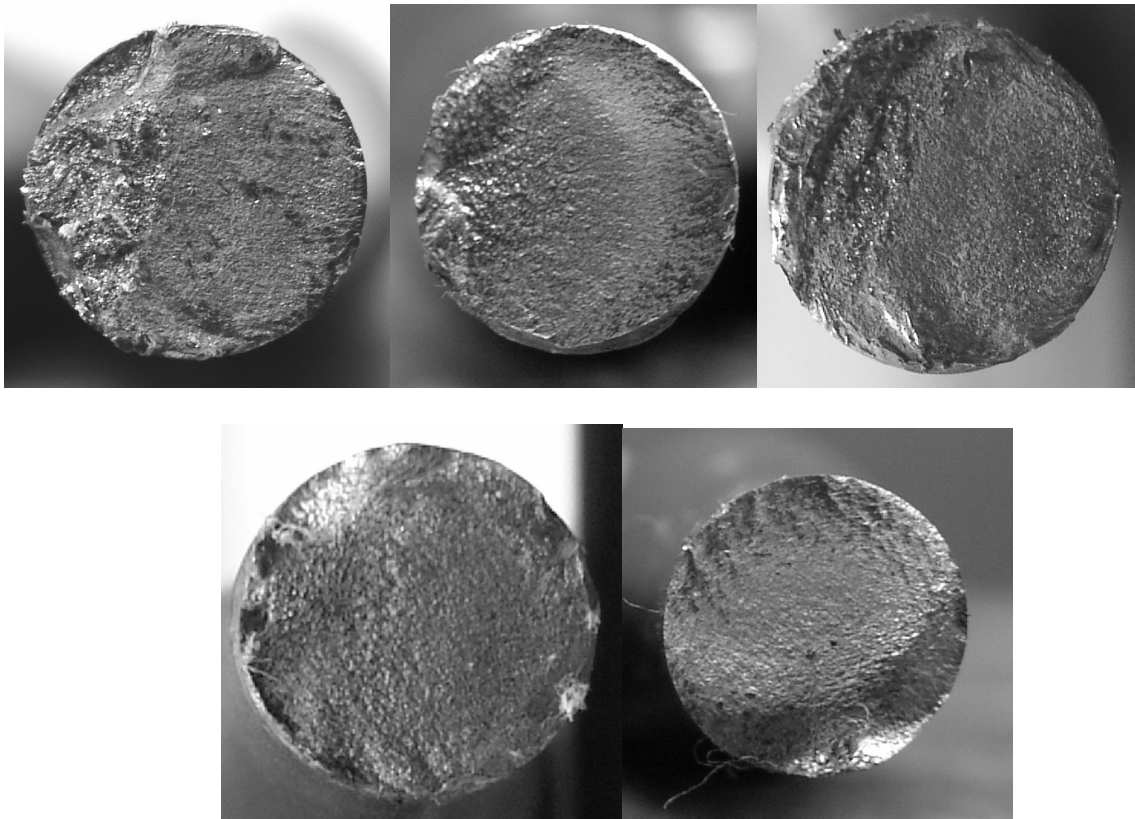


Figura 4.33 – Superfície de fratura

5 CONCLUSÕES

Como resultado da análise da influência dos parâmetros de usinagem na rugosidade superficial e limite de resistência à fadiga dos corpos-de-prova, averiguou-se as seguintes conclusões:

- A rugosidade superficial diminui com o aumento da profundidade de corte e velocidade de corte, ao contrário, ela aumenta com o aumento do avanço.
- O parâmetro de maior influência na rugosidade superficial média é o avanço, seguido da profundidade de corte e velocidade de corte, sendo esta duas últimas com influências em valores percentuais aproximados. Os parâmetros de rugosidade superficial máxima são mais influenciados pela velocidade de corte.
- O aumento da profundidade e velocidade de corte gera um aumento da resistência à fadiga. Contrário ao aumento do avanço que gera a redução da resistência à fadiga.
- A influência da velocidade de corte na resistência à fadiga é quase linear. A influência da profundidade de corte na resistência à fadiga é significativa apenas até certos valores, acima disto ela é basicamente constante.
- A influência do avanço na resistência à fadiga é a mais significativa das três, seu efeito é cerca do triplo da influência da profundidade de corte, e seis vezes a influência da velocidade de corte.
- O limite de resistência à fadiga diminui com o aumento da rugosidade superficial. Os parâmetros de corte têm menos influência no limite de resistência à fadiga que na rugosidade superficial.

- A rugosidade não é o único fator influente na resistência à fadiga. O limite de resistência à fadiga depende diretamente da integridade superficial do componente, que reúne além da rugosidade superficial, fatores como dureza e tensão residual.
- O avanço é o fator mais influente na geração de tensão residual.
- O desvio-padrão cresce com o aumento da profundidade de corte e reduz com o aumento da velocidade de corte.
- O desvio-padrão decresce inicialmente quando se aumenta o avanço, até atingir um ponto “ótimo” onde tem seu valor mínimo, a partir do qual cresce significativamente.

5.1 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Quantificar a tensão residual imposta no processo de torneamento, a fim de, relacionar este valor ao limite de resistência à fadiga.
- Realizar análise de tensão residual, através do recozimento, nas demais condições de usinagem apresentadas, para comparação do efeito das mesmas.
- Avaliar a influência dos demais parâmetros de usinagem no limite de resistência à fadiga.
- Verificar a influência do tratamento térmico de recozimento, em diferentes tempo e temperatura, no limite de resistência à fadiga.

- Relacionar a vibração ocorrente na usinagem ao limite de resistência à fadiga e à integridade superficial.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABOUELATTA, O. B.; MÁDL, J. Surface roughness prediction based on cutting parameters and tool vibrations in turning operations. **Journal Of Materials Processing Technology**, v. 118, n. 1-3, p. 269-277, 2001

ADIB, H.; PLUVIANAGE, G. theoretical and numerical aspects of the volumetric approach for fatigue life prediction in notched components. **International Journal Of Fatigue**. v. 25, n. 2, p. 67-76, Apr. 2003.

AGOSTINHO, Oswaldo Luiz; RODRIGUES, Antônio Carlos dos Santos; LIRANI, João. **Tolerâncias, ajustes, desvios e análise de dimensões**. São Paulo: Blücher, 1995.

ALVARENGA JÚNIOR, Álvaro. **Acúmulo de danos por fadiga no aço SAE 8620**. 2001. Dissertação (Mestrado), Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais, Belo Horizonte.

ANDREWS, S.; SEHITOGLU, H. A computer model for fatigue crack growth from rough surfaces. **International Journal Of Fatigue**. v. 22, n. 7, p. 619-630, 2000.

ANTUNES, F. V.; RAMALHO, A.; FERREIRA, J. M. Identification of fatigue crack propagation modes by means of roughness measurements. **International Journal Of Fatigue**, v. 22, n. 9, p. 781-788, 2000.

ARBIZU, I. P.; PÉREZ, C. J. L. Surface roughness prediction by factorial design of experiments in turning processes. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 143-144, p. 390-396, 2003.

AROLA, D.; WILLIAMS, C.L. Estimating the fatigue stress concentration factor of machined surfaces. **International Journal of Fatigue**, v. 24, n. 9, p. 923-930, 2002.

ASM Handbook, **Mechanical Testing**. v. 8. ASM International, 1995.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 6405** : rugosidade das superfícies. [Rio de Janeiro]: ABNT, 1988. 10p.

ATZORI, B.; LAZZARIN, P.; MENEGHETTI, G. Fracture mechanics and notch sensitivity. **Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structure**, v. 26, p. 257-267, 2003.

AVAKOV, V. A. Fatigue strength distributions. **International Journal of Fatigue**, v. 2, n. 2, p. 85-91, 1993.

BANNANTINE, Julie A.; COMER, Jess J.; HANDROCK, James L.. **Fundamentals of metal fatigue analysis**. New Jersey: Prentice Hall, 1990.

CAPELLO, E. Residual stresses in turning – part I: influence of process parameters. **Journal of Processing Technology**, v. 160, n. 2, p. 221-228, 2005.

CATÁLOGO Gerdau. Produtos – Aços Especiais Para Beneficiamento. Disponível em www.gerdau.com.br/gerdauacosespeciais. Acesso em janeiro 2004.

CATÁLOGO Villares. Catálogo Técnico: Composição Química de Aços Villares. Disponível em <http://www.cimm.com.br/primitus/catalogue>. Acesso em janeiro 2004.

CHIAVERINI, Vicente. **Aços e ferros fundidos**. 7. ed. São Paulo: ABM, 2005

COLLINS, Jack A. **Failure of materials in mechanical design: Analysis, Prediction, Prevention**. 2. ed. New York: John Wiley & sons, 1993.

CORRÊA, Dirley Carlos; **Usinabilidade de mancais bimetálicos**: Influência do avanço no desgaste e na formação de rebarbas. 2002. Dissertação (Mestrado), Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais, Belo Horizonte.

DABNUM, M. A.; HASHMI, M. S. J.; EL-BARADIE, M. A. Surface roughness prediction model by design of experiments for turning machinable glass-ceramic (Macor). **Journal of Materials Processing Technology**, v. 164-165, p. 1289-1293, 2005.

DAVIM, J. P. A note on the determination of optimal cutting conditions for surface finish obtained in turning using design of experiments. **Journal of Materials Processing Technology**, v.116, p. 305-308, 2001.

DINIZ, Anselmo Eduardo; MARCONDES, Francisco Carlos; COPPINI, Nivaldo Lemos. **Tecnologia da usinagem dos materiais**. 4. ed. São Paulo: Artliber, 2001.

DU, B.; ZHU, W.; MA, B; LI, N.; Prolonging fatigue life of a damage steel by annealing. **International Journal of Fatigue**, v. 26, n. 9, p. 1017-1023, 2004.

FERRARESI, Dino. **Fundamentos da usinagem dos Metais**. 6. ed. São Paulo: Edgard Blucher, 1986 , v.1.

FIELD, Michael. Surface integrity – A new requirement for improving reliability of aerospace hardware In: ANNUAL NATIONAL SAMPE SYMPOSIUM, 1973, Los Angeles.

GUO, Y. B.; BARKEY, M. E. Modeling of rolling contact fatigue for hard machined components with process-induced residual stress. **International Journal of Fatigue**, v. 26, n. 6, p. 605-613, 2004.

ITOGA, H. Effect of surface roughness on step-wise s-n characteristics in high strength steel. **International Journal of Fatigue**, v. 25, n. 5, p. 379-385, 2003.

JEELANI, S.; MUSIAL, M. Effect of cutting speed and tool rake angle on the fatigue life of 2024-t351 aluminum alloy. **International Journal of Fatigue**, v. 6, n. 3, p. 169-172, 1984.

LEE, Yung-Li et al. **Fatigue testing and analysis: Theory and practice**. Burlington: Elsevier Butterworth-Heinemann, 2005.

LIN, S.; LEE, Y.; LU, M. Evaluation of the staircase and the accelerated test methods for fatigue limit distributions. **International Journal of Fatigue**, v. 23, n. 1, p. 75-83, 2001.

MAKABE, C.; PURNOWIDODO, A.; MCEVILY, A. J. Effects of surface deformation and crack closure on fatigue crack propagation after overloading and underloading. **International Journal of Fatigue**, v. 26, n. 12, p. 1341-1348, 2004.

MANSUR, Tanius Rodrigues. **Estudo de fadiga e acúmulo de danos em aço SAE 8620**. 2002. Tese (Doutorado), Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte.

NORTON, Robert L. **Machine design: An Integrated Approach**. New Jersey: Prentice Hall, 1998.

NOVOVIC, D.; DEWES, R. C.; ASPINWALL, D. K.; VOICE, W.; BOWEN, P. The effect of machined topography and integrity on fatigue life. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 44, n. 2, p. 125-134, 2004.

PONTIFÍCIA UNIVERSIDADE CATÓLICA DE MINAS GERAIS. Pró-Reitoria de Graduação. Sistemas de Bibliotecas. Padrão PUC Minas de normalização: normas ABNT para apresentação de trabalhos científicos, teses, dissertações e monografias. Belo Horizonte, 2006. Disponível em <<http://www.pucminas.br/biblioteca>>

RECH, J.; MOISAN, A. Surface integrity in finish hard turning of case-hardened steels. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 43, n. 5, p. 543-550, 2003.

ROTHBART, Harold A; **Mechanical design handbook**. New York: McGraw-Hill, c1996. 1v.

SAHIN, Y.; MOTORCU, A., R. Surface roughness prediction model in machining of carbon steel by pvd coated cutting tools. **American Journal of Applied Sciences**, v. 1, n. 1, p. 12-17, 2004.

SASAHARA, H. The effect on fatigue life residual and tool rake angle and surface hardness resulting from different cutting conditions of 0,45%*c* steel. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 45, n. 2, p. 131-136, 2005.

SHARMAN, A. R. C.; ASPINWALL, D. K.; DEWES, R. C.; CLIFTON, D.; BOWENET, P. The effects of machined workpiece surface integrity on the fatigue life of γ -titanium aluminide. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 41, n. 11, p. 1681-1685, 2001.

SOUTO, Ulisses Borges. **Avaliação da topografia da superfície e do fenômeno "Open Grain" no torneamento de discos de freio de ferro fundido cinzento**. 2003. Dissertação (Mestrado), Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais, Belo Horizonte.

- SOUZA, Sergio Augusto de. **Ensaio mecânicos de materiais metálicos: fundamentos teóricos e práticos**. 5. ed. São Paulo: E. Blucher, 1982.
- STARKEY, M. S.; IRVING, P. E. A comparison of the fatigue strength of machined and as-cast surfaces of spheroidal graphite iron. **International Journal of Fatigue**, v. 4, n. 3, p. 129-136, 1982.
- SURESH, Subra. **Fatigue of materials**. 2 ed. Cambridge: Cambridge University Press, 1998.
- TRENT, Edward M.; WRIGHT, Paul Kenneth. **Metal cutting**. 4. ed. Boston: Butterworth-Heinemann, 2000.
- VARVANI-FARAHANI, A., KODRIC, T., GHAHRAMANI, A., 2005, A Method of Fatigue Life Prediction in Notched and Un-Notched Components, *Journal of Materials Processing Technology, article in pres*, Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/journals/>>, acesso em maio de 2005.
- YUE, Z. F. Surface roughness evolution under constant amplitude fatigue loading using crystal plasticity. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 72, p. 749-757, 2005.
- ZAHAVI, Eliahu; TORBILO, Vladimir. **Fatigue design: life expectancy of machine parts**. Boca Raton: CRC, 1996.
- ZHENG, X.; WEI, J. On prediction of P – S – N curve of 45 steel notched elements and probability distribution of fatigue life under variable amplitude loading from tensile properties. **International Journal of Fatigue**, v. 27, p. 601-609, 2005.

APÊNDICE A – DISTRIBUIÇÃO DE CARGAS NA MÁQUINA DE FADIGA

A distribuição das cargas atuante na máquina de ensaio de fadiga seguem o esquema apresentado na Figura A.1, onde estão mostradas as forças atuantes nos corpos-de-prova (F_{CP}), a força de Reação atuante no ponto B e referente à força aplicada (F_A) pelo sistema de pesos.

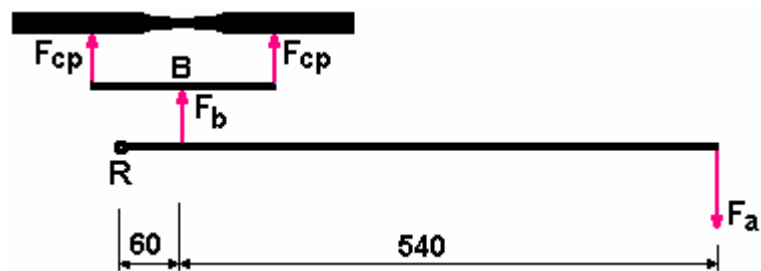


Figura A.1 – Esquema de carregamento na máquina flexo-rotativa.

Fazendo somatório dos momentos na rótula R ser igual a zero, tem-se a Equação A.1

$$\begin{aligned}
 \sum M_R &= 0 \\
 F_A \cdot 600 &= F_B \cdot 60 \\
 F_B &= 10F_A
 \end{aligned}
 \tag{A.1}$$

Partindo do princípio de que as forças atuantes no Corpo-de-prova são eqüidistantes ao ponto B, obtém-se a Equação A.2.

$$\begin{aligned} F_{CP} &= \frac{F_B}{2} \\ F_{CP} &= 5.F_A \end{aligned} \tag{A.2}$$

O ensaio é flexo-rotativo e o corpo-de-prova possui secção transversal circular com raio r_{cp} e linha neutra central coincidente com centro da secção transversal e completamente alinhada com este centro, então, é válida a Equação A.3.

$$\sigma_{mcp} = \frac{M}{W} \tag{A.3}$$

onde σ_{mcp} é a tensão máxima, M o momento fletor e W o módulo de resistência transversal, mas como o momento pode ser determinado pela Equação A.4.

$$M = F_{CP}.L \tag{A.4}$$

Onde L é distância entre o ponto de aplicação da força e o ponto de apoio B.

O módulo de resistência da seção circular é definido pela Equação A.5.

$$W = \frac{I}{r_{cp}} \tag{A.5}$$

Onde I é o momento de inércia para seções circulares, e r_{cp} o raio da secção transversal à carga aplicada, desta maneira o momento de inércia é definido pela

Equação A.6, então pode-se escrever o módulo de resistência da secção circular como na Equação A.7.

$$I = \frac{\pi.r_{cp}^4}{4} \quad (A.6)$$

$$W = \frac{\pi.r_{cp}^3}{4} \quad (A.7)$$

Substituindo a Equação A.2, a Equação A.4 e Equação A.6 na Equação A.3, chega-se a Equação A.8

$$\sigma_m = \frac{F_{CP} \cdot l \cdot 4}{\pi.r^3} = \frac{5.F_A \cdot l \cdot 4}{\pi.r^3} = \frac{20.F_A \cdot l}{\pi.r^3} \quad (A.8)$$

Pode-se deduzir que a força aplicada pode ser escrita como na Equação A.9.

$$F_A = \frac{\sigma_{mcp} \pi.r^3}{20.l} \quad (A.9)$$

Com a Equação A.9, pode-se determinar qual a carga será aplicada no sistema de peso para que a mesma seja revertida na tensão atuante no corpo-de-prova, tensão esta, calculada a partir do limite estimado de resistência à fadiga.

APÊNDICE B – LIMITE ESTIMADO DE RESISTÊNCIA À FADIGA

De acordo com Norton (1998), o limite teórico de resistência à fadiga pode ser calculado pela Equação B.1.

$$S'_e = aN^b \quad (\text{B.1})$$

onde a e b são constantes definidas de acordo com as condições de contorno, conforme a Equação B.2 e Equação B.3.

$$b = \frac{1}{x} \cdot \log\left(\frac{S_{10^3}}{S_e}\right) \quad (\text{B.2})$$

$$\log(a) = \log(S_{10^3}) - 3b \quad (\text{B.3})$$

A constante x também é definida pelas condições de contorno, de acordo com a Equação B.4.

$$x = \log(N_1) - \log(N_2) \quad (\text{B.4})$$

As condições de contorno para este trabalho são $N_1 = 10^3$ ciclos e $N_2 = 2 \times 10^6$ ciclos, o último representa a vida considerada como infinita, ou sobrevida.

APÊNDICE C – QUANTIDADE DE CORPOS-DE-PROVA

Quadro C.1 – Quantidade de Corpos-de-prova utilizados em cada processo da análise experimental.

		Processo	Condições de usinagem em que se aplicará o processo	Quantidade de Corpos-de-prova por processo	Total de Corpos-de-prova
Usinagem		Torneamento	Todas as condições (fadiga e tração)	204	204
	Ensaaios	Tração	Tração	Três amostras para cada condição	24
Fadiga		Fadiga sem Alívio de Tensão	Dezoito amostras para cada condição não recozida	144	180
		Fadiga com Alívio de Tensão	Dezoito amostras para condições polidas e de maior rugosidade	36	
Tratamento Térmico		Recozimento para Alívio de Tensão	Dezoito amostras para condições polidas e de maior rugosidade	38	38

APÊNDICE D – COMPOSIÇÃO QUÍMICA

Barra	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Cu	Sn	Al	Ti	V	B
1	0,4026	0,2507	0,8348	0,0158	0,0105	0,0173	0,8990	0,1489	0,0403	0,0031	0,0145	0,0018	0,0006	0,00002
2	0,4041	0,2539	0,8338	0,0161	0,0105	0,0177	0,8994	0,1489	0,0413	0,0027	0,0148	0,0017	0,0005	0,00000
4	0,4007	0,2539	0,8426	0,0168	0,0105	0,0175	0,9020	0,1504	0,0401	0,0029	0,0151	0,0019	0,0006	0,00001
5	0,4061	0,2529	0,8413	0,0169	0,0109	0,0170	0,9018	0,1506	0,0381	0,0027	0,0151	0,0018	0,0004	0,00001
7	0,4032	0,2519	0,8392	0,0171	0,0104	0,0174	0,9006	0,1501	0,0402	0,0030	0,0156	0,0019	0,0080	0,00002
8	0,3913	0,2512	0,8374	0,0164	0,0101	0,0180	0,8991	0,1486	0,0384	0,0026	0,0162	0,0018	0,0006	0,00000
9	0,3969	0,2514	0,8364	0,0169	0,0108	0,0175	0,8979	0,1489	0,0401	0,0029	0,0161	0,0019	0,0008	0,00002
10	0,4025	0,2525	0,8349	0,0169	0,0107	0,0174	0,8972	0,1479	0,0400	0,0029	0,0153	0,0018	0,0009	0,00002
11	0,3784	0,2512	0,8274	0,0149	0,0097	0,0165	0,8866	0,1448	0,0395	0,0025	0,0156	0,0018	0,0007	0,00001
13	0,4025	0,2559	0,8426	0,0166	0,0106	0,0177	0,8986	0,1503	0,0387	0,0027	0,0158	0,0019	0,0007	0,00002
15	0,3898	0,2563	0,8359	0,0164	0,0108	0,0188	0,8944	0,1486	0,0414	0,0032	0,0175	0,0019	0,0014	0,00004
16	0,3914	0,2542	0,8397	0,0170	0,0108	0,0176	0,8986	0,1493	0,0395	0,0028	0,0163	0,0019	0,0008	0,00002
17	0,3979	0,2568	0,8323	0,0166	0,0107	0,0192	0,8965	0,1497	0,0412	0,0025	0,0153	0,0018	0,0006	0,00000
18	0,3905	0,2535	0,8380	0,0164	0,0110	0,0177	0,8967	0,1488	0,0392	0,0025	0,0161	0,0019	0,0007	0,00001
19	0,4030	0,2558	0,8347	0,0158	0,0108	0,0178	0,8942	0,1504	0,0388	0,0026	0,0167	0,0019	0,0008	0,00000
20	0,4005	0,2587	0,8420	0,0168	0,0109	0,0181	0,8972	0,1510	0,0406	0,0031	0,0169	0,0021	0,0012	0,00002
21	0,3917	0,2540	0,8347	0,0169	0,0110	0,0174	0,8931	0,1487	0,0411	0,0031	0,0174	0,0020	0,0013	0,00004
22	0,3979	0,2580	0,8422	0,0172	0,0116	0,0177	0,9004	0,1518	0,0399	0,0027	0,0171	0,0020	0,0009	0,00002
Média	0,3973	0,2540	0,8372	0,0165	0,0107	0,0177	0,8974	0,1493	0,0399	0,0028	0,0160	0,0019	0,0012	0,00002
DP	0,0071	0,0024	0,0042	0,0006	0,0004	0,0006	0,0037	0,0015	0,0010	0,0002	0,0009	0,0001	0,0017	0,00001

APÊNDICE E – MEDIÇÕES DE RUGOSIDADE

Neste anexo são apresentadas todas as medições de rugosidade realizadas para cada corpo-de-prova em todas as condições de usinagem. Os dados foram separados em tabelas para cada parâmetros de rugosidade, da seguinte forma:

Tabela E.1 – Rugosidade média (R_a).

Tabela C.2 – Rugosidade média quadrática (R_q).

Tabela E.3 – Rugosidade parcial máxima (R_y).

Tabela E.4 – Rugosidade máxima (R_t).

Tabela E.5 – Altura total do perfil de rugosidade (R_z).

Nestas tabelas estão organizados os resultados de rugosidade de acordo com as condições de usinagem, sendo que estes foram subdivididos em quatro grupos de medição (1, 2, 3, 4) que representam respectivamente as quatro medições radiais em torno da área útil do corpo-de-prova. Estes grupos de medições estão orientados em linha de acordo com a classificação (numeração) de cada corpo-de-prova.

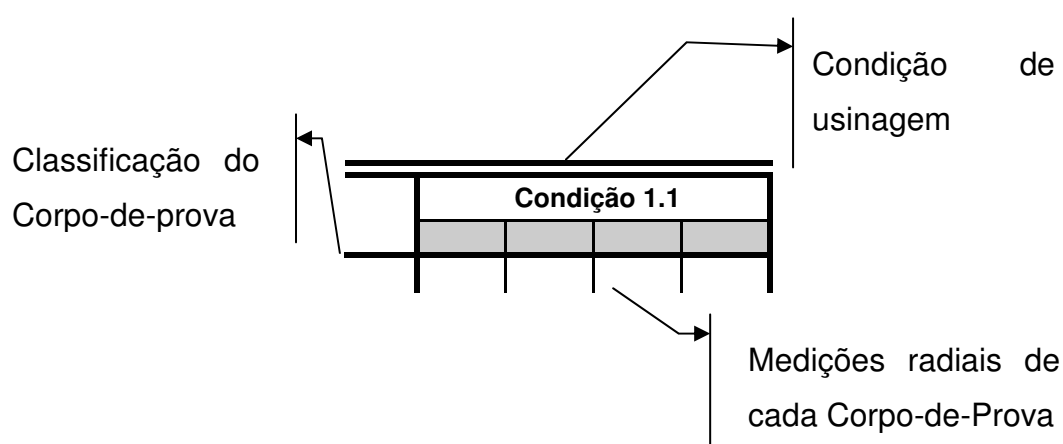


Tabela E.1 – Rugosidade média

cp	Condição 1.1				Condição 1.3				Condição 2.1				
	1	2	3	4	1	2	3	4	1	2	3	4	
1	2,90	3,05	2,84	2,76	1,57	1,56	1,55	1,53	1,58	1,58	1,57	1,57	
2	2,76	2,92	2,90	3,04	1,58	1,59	1,59	1,60	1,54	1,67	2,01	1,74	
3	2,60	2,58	2,73	2,87	1,57	1,58	1,61	1,66	1,70	1,39	1,77	2,03	
4	2,81	2,74	2,88	2,82	1,58	1,56	1,63	1,60	1,58	1,58	1,56	1,60	
5	2,62	2,37	2,79	2,70	1,56	1,56	1,57	1,55	1,49	1,56	1,61	1,57	
6	2,53	2,73	2,45	2,75	1,56	1,54	1,56	1,53	1,61	1,53	1,62	1,57	
7	2,78	2,39	3,04	2,33	1,58	1,57	1,54	1,53	1,57	1,61	1,86	1,40	
8	2,89	2,84	2,59	2,75	3,01	2,06	3,62	2,49	1,57	1,60	1,88	1,64	
9	2,53	2,47	2,39	2,90	1,56	1,56	1,58	1,55	1,51	2,19	2,52	2,63	
10	3,07	2,34	2,61	2,61	1,58	2,52	1,79	1,57	1,83	1,63	1,42	1,49	
11	2,88	2,43	2,48	2,35	1,56	1,54	1,55	1,55	1,62	1,67	1,63	1,60	
12	2,77	2,75	2,92	2,79	1,57	2,26	1,91	1,89	1,64	1,54	1,67	1,62	
13	3,05	3,07	2,55	2,99	1,56	1,56	2,16	2,32	1,53	1,53	1,52	1,50	
14	2,43	2,62	2,79	2,64	1,53	1,54	1,55	1,54	1,37	1,44	1,44	1,42	
15	3,22	3,14	2,63	2,62	1,55	1,57	1,58	1,54	1,45	1,32	1,88	1,22	
16	2,74	2,67	2,52	2,91	1,54	1,56	1,57	1,56	2,07	1,25	2,98	1,26	
17	3,01	2,65	3,02	2,70	1,56	1,54	1,55	1,51	1,33	1,95	1,27	1,29	
18	2,79	2,20	2,78	2,44	1,51	1,53	1,53	1,54	1,45	1,32	1,44	1,38	
cp	Condição 2.2				Condição 2.3				Condição 3.1				
1	3,15	3,07	3,09	3,15	4,71	4,56	4,71	5,00	3,52	3,68	3,46	3,68	
2	3,06	3,02	3,14	3,11	4,72	4,61	4,61	4,65	2,90	3,03	2,50	2,70	
3	3,04	3,05	3,07	2,94	4,77	4,66	4,73	4,77	2,44	2,97	3,10	2,76	
4	3,02	3,01	3,14	2,87	4,78	4,85	4,68	5,07	2,16	2,19	2,45	2,13	
5	2,89	3,14	2,93	2,94	4,68	4,71	4,93	4,69	2,25	1,94	1,92	2,21	
6	2,99	3,13	3,13	3,09	4,79	4,85	4,79	4,77	2,75	2,30	2,57	2,49	
7	2,97	3,19	2,87	2,88	4,78	4,63	4,76	4,72	2,44	2,80	2,62	2,79	
8	3,04	3,02	2,97	3,06	4,80	4,76	4,76	4,73	2,75	3,13	2,99	2,93	
9	2,98	3,02	3,01	3,00	4,65	4,82	4,76	4,73	2,58	2,38	2,75	2,99	
10	2,95	2,79	2,96	3,05	4,85	4,92	4,79	4,87	2,65	2,47	2,45	2,56	
11	2,83	3,09	2,94	2,97	4,87	4,75	4,77	4,80	2,54	2,20	2,19	2,31	
12	3,29	2,89	2,81	2,89	4,81	4,74	4,82	4,74	2,60	2,77	2,35	2,39	
13	2,93	2,96	2,93	2,93	4,89	4,85	4,73	4,75	2,76	2,45	2,31	2,89	
14	2,95	2,97	2,99	2,83	4,72	4,78	4,84	4,78	2,57	2,17	2,68	2,60	
15	2,56	2,82	2,88	2,85	4,85	4,81	4,82	4,81	2,13	2,03	2,23	2,14	
16	2,80	2,88	2,92	2,81	5,52	4,85	4,77	5,05	2,46	2,43	2,71	2,46	
17	2,81	3,05	3,00	2,90	4,89	4,86	4,69	4,71	2,26	2,52	2,57	2,58	
18	2,83	2,99	2,62	2,82	5,03	4,83	4,74	4,78	2,85	2,48	2,88	2,76	
cp	Condição 3.3								cp	Condição 3.3			
1	1,72	1,60	1,61	1,60					10	1,46	1,49	1,51	1,55
2	1,56	1,55	1,55	1,54					11	1,51	1,48	1,48	1,50
3	1,53	1,50	1,51	1,51					12	1,48	1,48	1,48	1,48
4	1,53	1,51	1,59	1,73					13	1,48	1,57	1,51	1,48
5	1,69	1,57	1,52	1,51					14	1,49	1,42	1,42	1,41
6	2,00	1,48	1,50	1,66					15	1,54	1,46	1,43	1,45
7	1,53	1,49	1,60	1,50					16	1,53	1,54	1,48	1,48
8	1,50	1,52	1,51	1,52					17	1,45	1,50	1,48	1,49
9	1,56	1,51	1,49	1,47					18				

Tabela E.2 – Rugosidade média quadrática

cp	Condição 1.1				Condição 1.3				Condição 2.1				
	1	2	3	4	1	2	3	4	1	2	3	4	
1	3,62	3,85	3,55	3,52	1,86	1,84	1,82	1,81	1,89	1,90	1,86	1,84	
2	3,39	3,60	3,56	3,77	1,86	1,87	1,87	1,88	1,85	2,05	2,62	2,17	
3	3,15	3,17	3,30	3,52	1,85	1,86	1,90	1,99	2,05	1,66	2,12	2,49	
4	3,50	3,38	3,57	3,54	1,87	1,84	1,94	1,91	1,92	1,93	1,89	1,93	
5	3,24	2,92	3,49	3,32	1,83	1,86	1,85	1,84	1,81	1,86	1,94	1,91	
6	3,14	3,36	3,02	3,34	1,85	1,83	1,85	1,82	1,94	1,84	1,96	1,91	
7	3,43	2,96	3,71	2,89	1,88	1,86	1,84	1,79	1,93	1,96	2,26	1,68	
8	3,52	3,55	3,29	3,45	3,70	2,52	4,75	3,06	1,89	1,91	2,41	1,99	
9	3,09	2,95	2,93	3,58	1,86	1,86	1,88	1,85	1,81	2,72	3,19	3,33	
10	3,84	2,89	3,19	3,22	1,87	3,10	2,20	1,86	2,30	1,96	1,71	1,78	
11	3,60	3,08	3,03	2,90	1,86	1,82	1,85	1,85	2,00	2,02	1,99	1,94	
12	3,41	3,36	3,51	3,38	1,87	2,85	2,34	2,31	1,62	1,89	2,03	1,95	
13	3,89	3,80	3,19	3,66	1,85	1,85	2,67	2,91	1,85	1,88	1,84	1,83	
14	3,00	3,25	3,43	3,33	1,82	1,83	1,84	1,83	1,66	1,73	1,72	1,73	
15	4,13	3,88	3,30	3,22	1,85	1,87	1,89	1,83	2,01	1,63	2,87	1,45	
16	3,38	3,24	3,12	3,55	1,84	1,86	1,88	1,86	2,62	1,50	3,85	1,51	
17	3,94	3,28	3,77	3,35	1,86	1,83	1,84	1,80	1,58	2,43	1,51	1,57	
18	3,47	2,74	3,38	2,97	1,80	1,82	1,82	1,84	1,75	1,61	1,76	1,66	
cp	Condição 2.2				Condição 2.3				Condição 3.1				
	1	2	3	4	1	2	3	4	1	2	3	4	
1	3,76	3,62	3,63	3,73	5,68	5,39	5,71	6,04	4,37	4,56	4,19	4,59	
2	3,57	3,51	3,67	3,67	5,58	5,39	5,47	5,48	3,62	3,84	3,04	3,40	
3	3,59	3,67	3,63	3,52	5,60	5,48	5,56	5,61	3,17	3,80	3,85	3,44	
4	3,56	3,58	3,68	3,44	5,60	5,79	5,49	6,03	2,78	2,75	3,19	2,57	
5	3,42	3,72	3,52	3,46	5,49	5,49	5,81	5,46	2,84	2,53	2,47	2,79	
6	3,56	3,72	3,73	3,67	5,61	5,65	5,58	5,57	3,53	3,13	3,26	3,21	
7	3,58	3,82	3,43	3,49	5,59	5,43	5,55	5,50	3,05	3,73	3,36	3,63	
8	3,61	3,58	3,55	3,62	5,61	5,55	5,56	5,51	3,55	4,04	3,85	3,85	
9	3,53	3,56	3,56	3,56	5,44	5,62	5,56	5,51	3,15	3,24	3,52	3,61	
10	3,53	3,31	3,56	3,63	5,63	5,78	5,62	5,67	3,35	3,06	3,12	3,23	
11	3,37	3,68	3,57	3,69	5,69	5,55	5,62	5,60	3,24	2,88	2,80	2,97	
12	3,95	3,48	3,34	3,41	5,64	5,54	5,63	5,54	3,33	3,49	3,23	3,04	
13	3,50	3,51	3,50	3,50	5,69	5,64	5,52	5,54	3,43	3,16	2,94	3,52	
14	3,48	3,53	3,54	3,36	5,52	5,59	5,67	5,57	3,27	2,73	3,37	3,28	
15	3,06	3,33	3,40	3,40	5,67	5,63	5,65	5,65	2,65	2,56	3,01	2,75	
16	3,35	3,47	3,46	3,34	6,67	5,66	5,59	5,97	3,10	2,96	3,40	3,08	
17	3,40	3,64	3,58	3,45	5,69	5,65	5,48	5,47	2,80	3,14	3,19	3,33	
18	3,42	3,54	3,20	3,40	5,92	5,66	5,54	5,56	3,58	3,06	3,61	3,46	
cp	Condição 3.3								cp	Condição 3.3			
	1	2	3	4						10	11	12	13
1	2,10	1,90	1,90	1,89					10	1,73	1,77	1,79	1,88
2	1,83	1,83	1,83	1,82					11	1,82	1,75	1,77	1,79
3	1,80	1,76	1,78	1,78					12	1,75	1,75	1,75	1,75
4	1,79	1,77	1,89	2,10					13	1,77	1,86	1,80	1,75
5	2,06	1,88	1,80	1,77					14	1,78	1,69	1,68	1,67
6	2,49	1,75	1,77	2,00					15	1,87	1,73	1,70	1,72
7	1,84	1,77	1,96	1,79					16	1,87	1,89	1,77	1,76
8	1,78	1,80	1,80	1,84					17	1,82	1,81	1,76	1,79
9	1,90	1,79	1,77	1,73					18				

Tabela E.3 – Rugosidade parcial máxima

cp	Condição 1.1				Condição 1.3				Condição 2.1				
1	20,10	24,10	20,30	21,80	9,60	7,50	7,00	7,40	9,90	8,30	8,50	8,60	
2	19,40	30,30	18,80	19,70	6,90	7,47	7,50	8,00	8,40	10,90	21,50	13,60	
3	15,80	17,10	15,50	19,00	7,10	7,10	7,90	10,80	10,00	9,00	9,80	14,10	
4	20,50	19,40	24,30	17,80	7,10	7,10	8,60	18,20	9,30	9,40	8,80	9,70	
5	17,13	13,80	19,90	17,70	7,40	7,50	7,30	7,60	9,50	8,90	9,40	9,80	
6	15,60	19,10	20,20	17,10	7,40	7,30	7,80	7,50	9,80	9,20	8,80	8,80	
7	17,90	18,70	19,40	14,30	8,20	7,40	7,50	7,50	9,30	9,63	11,60	8,00	
8	17,20	18,20	18,50	18,30	22,00	13,60	28,00	16,70	8,80	9,00	14,50	10,40	
9	18,00	13,70	15,80	20,20	7,83	7,50	8,00	8,00	9,50	15,00	20,00	19,10	
10	24,00	15,80	15,80	17,80	8,10	16,70	12,30	7,40	15,60	11,10	8,40	8,10	
11	19,10	20,30	15,50	15,70	8,10	7,20	7,60	7,90	10,80	9,40	9,73	9,00	
12	19,50	19,10	16,70	16,60	7,70	19,10	13,17	12,70	7,90	8,90	11,30	10,20	
13	22,70	19,80	16,30	19,30	7,30	7,40	16,30	16,40	9,50	10,70	8,40	9,60	
14	17,50	17,70	18,80	16,80	7,00	7,30	11,00	7,50	8,30	8,20	8,10	9,20	
15	23,60	20,00	19,10	17,30	7,60	7,60	8,60	7,40	21,70	11,30	24,70	6,40	
16	17,10	16,00	17,10	17,60	8,20	8,40	9,30	7,70	16,70	8,40	29,20	7,60	
17	30,00	18,00	21,20	16,10	8,70	7,77	7,50	7,10	8,10	13,70	6,90	8,00	
18	17,60	14,40	18,20	14,50	7,30	7,40	7,40	8,00	8,20	8,90	9,20	8,20	
cp	Condição 2.2				Condição 2.3				Condição 3.1				
1	15,80	15,25	15,40	16,80	22,60	21,70	33,80	28,20	24,70	23,80	24,40	22,80	
2	16,10	13,70	15,00	15,60	22,70	20,60	24,60	22,63	21,10	21,20	14,30	18,20	
3	16,20	16,10	15,00	14,70	23,80	21,20	22,57	22,70	20,80	19,80	18,90	20,30	
4	15,40	16,10	15,90	14,90	21,80	26,40	22,60	30,90	16,40	15,90	21,50	12,70	
5	14,40	16,40	15,10	15,00	20,70	20,20	25,00	19,90	17,00	15,00	13,70	17,20	
6	15,40	15,30	15,80	15,70	21,70	20,50	21,50	21,70	20,80	22,50	17,90	18,20	
7	15,90	16,60	15,30	15,50	22,10	21,00	22,10	22,00	15,90	22,10	19,10	23,20	
8	16,30	15,50	14,80	15,20	20,80	21,10	20,93	20,90	19,00	21,80	25,30	24,10	
9	15,40	15,00	15,00	16,50	20,20	22,70	22,20	21,50	16,50	22,60	21,10	18,20	
10	15,00	14,00	15,20	16,30	20,60	22,40	22,80	21,80	19,40	16,30	18,30	17,70	
11	14,90	15,70	16,10	19,60	22,60	21,00	24,90	22,00	19,70	18,60	18,40	18,90	
12	18,10	15,30	14,90	17,40	22,60	21,50	23,10	21,30	22,60	19,90	21,30	18,60	
13	15,80	15,10	15,80	15,80	22,70	20,40	21,20	21,00	19,20	19,90	16,60	17,80	
14	14,80	16,50	15,30	15,20	21,90	22,90	26,30	20,50	19,20	15,60	19,80	16,60	
15	13,00	14,10	14,30	14,60	22,20	22,40	22,80	23,80	15,10	14,10	21,70	15,40	
16	15,90	17,80	14,80	15,80	39,40	23,00	21,50	27,97	15,70	14,90	18,10	17,40	
17	16,00	15,50	15,90	15,50	22,40	21,40	21,10	20,10	14,60	17,00	16,30	20,10	
18	16,70	15,60	15,60	15,80	25,60	22,20	21,50	21,70	19,70	15,60	19,40	18,40	
cp	Condição 3.3								cp	Condição 3.3			
1	12,70	8,10	8,30	8,10					10	7,50	8,20	9,20	10,30
2	7,50	7,73	8,30	7,40					11	9,00	7,80	8,10	7,60
3	8,10	7,60	7,60	7,77					12	7,70	7,20	7,40	7,70
4	7,40	7,30	8,50	10,80					13	8,20	10,20	8,40	7,40
5	11,90	9,53	9,10	7,60					14	8,20	6,90	6,50	6,60
6	16,60	7,40	7,50	10,50					15	10,50	7,40	7,40	7,70
7	9,57	8,20	12,10	8,40					16	11,70	9,60	8,10	8,00
8	8,30	8,30	8,60	8,50					17	7,90	8,60	7,90	7,60
9	10,20	7,60	7,90	7,10					18				

Tabela E.4 – Rugosidade máxima

cp	Condição 1.1				Condição 1.3				Condição 2.1				
1	20,10	25,40	20,30	21,80	9,60	7,60	7,10	7,70	9,90	8,50	9,20	8,60	
2	20,20	20,30	19,70	19,90	6,90	7,50	7,50	8,10	8,90	10,90	24,00	14,60	
3	16,80	18,80	16,00	19,40	7,20	7,30	8,20	10,80	10,20	9,00	10,10	14,10	
4	20,57	19,40	24,30	18,00	8,90	7,10	8,90	18,20	9,57	9,90	9,10	9,70	
5	18,73	14,30	22,20	19,70	7,60	7,60	7,70	7,60	9,50	9,30	9,80	9,80	
6	17,10	19,10	20,20	18,40	7,70	7,60	8,10	7,50	9,80	9,20	8,80	9,30	
7	17,90	18,70	19,40	14,90	8,40	7,50	7,90	7,60	9,50	10,10	12,40	8,40	
8	17,70	19,50	20,00	18,80	22,00	13,70	28,60	16,70	9,40	9,90	14,70	11,10	
9	18,00	14,60	16,80	20,20	7,87	7,60	8,00	8,00	9,70	15,00	20,00	19,70	
10	26,10	16,90	17,50	17,80	8,50	17,70	12,30	7,50	15,60	11,10	8,90	8,30	
11	19,10	20,30	16,80	15,70	8,30	7,20	8,00	7,90	10,80	9,80	10,03	9,50	
12	19,50	19,10	17,90	16,60	7,70	19,10	13,17	12,70	8,10	9,70	11,30	10,30	
13	23,40	22,30	18,00	19,80	7,50	7,50	16,30	16,40	9,50	10,70	8,90	9,70	
14	17,50	18,17	18,80	18,20	7,10	7,40	11,00	7,60	8,30	8,20	8,60	9,50	
15	23,70	20,00	19,10	20,30	7,80	7,90	8,60	7,40	21,70	11,30	24,70	6,80	
16	17,10	16,70	18,90	18,70	8,20	8,50	9,30	8,00	16,70	8,40	29,20	7,80	
17	30,00	18,10	21,20	18,10	8,70	7,80	7,50	7,20	8,10	13,70	7,20	8,50	
18	17,60	15,50	19,70	16,10	7,50	7,40	7,40	8,20	8,60	8,90	9,20	8,20	
cp	Condição 2.2				Condição 2.3				Condição 3.1				
1	17,10	15,20	15,70	16,80	22,90	21,70	33,80	28,90	26,80	26,40	24,40	24,30	
2	16,10	13,70	15,70	15,60	22,80	20,90	24,60	22,77	22,00	21,30	14,50	19,80	
3	16,20	16,50	15,70	15,50	24,10	21,30	23,23	24,30	22,10	22,70	19,60	20,30	
4	15,40	16,10	15,90	15,60	21,80	27,10	22,70	31,80	17,80	15,90	21,50	14,20	
5	14,80	16,50	15,10	15,60	21,00	20,20	26,00	20,10	17,40	15,30	15,30	18,70	
6	15,50	15,50	16,20	16,30	22,10	21,00	21,50	21,70	21,20	23,80	18,60	18,20	
7	17,10	17,20	15,50	16,40	22,10	21,00	22,10	22,00	16,50	24,10	19,10	25,80	
8	16,30	15,80	15,10	16,20	22,00	21,70	21,67	21,30	19,60	28,80	25,30	27,10	
9	15,50	15,00	15,20	15,50	20,70	22,70	22,20	21,50	18,00	22,70	22,10	18,20	
10	15,70	15,30	15,50	16,30	21,00	22,40	22,80	22,30	19,40	19,40	18,30	18,90	
11	15,10	16,10	16,60	20,70	22,60	21,70	24,90	22,50	24,90	19,10	18,40	20,80	
12	18,50	16,30	14,90	17,40	22,60	21,50	23,10	21,40	22,60	20,40	21,30	20,20	
13	15,80	15,60	15,80	15,80	22,70	20,50	21,60	21,70	19,20	19,90	17,90	18,60	
14	14,80	16,80	15,30	15,20	22,20	23,07	26,30	20,70	19,60	17,10	19,80	20,80	
15	13,30	14,10	14,30	15,00	22,70	22,40	22,97	23,80	15,40	14,10	22,30	16,80	
16	16,30	17,80	15,10	15,80	39,40	24,10	21,50	28,33	19,20	15,90	22,20	18,80	
17	17,00	16,30	16,30	16,00	22,90	21,60	21,10	20,40	14,90	19,50	18,50	20,10	
18	17,20	15,90	15,60	16,20	26,40	22,20	21,50	21,70	21,40	15,90	22,70	18,40	
cp	Condição 3.3								cp	Condição 3.3			
1	12,70	8,70	8,70	8,20					10	7,50	8,70	9,20	10,30
2	7,50	7,77	8,40	7,40					11	9,20	7,80	8,20	7,80
3	8,20	7,60	7,70	7,83					12	7,90	7,50	7,60	7,70
4	7,40	7,60	8,60	10,80					13	8,30	11,60	8,50	7,60
5	11,90	9,80	9,50	8,00					14	8,30	7,30	6,70	6,60
6	16,60	7,60	7,70	10,63					15	10,50	7,40	7,60	8,10
7	10,10	8,40	13,40	8,50					16	11,70	9,80	8,30	8,10
8	8,60	8,30	9,00	8,60					17	7,90	8,80	7,90	7,80
9	10,20	7,80	8,10	7,40					18				

Tabela E.5 – Altura total do perfil de rugosidade.

cp	Condição 1.1				Condição 1.3				Condição 2.1				
1	17,60	18,10	15,40	16,30	7,50	6,90	6,70	7,00	7,90	7,90	7,80	7,50	
2	16,20	17,00	16,70	16,20	6,70	6,93	6,90	7,20	7,70	9,20	14,00	10,30	
3	13,30	14,80	14,00	15,40	6,80	7,00	7,30	8,70	8,36	7,40	8,90	11,70	
4	16,53	16,30	17,00	16,30	7,30	6,90	8,10	9,30	8,13	8,30	7,70	8,40	
5	14,83	13,20	16,30	15,00	7,00	7,30	7,10	7,20	8,00	8,10	8,80	8,60	
6	13,70	14,90	14,20	15,10	7,30	7,00	7,30	7,10	8,50	7,70	8,20	8,20	
7	14,60	13,80	16,00	13,40	7,90	7,20	7,30	7,00	8,50	8,70	10,60	7,00	
8	15,20	17,00	15,50	16,60	18,70	12,20	20,80	14,10	8,10	8,10	11,90	8,50	
9	14,80	13,10	13,60	16,00	7,30	7,30	7,40	7,20	7,60	13,40	15,90	15,10	
10	19,30	14,00	14,70	13,80	7,40	15,20	10,30	7,10	11,40	8,90	7,60	7,60	
11	16,30	14,40	13,40	12,40	7,20	6,90	7,30	7,50	8,70	8,20	8,47	8,50	
12	15,40	15,90	14,80	14,90	7,30	15,40	11,20	10,90	6,90	8,50	9,10	8,90	
13	17,30	17,00	14,80	16,30	7,10	7,30	13,20	14,20	8,40	8,40	8,10	8,20	
14	14,10	15,57	16,00	16,60	6,90	7,10	7,80	7,30	7,60	7,20	7,60	8,00	
15	19,00	16,80	14,90	14,70	7,30	7,40	7,50	6,90	10,10	8,00	11,50	6,20	
16	14,90	13,80	15,40	15,70	7,40	7,50	7,70	7,40	11,60	6,70	18,50	7,00	
17	18,60	14,90	16,30	15,00	7,40	7,13	7,10	6,90	6,90	10,90	6,50	7,30	
18	15,40	12,20	14,80	12,40	7,00	6,90	6,80	7,40	7,60	7,50	7,70	7,30	
cp	Condição 2.2				Condição 2.3				Condição 3.1				
1	15,10	13,70	14,00	14,40	22,20	22,20	25,70	26,50	20,60	20,90	18,20	20,90	
2	14,20	13,30	14,10	14,10	21,20	21,10	21,80	21,37	16,90	17,40	13,40	15,10	
3	14,50	15,10	14,00	13,70	21,70	20,60	21,23	21,40	16,30	17,10	17,90	15,90	
4	13,90	14,10	14,20	13,50	20,40	24,40	20,40	26,70	13,70	12,90	15,10	11,60	
5	13,90	14,80	14,00	13,90	20,00	19,30	22,50	19,60	13,80	11,50	12,50	13,50	
6	14,00	14,40	14,60	14,60	20,90	20,10	20,10	20,40	16,90	14,60	15,00	14,60	
7	15,20	15,80	14,20	14,30	20,30	19,40	20,00	19,80	13,70	17,10	14,90	18,10	
8	13,90	14,40	14,40	14,00	20,50	20,30	20,43	20,50	15,80	19,80	16,80	18,70	
9	13,90	14,30	14,30	14,20	19,80	20,40	20,50	20,10	14,00	17,10	17,40	15,60	
10	14,20	13,20	14,20	14,90	20,20	21,40	20,50	20,90	15,20	13,60	13,40	15,10	
11	13,40	14,80	14,30	17,00	21,00	20,30	21,30	20,40	16,10	14,40	14,30	14,93	
12	16,70	14,50	12,90	14,30	20,70	20,50	21,20	20,40	16,60	15,30	14,50	13,90	
13	13,70	14,10	13,70	13,70	21,10	20,20	20,60	20,40	14,70	14,80	13,20	15,30	
14	13,10	14,40	13,70	13,20	20,30	20,70	21,60	20,20	14,70	13,80	15,00	14,90	
15	12,20	13,10	13,10	13,60	21,30	21,00	21,17	21,20	11,90	11,70	15,20	13,10	
16	13,90	14,30	13,20	13,40	29,80	22,10	20,80	24,23	14,30	12,90	16,30	13,90	
17	15,00	14,30	14,30	13,60	20,90	20,60	19,90	19,80	13,00	14,30	14,20	14,30	
18	14,20	14,10	13,90	14,40	24,30	21,30	20,60	20,40	16,80	13,30	16,60	14,90	
cp	Condição 3.3								cp	Condição 3.3			
1	10,40	7,80	7,50	7,50					10	7,00	7,60	8,20	8,80
2	7,00	7,20	7,50	7,10					11	8,00	7,00	7,70	7,40
3	7,20	6,90	6,90	7,00					12	7,00	7,00	6,80	7,10
4	7,00	7,10	8,10	10,20					13	7,50	8,60	7,70	7,20
5	9,50	8,23	7,90	7,30					14	7,50	6,50	6,40	6,30
6	11,70	6,90	7,20	8,60					15	8,60	6,90	6,80	7,10
7	8,23	7,60	9,50	7,60					16	8,80	8,90	7,70	7,40
8	7,80	7,70	8,10	8,10					17	7,30	8,10	7,40	7,30
9	8,60	7,40	7,30	6,90					18				

APÊNDICE F – MÉDIA DAS RUGOSIDADES

Neste apêndice foram calculados os valores médios dos parâmetros de rugosidade apresentados no Apêndice E, juntamente com respectivos desvios-padrões. Estes resultados estão tabulados em relação aos parâmetros de usinagem.

Tabela F.1 – Rugosidade média

Condição de usinagem	v_c (m/min)	f (mm/rot)	a_p mm	R_a (μm)	DP (μm)
1.1	60,0	0,12	0,40	2,73	0,222
1.2	60,0	0,12	1,20	1,62	0,301
1.3	60,0	0,12	2,00	1,68	0,357
2.1	60,0	0,12	1,20	1,62	0,301
2.2	60,0	0,18	1,20	2,97	0,126
2.3	60,0	0,25	1,20	4,79	0,130
3.1	15,0	0,12	1,20	2,59	0,370
3.2	60,0	0,12	1,20	1,62	0,301
3.3	100,0	0,12	1,20	1,53	0,086

Tabela F.2 – Rugosidade média quadrática.

Condição de usinagem	v_c (m/min)	f (mm/rot)	a_p mm	R_q (μm)	DP (μm)
1.1	60,0	0,12	0,40	3,37	0,292
1.2	60,0	0,12	1,20	1,99	0,421
1.3	60,0	0,12	2,00	2,02	0,484
2.1	60,0	0,12	1,20	1,99	0,421
2.2	60,0	0,18	1,20	3,53	0,142
2.3	60,0	0,25	1,20	5,62	0,179
3.1	15,0	0,12	1,20	3,29	0,450
3.2	60,0	0,12	1,20	1,99	0,421
3.3	100,0	0,12	1,20	1,82	0,119

Tabela F.3 – Rugosidade parcial máxima.

Condição de usinagem	v_c (m/min)	f (mm/rot)	a_p mm	R_y (μm)	DP (μm)
1.1	60,0	0,12	0,40	18,57	3,060
1.2	60,0	0,12	1,20	10,81	4,217
1.3	60,0	0,12	2,00	9,33	3,982
2.1	60,0	0,12	1,20	10,81	4,217
2.2	60,0	0,18	1,20	15,58	0,969
2.3	60,0	0,25	1,20	22,78	3,098
3.1	15,0	0,12	1,20	18,83	2,886
3.2	60,0	0,12	1,20	10,81	4,217
3.3	100,0	0,12	1,20	8,54	1,651

Tabela F.4 – Rugosidade máxima

Condição de usinagem	v_c (m/min)	f (mm/rot)	a_p mm	R_t (μm)	DP (μm)
1.1	60,0	0,12	0,40	19,13	2,627
1.2	60,0	0,12	1,20	11,08	4,260
1.3	60,0	0,12	2,00	9,47	4,000
2.1	60,0	0,12	1,20	11,08	4,260
2.2	60,0	0,18	1,20	15,90	1,042
2.3	60,0	0,25	1,20	23,05	3,128
3.1	15,0	0,12	1,20	20,03	3,256
3.2	60,0	0,12	1,20	11,08	4,260
3.3	100,0	0,12	1,20	8,73	1,691

Tabela F.5 – Altura total do perfil de rugosidade.

Condição de usinagem	v_c (m/min)	f (mm/rot)	a_p mm	R_z (μm)	DP (μm)
1.1	60,0	0,12	0,40	15,36	1,494
1.2	60,0	0,12	1,20	8,86	2,220
1.3	60,0	0,12	2,00	8,32	2,823
2.1	60,0	0,12	1,20	8,86	2,220
2.2	60,0	0,18	1,20	14,13	0,747
2.3	60,0	0,25	1,20	21,21	1,789
3.1	15,0	0,12	1,20	15,22	2,085
3.2	60,0	0,12	1,20	8,86	2,220
3.3	100,0	0,12	1,20	7,71	0,960

APÊNDICE G – RESULTADOS DO ENSAIO DE TRAÇÃO

Tabela G.1 – Dados medidos nos ensaios de tração .

Condição de Usinagem	Limite de Escoamento (MPa)	Limite de Resistência a Tração (MPa)	Limite de Ruptura (MPa)
1	770,23	999,73	729,36
1.1	789,09	977,72	716,79
1.3	785,95	980,87	762,22
2.1	729,36	938,42	710,50
2.2	716,79	944,71	710,50
2.3	716,79	951,00	716,79
3.1	782,81	949,43	691,64
3.3	773,3	977,72	716,79
Média	758,05	964,95	714,82
Desvio-Padrão	31,55	21,84	11,51

¹ Esta condição condiz com uma melhor condição de usinagem dos corpos-de-prova. Suas especificações são $v_c = 110$ m/min, $a_p = 1,0$ mm e $f = 0,12$ mm/rot.

APÊNDICE H – RESULTADOS DO ENSAIO DE DUREZA

Neste apêndice estão apresentados os dados medidos nos ensaios de dureza, discriminados para cada amostra.

Tabela H.1 – Dureza para material de corpos-de-prova das condições

Sem recozimento		Com recozimento	
Amostras do Corpo-de-prova	Dureza (HV)	Amostras do Corpo-de-prova	Dureza (HV)
13	280	27	163,6
13	214	27	170
17	212	20	217
17	249	20	205,4
10	262	21	199,1
10	299	21	202,9
10	282	19	200
		19	214,3
Média	256,68		196,54
Desvio-Padrão	33,98		19,49

Tabela H.2 – Dureza para material de corpos-de-prova polidos

Sem recozimento		Com recozimento	
Amostras do Corpo-de-prova	Dureza (HV)	Amostras do Corpo-de-prova	Dureza (HV)
	213		210
	210		195
	197		214
	225		195
	213		197
	214		214
	203		216
	217		212
	224		218
	216		200
Média	213,20		207,70
Desvio-Padrão	8,53		8,93

APÊNDICE I – MÉTODO STAIRCASE PARA TODAS AS CONDIÇÕES

Neste apêndice são apresentados todos os cálculos detalhados do limite de resistência à fadiga para todas as condições analisadas neste trabalho. São também listados os resultados adquiridos nos ensaios de fadiga para as mesmas condições. Nas tabelas de medições dos ensaios de fadiga são apresentados a numeração dos corpos-de-prova, a tensão aplicada no ensaio, a quantidade de ciclos que ele foi submetido, a localização da fratura, se houver, e o tempo de execução do ensaio. O item distancia da fratura identifica a distância do local de fratura às extremidades do corpo-de-prova, bem como a localização desta extremidade (se voltada ao apoio ou ao motor da máquina).

O anexo I está organizado na seguinte ordem:

I.1 -	Condição 1.1 ($v_c = 60$ m/min, $f = 0,12$ mm/rot e $a_p = 0,40$ mm).....	133
I.2 -	Condição 1.3 ($v_c = 60$ m/min, $f = 0,12$ mm/rot e $a_p = 2,00$ mm).....	136
I.3 -	Condição 2.1 ($v_c = 60$ m/min, $f = 0,12$ mm/rot e $a_p = 1,20$ mm).....	139
I.4 -	Condição 2.2 ($v_c = 60$ m/min, $f = 0,18$ mm/rot e $a_p = 1,20$ mm).....	142
I.5 -	Condição 2.3 ($v_c = 60$ m/min, $f = 0,25$ mm/rot e $a_p = 1,20$ mm).....	145
I.6 -	Condição 2.3 – Recozido	148
I.7 -	Condição 3.1 ($v_c = 15$ m/min, $f = 0,12$ mm/rot e $a_p = 1,20$ mm).....	151
I.8 -	Condição 3.3 ($v_c = 100$ m/min, $f = 0,12$ mm/rot e $a_p = 1,20$ mm).....	154
I.9 -	Condição Polido	157
I.10 -	Condição Polido – Recozidos	160

I.1 - Condição 1.1 ($v_c = 60$ m/min, $f = 0,12$ mm/rot e $a_p = 0,40$ mm)

Tabela I.1– Medições dos ensaios de fadiga para condição 1.1

Número do Corpo-de-Prova	Tensão (MPa)	Número de ciclos (ciclos)	Distância da fratura ao		Falha	Tempo
			Apoio (mm)	Motor (mm)		
1	352,1172	1.389.600	145,1	125,8	Sim	6h27'
2	337,6322	2.003.521	***	***	Não	9h20'
3	352,1172	3.339.463	136,0	137,4	Não	15h33'
4	366,6022	1.237.495	142,4	128,4	Sim	5h42'
5	352,1172	4.245.752	125,9	141,0	Não	19h43'
6	366,6022	2.003.366	***	***	Não	9h20'
7	381,0872	1.251.517	135,1	135,5	Sim	5h55'
8	366,6022	543.271	136,3	131,9	Sim	2h31'
9	352,1172	>2000000	***	***	Não	~16h
10	366,6022	439.092	122,6	144,8	Sim	2h02'
11	352,1172	814.324	117,2	151,2	Sim	3h45'
12	337,6322	2.002.667	***	***	Não	9h22
13	352,1172	3.632.319	***	***	Não	17h11

Calculo do Limite de Resistência à Fadiga para condição 1.1

Método utilizado para cálculo: Staircase.

- I Limite estimado de resistência à Fadiga (Eq. 3.2): $S_e = 352,21$ MPa
- II Desvio-Padrão estimado (Eq. 3.3): $DP_e = 21,75$ MPa.
- III Incremento de tensão: $d = 14,485$ MPa.
- IV Construção da Figura I.1 conforme resultados da Tabela I.1

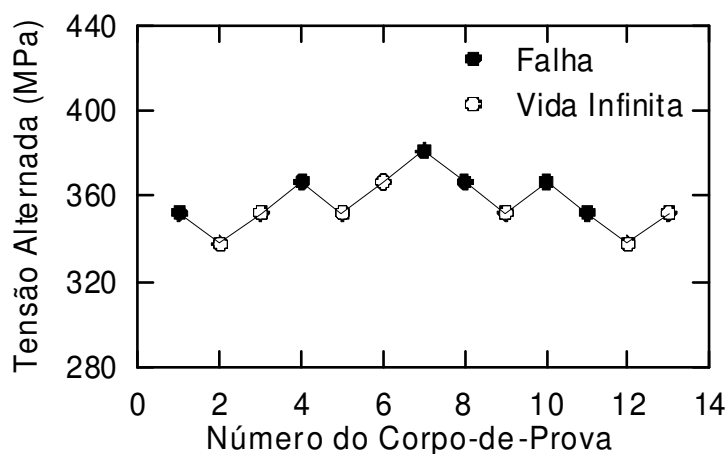


Figura I.1 – Método Staircase para condição 1.1.

V De acordo com a Figura I.1 a contagem dos ensaios mostra que houveram 6 eventos de falha e 7 eventos de vida infinita, conseqüentemente, o evento de menor ocorrência foi o de falha.

VI Construção Tabela I.2 de acordo com Quadro 3.2.

VII Como o evento de menor freqüência é a falha então o sinal da Equação. 3.4 será (-), sendo assim o Limite médio de resistência à fadiga é $S_{em} = 342,46$ MPa.

Tabela I.2 – Tensões alternadas para evento de falha na condição 1.1.

i	Níveis de Tensão (S_i) (MPa)	N_{mf}	A_{UD}	B_{UD}
0	337,6322	2	0	0
1	352,1172	3	3	3
2	366,6022	1	2	4
3	381,0892	0	0	0
Somatórios		6	5	7

VIII Como $C_{DP} = 0.4722$, o desvio-padrão amostral foi calculado pela Equação 3.6, obtendo-se um valor de $DP_e = 11,76$ MPa.

IX O limite de resistência à fadiga foi calculado para nível de confiança de 90% , nível de confiabilidade de 95% e amostra de 6 eventos (N_{mf}), assim tem-se que $k = 3,091$ (LEE, 2005), e por conseqüência, pela Equação 3.8 tem-se $S_{e,95\%,90\%} = 306,11$ MPa.

I.2 - Condição 1.3 ($v_c = 60$ m/min, $f = 0,12$ mm/rot e $a_p = 2,00$ mm)

Tabela I.3– Medições dos ensaios de fadiga para condição 1.3

Número do Corpo-de-Prova	Tensão (MPa)	Número de ciclos (ciclos)	Distância da fratura ao		Falha	Tempo
			Apoio (mm)	Motor (mm)		
1	439,0272	1.108.298	131,6	139,4	Sim	5h11'
2	424,5422	2.541.757	***	***	Não	11h52'
3	439,0272	1.720.474	131,4	139,3	Sim	8h02'
4	424,5422	3.029.888	***	***	Não	14h07'
5	439,0272	831.162	135,0	135,9	Sim	4h15'
6	424,5422	2.042.000	***	***	Não	9h31'
7	439,0272	2.000.381	***	***	Não	9h18'
8	453,5122	1.186.892	124,2	145,9	Sim	5h32'
9	439,0272	1.165.466	137,8	132,8	Sim	5h44'
10	424,5422	1.244.599	131,3	139,7	Sim	5h49'
11	410,0572	1.637.713	148,5	122,0	Sim	7h41'
12	395,5722	2.014.828	***	***	Não	9h27'
13	410,0572	2.007.513	***	***	Não	9h21'
14	424,5422	1.501.524	136,2	134,9	Sim	7h00'
15	410,0572	2.006.053	***	***	Não	9h21'

Calculo do Limite de Resistência à Fadiga para condição 1.3

Método utilizado para cálculo: Staircase.

- I Limite estimado de resistência à Fadiga (Eq. 3.2): $S_e = 352,21$ MPa
- II Desvio-Padrão estimado (Eq. 3.3): $DP_e = 21,75$ MPa.
- III Incremento de tensão: $d = 14,485$ MPa.
- IV Construção da Figura I.2 conforme resultados da Tabela I.1

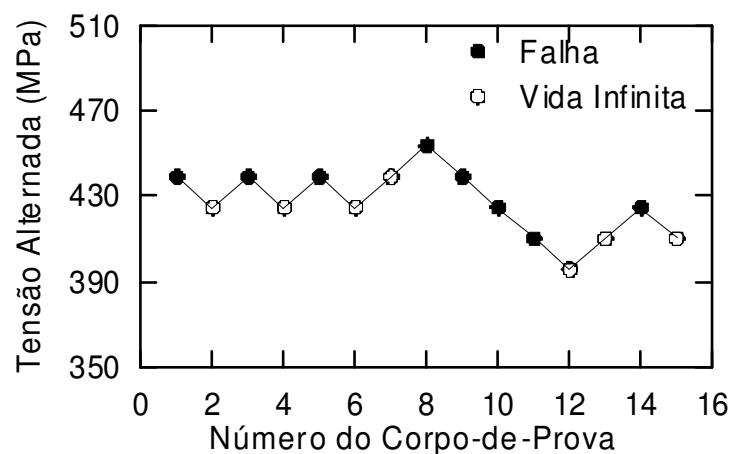


Figura I.2 – Método Staircase para condição 1.3.

V De acordo com a Figura I.2 a contagem dos ensaios mostra que houveram 8 eventos de falha e 7 eventos de vida infinita, conseqüentemente, o evento de menor ocorrência foi o de falha.

VI Construção Tabela I.4 de acordo com Quadro 3.2.

VII Como o evento de menor freqüência é a vida infinita então o sinal da Equação. 3.4 será (+), sendo assim o Limite médio de resistência à fadiga é $S_{em} = 425,57$ MPa.

Tabela I.4 – Tensões alternadas para evento de falha na condição 1.3.

i	Níveis de Tensão (S_i) (MPa)	N_{mf}	A_{UD}	B_{UD}
0	395,5722	1	0	0
1	410,0572	2	2	2
2	424,5422	3	6	12
3	439,0272	1	3	9
Somatórios		7	11	23

VIII Como $C_{DP} = 0,8163$, o desvio-padrão amostral foi calculado pela Equação 3.6, obtendo-se um valor de $DP_e = 19,84$ MPa.

VI. IX O limite de resistência à fadiga foi calculado para nível de confiança de 90% , nível de confiabilidade de 95% e amostra de 7 eventos (N_{mf}), assim tem-se que $k = 2,894$ (LEE, 2005), e por conseqüência, pela Equação 3.8 tem-se $S_{e,95\%,90\%} = 368,17$ MPa.

I.3 - Condição 2.1 ($v_c = 60$ m/min, $f = 0,12$ mm/rot e $a_p = 1,20$ mm)

Tabela I.5– Medições dos ensaios de fadiga para condição 2.1

Número do Corpo-de-Prova	Tensão (MPa)	Número de ciclos (ciclos)	Distância da fratura ao		Falha	Tempo
			Apoio (mm)	Motor (mm)		
1	467,9972	619.445	123,6	146,1	Sim	2h47'
2	453,5122	1.144.957	134,1	135,1	Sim	5h21'
3	424,5422	1.279.188	134,6	136,2	Sim	6h11'
4	410,0572	3.656.830	132,5	133,6	Não	17h04'
5	424,5422	1.366.895	132,3	137,8	Sim	6h22'
6	410,0572	3.032.132	***	***	Não	14h9'
7	424,5422	2.380.198	128,2	142,8	Não	11h7'
8	439,0272	1.511.246	137,4	133,5	Sim	7h5'
9	424,5422	2.008.895	***	***	Não	9h20'
10	439,0272	591.802	125,3	145,0	Sim	2h45'
11	424,5422	1.334.121	134,2	136,2	Sim	6h32'
12	410,0572	1.749.504	131,5	139,3	Sim	6h39'
13	395,5722	2.547.266	134,0	163,4	Não	11h56'
14	410,0572	1.424.690	134,5	136,1	Sim	6h39'
15	395,5722	2.038.841	***	***	Não	9h26'
16	424,5422	1.104.310	133,2	136,1	Sim	5h09'

Calculo do Limite de Resistência à Fadiga para condição 2.1

Método utilizado para cálculo: Staircase.

- I Limite estimado de resistência à Fadiga (Eq. 3.2): $S_e = 352,21$ MPa
- II Desvio-Padrão estimado (Eq. 3.3): $DP_e = 21,75$ MPa.
- III Incremento de tensão: $d = 14,485$ MPa.
- IV Construção da Figura I.3 conforme resultados da Tabela I.5

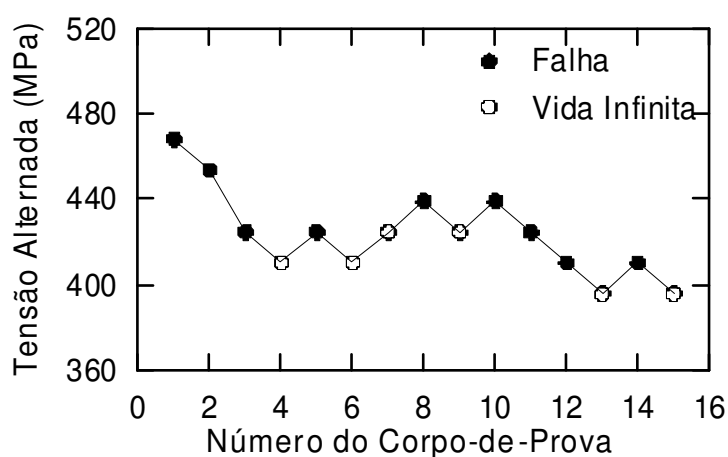


Figura I.3 – Método Staircase para condição 2.1.

V De acordo com a Figura I.3 a contagem dos ensaios mostra que houveram 7 eventos de falha e 6 eventos de vida infinita, conseqüentemente, o evento de menor ocorrência foi o de vida infinita.

VI Construção Tabela I.6 de acordo com Quadro 3.2.

VII Como o evento de menor freqüência é a vida infinita então o sinal da Equação. 3.4 será (+), sendo assim o Limite médio de resistência à fadiga é $S_{em} = 417,30$ MPa.

Tabela I.6 – Tensões alternadas para evento de falha na condição 2.1.

i	Níveis de Tensão (S_i) (MPa)	N_{mf}	A_{UD}	B_{UD}
0	395,5722	2	0	0
1	410,0572	2	2	2
2	424,5422	2	4	8
3	439,0272	0	0	0
Somatórios		6	6	10

VIII Como $C_{DP} = 0,67$, o desvio-padrão amostral foi calculado pela Equação 3.6, obtendo-se um valor de $DP_e = 16,32$ MPa.

IX O limite de resistência à fadiga foi calculado para nível de confiança de 90% , nível de confiabilidade de 95% e amostra de 6 eventos (N_{mf}), assim tem-se que $k = 3,091$ (LEE, 2005), e por conseqüência, pela Equação 3.8 tem-se $S_{e,95\%,90\%} = 366,84$ MPa.

I.4 - Condição 2.2 ($v_c = 60$ m/min, $f = 0,18$ mm/rot e $a_p = 1,20$ mm)

Tabela I.7– Medições dos ensaios de fadiga para condição 2.2

Número do Corpo-de-Prova	Tensão (MPa)	Número de ciclos (ciclos)	Distância da fratura ao		Falha	Tempo
			Apoio (mm)	Motor (mm)		
1	381,0872	1.538.970	133,4	137,1	Sim	7h11'
2	366,6022	2.060.254	***	***	Não	9h39'
3	381,0872	2.005.523	***	***	Não	9h21'
4	395,5722	1.530.230	131,1	139,9	Sim	7h25'
5	381,0872	3.059.124	***	***	Não	14h15'
6	395,5722	1.748.889	133,5	137,1	Sim	8h09'
7	381,0872	2.364.627	129,0	140,9	Não	11h08'
8	395,5722	1.283.957	124,7	144,5	Sim	6h03'
9	381,0872	2.043.855	132,0	138,2	Não	9h28'
10	395,5700	2.022.029	***	***	Não	9h25'
11	410,0572	906.562	141,0	123,5	Sim	4h16'
12	395,5722	1.137.845	145,3	125,5	Sim	5h21'
13	381,0872	1.455.976	132,1	138,8	Sim	6h52'
14	366,6022	2.333.901	121,8	148,4	Não	10h54'

Calculo do Limite de Resistência à Fadiga para condição 2.2

Método utilizado para cálculo: Staircase.

- I Limite estimado de resistência à Fadiga (Eq. 3.2): $S_e = 352,21$ MPa
- II Desvio-Padrão estimado (Eq. 3.3): $DP_e = 21,75$ MPa.
- III Incremento de tensão: $d = 14,485$ MPa.
- IV Construção da Figura I.4 conforme resultados da Tabela I.7

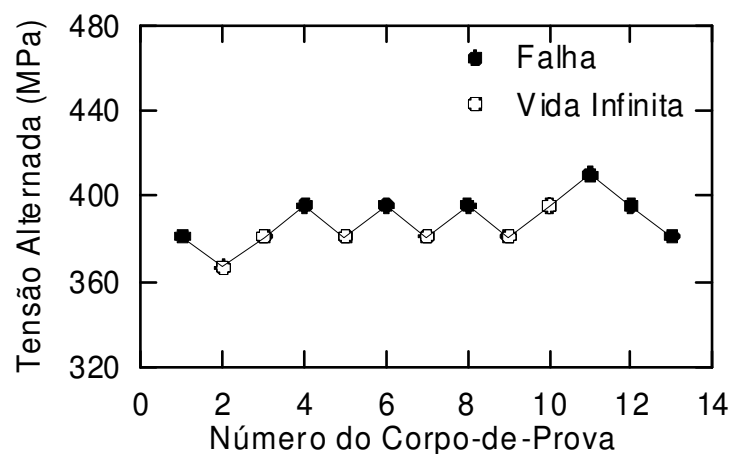


Figura I.4 – Método Staircase para condição 2.2.

V De acordo com a Figura I.4 a contagem dos ensaios mostra que houveram 7 eventos de falha e 6 eventos de vida infinita, conseqüentemente, o evento de menor ocorrência foi o de vida infinita.

VI Construção Tabela I.8 de acordo com Quadro 3.2.

VII Como o evento de menor freqüência é a vida infinita então o sinal da Equação. 3.4 será (+), sendo assim o Limite médio de resistência à fadiga é $S_{em} = 399,33$ MPa.

Tabela I.8 – Tensões alternadas para evento de falha na condição 2.2.

i	Níveis de Tensão (S_i) (MPa)	N_{mf}	A_{UD}	B_{UD}
0	366,6022	1	0	0
1	381,0872	4	4	4
2	395,5722	1	2	4
3	410,0572	0	0	0
Somatórios		6	6	8

VIII Como $C_{DP} = 0,33$, o desvio-padrão amostral foi calculado pela Equação 3.6, obtendo-se um valor de $DP_e = 8,50$ MPa.

IX O limite de resistência à fadiga foi calculado para nível de confiança de 90% , nível de confiabilidade de 95% e amostra de 6 eventos (N_{mf}), assim tem-se que $k = 3,091$ (LEE, 2005), e por conseqüência, pela Equação 3.8 tem-se $S_{e,95\%,90\%} = 362,05$ MPa.

I.5 - Condição 2.3 ($v_c = 60$ m/min, $f = 0,25$ mm/rot e $a_p = 1,20$ mm)

Tabela I.9– Medições dos ensaios de fadiga para condição 2.3

Número do Corpo-de-Prova	Tensão (MPa)	Número de ciclos (ciclos)	Distância da fratura ao		Falha	Tempo
			Apoio (mm)	Motor (mm)		
1	352,1172	1.635.284	133,1	137,3	Sim	7h34
2	337,6322	2.011.427	***	***	Não	9h22
3	352,1172	3.132.279	***	***	Não	14h32
4	366,6022	1.671.103	136,3	134,2	Sim	7h47
5	352,1172	2.011.878	***	***	Não	9h22
6	366,6022	2.005.657	***	***	Não	9h20
7	381,0872	1.687.707	140,9	129,6	Sim	7h46
8	366,6022	4.489.748	150,2	120,9	Não	20h41
9	381,0872	1.545.181	129,4	140,2	Sim	7h13
10	366,6022	3.340.384	***	***	Não	15h35
11	381,0872	2.000.734	***	***	Não	9h20
12	395,5722	2.746.262	***	***	Não	7h18
13	410,0572	1.372.094	148,7	125,6	Sim	6h24

Calculo do Limite de Resistência à Fadiga para condição 2.3

Método utilizado para cálculo: Staircase.

- I Limite estimado de resistência à Fadiga (Eq. 3.2): $S_e = 352,21$ MPa
- II Desvio-Padrão estimado (Eq. 3.3): $DP_e = 21,75$ MPa.
- III Incremento de tensão: $d = 14,485$ MPa.
- IV Construção da Figura I.5 conforme resultados da Tabela I.9

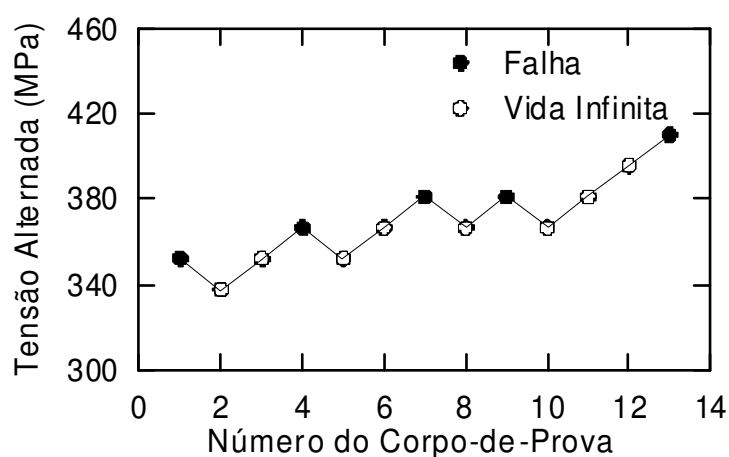


Figura I.5 – Método Staircase para condição 2.3.

V De acordo com a Figura I.5 a contagem dos ensaios mostra que houveram 5 eventos de falha e 8 eventos de vida infinita, conseqüentemente, o evento de menor ocorrência foi o de falha.

VI Construção Tabela I.10 de acordo com Quadro 3.2.

VII Como o evento de menor freqüência é a vida infinita então o sinal da Equação. 3.4 será (-), sendo assim o Limite médio de resistência à fadiga é $S_{em} = 370,95$ MPa.

Tabela I.10 – Tensões alternadas para evento de falha na condição 2.3.

i	Níveis de Tensão (S_i) (MPa)	N_{mf}	A_{UD}	B_{UD}
0	352,1172	1	0	0
1	366,6022	1	1	1
2	381,0872	2	4	8
3	395,5722	0	0	0
4	410,0572	1	4	16
Somatórios		5	9	25

VIII Como $C_{DP} = 1,76$, o desvio-padrão amostral foi calculado pela Equação 3.6, obtendo-se um valor de $DP_e = 41,98$ MPa.

IX O limite de resistência à fadiga foi calculado para nível de confiança de 90% , nível de confiabilidade de 95% e amostra de 5 eventos (N_{mf}), assim tem-se que $k = 3,4$ (LEE, 2005), e por conseqüência, pela Equação 3.8 tem-se $S_{e,95\%,90\%} = 228,22$ MPa.

I.6 - Condição 2.3 – Recozido ($v_c = 60$ m/min, $f = 0,25$ mm/rot e $a_p = 1,20$ mm)

Tabela I.11– Medições dos ensaios de fadiga para condição 2.3 – Recozido.

Número do corpo-de-prova	Tensão (MPa)	Número de ciclos (ciclos)	Distância fratura ao		Falha	Tempo
			Apoio (mm)	Motor (mm)		
1	366,6000	1.839.290	142,4	122,0	Sim	8h35'
2	352,1172	2.005.757	***	***	Não	9h20
3	366,6022	1.808.260	136,2	133,0	Sim	8h26'
4	352,1172	2.145.356	***	***	Não	10h
5	366,6022	1.848.670	***	***	Sim	8h37'
6	352,1172	>2.000.000	***	***	Não	10h
7	366,6022	2.232.204	131,9	137,6	Não	10h25'
8	381,0872	1.450.952	134,2	129,9	Sim	6h45'
9	366,6022	2.538.514	***	***	Não	11h50'
10	381,0872	1.643.307	134,9	124,1	Sim	7h40'
11	366,6022	1.131.793	123,0	146,9	Sim	5h17'
12	352,1172	827.115	***	***	Sim	***

Cálculo do Limite de Resistência à Fadiga para condição 2.3 – Recozido.

Método utilizado para cálculo: Staircase.

- I Limite estimado de resistência à Fadiga (Eq. 3.2): $S_e = 352,21$ MPa
- II Desvio-Padrão estimado (Eq. 3.3): $DP_e = 21,75$ MPa.
- III Incremento de tensão: $d = 14,485$ MPa.
- IV Construção da Figura I.6 conforme resultados da Tabela I.11

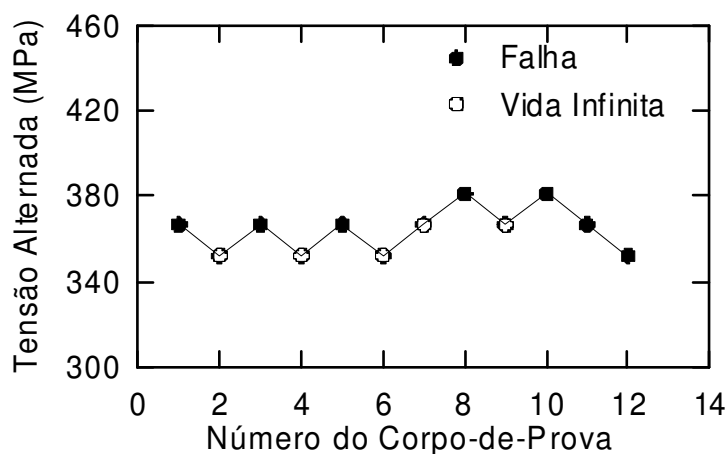


Figura I.6 – Método Staircase para condição 2.3 – Recozido

V De acordo com a Figura I.6 a contagem dos ensaios mostra que houveram 7 eventos de falha e 5 eventos de vida infinita, conseqüentemente, o evento de menor ocorrência foi o de vida infinita.

VI Construção Tabela I.12 de acordo com Quadro 3.2.

VII Como o evento de menor freqüência é a vida infinita então o sinal da Equação. 3.4 será (+), sendo assim o Limite médio de resistência à fadiga é $S_{em} = 379,64$ MPa.

Tabela I.12 – Tensões alternadas para evento de falha na condição 2.3 – Recozido.

i	Níveis de Tensão (S_i)	N_{mf}	A_{UD}	B_{UD}
0	366,6022	3	0	0
1	381,0872	2	2	2
2				
3				
4				
Somatórios		5	2	2

VIII Como $C_{DP} = 0,24$, o desvio-padrão amostral foi calculado pela Equação 3.7, obtendo-se um valor de $DP_e = 7,68$ MPa.

IX O limite de resistência à fadiga foi calculado para nível de confiança de 90% , nível de confiabilidade de 95% e amostra de 5 eventos (N_{mf}), assim tem-se que $k = 3,4$ (LEE, 2005), e por conseqüência, pela Equação 3.8 tem-se $S_{e,95\%,90\%}=353,54$ MPa.

I.7 - Condição 3.1 ($v_c = 15$ m/min, $f = 0,12$ mm/rot e $a_p = 1,20$ mm)

Tabela I.13– Medições dos ensaios de fadiga para condição 3.1.

Número do Corpo-de-Prova	Tensão (MPa)	Número de ciclos (ciclos)	Distância da fratura ao		Falha	Tempo
			Apoio (mm)	Motor (mm)		
1	381,0872	1.466.434	137,8	132,8	Sim	6h51'
2	366,6022	3.278.442	148,1	127,3	Não	15h18'
3	381,0872	2.059.015	***	***	Não	9h29'
4	395,5700	963.161	127,2	147,4	Sim	5h32'
5	381,0872	1.367.350	149,0	121,5	Sim	6h23'
6	366,6022	2.738.634	***	***	Não	12h45'
7	381,0872	2.007.555	***	***	Não	9h22'
8	395,5700	2.020.071	***	***	Não	9h24'
9	410,0572	952.450	134,8	131,4	Sim	4h27'
10	395,5700	1.521.435	148,3	122,9	Sim	7h15'
11	381,0872	1.552.871	133,8	131,2	Sim	7h15'
12	366,6022	2.000.946	***	***	Não	9h20'
13	381,0872	1.289.278	141,2	129,2	Sim	6h01'

Cálculo do Limite de Resistência à Fadiga para condição 3.1.

Método utilizado para cálculo: Staircase.

- I Limite estimado de resistência à Fadiga (Eq. 3.2): $S_e = 352,21$ MPa
- II Desvio-Padrão estimado (Eq. 3.3): $DP_e = 21,75$ MPa.
- III Incremento de tensão: $d = 14,485$ MPa.
- IV Construção da Figura I.7 conforme resultados da Tabela I.13

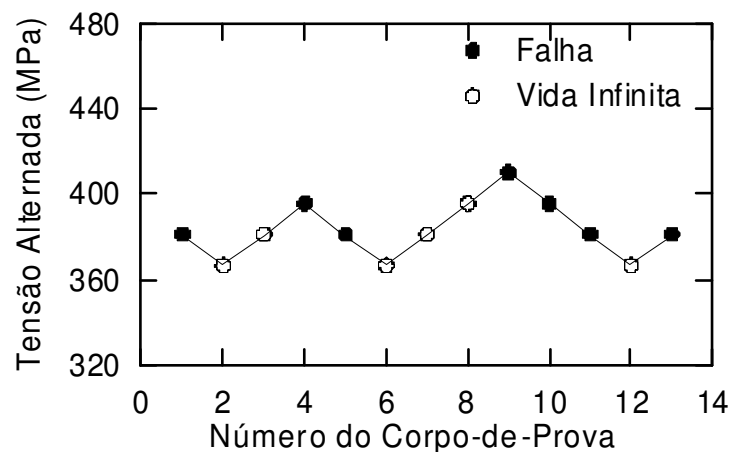


Figura I.7 – Método Staircase para condição 3.1

V De acordo com a Figura I.7 a contagem dos ensaios mostra que houveram 7 eventos de falha e 6 eventos de vida infinita, conseqüentemente, o evento de menor ocorrência foi o de vida infinita.

VI Construção Tabela I.14 de acordo com Quadro 3.2.

VII Como o evento de menor freqüência é a vida infinita então o sinal da Equação. 3.4 será (+), sendo assim o Limite médio de resistência à fadiga é $S_{em} = 383,50$ MPa.

Tabela I.14 – Tensões alternadas para evento de falha na condição 3.1.

i	Níveis de Tensão (S_i) (MPa)	N_{mf}	A_{UD}	B_{UD}
0	366,6022	3	0	0
1	381,0872	2	2	2
2	395,5722	1	2	4
3	410,0572	0	0	0
4				
Somatórios		6	4	6

VIII Como $C_{DP} = 0,55$, o desvio-padrão amostral foi calculado pela Equação 3.6, obtendo-se um valor de $DP_e = 13,72$ MPa.

IX O limite de resistência à fadiga foi calculado para nível de confiança de 90% , nível de confiabilidade de 95% e amostra de 6 eventos (N_{mf}), assim tem-se que $k = 3,091$ (LEE, 2005), e por conseqüência, pela Equação 3.8 tem-se $S_{e,95\%,90\%}=341,10$ MPa.

I.8 - Condição 3.3 ($v_c = 100$ m/min, $f = 0,12$ mm/rot e $a_p = 1,20$ mm)

Tabela I.15– Medições dos ensaios de fadiga para condição 3.3.

Número de Corpo-de- Prova	Tensão (MPa)	Número de ciclos (ciclos)	Distância da fratura ao		Falha	Tempo
			Apoio (mm)	Motor (mm)		
1	439,0272	1.534.206	146,8	124,9	Sim	7h25
2	424,5422	2.899.500	141,2	130,8	Não	13h35
3	439,0272	1.114.794	145,0	125,1	Sim	5h13
4	424,5422	1.709.261	145,6	124,6	Sim	7h58
5	410,0572	2.625.380	***	***	Não	12h14
6	424,5422	1.119.231	124,2	145,7	Sim	5h15
7	410,0572	2.166.376	132,0	139,3	Não	10h09
8	424,5422	1.417.386	148,1	122,7	Sim	6h37
9	410,0572	3.801.044	***	***	Não	17h40
10	424,5422	945.355	141,8	129,3	Sim	4h26
11	410,0572	1.994.724	134,9	136,6	Sim	9h20
12	395,5722	2.179.506	123,7	146,8	Não	10h13
13	410,0572	1.632.446	134,0	137,0	Sim	7h37
14	395,5722	2.009.006	***	****	Não	9h23
15	410,5722	1.682.354	149,9	121,1	Sim	7h53

Cálculo do Limite de Resistência à Fadiga para condição 3.3.

Método utilizado para cálculo: Staircase.

- I Limite estimado de resistência à Fadiga (Eq. 3.2): $S_e = 352,21$ MPa
- II Desvio-Padrão estimado (Eq. 3.3): $DP_e = 21,75$ MPa.
- III Incremento de tensão: $d = 14,485$ MPa.
- IV Construção da Figura I.8 conforme resultados da Tabela I.15

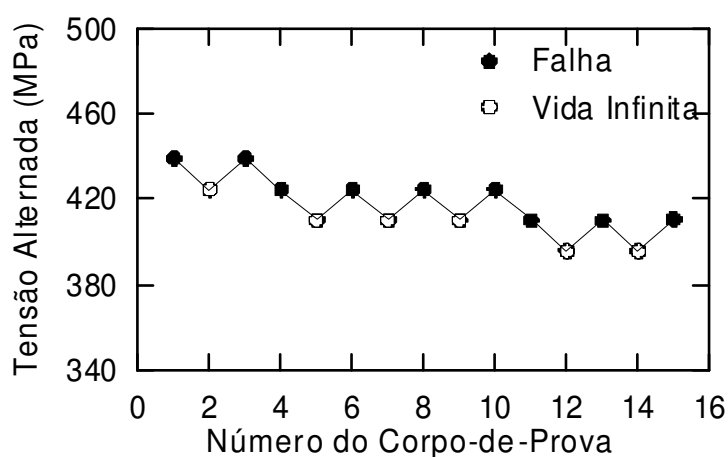


Figura I.8 – Método Staircase para condição 3.3

V De acordo com a Figura I.8 a contagem dos ensaios mostra que houveram 9 eventos de falha e 6 eventos de vida infinita, conseqüentemente, o evento de menor ocorrência foi o de vida infinita.

VI Construção Tabela I.16 de acordo com Quadro 3.2.

VII Como o evento de menor freqüência é a vida infinita então o sinal da Equação. 3.4 será (+), sendo assim o Limite médio de resistência à fadiga é $S_{em} = 414,89$ MPa.

Tabela I.16 – Tensões alternadas para evento de falha na condição 3.3.

i	Níveis de Tensão (S_i)	N_{mf}	A_{UD}	B_{UD}
0	395,5722	2	0	0
1	410,0572	3	3	3
2	424,5422	1	2	4
3	439,0272	0	0	0
4				
Somatórios		6	5	7

VIII Como $C_{DP} = 0,47$, o desvio-padrão amostral foi calculado pela Equação 3.6, obtendo-se um valor de $DP_e = 11,75$ MPa.

IX O limite de resistência à fadiga foi calculado para nível de confiança de 90% , nível de confiabilidade de 95% e amostra de 6 eventos (N_{mf}), assim tem-se que $k = 3,091$ (LEE, 2005), e por conseqüência, pela Equação 3.8 tem-se $S_{e,95\%,90\%}=378,53$ MPa.

I.9 - Condição Polido

Tabela I.17– Medições dos ensaios de fadiga para condição Polido.

Número do corpo-de-prova	Tensão (MPa)	Número de ciclos (ciclos)	Distância da fratura ao		Falha	Tempo
			Apoio (mm)	Motor (mm)		
1	424,5422	1.448.260	127,2	143,1	Sim	6h46'
2	410,0572	2.021.432	***	***	Não	9h25'
3	424,5422	1.249.064	146,6	125,1	Sim	6h'
4	410,0572	2.032.966	***	***	Não	9h29'
5	424,5422	2.120.577	141,6	127,9	Não	9h55'
6	439,0272	770.593	134,7	135,0	Sim	3h36'
7	424,5422	687.268	139,2	130,6	Sim	3h13'
8	410,0572	2.950.870	***	***	Não	13h38'
9	424,5122	1.383.786	135,9	134,3	Sim	6h29'
10	410,0572	3.535.380	139,5	131,2	Não	16h33'
11	424,5422	1.634.038	139,5	131,1	Sim	7h37'
12	410,0572	2.003.125	***	***	Não	9h22'
13	424,5422	1.887.755	129,5	141,3	Sim	8h50'
14	410,0572	555.495	128,5	143,2	Sim	2h36'
15	395,5722	1.066.326	122,7	144,3	Sim	4h59'

Cálculo do Limite de Resistência à Fadiga para condição Polidos.

Método utilizado para cálculo: Staircase.

- I Limite estimado de resistência à Fadiga (Eq. 3.2): $S_e = 352,21$ MPa
- II Desvio-Padrão estimado (Eq. 3.3): $DP_e = 21,75$ MPa.
- III Incremento de tensão: $d = 14,485$ MPa.
- IV Construção da Figura I.9 conforme resultados da Tabela I.17

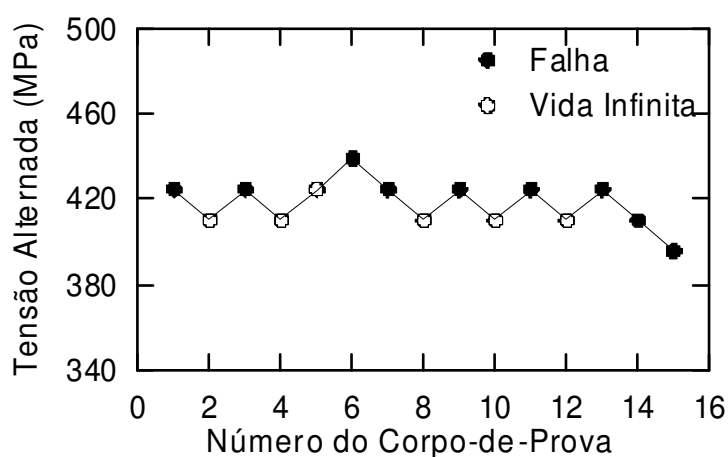


Figura I.9 – Método Staircase para condição Polidos

V De acordo com a Figura I.9 a contagem dos ensaios mostra que houveram 9 eventos de falha e 6 eventos de vida infinita, conseqüentemente, o evento de menor ocorrência foi o de vida infinita.

VI Construção Tabela I.18 de acordo com Quadro 3.2.

VII Como o evento de menor freqüência é a vida infinita então o sinal da Equação. 3.4 será (+), sendo assim o Limite médio de resistência à fadiga é $S_{em} = 419,71$ MPa.

Tabela I.18 – Tensões alternadas para evento de falha na condição Polidos.

i	Níveis de Tensão (S_i) (MPa)	N_{mf}	A_{UD}	B_{UD}
0	410,0572	5	0	0
1	424,5422	1	1	1
2				
3				
4				
Somatórios		6	1	1

VIII Como $C_{DP} = 0,13$, o desvio-padrão amostral foi calculado pela Equação 3.7, obtendo-se um valor de $DP_e = 7,68$ MPa.

IX O limite de resistência à fadiga foi calculado para nível de confiança de 90% , nível de confiabilidade de 95% e amostra de 6 eventos (N_{mf}), assim tem-se que $k = 3,091$ (LEE, 2005), e por conseqüência, pela Equação 3.8 tem-se $S_{e,95\%,90\%}=395,98$ MPa.

I.10 - Condição Polido – Recozidos

Tabela I.19– Medições dos ensaios de fadiga para condição Polido – Recozidos.

Número do corpo-de-prova	Tensão (MPa)	Número de ciclos (ciclos)	Distância da fratura ao		Falha	Tempo
			Apoio (mm)	Motor (mm)		
1	337,6322	1.111.848	142,8	128,5	Sim	5h17'
2	323,1472	2.039.898	***	***	Não	9h31'
3	337,6322	5.449.357	134,5	134,8	Não	25h26'
4	352,1172	1.289.251	136,5	133,2	Sim	6h'
5	337,6322	2.019.530	143,2	127,3	Não	9h25'
6	352,1172	1.053.343	141,2	129,8	Sim	4h55'
7	337,6322	2.003.244	***	***	Não	9h20'
8	352,1172	1.336.343	147,5	126,4	Sim	6h14'
9	337,6322	1.616.533	142,5	128,5	Sim	7h32'
10	323,1472	2.014.754	***	***	Não	9h24'
11	337,6322	1.645.389	147,8	126,5	Sim	7h40'
12	323,1472	3.060.057	***	***	Não	14h15'
13	337,6322	2.045.038	138,5	132,5	Não	9h32'
14	352,1172	2.133.753	***	***	Não	9h59'
15	366,6022	1.565.340	135,3	135,6	Sim	7h18'

Cálculo do Limite de Resistência à Fadiga para condição Polidos – Recozidos.

Método utilizado para cálculo: Staircase.

- I Limite estimado de resistência à Fadiga (Eq. 3.2): $S_e = 352,21$ MPa
- II Desvio-Padrão estimado (Eq. 3.3): $DP_e = 21,75$ MPa.
- III Incremento de tensão: $d = 14,485$ MPa.
- IV Construção da Figura I.10 conforme resultados da Tabela I.19

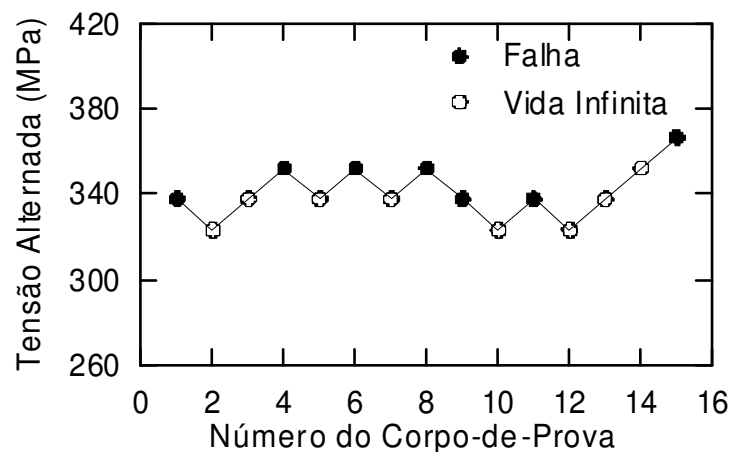


Figura I.10 – Método Staircase para condição Polidos – Recozidos.

V De acordo com a Figura I.10 a contagem dos ensaios mostra que houveram 7 eventos de falha e 8 eventos de vida infinita, conseqüentemente, o evento de menor ocorrência foi o de falha.

VI Construção Tabela I.20 de acordo com Quadro 3.2.

VII Como o evento de menor freqüência é a falha então o sinal da Equação. 3.4 será (-), sendo assim o Limite médio de resistência à fadiga é $S_{em} = 340,74$ MPa.

Tabela I.20 – Tensões alternadas para evento de falha na condição Polidos – Recozidos.

i	Níveis de Tensão (S_i) (MPa)	N_{mf}	A_{UD}	B_{UD}
0	337,6322	3	0	0
1	352,1172	3	3	3
2	366,5022	1	2	4
3				
4				
Somatórios		7	5	7

VIII Como $C_{DP} = 0,50$, o desvio-padrão amostral foi calculado pela Equação 3.7, obtendo-se um valor de $DP_e = 12,17$ MPa.

IX O limite de resistência à fadiga foi calculado para nível de confiança de 90% , nível de confiabilidade de 95% e amostra de 7 eventos (N_{mf}), assim tem-se que $k = 2,894$ (LEE, 2005), e por conseqüência, pela Equação 3.8 tem-se $S_{e,95\%,90\%}=305,51$ MPa.