

CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

METODOLOGIA VIA REDES NEURAIS PARA A ESTIMATIVA

DA RUGOSIDADE E DO DESGASTE DE FERRAMENTAS DE CORTE

NO PROCESSO DE FRESAMENTO FRONTAL

Tese apresentada

À Universidade Federal de Uberlândia por:

ANDRÉ LUIS BELONI DOS SANTOS

Como parte dos requisitos para obtenção do título de Doutor em

Engenharia Mecânica

Aprovada por:

Prof. Dr. Marcus Antônio Viana Duarte – (UFU) – Orientador
Prof. Dr. Carlos Roberto Ribeiro – (UFU)
Prof. Dr. Marcos Moraes de Sousa – (UFU)
Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz – (UNICAMP)
Prof. Ph.D. Alexandre Mendes Abrão – (UFMG)

Uberlândia, 30 de Março de 2001

**METODOLOGIA VIA REDES NEURAIIS PARA A ESTIMATIVA
DA RUGOSIDADE E DO DESGASTE DE FERRAMENTAS DE CORTE
NO PROCESSO DE FRESAMENTO FRONTAL**

ANDRÉ LUIS BELONI DOS SANTOS

Professores orientadores:

**Prof. Dr. Marcus Antônio Viana Duarte – (UFU) – Orientador
Prof. Ph.D. Álisson Rocha Machado – (UFU) – Co-orientador**

À minha esposa, Cleide, pelo carinho e compreensão.

À minha filha, Paola.

Aos meus pais, Teresa e Luiz Adão, de quem me orgulho tanto.

Aos meus irmãos, Adriano e Rogério.

Ao Professor Dr. Marcus A. V. Duarte, pelo incentivo, confiança e principalmente por considerar-me um amigo.

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. Álisson R. Machado, pela orientação e suporte técnico recebidos.

Ao Prof. Dr. Marcos Moraes de Sousa, pelo auxílio e colaboração durante a montagem dos equipamentos e realização dos ensaios experimentais.

Ao Prof. Dr. Carlos Roberto Ribeiro, pela ajuda e atenção dispensadas no decorrer do trabalho.

À Faculdade de Engenharia Mecânica e Coordenação do Curso de Pós-Graduação, pela oportunidade de realização desse trabalho.

Aos Professores do curso de pós-graduação, pelos conhecimentos transmitidos.

Aos inúmeros amigos que adquiri e que sempre me ajudaram e incentivaram, especialmente os doutorandos Anderson Clayton de Melo e Sebastião Simões Jr.

Aos colegas da Oficina Mecânica da FEMEC – UFU, pela colaboração e atenção dedicadas.

Ao técnico Benedito dos Reis Caetano, pelo incentivo e companheirismo, sempre.

Ao técnico Reginaldo F. de Souza, pelo apoio na realização dos ensaios experimentais.

À Villares S/A – Usina Anhanguera, pela doação do material de trabalho.

À Fapemig e CNPq, pelo apoio financeiro.

A todos que de alguma forma contribuíram para a realização deste trabalho.

A Deus, por tornar tudo isso possível.

**METODOLOGIA VIA REDES NEURAIS PARA A ESTIMATIVA
DA RUGOSIDADE E DO DESGASTE DE FERRAMENTAS DE CORTE
NO PROCESSO DE FRESAMENTO FRONTAL**

SUMÁRIO

LISTA DE SÍMBOLOS.....	xvii
RESUMO.....	xxi
ABSTRACT.....	xxii
I - INTRODUÇÃO.....	1
II - O PROCESSO DE FRESAMENTO.....	5
2.1 – Considerações Gerais.....	5
2.2 - Métodos de Fresamento.....	6
2.2.1 - Fresamento Tangencial.....	6
2.2.2 - Fresamento Frontal.....	8
2.2.3 - Fresamento Misto.....	9
2.3 - Nomenclatura de uma Ferramenta para Fresamento: Relação Geométrica Entre a Ferramenta e o Material de Trabalho.....	10
2.3.1 - Geometria de Corte.....	10
2.3.2 - Fresas com Geometria de Pastilha Duplo-Negativa.....	15
2.3.3 - Fresas com Geometria de Pastilha Duplo-Positiva.....	16
2.3.4 - Fresas com Geometria de Pastilha Positiva-Negativa.....	17
2.4 - Considerações Sobre o Efeito do Número de Dentes da Fresa no Corte.....	17

2.5 - Fresamento Convencional e Fresamento com Movimento Discordante.....	20
2.6 - Considerações Sobre a Influência do Posicionamento Fresa-Peça no Corte.....	23
2.6.1 - Influência do Posicionamento Relativo Fresa-Peça na Forma de Entrada e Saída da Ferramenta da Peça.....	24
2.6.2 - Influência do Posicionamento Relativo Fresa-Peça no Comprimento de Corte.....	26
2.6.3 - Influência do Posicionamento Relativo Fresa-Peça na Quantidade de Arestas Simultaneamente no Corte.....	26
2.6.4 - Influência do Posicionamento Relativo Fresa-Peça nas Forças de Corte.....	27
2.6.5 - Influência do Posicionamento Relativo Fresa-Peça na Espessura do Cavaco.....	28
2.6.6 - Influência do Posicionamento Relativo Fresa-Peça na Usinagem a uma Dada Largura de Corte " a_e "	31
2.7 - Considerações Sobre Vibrações no Processo de Fresamento.....	32
2.8 - Considerações Sobre a Temperatura de Corte no Fresamento.....	33
2.9 – Considerações Sobre Integridade de uma Superfície Usinada.....	38
2.9.1 - Acabamento Superficial.....	39
2.9.2 - Modelos Teóricos para a Estimativa da Rugosidade em Superfícies Fresadas.....	42
2.9.3 - Considerações Sobre os Principais Fatores que Afetam a Rugosidade de uma Superfície Fresada.....	46
III - CONSIDERAÇÕES SOBRE DESGASTE E VIDA DE FERRAMENTAS DE CORTE NO PROCESSO DE FRESAMENTO.....	55
3.1 - Avarias nas Ferramentas de Corte Durante o Fresamento.....	55
3.2 - Efeitos Térmicos e Geração de Trincas no Processo de Corte Interrompido.....	56
3.3 - Falhas Geradas na Saída da Ferramenta da Peça.....	61
3.4 - Mecanismos de Desgaste.....	63

3.4.1- Deformação Plástica Superficial por Cisalhamento	
a Altas Temperaturas.....	63
3.4.2 - Deformação Plástica Devido a Tensões de Compressão.....	64
3.4.3 - Desgaste por Difusão.....	64
3.4.4 - Desgaste por Aderência e Arrastamento.....	66
3.4.5 - Desgaste Abrasivo.....	68
3.4.6 - Desgaste de Entalhe.....	69
3.5 - Formas de Desgaste.....	69
3.5.1 - Desgaste de Cratera.....	70
3.5.2 - Desgaste de Entalhe.....	71
3.5.3 - Desgaste de Flanco.....	71
3.6 - Vida da Ferramenta de Corte.....	72
3.7 - Critérios de Fim de Vida.....	73
IV - INTRODUÇÃO AO ESTUDO DE REDES NEURAIS.....	75
4.1 - Um Breve Histórico.....	76
4.2 - Modelo Genérico de um Neurônio.....	78
4.3 - Funções de Ativação.....	79
4.3.1 - Função Linear.....	80
4.3.2 - Função Sigmoidal.....	81
4.4 - Topologia de Redes.....	82
4.4.1 - Rede <i>Feedforward</i> Monocamada.....	83
4.4.2 - Rede <i>Feedforward</i> Multicamadas.....	84
4.4.3 - Redes Recorrentes.....	85
4.5 - Procedimento de Aprendizado de uma Rede Neural.....	86
4.5.1 - Aprendizado Supervisionado.....	86
4.5.2 - Aprendizado Não Supervisionado.....	88

4.6 - O Método <i>backpropagation</i>	88
4.7 - <i>Underfitting</i> e <i>Overfitting</i>	89
V - PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....	91
5.1 - Materiais e Equipamentos Utilizados.....	92
5.1.1 - Medição dos sinais de Vibração do Sistema	
Máquina/Peça/Ferramenta Durante o Corte.....	95
5.1.2 - Medição dos Valores de Potência Efetiva de Corte.....	97
5.2 - Realização dos Ensaios de Vida das Ferramentas Relativo à 1ª Etapa	
de Ensaios Experimentais.....	98
5.3 - 2ª Etapa – Ensaios Complementares.....	103
VI - ANÁLISE QUALITATIVA PARA O ESTUDO DA TENDÊNCIA DE COMPORTAMENTO	
ENTRE AS DIFERENTES VARIÁVEIS ENVOLVIDAS NO PROCESSO	
DE FRESAMENTO.....	154
6.1 - Análise da Tendência de Comportamento do Parâmetro Potência de corte.....	105
6.1.1 - Dados Relativos à 1ª Etapa de Ensaios: Ensaios de fim de Vida.....	105
6.1.2 - Dados Relativos à 2ª Etapa de Ensaios: Ensaios Aleatórios.....	111
6.2 - Análise da Tendência de Comportamento do Parâmetro Rugosidade “Ra”.....	114
6.2.1 - Dados Relativos à 1ª Etapa de Ensaios: Ensaios de fim de Vida.....	114
6.2.2 - Dados Relativos à 2ª Etapa de Ensaios: Ensaios Aleatórios.....	116
6.3 - Análise da Tendência de Comportamento do Parâmetro Desgaste de Flanco	
Máximo da Ferramenta.....	118
6.3.1 - Dados Relativos à 1ª Etapa de Ensaios: Ensaios de fim de Vida.....	118
6.3.2 - Dados Relativos à 2ª Etapa de Ensaios: Ensaios Aleatórios.....	120
6.4 - Análise da Tendência de Comportamento das Amplitudes dos Sinais de Vibração	
em Função do Desgaste de Flanco da Ferramenta “VB _{Bmax} ”.....	124
6.4.1 - Dados Relativos à 1ª Etapa de Ensaios: Ensaios de fim de Vida.....	124

6.4.2 - Dados Relativos à 2ª Etapa de Ensaios: Ensaios Aleatórios.....	131
6.5 - Análise da Tendência de Comportamento das Amplitudes dos Sinais de Vibração em Função da Rugosidade “Ra”	133
6.5.1 - Dados Relativos à 1ª Etapa de Ensaios: Ensaios de fim de Vida.....	133
6.5.2 - Dados Relativos à 2ª Etapa de Ensaios: Ensaios Aleatórios.....	141
VII - PROCEDIMENTO DE REDES NEURAIS PARA A ESTIMATIVA DO DESGASTE DA FERRAMENTA “VB_{Bmax}” E DA RUGOSIDADE “Ra”	143
7.1 - Treinamento da Rede Neural: Dados Relativos à 1ª Etapa de Ensaios Experimentais - Ensaios de Fim de Vida.....	143
7.1.1 - Estimativa dos Valores de Desgaste das Ferramentas “VB _{Bmax} ”	144
7.1.2 - Estimativa dos Valores de Rugosidade “Ra”	151
7.1.3 - Procedimento de Análise de Sensibilidade dos Parâmetros Estudados.....	157
7.2 - Treinamento da Rede Neural: Dados Relativos à 2ª Etapa de Ensaios Experimentais - Ensaios Aleatórios.....	164
7.2.1 - Estimativa dos Valores de Desgaste das Ferramentas VB _{Bmax}	164
7.2.2 - Estimativa dos Valores de Rugosidade Ra.....	165
VIII - CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	169
IX - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	171
ANEXO I - CERTIFICADO DE COMPOSIÇÃO QUÍMICA E DE DUREZA MÉDIA BRINELL (HB) DO AÇO ABNT 1045.....	183
ANEXO II - ARQUIVOS DE DADOS DOS ENSAIOS EXPERIMENTAIS.....	185

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras Latinas

A_{α}	Superfície de folga da ferramenta [mm^2]
a_e	Largura de corte [mm]
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	American Iron and Steel Institute
a_p	Profundidade de corte [mm]
APC	Aresta postiça de corte
b	Polarização ou 'bias'
$^{\circ}\text{C}$	Graus Celsius
C	Ângulo de posição principal
Co	Elemento químico cobalto
D	Ângulo de posição secundário
D	Diâmetro da fresa [mm]
e_i	i-ésimo elemento de processamento ou neurônio 'e'
$f(x)$	Função de ativação
FRFs	Funções resposta em frequência
f_t	Força de corte tangencial resultante [N]
f_{ti}	Componente da força de corte tangencial na direção "i" [N]
f_z	Avanço por dente da fresa [mm/rotação/dente]
h	Espessura máxima do cavaco [mm]
H	R_{max}
h'	Espessura do cavaco deformado
HB	Dureza Brinnell
h_m	Espessura média do cavaco [mm]
j	Distância de ajustagem [mm]
L	Largura fresada [mm]
MEV	Microscópio eletrônico de varredura
n	Número de parâmetros de entrada
net	Soma ponderada das entradas
PCBN	Nitreto cúbico de boro policristalino
P_f	Plano admitido de trabalho
Pot.	Potência de corte [W]

P_p	Plano dorsal da ferramenta
P_r	Plano de referência da ferramenta
P_s	Plano de corte da ferramenta
R	Raio da fresa [mm]
R_a	Rugosidade aritmética média em um comprimento de medição 'L' [μm]
R_{max}	Rugosidade máxima [μm]
r_n	Raio de ponta da ferramenta de corte [mm]
S	Direção relativa de avanço da mesa de trabalho
S_j	j-ésimo elemento de processamento ou neurônio 's'
T_{ac}	Tempo de corte ativo
TiC	Carboneto de titânio
TiN	Nitreto de titânio
$V.M.R.$	Volume de material removido
VB_{Bmax}	Desgaste de flanco máximo da ferramenta [mm]
v_c	Velocidade de corte [m/s]
V_{ib}	Vibração
w_{jk}	Peso que conecta o neurônio 'j' ao neurônio 'k'
x	Posicionamento da mesa de trabalho em relação ao eixo porta fresas
x_i	I-ésima posição 'x'

Letras Gregas

ϕ	Ângulo de cisalhamento
ϕ	Arco gerado pela fresa na peça
α	Constante que regula a magnificação do elemento de processamento
α	Ferro na fase alotrópica alfa (ferrita)
α	Fator de amortecimento ou momentum
γ	Ferro na fase alotrópica gama (austenita)
ε	Erro [%]
η	Rotação da fresa [rpm]
η	Taxa de aprendizagem
γ_f	Ângulo de saída radial
γ_o	Ângulo de saída efetivo da ferramenta
γ_p	Ângulo de saída axial

χ_r	Ângulo de posição principal da ferramenta
χ_r'	Ângulo de posição secundário da ferramenta
λ_s	Ângulo de inclinação da ferramenta

Dos Santos, A.L.B., 2001, “Metodologia Via Redes Neurais para a Estimativa da Rugosidade e do Desgaste de Ferramentas de Corte no Processo de Fresamento Frontal”, Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, 205 pags., Uberlândia, MG.

Resumo

No processo de fresamento, onde o comportamento dinâmico do conjunto ferramenta-peça-máquina é particularmente mais complexo devido a descontinuidade do corte e ao grande número de variáveis envolvidas, torna-se muito difícil estabelecer um modelo que relacione o comportamento do acabamento da superfície usinada e o desgaste das ferramentas de corte com a variação dos parâmetros de usinagem. Para contornar este problema, este trabalho apresenta um procedimento baseado em redes neurais com o objetivo de determinar uma relação experimental entre o acabamento superficial (através da determinação da rugosidade R_a [μm]), e o desgaste das ferramentas (através do desgaste de flanco máximo $VB_{B_{\max}}$ [mm]), com alguns dos principais parâmetros de corte: velocidade de corte, avanço por dente, profundidade de corte, comprimento em balanço da fresa, potência efetiva de corte, nível de vibração (medida no mancal inferior do eixo porta fresas e na mesa de trabalho da fresadora), e deslocamento da mesa de trabalho em relação à fresa. A escolha do procedimento de redes neurais foi motivada por ser uma técnica que vem sendo utilizada com sucesso na modelagem de sistemas altamente não lineares e com um grande número de variáveis não correlacionadas. Para a realização e certificação da metodologia proposta, o trabalho experimental envolveu o fresamento frontal de barras de aço ABNT 1045, com ferramentas revestidas de metal duro, em duas séries distintas de ensaios na máquina fresadora. Os valores obtidos foram utilizados no treinamento da rede neural, para determinação dos modelos, e na realização de uma análise de sensibilidade, para se verificar os parâmetros mais influentes no procedimento de treinamento realizado para estimar o acabamento superficial (R_a), e o desgaste das ferramentas de corte ($VB_{B_{\max}}$). Os resultados mostraram que a metodologia de redes neurais utilizada proporcionou a estimativa de valores de rugosidade e desgaste das ferramentas no processo de fresamento frontal com elevada confiabilidade e baixo erro, a partir de um número de ensaios relativamente pequeno.

Palavras-chave: Fresamento, Desgaste da ferramenta de corte, Acabamento superficial, Redes neurais artificiais, Modelamento.

Dos Santos, A.L.B., 2001, "Neural Network Methodology for Estimation of Surface Roughness and Tool Wear in the Face Milling Process", Ph.D. Thesis, Federal University of Uberlândia, 205 pags., Uberlândia, MG.

Abstract

In milling processes where the dynamic behavior of the cutting tool/workpiece/machine tool system is particularly complex due to the discontinuity of the cutting operation and the large amount of variables involved, it becomes very difficult to establish a model correlating surface finish and tool wear to some of the main machining parameters. The present work proposes a neural network based procedure aiming the determination of an experimental relationship between surface finish (through the roughness R_a [μm]) and tool wear (through the maximum flank wear $VB_{B_{\max}}$ [mm]), with some of the main cutting parameters: cutting speed, feed per tooth, depth of cut, hanging length of the cutter, power consumption, vibration level (measured both at the inferior bearing of the tool holder axis and at the work table of the machine), and position of the work table in relation to the milling tool. The choice of the neural network procedure was motivated by the satisfactory results showed by this technique when estimating and modeling nonlinear systems with many non-correlated variables.

For the application and validation of the proposed methodology, face milling tests with ABNT 1045 steel bars and coated cemented carbide were carried out. The tests were used to train a neural network, and in the realization of a global sensitivity analysis to establish the influence of the studied parameters on the surface finish (R_a) and tool wear ($VB_{B_{\max}}$). The results showed that neural network is a promising technique to estimate the surface roughness and tool wear in face milling process.

Keywords: Milling process, Tool wear, Surface finish, Artificial neural networks, Modeling.

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

A evolução dos processos de fabricação, com exigências cada vez maiores de equipamentos e ferramental de corte, tem se tornado uma preocupação cultural na moderna engenharia de processo.

Com o processo de globalização vivido nos últimos anos, as empresas do setor produtivo tem sido submetidas a uma competição quase sem limites pelo mercado consumidor. Como consequência disto, a concentração de esforços na busca de maior produtividade e qualidade dos produtos, a custos reduzidos, tem imposto às empresas uma necessidade constante na busca pelo modelamento e otimização do processo produtivo.

Apesar das ferramentas representarem apenas uma pequena parcela do custo no processo de usinagem, a otimização do tempo de vida das ferramentas passou a assumir grande importância devido aos custos indiretos, principalmente, devido ao fato de que numa economia globalizada, valores tão *insignificantes* quanto 1% de economia poderem representar o sucesso ou o fracasso de um empreendimento (Gennari, 1994).

De posse de um modelo confiável para o fim de vida da ferramenta é possível otimizar os parâmetros de usinagem (da Silva, 1994), minimizar estoques, paradas de máquinas e reduzir o risco de falhas das ferramentas, que muitas vezes pode comprometer e até inutilizar o trabalho realizado.

Neste contexto, o setor de usinagem dos metais tem observado uma grande evolução. Entretanto, devido a complexidade e principalmente ao grande número de variáveis envolvidas no processo, pode-se afirmar que ainda não existe um modelo matemático confiável que possa equacionar de forma completa este problema, pelo menos a nível de aplicação industrial.

As primeiras pesquisas neste sentido se baseavam no estudo de modelos analíticos que dependiam de uma grande quantidade de dados experimentais. O grande número de variáveis envolvidas e a complexidade dos processos de usinagem, geravam dificuldades que comprometiam a confiabilidade de tais modelos.

Com o aperfeiçoamento das técnicas de pesquisa, e principalmente em processos de corte contínuos, como por exemplo no torneamento e na furação, já é possível estimar o fim de vida, assim como a rugosidade de uma superfície usinada com razoável confiabilidade. Vários são os trabalhos que estabelecem um modelo de comportamento do acabamento superficial e

do desgaste de ferramentas em relação aos principais parâmetros de corte para esses processos de usinagem.

A equação de Taylor e suas variantes são, por tradição, um dos modelos mais adotados no modelamento dos parâmetros envolvidos nos processos de corte. Para o processo de corte contínuo, as equações de Taylor têm conduzido a bons resultados, porém, o elevado número de ensaios necessários para a determinação dos coeficientes da equação, com razoável confiabilidade, praticamente inviabiliza sua utilização como técnica de monitoramento.

Em processos de corte descontínuos, no entanto, em razão das características inerentes ao processo, torna-se particularmente mais difícil estabelecer um modelo similar. Em processos de fresamento, erros da ordem de até 40% na previsão da vida da ferramenta tem sido observados utilizando-se o modelo de Taylor (dos Santos, 1996; Lourenço, 1996; Vieira, 1997).

A variação da geometria do sistema devido ao deslocamento da mesa de trabalho e do eixo porta fresa pode alterar significativamente as frequências naturais e os fatores de amortecimento modal do sistema, alterando de maneira significativa as funções resposta em frequência e, conseqüentemente, a relação entre o desgaste das ferramentas e os valores dos níveis de vibração medidos na estrutura da máquina (Sousa, 1998).

No fresamento, o comportamento dinâmico do conjunto ferramenta/peça/máquina durante o corte, depende de muitos fatores que devem ser considerados, uma vez que a variação das forças de corte com o tempo pode resultar em níveis de vibração não aceitáveis. A própria condição da máquina ferramenta e a sua rigidez podem afetar a qualidade da superfície usinada. Uma pequena folga no mecanismo de avanço, ou mesmo uma fundação mal projetada, podem originar níveis de vibração que comprometam o resultado da operação, incluindo a vida da ferramenta.

Com o advento dos discriminadores inteligentes (Rangwala et al., 1987; Dornfeld, 1990; Monostori, 1993), um grande número de pesquisadores passou a obter excelentes resultados com a utilização de técnicas de inteligência artificial para o monitoramento e modelamento de sistemas altamente não lineares, como é o caso dos processos de corte, de difícil solução em computadores digitais.

Sendo assim, face as dificuldades de obtenção na literatura de um modelo que relacionasse o acabamento superficial e o desgaste das ferramentas de corte com as variáveis do processo, este trabalho utiliza uma metodologia via redes neurais para o estabelecimento de uma relação entre alguns dos principais parâmetros de corte e sua influência no acabamento superficial da peça usinada e no desgaste das ferramentas de corte. Os parâmetros estudados neste trabalho foram: velocidade de corte " v_c ", avanço por dente " f_z ", profundidade de corte " a_p ", comprimento em balanço do eixo porta fresa " z ", posicionamento

“x” da mesa em relação a fresa, potência efetiva de corte “Pot” e vibração “Vib”, adquirida por acelerômetros instalados no mancal inferior do eixo principal da máquina ferramenta e na parte anterior da mesa de trabalho da fresadora. A escolha dos pontos de fixação dos acelerômetros foi feita em função de uma análise de sensibilidade realizada por Sousa (1998).

Pode-se relacionar uma quantidade muito grande de fatores que afetam de alguma forma o acabamento e o desgaste da ferramenta durante uma operação de fresamento. A escolha dos parâmetros e variáveis de corte considerados neste trabalho teve como critério o fato de serem esses, na visão do autor, os principais responsáveis a influenciar o acabamento de uma superfície usinada e por fazer acelerar os mecanismos de desgaste das ferramentas.

A escolha da potência de corte, especificamente, como um dos parâmetros de estudo foi motivada por estabelecer um comportamento já conhecido em relação à sua variação e as consequências para o acabamento e o desgaste da ferramenta.

O presente trabalho será desenvolvido de acordo com a seguinte cronologia: O Capítulo 2 apresenta uma revisão geral sobre o processo de fresamento. Discorre sobre os métodos utilizados e suas aplicações, as relações geométricas entre a ferramenta e o material de trabalho, as principais considerações relativas ao posicionamento fresa-peça no corte, assim como sobre a influência da temperatura e de vibrações no processo de usinagem por fresamento. Apresenta ainda uma descrição sucinta sobre integridade superficial, ressaltando alguns modelos teóricos para a estimativa da rugosidade e os principais fatores que afetam o acabamento de uma superfície usinada.

No Capítulo 3, serão abordados conceitos e considerações a respeito da vida das ferramentas de corte em um processo de fresamento, ressaltando as formas e mecanismos de desgaste inerentes ao processo, os principais fenômenos responsáveis por avarias nas ferramentas, assim como os critérios de fim de vida utilizados para mensurar os desgastes ocorridos nas pastilhas durante o corte.

O Capítulo 4 faz uma introdução ao estudo das redes neurais artificiais, apresentando inicialmente um breve histórico a respeito da metodologia utilizada no trabalho para correlacionar as principais variáveis do processo de fresamento com o desgaste da ferramenta e o acabamento de uma superfície usinada. Descreve também o conceito relativo a um neurônio genérico de uma rede neural, as principais funções de ativação, o procedimento de treinamento e aprendizado de uma rede, assim como as principais variáveis que determinam a arquitetura de uma rede neural.

O Capítulo 5 descreve todo procedimento experimental realizado, o material de trabalho, ferramental e equipamentos utilizados, bem como a metodologia empregada para a determinação das condições de corte empregadas, realização dos ensaios e medição dos valores obtidos.

No Capítulo 6 são apresentados e analisados os resultados relativos às duas séries de ensaios experimentais realizados: a primeira decorrente do ensaio de fim de vida de doze condições de corte geradas por um programa de otimização, e a segunda, realizada a partir de um conjunto gerado com 82 condições de corte aleatórias. Um procedimento de análise gráfica qualitativa é apresentado para o estudo da tendência de comportamento da rugosidade R_a e do desgaste $VB_{B_{max}}$, com as diferentes variáveis envolvidas no processo de fresamento.

O Capítulo 7 descreve o procedimento empregado para o treinamento das redes neurais e apresenta os resultados do ajuste decorrente do modelamento do desgaste das ferramentas de corte e da rugosidade R_a realizados. Também apresenta um procedimento de análise de sensibilidade para a determinação das variáveis e parâmetros de corte mais influentes no modelamento do desgaste $VB_{B_{max}}$ e na rugosidade R_a .

O Capítulo 8 apresenta as conclusões a respeito da metodologia de redes neurais proposta neste trabalho para a estimativa da rugosidade R_a e do desgaste das ferramentas de corte no processo de fresamento, e faz algumas sugestões para trabalhos futuros.

No Capítulo 9 são apresentadas as referências bibliográficas consultadas.

O avanço tecnológico das máquinas ferramentas e ferramentais de corte tem exigido cada vez mais o monitoramento dos parâmetros e o modelamento dos processos de manufatura. Neste contexto, a aplicação da técnica de redes neurais tem demonstrado ser eficiente na estimação e otimização de parâmetros, possibilitando o modelamento de fenômenos complexos, como o fresamento, com boa confiabilidade e a partir de um número reduzido de ensaios experimentais.

Em uma economia tão competitiva, um modelo confiável, que estime, por exemplo, as condições de rugosidade de uma superfície usinada, ou o desgaste das ferramentas de corte, e que permita com isso otimizar os parâmetros de usinagem, minimizar os estoques, diminuir os tempos de parada de máquinas, comparar desempenho de ferramentas e procedimentos de fabricação, pode significar o diferencial para o sucesso de um empreendimento.

CAPÍTULO II

O PROCESSO DE FRESAMENTO

2.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS

O processo de usinagem por fresamento se apresenta como um dos mais importantes dentre os processos de fabricação em geral. Superfícies irregulares não planas e de não revolução somente podem ser geradas por fresamento, uma vez que a peça e a ferramenta de corte se movem em mais de uma direção de maneiras independentes.

Segundo Ferraresi (1977), a operação de fresamento pode ser definida como um processo mecânico de usinagem destinado à obtenção de superfícies quaisquer, onde o material é removido pela rotação de ferramentas geralmente multi-cortantes, denominadas fresas, sendo que cada “dente” remove uma pequena quantidade de material em cada revolução. A ação de avanço, normalmente, é conferida pela mesa de trabalho, onde é fixada a peça a ser usinada.

Há uma grande variedade de formas e tipos de fresas para cada aplicação. Fresas mono-cortantes são de rara utilização, sendo que normalmente são utilizadas fresas variando de três até, em casos excepcionais, cem ou mais dentes.

As principais características que diferenciam o processo de fresamento em relação aos outros processos de usinagem são:

- as interrupções no corte que ocorrem na entrada e saída dos dentes da ferramenta na peça;
- o pequeno tamanho relativo dos cavacos gerados no corte;
- a variação na espessura de cada cavaco gerado;

Um estudo mais profundo sobre as características do processo de fresamento, dos métodos de fresamento mais importantes, dos tipos e mecanismos de desgaste verificados nas ferramentas durante o corte, assim como da influência das condições e parâmetros de usinagem no acabamento superficial serão vistos mais adiante.

2.2 MÉTODOS DE FRESAMENTO

Metal's Handbook (1989), classifica os principais métodos de fresamento da seguinte maneira: fresamento tangencial (*"peripheral milling"*), fresamento frontal (*"face milling"*) e fresamento misto (*"end milling"*), que pode ser considerado uma combinação dos dois métodos anteriores. Cada método de fresamento é determinado em função do tipo de fresa utilizada e da disposição do eixo de rotação da ferramenta em relação à superfície que está sendo fresada. A Figura 2.1 mostra os tipos de fresas mais utilizadas, cujos termos servem para designar o método de fresamento ao qual são aplicadas. A Figura 2.2 é uma representação esquemática dos métodos de fresamento tangencial, frontal e misto, ilustrando a variedade de superfícies que podem ser geradas.

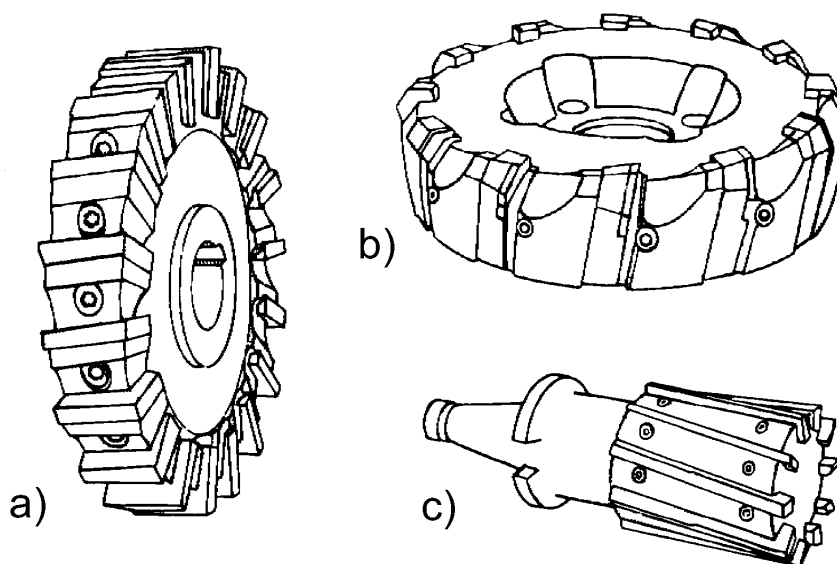


Figura 2.1 – Tipos de fresas mais comumente utilizadas e que caracterizam os principais métodos de fresamento: a) Fresa tangencial ou de disco; b) Fresa frontal; c) Fresa de topo ou mista [Metal's Handbook, 1989].

2.2.1 Fresamento tangencial

É um método de geração de superfície onde o corte é feito por uma ferramenta cujos dentes estão dispostos na sua periferia, e que tem o eixo paralelo à superfície fresada. No fresamento tangencial mais comum, a ação de corte é feita apenas pela parte periférica da fresa, embora em muitas aplicações, como por exemplo na execução de um rasgo ou ranhura, sejam utilizadas ferramentas com ação de corte também nos seus lados.

As ferramentas para fresamento tangencial, usualmente conhecidas como fresas de disco, são normalmente utilizadas em máquinas fresadoras universais e montadas horizontalmente no eixo haste da máquina, sendo fixadas por meio de espaçadores e porcas. Para fresas maiores em usinagens de maior porte, onde as forças de corte são grandes, são utilizadas chavetas para a fixação da ferramenta, além de suportes de apoio aos mancais da haste, de modo a reduzir as vibrações decorrentes da entrada intermitente da ferramenta na peça.

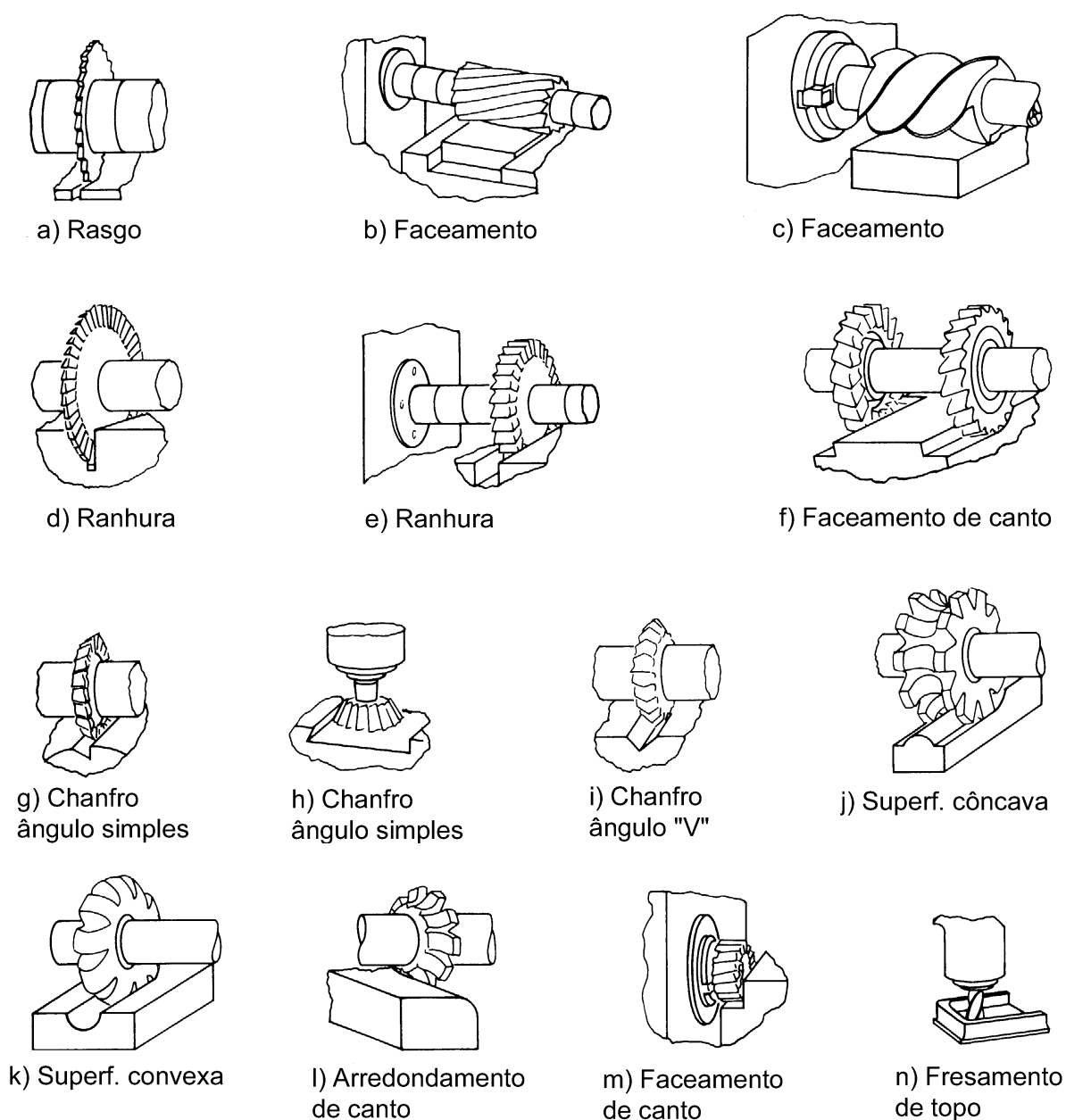


Figura 2.2 – Representação esquemática dos métodos de fresamento tangencial, frontal e misto [Metal's Handbook, 1989].

O fresamento tangencial pode ser utilizado em um grande número de operações de corte, tais como: na remoção de material em superfícies simples planas, no corte de rasgos de chaveta, na confecção de rasgos profundos, para o fresamento de superfícies curvas, em superfícies apresentando dois ou mais ângulos e superfícies de formas complexas.

Existem três tipos básicos de fresas de disco: com dois cortes, para fresar uma parede lateral (esquerda ou direita) e o fundo de um canal (Figura 2.2f); com três cortes, para fresar duas laterais e o fundo do canal ao mesmo tempo (Figuras 2.2d e 2.2e), e as fresas denominadas “*slitting cutters*” (Figura 2.2a), que são fresas utilizadas para cortar, ranhurar ou abrir canais estreitos.

De um modo geral, este método de fresamento proporciona melhor acuracidade dimensional quando comparado ao fresamento misto, pois o desgaste resultante do corte é distribuído por um maior número de dentes da fresa, além de proporcionar maior rigidez durante a operação de corte.

2.2.2 Fresamento frontal

Este método de fresamento é característico da usinagem de superfícies planas, onde a fresa apresenta dentes na sua superfície frontal e cujo eixo é perpendicular à superfície que está sendo gerada.

Os cortes em fresamento frontal são profundos radialmente e estreitos axialmente, diferentemente de cortes tangenciais, que são mais rasos radialmente e largos axialmente. Apesar desta característica, o fresamento frontal remove uma dada quantidade de material com menor potência requerida do que o fresamento tangencial.

As ferramentas para fresamento frontal são normalmente encontradas numa faixa de diâmetros variando desde 50 mm até aproximadamente 500 mm, dependendo principalmente da largura da peça, da potência disponível e rigidez da máquina fresadora.

Algumas vantagens do método de fresamento frontal em relação ao fresamento tangencial são:

- é um método mais eficiente de remoção de material na usinagem de superfícies planas;
- a fresa tem maior rigidez, pois é presa diretamente ao eixo de rotação da máquina;
- grandes áreas podem ser usinadas com menores comprimentos da fresa em balanço;
- as forças de corte são mais uniformemente distribuídas;
- menor tempo necessário para a troca de ferramentas;

Algumas limitações do processo de fresamento frontal em relação ao fresamento tangencial são:

- o fresamento frontal é restrito a usinagens de superfícies planas;
- com o aumento da largura de corte em relação ao diâmetro da fresa, tem-se um maior número de dentes sob a ação de corte, o qual exercem uma maior força na direção de avanço. Sendo assim, maior é a necessidade de fixação do material de trabalho, principalmente se a superfície usinada é sensível às forças tangenciais impostas pela ferramenta.

2.2.3 Fresamento misto

Este método de fresamento normalmente se diferencia dos métodos anteriores mais por sua aplicabilidade do que por definição. É considerado uma combinação dos métodos de fresamento anteriores. Uma ferramenta típica para fresamento misto, como mostrado na Figura 2.1c, apresenta arestas de corte tanto na sua face frontal como também na sua parte periférica. É um método menos eficiente do que os anteriores para a remoção de material, pois usualmente a relação comprimento-diâmetro da ferramenta é elevada, o que o desaconselha para o caso de cortes mais severos, devido a deflexão da fresa.

A razão comprimento-diâmetro que pode ser tolerada depende fortemente da acuracidade dimensional requerida, do método de avanço da fresa (se manual ou automática), da dureza do material e do avanço por aresta de corte. De um modo geral, admite-se como excessivo um comprimento em balanço superior a cinco vezes o diâmetro da fresa.

As fresas de topo são ferramentas muito versáteis e de grande aplicabilidade, sendo utilizadas na confecção de cavidades e perfis como bordas, ranhuras, relevos, fresamentos laterais, etc. Há uma gama muito grande de tipos e diâmetros de fresas de topo, sendo que a seleção adequada de determinada ferramenta para uma operação de usinagem depende principalmente: do tipo de corte realizado, do material de trabalho, do acabamento exigido, do volume de produção, das condições de usinagem e potência disponível da máquina fresadora.

2.3 NOMENCLATURA DE UMA FERRAMENTA PARA FRESAMENTO: RELAÇÃO GEOMÉTRICA ENTRE A FERRAMENTA E O MATERIAL DE TRABALHO NO CORTE

2.3.1 Geometria de corte

As configurações angulares entre a ferramenta e o material de trabalho têm importância fundamental no desempenho de um processo de usinagem. Elas definem a geometria da cunha cortante da ferramenta e estão diretamente relacionadas à eficiência do corte, uma vez que podem influenciar de maneira decisiva desde o processo de formação do cavaco, a vida da ferramenta e as forças de corte, e até mesmo na determinação das condições de usinagem para um dado processo de corte.

Para estabelecer uma geometria de corte, ou seja, determinar o correto posicionamento da ferramenta em relação à máquina, torna-se necessário, antes de mais nada, fazer distinção entre os ângulos da ferramenta propriamente ditos, e os ângulos efetivos ou de trabalho. Os primeiros são obtidos pela medida direta na ferramenta, através de instrumentos de medição. São invariáveis com a mudança de posição da ferramenta e independem das condições de usinagem. Os ângulos efetivos ou de trabalho se referem à ferramenta em operação. Enquanto os ângulos da ferramenta interessam ao projeto, execução e controle da ferramenta, os ângulos de trabalho são de grande importância para definir a geometria da parte de corte da ferramenta durante o processo de usinagem (Ferraresi, 1977).

Para a correta determinação e definição dos inúmeros ângulos que compõem a geometria da ferramenta e a geometria efetiva de corte, torna-se imprescindível o conhecimento dos conceitos básicos sobre os movimentos e as relações geométricas do processo de usinagem.

O texto a seguir utiliza algumas notações técnicas para a definição de alguns destes ângulos, sem contudo defini-las, considerando que o leitor esteja familiarizado com a nomenclatura técnica empregada. Caso o leitor ache necessário, uma boa fonte de consultas pode ser encontrada em Machado e da Silva (1999), assim como em Stemmer (1987).

Segundo Metal's Handbook (1989), os principais ângulos que influenciam na usinagem de um material em um processo de corte são:

- ângulo de posição;
- ângulo de saída efetivo;
- ângulo de saída axial;
- ângulo de saída radial;
- ângulo de inclinação;

O ângulo mais importante em uma operação de usinagem é o ângulo de saída efetivo γ_0 (Figura 2.3). Ele é definido como o ângulo formado entre a superfície de saída A_v e o plano de referência da ferramenta P_r , medido no plano ortogonal da ferramenta, o qual em fresamento passa através do eixo de rotação da fresa e a ponta da ferramenta. Por afetar diretamente o ângulo de cisalhamento durante o processo de formação do cavaco, tem grande influência sobre a força de corte, a potência requerida e a temperatura desenvolvida na zona de corte. Quanto mais positivo, menores as forças atuantes na ferramenta e a potência requerida para o corte, embora o ângulo de saída efetivo seja limitado em magnitude pela resistência da ferramenta para uma dada operação de corte. Materiais mais dúcteis com tendência ao empastamento, tais como os metais não ferrosos, requerem ângulos de saída mais positivos, enquanto que os materiais mais duros e frágeis requerem ângulos menores, como por exemplo, os ferros fundidos de uma maneira geral.

O segundo ângulo em importância no processo de usinagem é o ângulo de inclinação (λ_s da Figura 2.3), que é determinado pelo ângulo formado entre a aresta de corte e o plano de referência (que por sua vez é perpendicular à direção de translação da ferramenta). É o ângulo de inclinação quem determina a direção de escoamento do cavaco da região de corte. Portanto, para a realização de uma operação de usinagem mais eficiente, deve-se selecionar um ângulo de inclinação adequado às condições de corte existentes. Em fresamento frontal, ângulos de inclinação positivos direcionam o cavaco para fora do centro da ferramenta, enquanto ângulos negativos tendem a direcionar o cavaco para o centro da fresa.

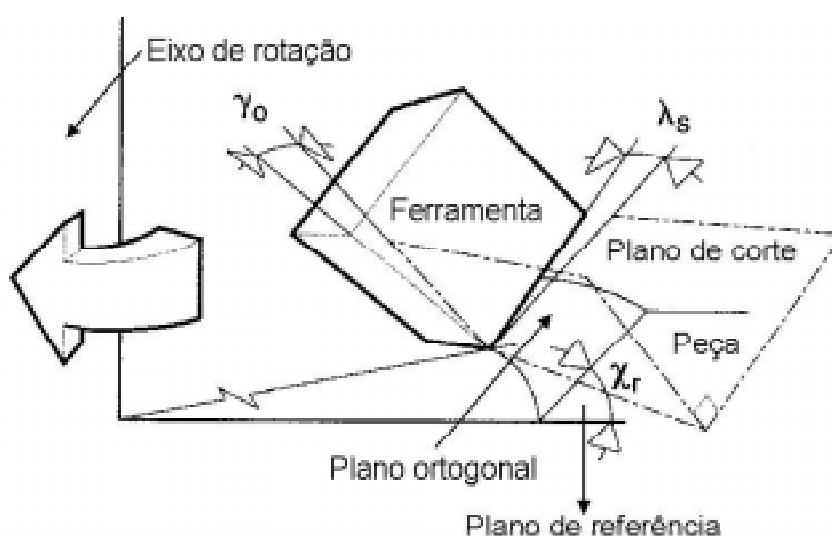


Figura 2.3 – Representação esquemática do ângulo de inclinação λ_s , ângulo de posição χ_r e ângulo de saída efetivo γ_0 [Sandvik Coromant, 1994].

O ângulo de posição é definido como o ângulo formado entre o plano de corte da ferramenta P_s e o plano admitido de trabalho P_r , medido no plano de referência da ferramenta, P_r . Os ângulos de posição χ_r , usualmente variam de 45° a 90° no fresamento com ferramentas do tipo frontal, Figura 2.4.

Influenciam principalmente na espessura do cavaco formado, na formação de rebarbas, na direção das forças de corte e também proporcionando uma entrada da ferramenta no corte mais adequada, com menos choques. Também afetam diretamente a potência consumida no corte. Tomando-se como referência um ângulo de posição de 90° , um corte utilizando uma ferramenta com ângulo de posição de 45° , implicaria em um acréscimo de 10% na potência consumida. Uma ferramenta com χ_r igual a 60° , um acréscimo de 4%, e uma outra com χ_r de 75° , exigiria um acréscimo de 1,5% na potência requerida (Sandvik Coromant, 1994).

A influência do ângulo de posição na potência consumida de corte pode ser assim resumida: à medida que χ_r diminui, a largura de corte, b , aumenta e a espessura de corte, h , diminui, como mostrado na Figura 2.5. Desta forma, a força de corte necessária para o cisalhamento do material é então distribuída sobre uma sessão transversal de cavaco mais fina, implicando em uma maior pressão específica de corte. Consequentemente uma maior potência de corte é requerida em usinagens com ângulos de posição menores.

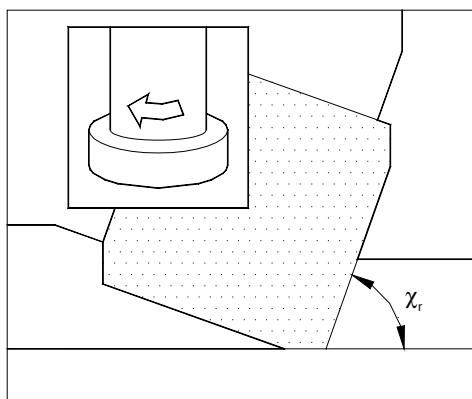


Figura 2.4 – Representação esquemática do ângulo de posição χ_r [Sandvik Coromant, 1994].

Entretanto, ângulos da ordem de 45° e 60° proporcionam à ferramenta um melhor balanceamento das forças axial e radial durante o corte, sendo adequados para operações sensíveis à ocorrência de vibrações, como aquelas com grande comprimento em balanço da fresa. Possibilitam também um melhor fluxo de cavacos, principalmente na usinagem de

materiais que favorecem a obtenção de cavacos longos, permitindo portanto a utilização de avanços por dente mais elevados. Ângulos de posição menores também implicam em usinagens com menores profundidades de corte, para um dado comprimento de aresta.

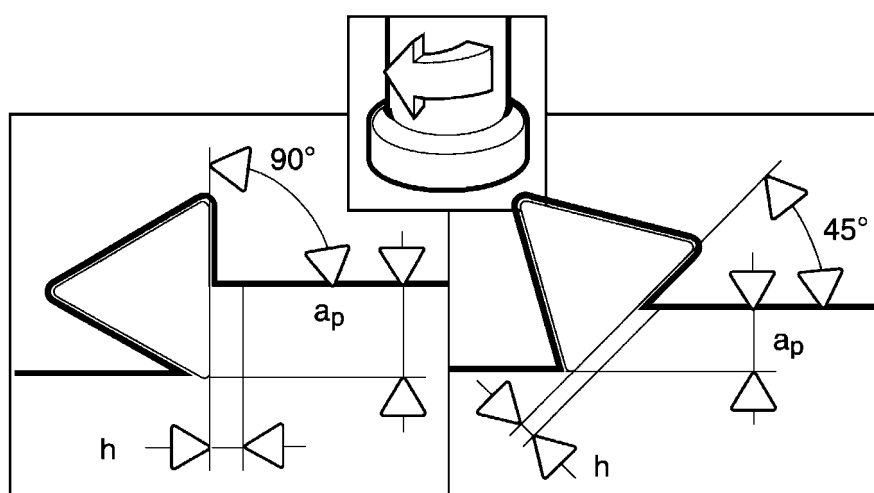


Figura 2.5 - Representação de diferentes ângulos de posição e suas influências na espessura do cavaco formado [Sandvik Coromant, 1994].

Ângulos de posição de 90° somente são utilizados quando há a necessidade de se usinar rebaixos com paredes em esquadro, ou então quando se deseja um corte livre de forças axiais. Ângulos dessa ordem dificultam a saída dos cavacos da região de corte, além de favorecer a quebra das pontas da ferramenta. Um outro problema é a grande força radial gerada no corte, que resulta em um esforço desfavorável no fuso da fresadora, tornando o corte mais susceptível a vibrações.

De um modo geral, a não ser que a superfície a ser gerada exija, deve-se sempre utilizar ângulos de posição menores que 90° .

O ângulo de saída radial, γ_f da Figura 2.6, é medido em um plano perpendicular ao eixo de rotação da ferramenta (medido no plano de trabalho P_f). É definido como o ângulo formado entre o plano de referência da ferramenta P_r e sua superfície de saída. Afeta principalmente a eficiência de remoção de cavaco e a vida da ferramenta de corte. De um modo geral, ângulos de saída radiais variando desde zero até valores negativos são utilizados em ferramentas de maior tenacidade (mais resistentes a choques), para a usinagem de materiais de grande dureza, enquanto que valores positivos são usados na usinagem de materiais mais dúcteis.

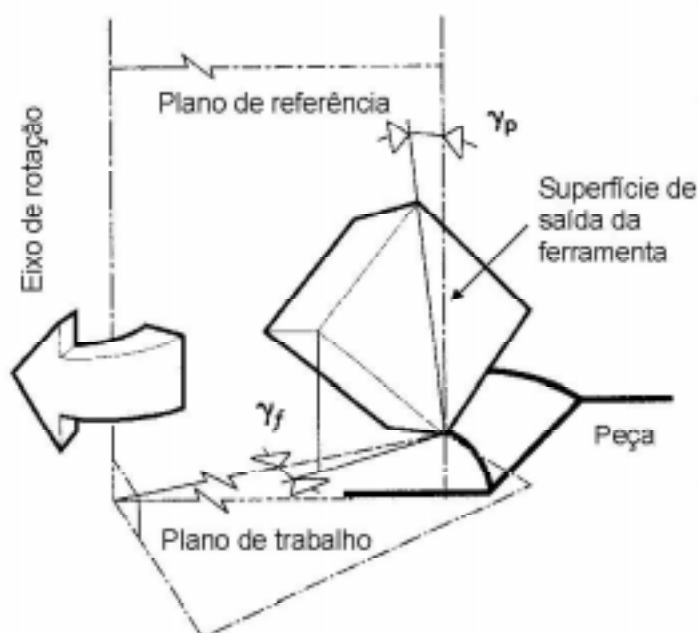


Figura 2.6 – Representação esquemática do ângulo de saída axial γ_p e do ângulo de saída radial γ_f [Sandvik Coromant, 1994].

O ângulo de saída axial, γ_p , é definido como o ângulo formado entre o plano de referência da ferramenta P_r e sua superfície de saída, medido em um plano paralelo ao eixo de rotação da fresa (no plano dorsal P_p), Figura 2.6. Atua no controle do escoamento do cavaco, influencia na força de corte e é principalmente responsável pela resistência das arestas de corte da ferramenta. De um modo geral, pastilhas de metal duro podem ser utilizadas tanto com ângulos axiais positivos quanto negativos, dependendo do tipo de material e sua dureza, assim como do tipo de fresa utilizada.

Apesar de usualmente não ser relacionado como um ângulo de importância fundamental para o desempenho do corte, como os ângulos citados anteriormente, o ângulo de folga α_o pode influenciar a vida da ferramenta e o acabamento da superfície que se está usinando. É definido como o ângulo formado entre a superfície de folga A_α e o plano de corte da ferramenta P_s , medido no plano ortogonal da ferramenta.

O ângulo de folga se faz necessário para, principalmente evitar o atrito da ferramenta com o material de trabalho, o que poderia causar danos tanto à ferramenta como prejudicar o acabamento superficial da peça. A faixa de variação do ângulo de folga nas ferramentas para fresamento normalmente se situa entre 3° e 7° , dependendo do tipo de corte e do material de trabalho. Ângulos de folga pequenos podem dificultar a penetração da aresta cortante na peça,

levando a uma perda de corte rápida, além de uma grande geração de calor e perda da qualidade da superfície fresada. Ângulos de folga excessivos promovem uma redução da resistência da cunha cortante, podendo levar à quebra da ferramenta durante a usinagem, inutilizando toda a peça.

Os principais ângulos definidos acima, combinados com os vários ângulos de posição (entrada) possíveis, determinam a geometria de corte que é adequada para cada ferramenta, em função das variáveis de usinagem.

Em relação às características geométricas, pode-se dizer que as fresas para usinagens frontais podem ser classificadas basicamente em três tipos:

- duplo-positiva;
- duplo-negativa;
- positiva-negativa;

2.3.2 Fresas com geometria de pastilha duplo-negativa

A Figura 2.7 ilustra uma fresa com geometria duplo-negativa. Neste tipo de fresa são utilizadas pastilhas cujos ângulos de saída axial e radial são ambos negativos. Esta característica permite uma vantagem do ponto de vista econômico, uma vez que possibilita utilizar as duas faces da pastilha, dobrando o número de arestas disponíveis, além de resultar em arestas mais reforçadas. É portanto uma geometria adequada para a usinagem de materiais de elevada dureza e condições de corte que envolvam grandes choques e necessidade de maior resistência ao impacto das arestas, como no fresamento de ferro-fundido e aços tratados termicamente.

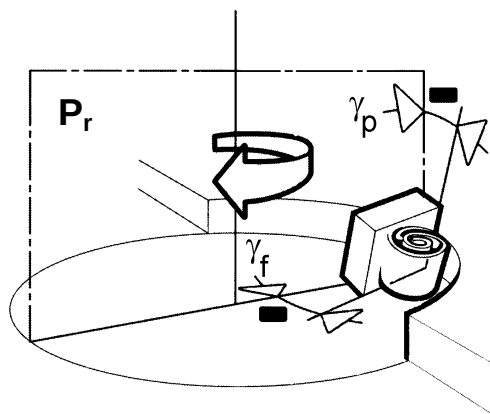


Figura 2.7 – Representação de um corte com geometria de pastilha duplo-negativa [Sandvik Coromant, 1994].

Este tipo de geometria requer uma maior potência, assim como, uma melhor estabilidade da máquina, devido as grandes forças de corte geradas.

Principalmente na usinagem de materiais mais dúcteis, que favorecem a ocorrência de cavacos longos, tem-se uma maior superfície de contato cavaco-aresta de corte, resultando na obtenção de cavacos de maior espessura. A própria configuração negativa da ferramenta dificulta a formação e saída dos cavacos da região de corte, que se enrolam na forma de espirais dentro dos bolsões de armazenamento. Em função disto, uma grande deformação do cavaco é verificada, resultando em um aumento dos esforços de usinagem e potência requerida para o corte.

2.3.3 Fresas com geometria de pastilha duplo-positiva

A Figura 2.8 mostra uma operação de corte feita por uma fresa com geometria duplo-positiva. Neste tipo de fresa as pastilhas apresentam os ângulos de saída axial e radial positivos. Ao contrário das ferramentas do item anterior, esta geometria somente permite utilizar uma face da aresta de corte, o que torna a sua utilização menos vantajosa do ponto de vista econômico.

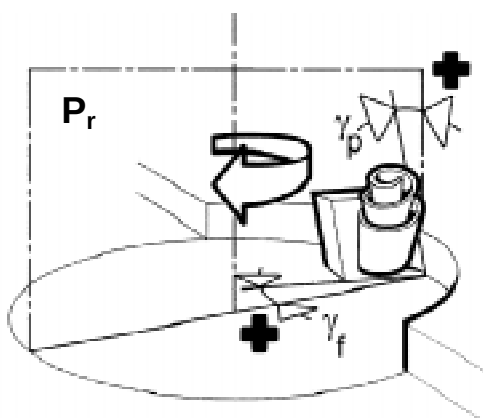


Figura 2.8 – Representação de um corte com geometria de pastilha duplo-positiva [Sandvik Coromant, 1994].

Este tipo de fresa também possibilita a formação e eliminação do cavaco da zona de corte de maneira mais eficiente, devido a inclinação positiva da ferramenta, evitando danos à superfície fresada. Em muitos casos, quando da usinagem de materiais como o alumínio, aços

dúcteis e materiais termo-resistentes, onde há a tendência de formação de cavacos longos e de aresta postiça de corte, a utilização de uma geometria duplo-positiva pode ser a solução mais indicada.

2.3.4 Fresas com geometria de pastilha positiva-negativa

As fresas com geometria positiva-negativa, como mostrado na Figura 2.9, se caracterizam por apresentarem o ângulo de saída axial positivo e o ângulo de saída radial negativo.

Comparativamente, a potência requerida de corte para este tipo de geometria é maior do que para fresas duplo-positivas e menor do que em operações com fresas duplo-negativas. São especialmente indicadas para usinagens com altas taxas de avanço por dente e grandes profundidades de corte, uma vez que a geometria negativa do ângulo de saída radial proporciona uma elevada resistência da aresta cortante, enquanto que o ângulo de saída axial positivo facilita a formação e saída dos cavacos, direcionando-os para fora da zona de corte.

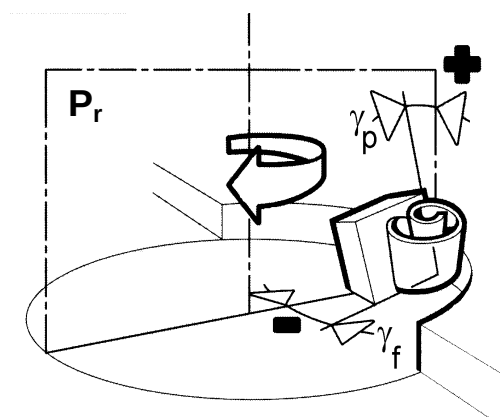


Figura 2.9 - Representação de um corte com geometria de pastilha positiva-negativa [Sandvik Coromant, 1994].

2.4 CONSIDERAÇÕES SOBRE O EFEITO DO NÚMERO DE DENTES DA FRESA NO CORTE

As ferramentas para fresamento são encontradas no mercado em uma faixa muito ampla de diâmetros e números de dentes, para todos os tipos de aplicação. Devem ter ao

menos um número suficiente de dentes para assegurar um contato ininterrupto com o material de trabalho, ao mesmo tempo que não sejam em excesso, para não interferir na formação e saída do cavaco durante o corte.

A Figura 2.10 mostra o efeito do número de dentes no processo de corte. A Figura 2.10a representa uma fresa com número excessivo de dentes, passo fino, o que durante o corte pode acarretar em um aumento da potência consumida devido a interferência do cavaco na zona de corte. Esta interferência também pode acarretar danos aos dentes da fresa e ao material de trabalho. A Figura 2.10b mostra uma fresa cujos dentes se encontram muito distantes uns dos outros, ou seja, uma fresa de passo largo. Uma disposição de dentes desta forma pode causar vibração excessiva e “chattering”, resultando em um pobre acabamento superficial da peça, inacuracidade dimensional e excessivo desgaste do dente. A Figura 2.10c representa uma condição onde a ferramenta apresenta um número de dentes apropriado.

As características do material de trabalho também influenciam na escolha do número de dentes da fresa a ser utilizada. Uma disposição de dentes como a da Figura 2.10a, seria satisfatória no fresamento de um material frágil, como o ferro fundido, onde os cavacos finos e curtos oferecem menores condições à ocorrência de interferência. A utilização da mesma ferramenta na usinagem de um material mais dúctil, que proporcionasse cavacos mais longos, poderia causar sérios problemas devido à interferência, como já citado acima.

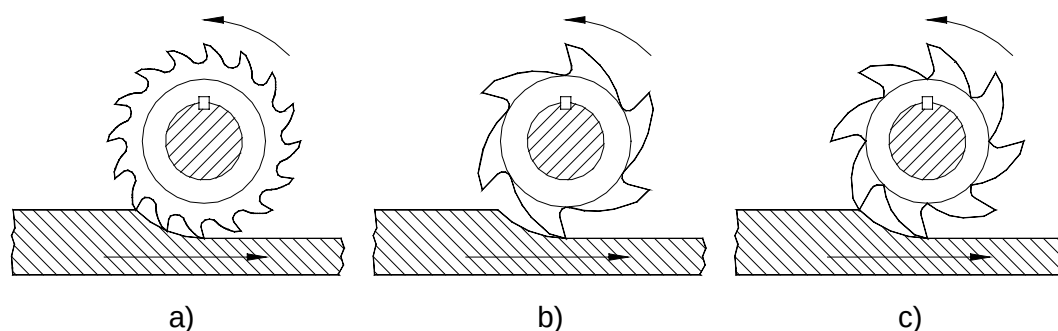


Figura 2.10 – Representação de cortes com fresa: a) de passo fino; b) de passo exageradamente grande e c) de passo apropriado.

Quando se mantém as condições de corte constantes, um aumento no número de dentes da fresa acarreta um avanço por dente mais fino, resultando em uma mais alta energia específica de remoção de material. Esta característica de proporcionar um avanço por dente mais fino torna-se particularmente vantajosa na usinagem de materiais frágeis, onde é

necessário evitar a quebra dos cantos do material na saída da ferramenta. Esta condição requer que a fresa tenha os dentes em boa condição de corte para assegurar um tamanho uniforme do cavaco.

Maiores avanços por dente como no caso de fresas de passo largo resultam em um acabamento superficial mais grosseiro e em um maior esforço em cada dente. Existem situações de usinagem, entretanto, onde a utilização de condições semelhantes a esta podem se tornar favoráveis. É o caso, por exemplo, de operações de fresamento onde um número excessivo de dentes, cortando simultaneamente, possa causar vibrações ou em operações onde a baixa potência da máquina seja um fator limitador das taxas de remoção do cavaco.

Deve haver espaço adequado para formação e saída do cavaco entre dentes consecutivos na fresa, embora um espaço excessivo possa enfraquecer os dentes. Uma disposição adequada não depende somente do número de dentes na fresa. Outras características de projeto também podem contribuir. Em fresamento tangencial, é possível utilizar uma ferramenta com dentes helicoidais, quando um número mínimo de dentes se faz necessário em determinado tipo de trabalho. O formato helicoidal dos dentes facilita a saída do cavaco da região de corte, contribuindo para a redução dos problemas devido à interferência.

Limitações na potência e velocidade de corte também podem ser importantes quando da escolha de uma fresa com determinado número de dentes. Dobrando-se o número de dentes de uma determinada fresa, requer que a velocidade de avanço utilizada também seja multiplicada por dois, de modo a manter o avanço por dente constante. Como consequência, se tem dobrada a taxa de remoção de material e a potência consumida. Portanto, quando se tem potência disponível e condições para a formação e saída do cavaco, um aumento do número de dentes é uma forma de se aumentar a produtividade.

Em fresamento frontal, o comprimento de contato (arco) ferramenta-peça, é normalmente maior do que no fresamento tangencial. Por esta razão, um menor número de dentes pode ser utilizado com sucesso em fresamento frontal, em situações onde as condições para saída do cavaco seja um problema, ou quando a potência disponível é limitada.

Em certas operações de fresamento existem casos que, mesmo em condições favoráveis de usinagem poderão aparecer vibrações devido a coincidência das frequências de operação com ressonâncias da máquina. Para se evitar este tipo de ocorrência (fenômeno) é possível proceder um ajuste das condições de corte ou remover as pastilhas dos alojamentos pares ou ímpares da fresa. Entretanto, torna-se mais apropriado substituir a ferramenta por outra que possua as pastilhas distribuídas de maneira não uniforme ao longo da circunferência de corte, ou seja, utilizar uma fresa de passo diferencial. A Figura 2.11, representa uma fresa de passo diferencial.

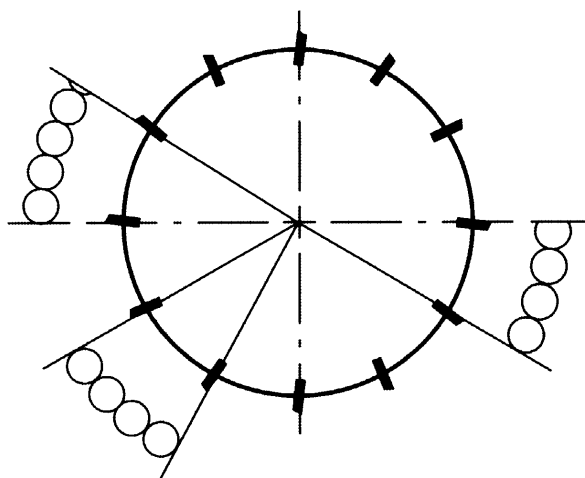


Figura 2.11 – Representação de uma fresa de passo diferencial [Manual de Fresamento – Sandvik Coromant].

2.5 FRESAMENTO CONVENCIONAL E FRESAMENTO COM MOVIMENTO DISCORDANTE

Em uma operação de fresamento, a relação entre a direção de rotação da ferramenta e o modo como a peça avança em relação a mesma afeta consideravelmente o processo.

A Figura 2.12 mostra a representação esquemática das operações de fresamento: tangencial discordante, Figura 2.12a, e fresamento tangencial concordante, Figura 2.12b.

No fresamento concordante, a fresa gira a favor do avanço da mesa, como se houvesse a tendência de escalar o material de trabalho. Os cavacos são gerados com máxima espessura a partir da entrada da ferramenta na peça, decrescendo até a espessura zero com a perda de contato ferramenta-peça.

No fresamento discordante a fresa gira contra o avanço da mesa, ocorrendo exatamente o oposto em relação à formação do cavaco. A espessura do cavaco aumenta com a progressão do corte, atingindo seu máximo na saída da ferramenta da peça.

A técnica de fresamento concordante pode ser empregada na maioria das situações onde operações de fresamento são necessárias. A sua utilização mais generalizada tem sido dificultada pela falta de máquinas rígidas com amortecedores de retorno da ferramenta, que é essencial para a utilização desta técnica. Sem este equipamento, o avanço pré-determinado para o corte pode sofrer um incremento não intencional quando da entrada da ferramenta na

peça, levando à formação de um cavaco com espessura excessiva e à quebra da aresta cortante.

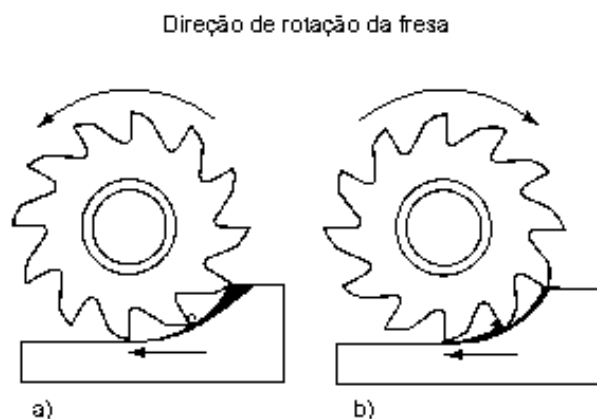


Figura 2.12 - Representação esquemática de uma operação de fresamento tangencial: a) discordante e b) concordante [Manual de Fresamento – Sandvik Coromant].

Em máquinas com tal equipamento, a técnica de fresamento concordante apresenta inúmeras vantagens em relação ao fresamento discordante:

- fresas com maiores ângulos de saída podem ser usadas, reduzindo a potência requerida;
- há menor possibilidade dos cavacos serem arrastados pelos dentes, reduzindo a chance de danos na superfície usinada;
- tem-se um melhor acabamento superficial, pois a tendência de escorregamento quando do início da formação do cavaco é eliminada;
- a disposição do cavaco durante sua formação é melhor, pois os cavacos são direcionados para trás da ferramenta ao invés de na frente dela;
- os dispositivos de fixação são mais simples e de menor custo, pois o fresamento concordante proporciona uma força resultante para baixo, favorecendo a rigidez do sistema ferramenta\peça.

A principal vantagem do fresamento discordante se dá quando da entrada da ferramenta na peça, devido a própria característica de formação do cavaco para este tipo de corte (espessura do cavaco nula), com níveis de impacto e conseqüente vibração bem

menores que no fresamento concordante. Por outro lado, esta mesma característica pode favorecer um desgaste mais acelerado das pastilhas durante o corte.

No fresamento discordante, antes que a aresta inicie o corte, haverá a tendência dela escorregar pelo material com uma certa pressão. Devido a esta pressão, a ferramenta tenderá a se afastar (separar) da peça, como resultado das forças de corte originadas na região de corte (Figura 2.13). Este fenômeno proporciona um desgaste na ferramenta maior que o próprio corte, reduzindo muito a vida da ferramenta, além de piorar a qualidade da superfície usinada e originar tensões compressivas residuais. A distância pela qual a aresta escorrega antes de iniciar o corte é função das propriedades da peça, da sua fixação e da rigidez da máquina fresadora.

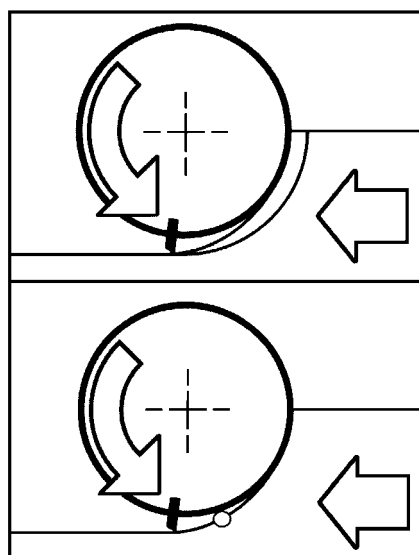


Figura 2.13 – Representação da tendência de escorregamento da ferramenta no corte discordante [Sandvik Coromant, 1994].

Em fresamento concordante este escorregamento não acontece, pois a aresta inicia o corte imediatamente após o contato com o material de trabalho, com máxima espessura do cavaco. O fresamento discordante é preferível ao fresamento concordante nos seguintes casos (Metal's Handbook, 1989):

- quando existe folga no mecanismo de avanço;
- no fresamento de superfícies no qual a profundidade de corte varia excessivamente, por exemplo 20%;

- no fresamento de fundidos ou forjados com superfície muito rugosa, causada por areia ou carepas;

Em operações de fresamento com fresas frontais, onde a ferramenta é posicionada de maneira simétrica em relação à peça (Figura 2.14), as duas condições de fresamento, concordante e discordante aparecem, com seus respectivos efeitos sobre o corte, sendo balanceados.

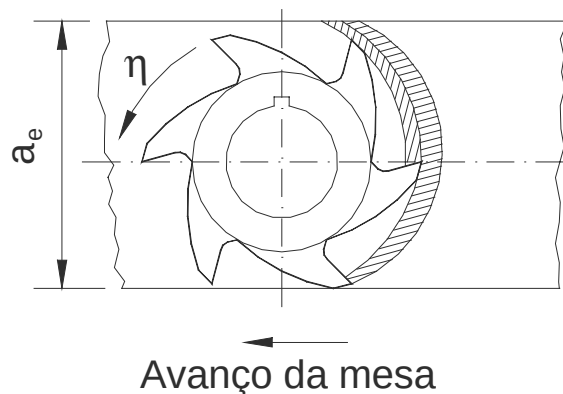


Figura 2.14 – Corte simétrico mostrando a ocorrência das condições de fresamento concordante e discordante simultaneamente [Manual de Fresamento – Sandvik Coromant, 1992].

2.6 CONSIDERAÇÕES SOBRE A INFLUÊNCIA DO POSICIONAMENTO FRESA-PEÇA NO CORTE

Em uma operação de fresamento, a relação entre o posicionamento da fresa e a largura de corte ou penetração de trabalho, tem grande influência no resultado da usinagem. A seleção do diâmetro da fresa mais adequado e seu posicionamento relativo ao corte implicam no envolvimento de muitos fatores que devem ser considerados, tais como:

- a forma como a aresta de corte entra e deixa a peça;
- as forças envolvidas e a potência de corte requerida;
- o comprimento de contato no corte;
- a quantidade de arestas atuando simultaneamente no corte;
- o ângulo de saída de corte;

- a espessura média do cavaco;

2.6.1 Influência do posicionamento relativo fresa-peça na forma de entrada e saída da ferramenta da peça

A maneira como a aresta entra e deixa a peça durante o corte afeta diretamente as características da usinagem. O contato inicial entre a aresta de corte e a peça pode ser muito desfavorável, dependendo do posicionamento geométrico da aresta no momento em que ela sofre o impacto do corte.

A Figura 2.15 representa uma operação de fresamento frontal para duas situações distintas: Na situação “A”, o corte é realizado com o centro da fresa posicionado dentro da peça, e na situação “B”, a fresa tem seu centro posicionado fora da peça.

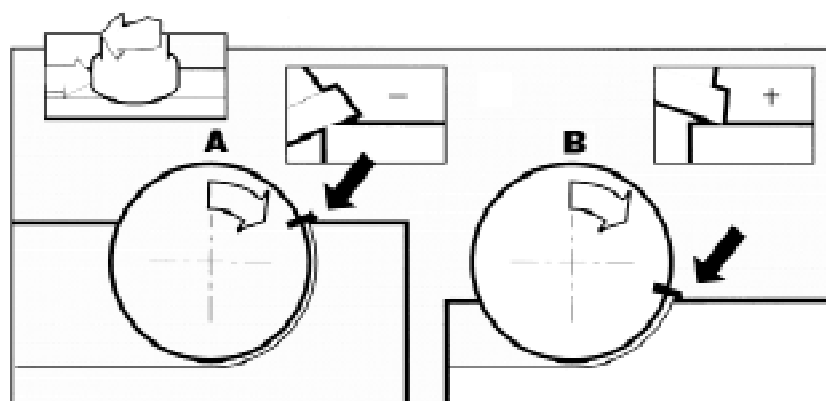


Figura 2.15 – Representação da influência do posicionamento relativo fresa-peça na forma de entrada da ferramenta no corte [Sandvik Coromant, 1994].

Considerando a situação “B” ilustrada na Figura 2.15, onde o ângulo de entrada é positivo, a ferramenta inicia o corte de uma maneira menos favorável e mais susceptível a quebras. Se, por outro lado, o corte é feito com o centro da fresa localizado dentro da peça (ângulo de entrada negativo), como mostrado em “A”, tem-se uma situação onde as pastilhas iniciam o corte melhor apoiadas e menos sujeitas a quebras devido aos choques mecânicos de entrada.

Apesar destas importantes considerações, a maneira como a ferramenta deixa a peça na saída do corte também tem grande importância para o processo, uma vez que uma saída desfavorável pode trazer graves conseqüências para a vida das ferramentas (Shaw, 1984).

Quando a ferramenta sai do corte se afastando da peça, as pastilhas de metal duro, que são produzidas para resistir a grandes esforços de compressão, ficam sujeitas a consideráveis esforços de tração. Essa flutuação cíclica de tensões no corte interrompido leva à ocorrência de freqüentes lascamentos em ferramentas de metal duro. O Capítulo III apresenta uma abordagem mais ampla sobre esse assunto, mostrando os fatores e os mecanismos que levam a ocorrência desse fenômeno.

A Figura 2.16 mostra diferentes formas de saída da aresta cortante em relação à linha externa da peça, as quais determinam uma situação mais ou menos favorável ao corte. Ângulos de saída negativos (Figura 2.16 “A”) e positivos (Figura 2.16 “C”), são mais favoráveis, enquanto que ângulos de saída iguais a zero (Figura 2.16 “B”), favorecem o aparecimento de tensões cíclicas na aresta de corte, levando a uma redução da vida da ferramenta, como ilustrado na Figura 2.17.

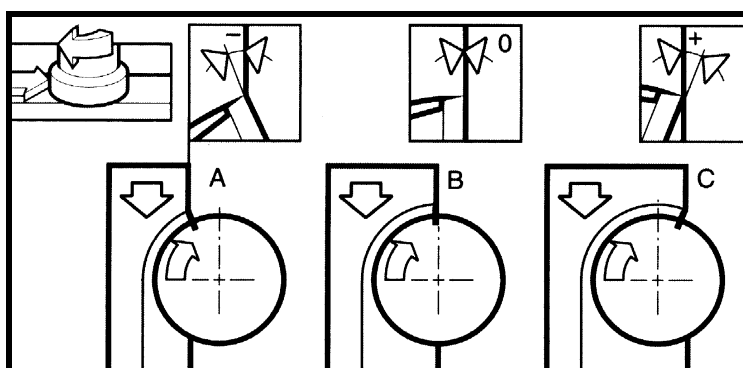


Figura 2.16 - Representação da influência do posicionamento relativo fresa-peça na forma de saída da ferramenta do corte [Sandvik Coromant, 1994].

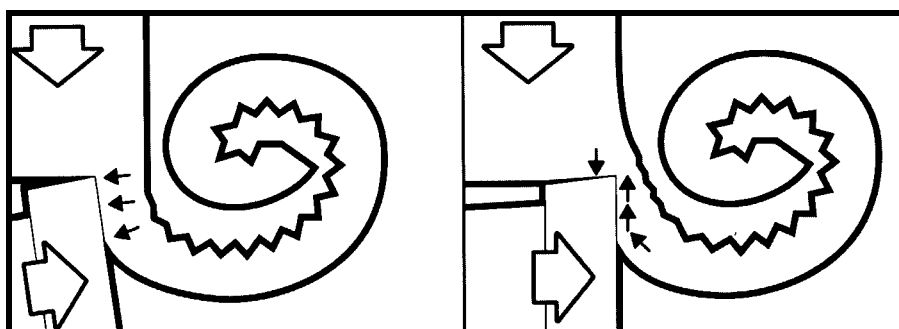


Figura 2.17 – Representação das tensões geradas na saída da ferramenta do corte [Sandvik Coromant, 1994].

2.6.2 Influência do posicionamento relativo fresa-peça no comprimento de corte

O comprimento de corte ou percurso de corte é função do posicionamento da fresa em relação a peça (Figura 2.18). Um posicionamento central da fresa, como mostrado na Figura 2.18 “E”, determina o menor comprimento de contato das arestas cortantes, favorecendo uma maior vida da ferramenta. Com o afastamento da fresa em relação à linha de centro da peça, tem-se um maior comprimento de corte, como mostrado nas Figuras 2.18 “D” e 2.18 “F”.

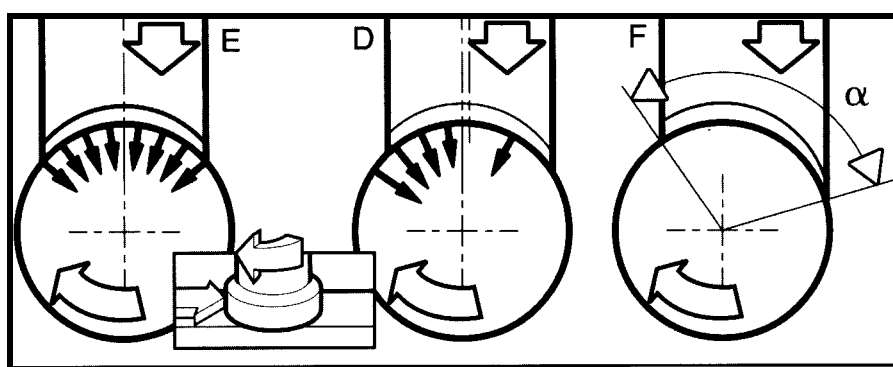


Figura 2.18 – Representação da influência do posicionamento relativo fresa-peça no comprimento de corte [Sandvik Coromant, 1994].

2.6.3 Influência do posicionamento relativo fresa-peça na quantidade de arestas simultaneamente no corte

A quantidade de arestas simultaneamente em ação no corte também pode ser função da posição relativa fresa-peça. A Figura 2.19 ilustra uma situação onde se torna vantajoso uma disposição lateral da fresa em relação à peça no corte, de forma a se ter um maior número de arestas simultaneamente no corte. Essa possibilidade permite um corte com menores espessuras de cavaco, maior estabilidade e consequentemente maior vida da ferramenta.

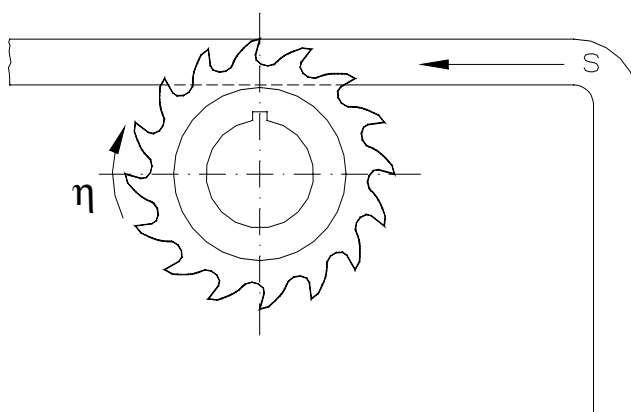


Figura 2.19 – Representação da influência do posicionamento relativo fresa-peça na quantidade de arestas simultaneamente no corte.

2.6.4 Influência do posicionamento relativo fresa-peça nas forças de corte

Em operações de fresamento frontal, a força tangencial, que atua na direção da velocidade de corte, resulta numa força que afeta diretamente a potência requerida, como mostrado na Figura 2.20. Em relação às forças radiais, o posicionamento da fresa relativo à peça é quem determina a direção resultante dessas forças, Figura 2.18.

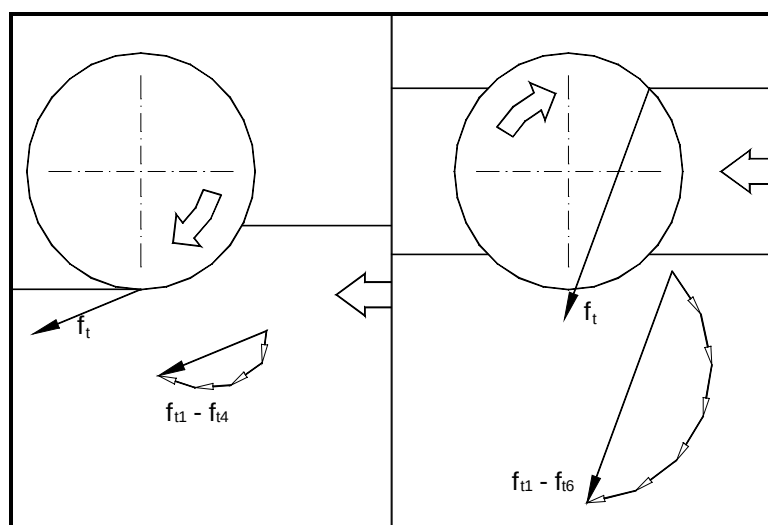


Figura 2.20 – Representação das forças tangenciais de corte em função do posicionamento relativo fresa-peça [Sandvik Coromant, 1994].

2.6.5 Influência do posicionamento relativo fresa-peça na espessura do cavaco

O controle da espessura do cavaco em uma operação de fresamento é de fundamental importância para um melhor desempenho e vida mais longa das ferramentas de corte. Uma espessura adequada de cavaco permite que se evite sobrecargas e assegura uma entrada mais satisfatória da ferramenta na peça. Também exerce grande influência na potência requerida para o corte e no volume de material removido.

A Figura 2.21 representa a espessura do cavaco não deformado, ou a máxima espessura do cavaco “h” no momento do corte, sendo seu valor definido como a distância entre dois passos consecutivos da ferramenta cortante. É a máxima espessura de material na direção radial que a aresta encontra no momento do corte, sendo importante, entre outras coisas, no sentido de proporcionar uma estimativa da máxima força atuante na aresta da ferramenta.

Em fresamento, a determinação de uma estimativa adequada da espessura do cavaco é mais complicada do que no processo de torneamento, por exemplo. Além do maior número de variáveis que o processo de fresamento envolve, a aresta de corte durante o seu caminho pela peça, gera um cavaco que não tem espessura constante. Em função desta característica, e para que se torne mais fácil e prática a sua determinação, usualmente trabalha-se com uma espessura de cavaco média, “ h_m ” (Figura 2.22), definida através da relação entre a largura de corte “ a_e ” e o diâmetro da fresa, que se traduz na forma do arco “alfa” gerado pela ferramenta na peça.

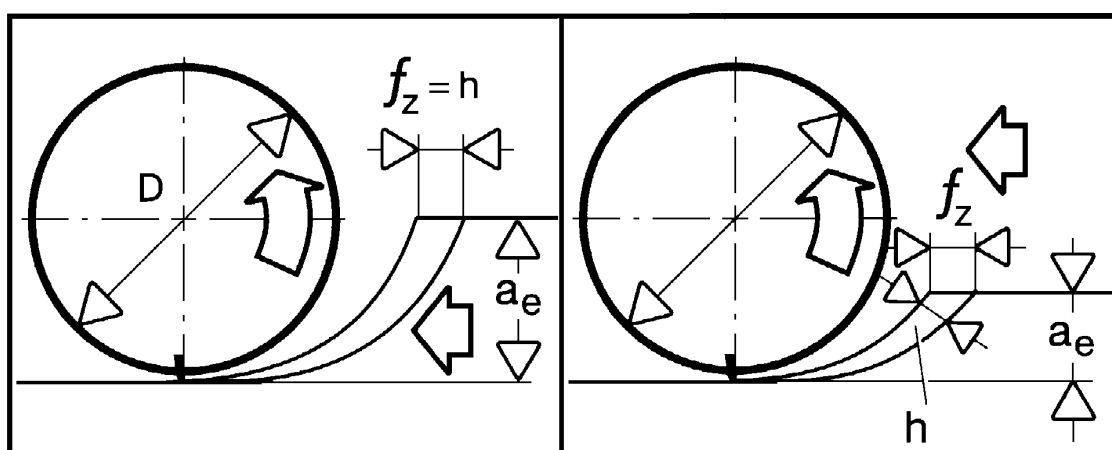


Figura 2.21 – Representação da máxima espessura “h” do cavaco em função do posicionamento relativo fresa-peça [Sandvik Coromant, 1994].

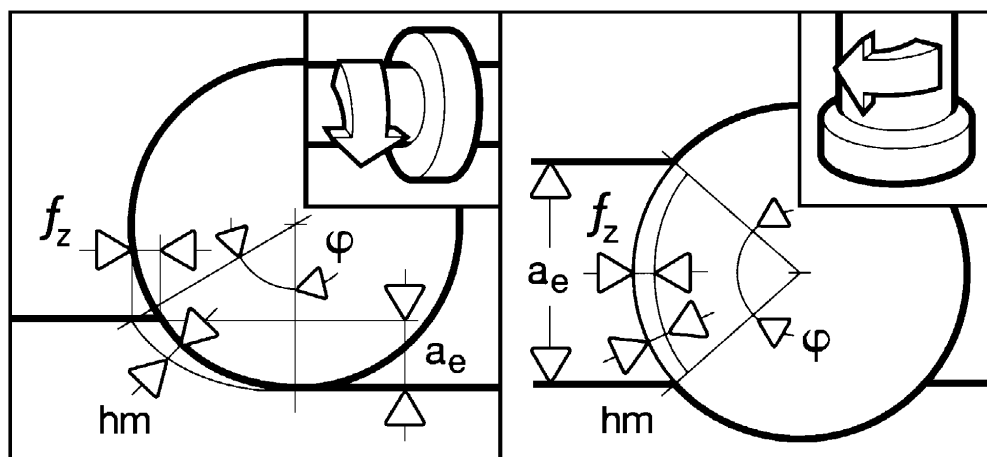


Figura 2.22 - Representação da espessura média “ h_m ” do cavaco em função do posicionamento relativo fresa-peça [Sandvik Coromant, 1994].

O posicionamento da fresa ou o seu diâmetro, e o ângulo de entrada da ferramenta na peça são as variáveis que mais influência exercem na espessura do cavaco formado. Em uma operação de usinagem, quando o eixo de avanço da ferramenta não intercepta a largura de corte “ a_e ” na peça, a espessura do cavaco assume valores menores que o valor do avanço por dente “ f_z ”. Quanto mais afastado o eixo da ferramenta em relação à largura de corte, menores os comprimentos de corte (“ α ”) e mais finos os cavacos obtidos.

Para uma situação inversa, onde o eixo de avanço da ferramenta intercepte a largura de corte “ a_e ” da peça, a espessura máxima dos cavacos obtidos vai ser igual ao avanço por dente da fresa. Quanto mais o eixo da ferramenta se desloque em direção à largura de corte, maiores os comprimentos de corte e mais espessos os cavacos formados.

Existem inúmeras tabelas que estabelecem uma relação entre o posicionamento fresa-peça com o avanço por dente e a espessura do cavaco obtido. A seleção de uma relação não adequada, e a obtenção de espessuras de cavaco não favoráveis, implicam em perdas substanciais de produtividade e redução da vida da ferramenta.

Costa (1997), estudou a influência da penetração de trabalho “ a_e ” no fresamento frontal do aço inoxidável austenítico NB 316, com uma fresa de diâmetro de 80 mm. Foram investigadas quatro diferentes situações de corte, obtidas pela variação da posição relativa fresa-peça, sendo que, para efeito de comparação de desempenho, foram analisadas as vidas das ferramentas de corte (expressas em termos do tempo de usinagem, tempo ativo de corte e volume de material removido), a potência de corte requerida e o acabamento superficial obtido para cada situação (rugosidade superficial média, R_a , e rugosidade superficial máxima, R_{max}).

As larguras fresadas foram: $L/4$ e $L/2$, situações onde a penetração de trabalho correspondia a $\frac{1}{4}$ e $\frac{1}{2}$ da largura “L” do material, respectivamente; $\frac{3}{4}$ de L, situação de corte onde foram alternadas as penetrações de trabalho em $\frac{3}{4}$ e $\frac{1}{4}$ da largura do material de trabalho e L, situação na qual a penetração de trabalho correspondia à largura total do material usinado.

O trabalho mostrou que o aumento da velocidade de corte acarreta uma significativa redução do tempo de corte, do tempo de corte ativo e do volume de material removido para todas as larguras de corte ensaiadas. Em termos de volume de material removido (V.M.R.), para diferentes velocidades de corte, a classificação quanto ao desempenho até o final de vida foi a seguinte: $L > L/2 > \frac{3}{4} L > L/4$. Para velocidades mais baixas, próximas de 140 m/min, a penetração de trabalho L apresentou um V.M.R. seis vezes superior àquela encontrada para a pior situação, $L/4$. Com o aumento de “ v_c ”, houve uma redução relativa desta diferença, sendo que para velocidades próximas a 230 m/min, as condições L, $L/2$ e $\frac{3}{4} L$ apresentaram praticamente o mesmo V.M.R., em torno de 100% superior ao da condição de menor desempenho ($L/4$).

Com relação ao parâmetro avanço por dente, verificou-se que para as situações de corte L e $L/2$, o seu aumento acarretou uma diminuição do tempo de corte ativo, “ T_{ca} ”. Para valores de avanço da ordem de 0,100 mm/dente, a penetração de trabalho L apresentou o melhor desempenho dentre as situações analisadas, sendo que o tempo ativo de corte nesta condição foi 4 vezes superior ao obtido para $L/4$. Para valores de “ f_z ” em torno de 0,250 mm/dente, os tempos de corte ativo obtidos foram bem mais próximos, com L apresentando o pior desempenho. Para o volume de material removido, os resultados indicaram a seguinte classificação de desempenho para as situações de avanço por dente estudadas: $L > L/2 > \frac{3}{4} L > L/4$. A situação L teve um comportamento praticamente constante com o aumento de “ f_z ”, ao contrário das demais, que tiveram um comportamento crescente com o aumento do avanço por dente.

Com relação à profundidade de corte, a classificação predominante para o tempo ativo de corte foi a seguinte: $L > L/2 > \frac{3}{4} L > L/4$. Com o aumento de “ a_p ”, verificou-se um aumento do tempo ativo de corte, T_{ac} , para todas as situações analisadas. Para valores de a_p da ordem de 1,0 mm, a diferença da melhor situação (L), para a pior ($L/4$), em relação ao T_{ac} foi de 60%, enquanto que para valores de a_p em torno de 2,5 mm, essa diferença foi de aproximadamente 70%. Para o volume de material removido, verificou-se com o aumento de a_p , o seu aumento para todas as situações estudadas. A classificação predominante ficou assim estabelecida: $L > L/2 > \frac{3}{4} L > L/4$. Para valores de “ a_p ” da ordem de 2,5 mm, a diferença da melhor situação (L), para a pior condição ($L/4$), ficou em torno de 260%.

Uma outra análise realizada por Costa (1997), se refere ao comportamento da potência relativa de corte (potência de corte dividida pela penetração de trabalho) em função do tempo

de corte, para as quatro larguras fresadas estudadas. Os resultados mostraram um aumento da potência relativa de corte com o tempo de usinagem para todas as penetrações de trabalho consideradas. A condição L foi a que apresentou a menor potência de corte relativa, seguida das condições $\frac{3}{4}L$, $L/2$ e $L/4$.

Com relação ao estudo dos parâmetros R_a e R_{max} em função do tempo de corte, para os diferentes posicionamentos fresa-peça considerados, os resultados não permitiram estabelecer um padrão de comportamento para análise do processo de um modo mais amplo. Apesar disso, Costa observou que a condição $\frac{3}{4}L$ foi a que apresentou os maiores valores nominais de R_a e R_{max} , principalmente a baixas velocidades de corte, sendo os menores valores obtidos em operações de usinagem com penetração de trabalho $L/4$.

2.6.6 Influência do posicionamento relativo fresa-peça na usinagem a uma dada largura de corte “ a_e ”

Caldeirani (1998), fez um estudo a respeito da influência do posicionamento fresa-peça (distância de ajustagem “ j ” da Figura 2.23), na vida das ferramentas de corte para diversas condições de usinagem e uma dada largura de corte “ a_e ”, utilizando uma fresa de 125 mm de diâmetro. Foram realizados diversos ensaios experimentais, variando a distância de ajustagem “ j ” e os parâmetros de corte “ f_z ” e “ v_c ”, sendo feitas medições de desgaste das ferramentas para percursos de corte pré-estabelecidos. O critério de desgaste definido foi o desgaste de flanco VB_{Bmax} , sendo o seu valor de fim de vida fixado em 0,7 mm.

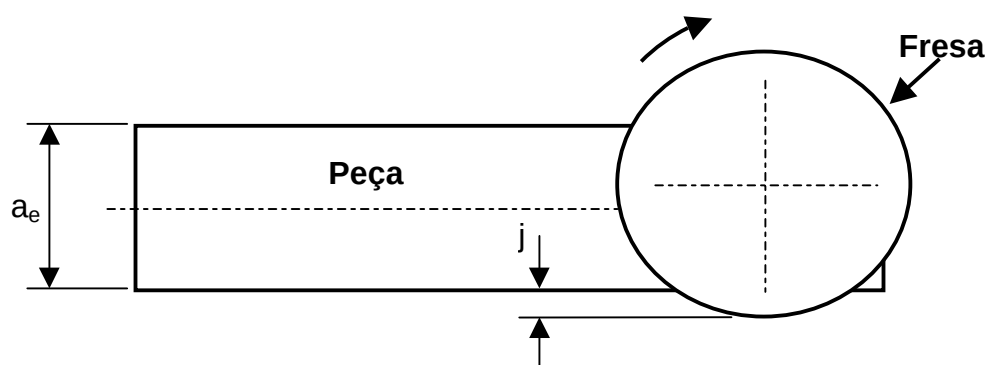


Figura 2.23 – Representação da distância de ajustagem “ j ”.

A faixa de variação dos parâmetros de corte utilizada foi a seguinte:

- v_c : 192,4 a 331,4 m/min
- f_z : 0,10 a 0,15 mm/dente
- distância de ajustagem "j": 4,75 a 32,75 mm

Os resultados mostraram que o aumento da distância de ajustagem "j" acarretou um aumento dos valores de desgaste ao longo de toda a vida das ferramentas. Os menores valores de desgaste foram verificados na usinagem com o menor valor de "j", contrariando a literatura disponível, que recomenda o corte simétrico como aquele que deveria proporcionar os menores valores de desgaste nas ferramentas, em função de propiciar o menor ângulo de contato fresa-peça e conseqüentemente menor tempo de contato. O autor sugere que tal comportamento seria decorrente dos choques menos intensos quando da entrada da ferramenta na peça, em razão de menores valores de "j" proporcionarem um início de corte com menores espessuras de cavaco, o que evidenciaria que a intensidade dos choques na entrada do corte é, por vezes, um fator decisivo para a vida da ferramenta.

2.7 CONSIDERAÇÕES SOBRE VIBRAÇÕES NO PROCESSO DE FRESAMENTO

Como já foi visto, o processo de fresamento é particularmente mais complexo que os outros métodos de usinagem em geral, em razão do maior número de variáveis que influenciam o corte e das características inerentes ao processo.

Em razão disso, o comportamento dinâmico do conjunto ferramenta-peça-máquina durante o corte e o acabamento superficial produzido, dependem de muitos fatores que devem ser considerados, uma vez que a variação das forças de corte com o tempo pode resultar em níveis de vibração não aceitáveis. A própria condição da máquina ferramenta e a sua rigidez podem afetar a qualidade da superfície usinada. Uma pequena folga no mecanismo de avanço, ou mesmo uma fundação mal projetada, podem originar níveis de vibração que comprometam a vida da ferramenta.

O desgaste das ferramentas no decorrer da usinagem provoca um aumento da força necessária para cisalhar o material, fazendo aumentar a vibração no conjunto peça-ferramenta-máquina. Como a vibração não depende somente do desgaste, mas também da geometria da ferramenta, das condições de usinagem, do material da peça, do método de fresamento, além dos fatores já citados anteriormente, torna-se muito importante que se conheça a influência de cada um deles, a fim de que seus efeitos possam ser minimizados. O comportamento de alguns desses fatores em relação ao nível de vibração, são:

- comprimento em balanço da fresa deve ser mantido o menor possível, de modo a aumentar a rigidez do sistema;
- a peça deve ser adequadamente fixada em toda a sua dimensão, evitando o corte em áreas que não sejam apoiadas em relação às forças de corte desenvolvidas;
- de uma maneira geral, avanços mais elevados proporcionam maiores níveis de vibração do que avanços mais baixos;
- um número excessivo de dentes em contato simultaneamente na peça pode causar uma pressão excessiva no corte, aumentando os esforços de corte;
- quando possível, o uso de uma geometria positiva deve ser preferencial, o que faz reduzir as forças de corte;
- o fresamento discordante favorece o desgaste das ferramentas devido ao escorregamento relativo peça-fresa quando da entrada da ferramenta no corte, fazendo aumentar as forças no sistema. Também faz aumentar a necessidade de fixação, uma vez que as forças de corte geradas tendem a levantar a peça da mesa;
- a vibração do sistema tende a aumentar com o aumento da profundidade de corte;
- com o aumento da dureza e do limite de resistência do material de trabalho, os níveis de vibração tendem a aumentar;

2.8 CONSIDERAÇÕES SOBRE A TEMPERATURA DE CORTE NO FRESAMENTO

O conhecimento dos fatores que levam à geração de calor, ao fluxo de calor e à distribuição de temperatura na ferramenta e material de trabalho próximo a aresta de corte é fundamental ao processo de corte, principalmente no que se refere à performance da ferramenta e às limitações das taxas de remoção de material da peça.

Taylor (1907), em seu artigo “On the Art of Cutting Metals”, já fazia referências às limitações impostas pela temperatura de corte ao processo.

Durante uma operação de usinagem, quase toda a potência consumida para deformar e cisalhar o material na forma de cavacos é transformada em calor. Uma pequena parcela dessa energia fica retida no sistema na forma de energia elástica e energia de superfície, o qual está associada à geração das novas superfícies.

A Figura 2.25 mostra as três regiões onde o calor é gerado em uma operação de corte:

- zona de cisalhamento primária, zona A da Figura 2.25;
- zona de cisalhamento secundária, zona B (aderência) e zona C (escorregamento) da Figura 2.25;

- zona de interface entre a peça e a superfície de folga da ferramenta (zona de cisalhamento terciária), zona D da Figura 2.25;

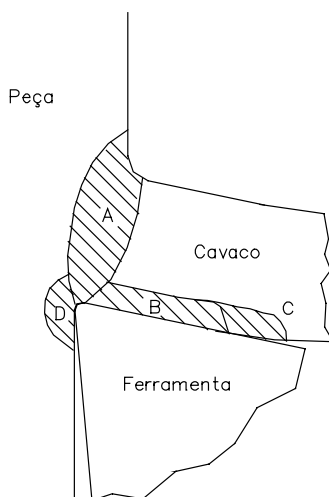


Figura 2.25 – Zonas de geração de calor durante a usinagem.

A maioria da energia térmica gerada nas zonas de cisalhamento é conduzida pelo cavaco, sendo o restante do calor dissipado para a peça, para a ferramenta e para o meio ambiente. Em usinagens a altas velocidades, sem o uso de fluídos de corte, Trent, 1984, mostrou que o cavaco pode atingir temperaturas da ordem de 350°C , podendo chegar a até 650°C na usinagem de aços de elevada resistência e de algumas ligas de níquel.

Apesar de representar somente cerca de 8% a 10% do calor total gerado (Ferraresi, 1977), a parcela de calor que flui em direção a ferramenta, associada ao aumento de temperatura, pode gerar temperaturas da ordem de 1100°C na ferramenta, o que pode influenciar fortemente a sua resistência. Abrão e Aspinwall (1997), em um trabalho utilizando ferramentas de PCBN, estimaram a temperatura da interface cavaco-ferramenta durante a usinagem de barras de aço AISI E52100. Foram encontradas temperaturas da ordem de 1550°C .

A zona de cisalhamento primária é a região definida entre o material que está sendo usinado e o cavaco que está sendo formado. Quase todo o calor gerado nesta região, que é decorrente do trabalho necessário para cisalhar o material, é conduzido pelo cavaco, à medida que flui pela superfície de saída da ferramenta. Apenas uma pequena parcela é conduzida para a peça, e é a responsável por aumentar a sua temperatura, podendo as vezes causar problemas dimensionais.

Estudos realizados por Trent (1987), mostraram que o intervalo de tempo com o qual a porção de cavaco passa pela superfície de saída da ferramenta é da ordem de poucos milissegundos. A temperatura do cavaco, portanto, teria muito pouca influência na performance da ferramenta, no sentido de acelerar os mecanismos de desgaste termicamente ativados, uma vez que o tempo com que a porção de cavaco passa sobre a superfície de saída da ferramenta é pequeno para conduzir calor.

A parcela de calor gerada na zona de cisalhamento secundária é a mais importante em relação à performance da ferramenta, sendo diretamente responsável pela limitação da vida e taxas de remoção de material, principalmente na usinagem de materiais duros e de elevado ponto de fusão. O cavaco, ao atravessar a superfície de saída da ferramenta sofre altíssimas deformações plásticas cisalhantes, numa pequena região junto à interface com a ferramenta, desenvolvendo ali altíssimas temperaturas, comprometendo a resistência das ferramentas.

Estudos realizados por Trent (1963), evidenciaram a existência de um contato íntimo entre o cavaco e a ferramenta em uma grande porção da interface, na superfície de saída da ferramenta. Foi identificado o que seria a ocorrência de dois fenômenos termo-plásticos: Um ocorrendo imediatamente próximo a aresta de corte, numa região definida como zona de aderência, e outro ocorrendo na periferia desta, numa região denominada zona de escorregamento. A Figura 2.26 identifica estas duas regiões. Linha BC = aderência e linha CD = escorregamento.

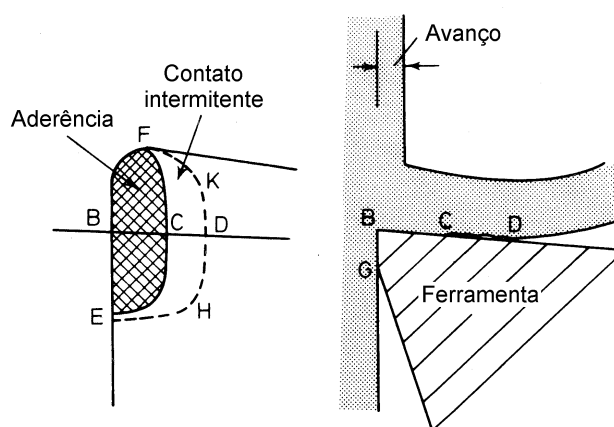


Figura 2.26 – Áreas de aderência e escorregamento na interface cavaco-ferramenta.

Segundo Wright (1981), as condições de aderência e escorregamento dependem dos seguintes fatores:

- da combinação do material da peça e da ferramenta;
- das condições atmosféricas;
- do tempo de usinagem e da velocidade de corte;

Trent (1987), sugeriu que o mecanismo de deformação na zona de aderência ocorria de duas maneiras diferentes. Por movimento de discordâncias, a baixas velocidades de corte e na presença de aresta postiça de corte, e por cisalhamento termoplástico, a velocidades de corte mais elevadas, responsável pela ocorrência do que ele chamou de zona de fluxo. Nesta região, as deformações plásticas seriam altíssimas, bem maiores que as ocorridas no plano de cisalhamento primário, gerando temperaturas que afetam diretamente os mecanismos de desgaste e o limite de escoamento das ferramentas. A quantidade de calor que flui para a ferramenta vai depender da condutividade térmica da ferramenta, da geometria da ferramenta e do método de refrigeração que porventura possa ser utilizado.

As condições de interface cavaco-ferramenta (aderência, escorregamento ou aresta postiça de corte), devem ser assumidas como os fatores mais importantes a serem considerados na influência sobre a temperatura da ferramenta de corte. Trent (1987), cita também três parâmetros metalúrgicos que influenciam o cisalhamento termoplástico na zona de fluxo e, portanto, a temperatura da ferramenta:

- o ponto de fusão do principal elemento químico do material da peça. Quanto maior o ponto de fusão deste elemento, maior a temperatura da interface cavaco-ferramenta, para qualquer velocidade de corte;
- alguns elementos de liga que aumentam a resistência do material da peça, promovendo um aumento da temperatura da interface para qualquer taxa de remoção de material;
- a presença na interface de fases de baixa resistência ao cisalhamento, tais como grafita e MnS, que favorecem a diminuição da temperatura;

Na usinagem com ângulos de folga pequenos, menores que 1° , ou com ferramentas que apresentam desgaste de flanco acentuado, a zona de interface entre a peça e a superfície de folga da ferramenta pode dar origem a uma terceira fonte importante de geração de calor. O contato mais íntimo da superfície de folga com a nova superfície que está sendo formada proporciona a formação de uma zona de aderência e conseqüentemente de uma zona de fluxo, análoga à que se forma na interface cavaco-ferramenta, podendo levar a ferramenta ao colapso. Um fator que pode reduzir a intensidade do calor gerado nesta região é a utilização de ferramentas com ângulos de folga acentuados. Deve-se observar, porém, que ângulos de folga

demasiadamente grandes podem comprometer a resistência da cunha cortante, restringindo as condições para o corte e a capacidade de remoção de material da peça.

A determinação das temperaturas e dos gradientes de temperatura desenvolvidos próximos a região da aresta de corte são de grande importância para o entendimento dos mecanismos que levam ao desgaste das ferramentas e à redução da sua vida. Ao contrário do processo de torneamento, onde inúmeras são as técnicas existentes para a medição das temperaturas na zona de corte, ainda não se tem conhecimento de um procedimento experimental que determine de maneira satisfatória as temperaturas naquela região para o processo de fresamento. O fato da ferramenta girar em relação à peça estacionária, impede a utilização de vários métodos de medição adotados para ferramentas estacionárias, tais como:

- método do termopar ferramenta-peça (Lenz, 1967; Trigger, 1963; Shaw, 1984);
- medição direta por inserção de termopares na ferramenta de corte (Hirao, 1989);
- medição da temperatura utilizando vernizes termosensíveis (Lenz, 1967; Schallbrock and Lang, 1943);
- medição através do efeito de radiação térmica (Schwerd, 1933; Bickel, 1963; Trigger, 1963);
- método utilizando sais com ponto de fusão constante (Kato et al, 1976);

Trent (1984), propôs um modelo para a determinação da distribuição de temperatura através da inspeção metalográfica da própria ferramenta. Trent encontrou resultados que mostraram uma variação na dureza de ferramentas de aço rápido após sofrerem reaquecimento a determinadas temperaturas, consequência da mudança microestrutural ocorrida na zona de corte. Com base nisso, dois métodos para a determinação da temperatura foram propostos. Um relacionado à análise de micro-dureza e outro baseado nas mudanças da microestrutura da zona afetada pelo calor, na região do corte. Estes métodos metalográficos, porém, apresentam grandes limitações quanto a sua aplicabilidade. Somente podem ser utilizados no estudo da temperatura em ferramentas de aço rápido e onde temperaturas relativamente altas são geradas.

Dearnley (1983), desenvolveu uma técnica baseada na substituição do elemento ligante da pastilha (normalmente Co), por ferro e ferro-silício, com diferentes teores, que permitiu a determinação da distribuição de temperatura também em pastilhas de metal duro. O fato de cada ligante possuir uma temperatura específica de transformação de fase, permitiu a determinação das isotérmicas nas ferramentas.

Mais recentemente, e principalmente devido as limitações impostas pelo processo de fresamento aos métodos experimentais de medição de temperatura, muitos pesquisadores tem direcionado seus esforços para a elaboração de modelos analíticos e numéricos que

determinem com razoável confiabilidade a temperatura na região da aresta de corte da ferramenta.

Extensos estudos relacionados à geração de calor, distribuição de temperatura, análise de tensões e desenvolvimento de modelos em cortes descontínuos também foram realizados por Pekelharing (1978), Radulescu and Kapoor (1994) e Zorev (1963).

Wang et alli (1996), apresentam um estudo para a determinação do comportamento dinâmico do campo de temperaturas no dente de uma ferramenta para fresamento. Um modelo baseado em elementos finitos foi desenvolvido para simular a variação no tempo do fluxo de calor gerado. Para a certificação dos resultados, foi feita uma simulação experimental do mecanismo de flutuação térmica decorrente do corte interrompido através do aquecimento dos dentes da ferramenta por pulsos de laser, sendo o efeito da convecção forçada quando da saída da ferramenta do corte também considerado.

2.9 CONSIDERAÇÕES SOBRE INTEGRIDADE DE UMA SUPERFÍCIE USINADA

Independentemente do processo de fabricação utilizado, se usinagem convencional ou alguma técnica não tradicional de produção de peças, são cada vez maiores as exigências quanto a confiabilidade e eficiência estrutural dos componentes produzidos. Muitos materiais tendem a falhar sob certas condições, resultado de elevadas tensões combinadas, altas temperaturas e condições ambientais hostis a que a peça está submetida em serviço. Em muitos casos de falha verificados, tais como por fadiga e corrosão sob tensão, as falhas tiveram origem a partir da superfície da peça. O conhecimento das características da superfície usinada é, portanto, um fator de grande importância, em adição ao conhecimento das propriedades físicas e mecânicas do material de trabalho (Leskovar and Peklenik, 1982).

Koster et al (1971), definem integridade superficial como um termo que envolve a descrição e o controle das possíveis alterações produzidas na camada superficial da peça durante a sua fabricação, incluindo os efeitos dessas alterações no desempenho dos componentes em serviço.

As principais causas das alterações superficiais produzidas pelos processos de usinagem são:

- as altas temperaturas e altos gradientes de temperatura;
- as deformações plásticas envolvidas;
- as reações químicas e conseqüente absorção pela nova superfície gerada;

São inúmeros os tipos de alterações associados com a geração de uma nova superfície usinada (Field and Kahles, 1971). Como exemplos, podem-se citar:

- deformações plásticas ocorridas devido trabalho a frio ou a quente;
- recristalização;
- mudanças na dureza da camada superficial;
- transformações de fase;
- tensões residuais na camada superficial;
- ataque intergranular de micro-constituintes;
- microtrincas e macrotrincas;
- trincas, fissuras e rebarbas deformadas plasticamente, associadas com a presença de aresta postiça de corte;

Finn and Pfeiffer (1994), enumeram algumas regras gerais que podem favorecer a obtenção de um melhor acabamento de uma superfície usinada:

- as máquinas-ferramenta devem apresentar elevada rigidez e acuracidade;
- controle da seqüência do processo de fabricação e manutenção dos parâmetros de corte;
- utilização de geometria da aresta de corte e parâmetros de usinagem adequados;
- o material de trabalho deve apresentar microestrutura a mais homogênea possível;

Das possíveis alterações verificadas na superfície da peça, uma é particularmente mais importante. Refere-se à textura superficial ou acabamento superficial, o qual está relacionada com a rugosidade da superfície e envolve essencialmente a topografia de superfície. É a mais importante em operações de usinagem.

2.9.1 Acabamento superficial

A maioria dos pesquisadores classifica a qualidade geral de uma superfície usinada como função da medição de quatro parâmetros: Rugosidade, ondulações, marcas denotando as direções das irregularidades (marcas de avanço) e falhas (Juneja and Sekhon, 1987; Shaw, 1984; Schaffer, 1988; Drozda and Wick, 1983 e Sata, 1963). A Figura 2.27 ilustra as características de cada parâmetro que define o acabamento superficial.

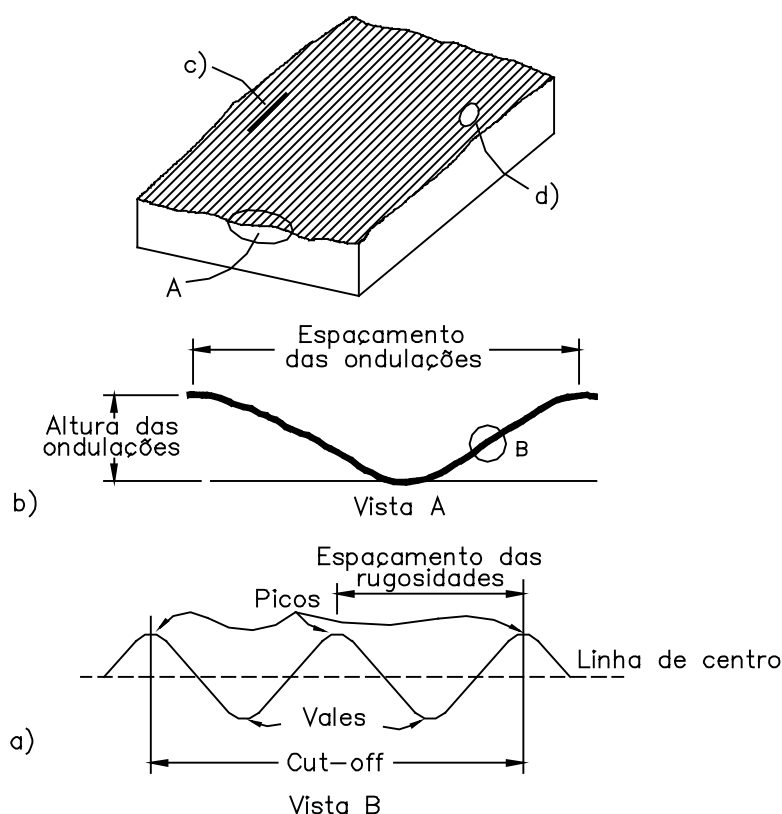


Figura 2.27 – Parâmetros que definem o acabamento superficial: a) Rugosidade superficial; b) Ondulações; c) Marcas de avanço; d) Falhas.

No entanto, nos processos de usinagem em geral, é comum a qualidade de uma superfície usinada ser classificada apenas em termos do parâmetro rugosidade, cujos valores medidos são normalmente expressos pela rugosidade média, R_a , ou pela rugosidade máxima, R_{max} .

- Rugosidade média (R_a):

A rugosidade média R_a é definida como o valor médio aritmético de todos os desvios do perfil em relação a uma linha média, dentro de um dado comprimento de amostragem L , conforme mostra a Figura 2.28. Este valor é obtido medindo-se os desvios dos picos e vales em relação à linha de centro. Em operações normais de fresamento, o valor de R_a geralmente se situa entre 0,8 e 6,3 μm , podendo chegar em operações de super acabamento a 0,1 μm , e em operações de desbaste a até 50 μm ou mais (Metals Handbook, 1989).

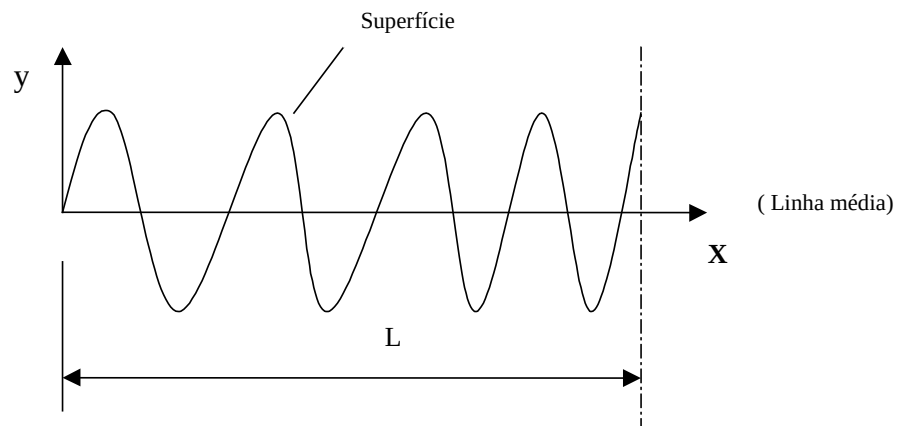


Figura 2.28 – Representação gráfica para definição do parâmetro R_a de rugosidade.

- Rugosidade máxima (R_{max}):

É definida como a distância entre duas linhas paralelas à linha média que tangencia o perfil no pico mais elevado e no vale mais profundo, em um dado comprimento de medição L , como mostra a Figura 2.29.

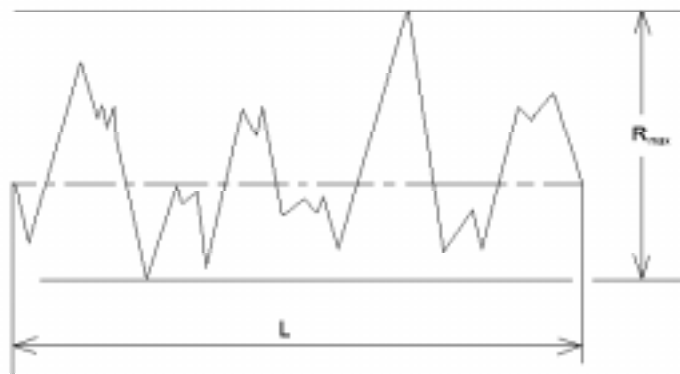


Figura 2.29 - Representação gráfica para definição do parâmetro R_{max} de rugosidade.

Um fator muito importante na medição dos parâmetros de R_a e R_{max} , é a determinação do valor do comprimento de medição " L " ("*cut-off*"), representado na Figura 2.27a. O seu valor define o comprimento de amostragem que serve de referência para a medição da altura e profundidade das irregularidades no cálculo da rugosidade. A norma ISO 4288 estabelece, em

função da estimativa da distância entre os sulcos da superfície usinada, os critérios para a correta seleção do “*cut-off*”.

2.9.2 Modelos teóricos para a estimativa da rugosidade em superfícies fresadas

A estimativa do acabamento de uma superfície usinada, a partir de uma dada condição de corte e da geometria da ferramenta, há muito desperta interesse entre os pesquisadores em qualidade superficial. Por consequência, inúmeros foram os modelos propostos, quase sempre para dar uma indicação do valor esperado de R_a e R_{max} .

Tais modelos podem variar desde os mais simples, onde a fixação do sistema e da ferramenta são consideradas extremamente rígidas, até aqueles onde a influência do comportamento dinâmico do processo no perfil da superfície gerada é levada em consideração (Shaw, 1984).

Identificar o fator mais preponderante e sua parcela de contribuição na rugosidade de uma certa superfície não é tarefa das mais simples. Quase sempre, as variáveis que influenciam a qualidade de uma superfície usinada são em número muito elevado e altamente correlacionadas, de difícil modelamento.

A necessidade de obtenção de modelos mais confiáveis, motivou alguns pesquisadores a utilizarem até mesmo metodologias e procedimentos analíticos na busca de resultados mais precisos.

Kline et alli (1982), e Sutherland and Devor (1986), propuseram um modelo para a determinação dos erros de perfil, baseados na teoria de “*Cantilever beam*” e em uma formulação de elementos finitos para explicar os efeitos da deflexão da ferramenta e da peça, durante o corte, nos resultados obtidos.

Babin et alli (1985), utilizaram a mesma teoria de “*Cantilever beam*” para estimar a topografia de uma superfície gerada por fresamento misto.

Apesar dos avanços obtidos, modelos como esses não levam em consideração a influência do comportamento dinâmico do sistema ferramenta/peça sobre o perfil da superfície gerada.

Os importantes efeitos resultantes do comportamento dinâmico, foram, contudo, considerados por pesquisadores como Montgomery and Altintas (1991). Neste trabalho, os autores propuseram um modelo para a determinação de uma superfície gerada em função da ação de corte dos dentes e da vibração do sistema.

Whitehouse (1997), utilizou métodos estatísticos para identificar e estimar a contribuição dos diferentes parâmetros estudados na rugosidade de uma dada superfície usinada.

Ismail et alli (1992), propuseram um modelo para a estimação da rugosidade de uma superfície gerada por fresamento tangencial, levando-se em consideração os efeitos decorrentes da vibração do sistema e do desgaste da ferramenta. A rugosidade, assim como os aspectos característicos do perfil da superfície foram simulados através de um modelo de geração de superfície. Para a certificação do modelo, ensaios experimentais foram realizados e os resultados comparados.

Os resultados demonstraram a confiabilidade do modelo utilizado e a importância de se considerar o efeito do desgaste da ferramenta quando da estimativa de perfis de superfície, uma vez que o erro total do perfil simulado foi significativamente afetado pelo desgaste da ferramenta.

Em muitas situações, principalmente na indústria, a rugosidade de uma superfície é utilizada como parâmetro de controle do processo de fabricação.

Como exemplo, Wilkinson et alli (1996), descrevem uma metodologia para a estimativa da rugosidade baseada no espectro de frequências espaciais gerado por superfícies fresadas, como forma de monitoramento do desgaste de ferramentas de corte. Talvez a maior contribuição deste trabalho, além de mostrar que o desgaste das ferramentas de corte em um processo de fresamento pode vir a ser estimado a partir da rugosidade da superfície usinada, seja o método de medição dos valores de rugosidade desenvolvido. O procedimento óptico adotado permite que o perfil de uma superfície seja analisado através de uma técnica baseada na interferometria a laser (sem contato), onde os valores de rugosidade são medidos durante o corte, mesmo na presença de elevados níveis de vibração, Hand (1993).

Entretanto, a grande maioria dos modelos existentes na literatura foram desenvolvidos considerando-se uma condição ideal de corte, ou seja, sem a presença de atrito entre as superfícies em contato. Desta maneira, o acabamento da superfície usinada seria dado apenas pelas marcas deixadas na peça devido ao avanço da ferramenta de corte, simplificando consideravelmente a proposição do modelo.

Por exemplo, nestas condições, em uma operação de fresamento tangencial, como ilustrado na Figura 2.30, a rugosidade de uma certa superfície poderia ser estimada através das Equações 2.1 e 2.2 (Juneja and Sekhon, 1987):

$$H = R_{\max} = \frac{f_z^2}{8 R} \quad (2.1)$$

$$Ra = \frac{f_z^2}{18 \sqrt{3} R} \quad (2.2)$$

Onde R = raio da fresa e f_z = avanço por dente da fresa.

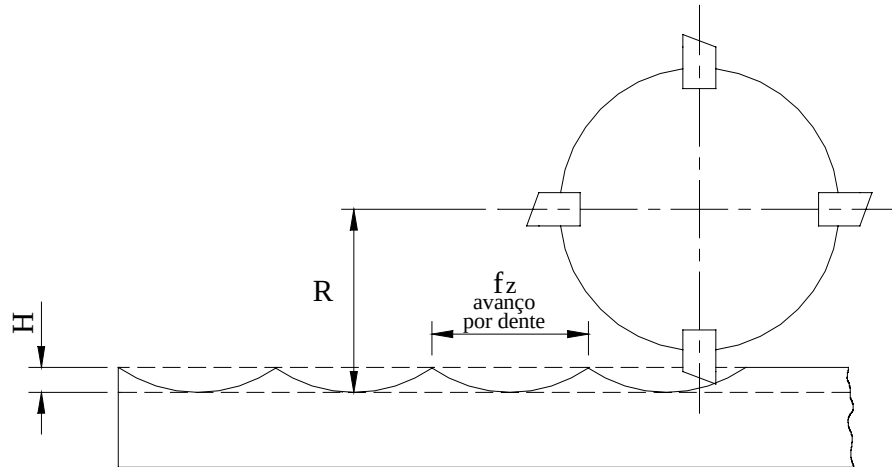


Figura 2.30 - Rugosidade no fresamento tangencial.

Um outro modelo, aplicado para a determinação do valor esperado de rugosidade em uma superfície gerada por fresamento frontal, com ferramentas sem raio de ponta, como mostra a Figura 2.31, pode ser dado pelas Equações 2.3 e 2.4:

$$H = R_{\max} = \frac{f_z}{\tan C + \cot D} \quad (2.3)$$

$$Ra = \frac{r_n - \sqrt{r_n^2 - \left(\frac{f_z}{2}\right)^2}}{2} \quad (2.4)$$

Onde f_z = avanço por dente da fresa, r_n = raio de ponta da ferramenta de corte, C = ângulo de posição principal e D = ângulo de posição secundário.

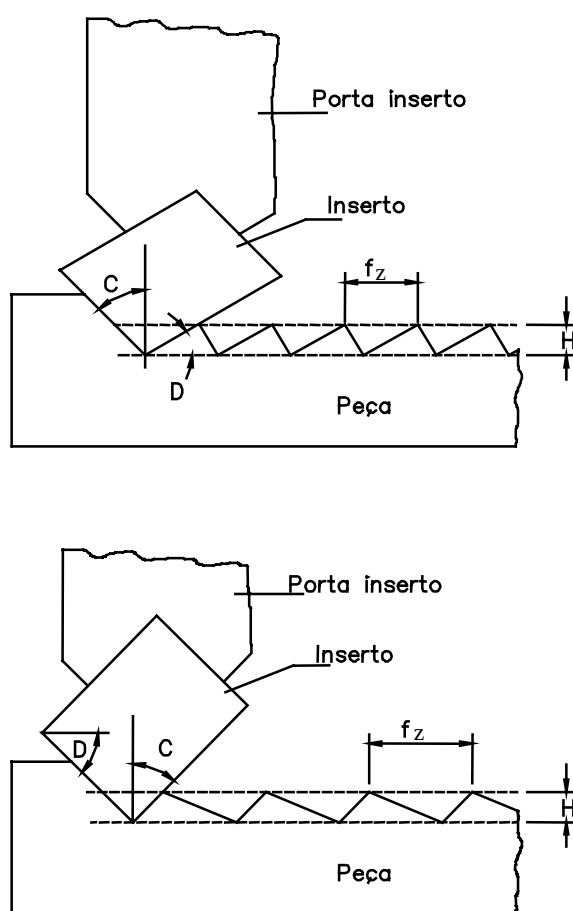


Figura 2.31 – Rugosidade no fresamento frontal.

A determinação de valores de rugosidade através de modelos teóricos, como os representados pelas Equações acima, somente tem alguma validade prática quando se deseja ter apenas uma noção rápida e simplificada da rugosidade de uma superfície usinada.

Em uma situação real de trabalho, os valores de rugosidade estimados pelos modelos teóricos simplificados são consideravelmente inferiores (às vezes muito inferiores) aos valores efetivamente medidos na superfície usinada. Esta diferença de valores decorre de variáveis do processo que influenciam a rugosidade e que não são consideradas quando da construção do modelo, tais como: as condições da máquina ferramenta, as propriedades do material de trabalho, o material da ferramenta, o processo de corte empregado, a geometria do corte, as condições de trabalho adotadas, níveis de vibração, o mecanismo de formação do cavaco, fluxo lateral do cavaco, erros de fixação da peça e da ferramenta, presença de aresta postiça de corte, desgaste da ferramenta e recuperação elástica do material da peça.

2.9.3 Considerações sobre os principais fatores que afetam a rugosidade e a integridade de uma superfície fresada

Muito mais do que ser influenciada pelo grande número de variáveis do processo, a rugosidade apresentada por uma superfície usinada depende de uma combinação de fatores que se encontram relacionados à geração desta nova superfície.

Na indústria, o monitoramento dos valores de rugosidade de uma superfície pode ser um importante parâmetro para fornecer uma indicação do desgaste das ferramentas e estabelecer o momento de sua troca. O adequado controle deste parâmetro poderia fornecer uma estimativa da vida da ferramenta, evitando uma possível quebra com graves consequências à superfície do material usinado.

Neste contexto, torna-se muito importante entender como algumas das principais variáveis do processo de corte influenciam a rugosidade de uma superfície.

As condições de usinagem adotadas exercem uma influência decisiva sobre a maneira como esses fatores afetam a rugosidade da superfície.

Condições de corte severas podem levar ao aparecimento de níveis de vibração excessivos, ao desgaste prematuro da ferramenta, e até à quebra da aresta de corte, com graves consequências à superfície usinada e às camadas diretamente abaixo destas.

Em situações menos severas, como em usinagens a velocidades de corte muito baixas, a formação de aresta postiça de corte (APC), se apresenta como um fenômeno de grande importância no resultado do perfil de rugosidade gerado.

Muitos são os trabalhos que mostram que sob certas condições, quando se tem a formação de aresta postiça de corte, a rugosidade da superfície usinada é consideravelmente comprometida (Shaw et alli, 1961; Bastein et alli, 1953; Opitz and Gappisch, 1961; Williams et alli, 1970).

Seu efeito sobre o acabamento de uma superfície pode ser assim resumido: durante o corte, partes de sua estrutura são cisalhadas e arrastadas entre a superfície da peça e a superfície de folga da ferramenta, assim como entre a superfície inferior do cavaco e a superfície de saída de ferramenta. O atrito dessas partículas com a superfície gerada leva à deterioração de seu acabamento, deixando marcas profundas, deformando plasticamente a superfície e levando à formação de micro e macro trincas.

Nas ferramentas, estas partículas que se desprendem e são arrastadas no corte provocam danos, ocasionando desgaste abrasivo e difusivo, reduzindo a vida das ferramentas e influenciando no acabamento superficial.

Existem estudos que mostram que em algumas situações, a presença de aresta postiça de corte pode se tornar benéfica à vida da ferramenta. Wallbank (1979), usinando ferro fundido

com ferramentas de aço rápido e metal duro, observou que a formação de APC pode prevenir o desgaste da ferramenta pelo deslocamento da ação do corte para fora da aresta cortante. Porém, testes comparativos mostraram que o menor desgaste da ferramenta não foi suficiente para proporcionar um melhor acabamento da superfície usinada, uma vez que os efeitos danosos proporcionados pela presença da APC foram preponderantes para o perfil da superfície usinada.

O aumento da velocidade de corte faz com que a APC desapareça e a rugosidade da superfície melhore. Com o crescimento deste parâmetro, um aumento da temperatura na região do corte é verificado. Esta elevação de temperatura elimina as condições para a ocorrência do encruamento, necessário à formação da APC, determinando uma velocidade crítica a partir do qual se tem uma melhora da rugosidade da superfície usinada.

Contudo, a adoção sem critérios de velocidades de corte elevadas não significa, a priori, a garantia de obtenção de superfícies com qualidade superior.

Bailey (1975), mostra que em usinagens com velocidades de corte muito elevadas, os processos controlados termicamente, tais como recristalização, recuperação e desgaste difusivo, passam a assumir uma importância decisiva na determinação da qualidade de uma superfície usinada, ao contrário do que ocorre a baixas velocidades de corte.

Field and Kahles (1972), fresando aço AISI 4340 temperado e revenido, a altas velocidades de corte, observaram que as altas temperaturas geradas foram suficientes para promover a transformação da fase α (alfa) em γ (gama) na camada superficial da peça, além de revenimento nas camadas subsuperficiais. Sob refrigeração, devido a utilização de fluido de corte, verificaram a formação de uma dura camada superficial de martensita. Os resultados mostraram que as deformações plásticas envolvidas (decorrentes dos elevados esforços de corte), acompanhadas de possíveis transformações de fase nas camadas próximas à superfície da peça são em muitos casos responsáveis pelo aparecimento de micro e macro trincas, e pelo desenvolvimento de altas tensões residuais, com graves conseqüências para o acabamento da superfície usinada.

Em um trabalho semelhante, Shouckry (1982), mostra que a ocorrência e a intensidade dessas alterações na topografia da superfície dependem principalmente do material da peça, do estado desse material, do processo de usinagem e dos parâmetros de corte escolhidos.

Pode-se dizer que apesar da multiplicidade de fatores que influenciam a geração das tensões residuais, o princípio básico do processo consiste das deformações plásticas não homogêneas e/ou transformações de fase que ocorrem na superfície usinada da peça, decorrentes das interações mecânicas e térmicas entre a peça e a ferramenta.

Por exemplo, no processo de fresamento, inúmeras são as formas de distribuição e níveis de tensão residual possíveis em uma superfície usinada.

Syren et alli (1977), apresentam um esquema da distribuição de tensões residuais próximo à superfície fresada de uma peça de aço. O trabalho mostra que nos casos de fresamento tangencial concordante e de fresamento frontal com a ferramenta inclinada, as tensões residuais produzidas foram predominantemente de tração, devido ao efeito pouco significativo do fenômeno de escorregamento entre a ferramenta e a peça no momento do corte. Já no fresamento tangencial discordante e no fresamento frontal perpendicular à superfície usinada, observou-se uma predominância de tensões residuais compressivas devido ao efeito considerável de escorregamento da ferramenta no momento do corte.

Ainda de acordo com Syren et alli (1977), os parâmetros de usinagem que mais influenciam a distribuição de tensões residuais em uma superfície são a velocidade de corte e o avanço. Em geral, os parâmetros de corte que favorecem a ocorrência de escorregamento contribuem para o desenvolvimento de tensões residuais compressivas, enquanto que os parâmetros que levam a um aumento da geração de calor na peça, contribuem para a obtenção de uma superfície com tensões residuais de tração.

Um aumento da velocidade de corte leva, conseqüentemente, a uma diminuição da ocorrência de tensões compressivas e a uma maior incidência de tensões residuais de tração, como resultado da maior geração de calor. A diminuição dos valores de avanço favorece o fenômeno de escorregamento, e portanto o aparecimento de tensões residuais predominantemente compressivas. Analogamente ao avanço, um aumento do diâmetro da fresa proporciona o aparecimento de tensões residuais tipicamente compressivas (Victor and Kiethe (1975); Tonshoff (1966)).

Bayoumi et alli (1991), sugerem um mecanismo de geração de tensões residuais baseado na restrição imposta à recuperação elástica das camadas adjacentes à camada usinada do material da peça. O trabalho mostra que durante a geração de uma nova superfície, a camada mais externa do material da peça é deformada plasticamente, enquanto as camadas subseqüentes se deformam elasticamente. Devido as características mecânicas do material, estas camadas vão se recuperando elasticamente. Entretanto, à medida que este processo prossegue, a camada deformada plasticamente impõe restrições à recuperação elástica das camadas subseqüentes, levando ao aparecimento de um complexo estado de tensões residuais na superfície do componente usinado. Os resultados ainda mostraram que de uma maneira geral, os níveis de tensão residual diminuem com a elevação da velocidade de corte e aumentam com o crescimento das taxa de avanço.

Existem muitos fatores que levam ao aparecimento de tensões residuais em novas superfícies geradas, não apenas aqueles decorrentes de fatores de origem mecânica. As tensões residuais de origem térmica, em um processo de corte interrompido, tem grande importância no mecanismo de falha da ferramenta de corte (Zorev e Sawiaskin, 1970).

Jasinevicius et alli (1999), apresentam um trabalho onde discutem a influência do tamanho de grão, anisotropia e pureza de um material policristalino, na qualidade de uma superfície submetida a um processo de usinagem de ultra precisão.

Em operações desse tipo, a remoção de material e o processo de geração da nova superfície são governados por micro interações a nível dos grãos da estrutura cristalina, fazendo com que o acabamento da superfície se torne muito mais sensível às variações decorrentes do processo de corte.

O trabalho mostra que as deformações resultantes do mecanismo de formação do cavaco, introduzem na superfície usinada elevados níveis de tensão residual, comprometendo a sua rugosidade. Ao interagir com a peça, a aresta da ferramenta provoca níveis diferenciados de deformação nos grãos adjacentes da estrutura cristalina, uma vez que apresentam diferentes propriedades mecânicas devido as diferentes orientações cristalográficas que possuem. Nestas condições, um estado de tensões se estabelece. Como resultado, grãos da estrutura do material sofrem pequenas variações topográficas na sua altura, empobrecendo o acabamento da superfície usinada.

Uma outra consequência do estado de tensões estabelecido pela deformação dos grãos, se refere às alterações no comportamento dinâmico do corte. Os autores observaram o aparecimento de microvibrações na ponta da ferramenta, tanto na direção de avanço como na direção perpendicular ao avanço, contribuindo para a redução da qualidade da superfície usinada.

A utilização de fluido de corte também exerce influência importante sobre a qualidade de uma superfície usinada. Bailey (1975), verificou que a aplicação de fluido de corte freqüentemente ajuda na eliminação da APC, contribuindo para a melhora da superfície usinada. Ensaio comparativos realizados a velocidades de corte mais altas (sem portanto, a presença de aresta postiça de corte), mostraram uma melhora no acabamento das superfícies que foram obtidas sob a ação de fluido de corte. Nestas condições, uma grande redução na extensão das deformações plásticas, assim como nos níveis de tensão residual das novas superfícies geradas foram observadas.

Por outro lado, a aplicação de fluido de corte em processos descontínuos de corte, como é o caso do fresamento, favorece o aparecimento de trincas térmicas na ferramenta, que aliada aos choques mecânicos inerentes ao processo, levam à aceleração dos mecanismos de desgaste da ferramenta, com consequências negativas para a qualidade da superfície usinada (de Melo, 2000).

De um modo geral, a utilização de fluido de corte em fresamento só se apresenta vantajosa em operações com ferramentas de aço rápido (altamente tenazes), em condições de corte muito suaves. Do contrário, as possíveis vantagens proporcionadas pela utilização do

fluido de corte não se justificam, uma vez que se tem muito reduzida a vida da ferramenta de corte.

A presença de partículas duras no material de trabalho (presença de impurezas e inclusões) é um outro fator que pode contribuir para o empobrecimento da superfície usinada. Ohmori and Takada (1982), mostram que o tamanho e o número dessas partículas são fatores de grande limitação à obtenção de um bom acabamento superficial. Durante o corte, algumas partículas que são arrancadas pela ação da ferramenta, são arrastadas por sobre a superfície gerada, originando pequenos riscos e danificando o acabamento superficial.

Estas partículas também se mostraram responsáveis pela formação de microtrincas nas arestas de corte da ferramenta. Geradas por um mecanismo de fadiga, devido aos choques constantes destas partículas duras e de elevada resistência com a ferramenta de corte, estas microtrincas contribuem negativamente para o acabamento da superfície usinada.

Os autores sugerem, como forma de atenuar os problemas causados pela presença indesejada de inclusões duras no material de trabalho, o uso de ferramentas com ângulos de saída negativos. Uma ferramenta com essas características, minimizaria a ação de arraste dessas partículas por sobre a superfície de corte, contribuindo para a melhora da rugosidade da superfície usinada.

Um outro fator pouco comum na literatura, e que também influenciaria a qualidade de uma superfície usinada foi relatado por Wilkinson (1996). O autor observou em seus estudos alterações no perfil da superfície, ocasionadas por vibrações decorrentes de variações aleatórias na micro dureza da ferramenta de corte. Esta vibração forçada potencializaria o desgaste e o lascamento das arestas de corte, alterando a geometria da ferramenta e influenciando o perfil final da superfície obtida no corte.

Os parâmetros geométricos da ferramenta de corte também têm grande importância e podem ter influência decisiva sobre o acabamento da superfície que se está usinando. Gladman (1955), mostra que o aumento do raio de ponta, assim como, do ângulo de saída da ferramenta, podem melhorar sensivelmente o acabamento superficial. O autor sugere que o raio de ponta da ferramenta deve ser suficientemente grande de modo a reduzir o efeito das marcas de avanço, embora tenha observado que valores de raio excessivos favorecem o aparecimento de elevados níveis de vibração. Ensaio realizados utilizando ferramentas com diferentes ângulos de saída, mostraram que ângulos de saída positivos mais acentuados proporcionaram menores forças de corte, e portanto menores níveis de vibração do conjunto ferramenta/peça, contribuindo para a obtenção de superfícies com valores de rugosidade inferiores.

Schmidt (1947), estudou a influência da variação do ângulo de saída da ferramenta sobre o acabamento de uma superfície usinada. Utilizando ferramentas de metal duro em

fresamento frontal, os resultados mostraram que uma mudança no ângulo de saída radial de +6 para -18 graus, proporcionava muito menos efeito sobre o acabamento superficial do que mudanças na velocidade de corte e no avanço por dente. Ensaios com ângulos de saída muito negativos mostraram alterar o direcionamento e favorecer o acúmulo de cavaco no espaçamento entre os dentes da fresa, com conseqüências negativas para a superfície usinada. Nestas circunstâncias, uma grande deformação do cavaco é observada, resultando em um aumento dos esforços de usinagem e dos níveis de vibração verificados.

Estudos realizados por Martelotti (1941), (1945) e (1946), mostraram que, de uma maneira geral, uma boa formação do cavaco e um bom acabamento superficial estão usualmente associados com grandes ângulos de saída, assim como, de que a aresta postiça de corte e pobre acabamento estão relacionados com ângulos de saída pequenos. Entretanto, Chisholm (1950), mostrou que a variação da velocidade de corte pode alterar significativamente este comportamento.

Experimentos realizados para velocidades de corte mais baixas, constataram uma melhora do acabamento com o aumento do ângulo de saída da ferramenta, sendo que os melhores resultados de acabamento foram obtidos para elevados ângulos de saída positivos. Para as velocidades mais altas, ocorreu o oposto, e os melhores acabamentos foram obtidos com ângulos de saída negativos.

A influência do ângulo de posição e do ângulo de posição secundário sobre o acabamento de uma superfície usinada foi estudada por Katan (1996).

Segundo Kattan and Currie (1996), um projeto de ferramenta com ângulo de posição secundário inadequado, pode levar ao aparecimento de “chattering” e vibrações, com conseqüências diretas sobre a rugosidade, a acuracidade dimensional e a vida da ferramenta de corte. Este ângulo também protege a aresta secundária de corte contra arranhões e riscos, reduzindo o atrito do flanco secundário com a superfície usinada da peça. Outro fator importante a ser observado é que o decréscimo no ângulo de posição secundário contribui para aumentar a resistência da ponta da ferramenta, devido ao conseqüente aumento do ângulo de ponta da ferramenta. Entretanto, os autores ressaltaram que ângulos inferiores a 3° não devem ser recomendados, pois nestas condições as forças radiais de corte são significativamente aumentadas (em virtude da aresta secundária de corte tornar-se mais ativa), favorecendo o aparecimento de elevados níveis de vibração. Por outro lado, os resultados mostraram que a utilização de valores de χ_r muito elevados, além de enfraquecer a ponta da ferramenta, proporcionam a obtenção de superfícies com valores de rugosidade máxima maiores, indicando uma tendência de redução da qualidade da superfície usinada com o aumento de χ_r . Segundo Amarego (1969), citado por Kattan and Currie (1996), os melhores resultados foram obtidos para ângulos de posição secundário variando entre 5° e 15°.

Em seu estudo, Kattan and Currie (1996), realizaram testes comparativos utilizando valores positivos e negativos de χ_r . De um modo geral, os resultados mostraram que ferramentas com valores negativos de χ_r proporcionaram superfícies com acabamento superior a aqueles obtidos com ferramentas com valores de χ_r positivos.

Os melhores resultados de rugosidade foram obtidos utilizando-se um ângulo de posição de 95° . A ferramenta com valor de $\chi_r = 105^\circ$ foi a que apresentou os piores resultados em termos de acabamento superficial. Segundo o autor, nestas condições, elevadas forças radiais são desenvolvidas, fazendo com que o sistema ferramenta/peça fique mais susceptível a vibrações, e contribuindo para o empobrecimento da superfície usinada.

Durante o corte, o ângulo de folga também deve merecer atenção, uma vez que tem grande importância para a vida da ferramenta e a qualidade do acabamento superficial. Ele deve ser suficiente para prevenir o atrito entre a ferramenta e a superfície que está sendo usinada, evitando com isto forças adicionais que causam vibrações e aceleram o desgaste da ferramenta de corte. Além disso, valores adequados de ângulos de folga tem o objetivo de ajudar na saída de fragmentos de APC e inclusões existentes no material de trabalho, reduzindo seus efeitos danosos e contribuindo para melhorar o acabamento da superfície usinada.

O ângulo de cisalhamento " ϕ " é uma outra variável geométrica que pode trazer consideráveis benefícios ao acabamento de uma superfície usinada. O seu incremento reduz a espessura do cavaco deformado h' , reduz as forças de corte (força de avanço e força tangencial), e ajuda na redução da APC. O ângulo de cisalhamento pode ser alterado através da mudança da geometria da ferramenta, pelo aumento da velocidade de corte, pela melhoria da capacidade de lubrificação do fluido de corte e pela melhoria da usinabilidade do material da peça.

Entretanto, o aumento no ângulo de cisalhamento pela alteração dos parâmetros acima deve ser feita de maneira bastante criteriosa, uma vez que tais variações tem suas limitações. O aumento do ângulo de saída como forma de alterar a geometria da ferramenta e, conseqüentemente, aumentar o ângulo de cisalhamento, pode levar ao enfraquecimento e à redução da capacidade de condução de calor da aresta de corte. Um aumento da velocidade de corte pode, em contra partida, acelerar o desgaste da ferramenta, devido ao aumento da geração de calor na região do corte.

A capacidade de amortecer e minimizar as vibrações decorrentes de máquinas e equipamentos próximos também tem grande influência sobre a qualidade da superfície gerada. A influência da rigidez da máquina no acabamento superficial é particularmente evidenciada pelas ondulações produzidas na superfície da peça. Uma máquina ferramenta deve ter potência e ser rígida o suficiente para suportar os esforços gerados e evitar o deslocamento da

ferramenta em relação à peça durante o corte, impedindo a ocorrência de variação dimensional e ondulações.

A relação entre a vida da ferramenta e o acabamento da superfície a ser usinada é um outro fator que pode, indiretamente, prolongar e melhorar a qualidade do acabamento superficial.

Vários são os trabalhos que mostram uma forte tendência do aumento da vida das ferramentas de corte quando usinando superfícies de melhor qualidade superficial. Woldman and Gibbons (1951), apresentaram resultados que indicaram um aumento de até 2000 % na vida de ferramentas de aço rápido quando usinando superfícies com qualidade de super acabamento. Kauffman (1951), encontrou resultados de aumento de vida da ordem de 1000 % para ferramentas de metal duro, em condições semelhantes.

Entretanto, Spear (1949), desaconselhou operações de usinagem em superfícies de super acabamento, concluindo que uma superfície mais rugosa propiciaria ao fluido penetrar por capilaridade na região do corte, facilitando o fluxo de cavaco pela superfície de saída da ferramenta. Shaw (1950), apresentou um trabalho no qual sugere que a maneira como o metal é deformado plasticamente durante o corte produz uma pequena abertura na parte inferior do cavaco, o qual serviria ao mesmo propósito de efeito capilaridade, sugerido por Spear (1949). Resultados semelhantes em relação à vida da ferramenta foram encontrados por Dewerth (1945) e Clauser (1948).

De uma maneira geral, pode-se dizer que a vida da ferramenta, assim como o seu desempenho, aumentam com a melhoria da qualidade da superfície imposta à aresta de corte.

CAPÍTULO III

CONSIDERAÇÕES SOBRE DESGASTE E VIDA DE FERRAMENTAS DE CORTE NO PROCESSO DE FRESAMENTO

Em um processo de usinagem, existem duas causas principais para a rejeição ou substituição das arestas de corte das ferramentas:

- a ocorrência de uma falha ou avaria, também conhecida como fratura súbita, que pode se dar sob a forma de trincamento, lascamento ou quebra (decorrente da utilização de condições de corte ou geometria da ferramenta inadequadas, por algum defeito de fabricação, ou ainda devido aos choques térmicos e mecânicos inerentes aos cortes descontínuos).
- níveis elevados de desgaste tanto na superfície de saída como na superfície de folga da ferramenta, também chamado de desgaste progressivo.

3.1 AVARIAS NAS FERRAMENTAS DE CORTE DURANTE O FRESAMENTO

Em operações de fresamento, os choques mecânicos e térmicos inerentes ao processo são os principais fatores desencadeadores de avarias que levam à rejeição das ferramentas de corte. Tais falhas geralmente se processam por trincamento, lascamento ou quebra das superfícies de folga e saída, e ocorrerão com maior intensidade e rapidez quanto menor a tenacidade das ferramentas de corte. Alguns fatores a serem considerados são: o tipo de material de trabalho, o avanço utilizado, a velocidade de corte, a geometria da ferramenta e a presença de vibrações, sendo que sob condições adequadas de trabalho, há quase sempre a tendência da ferramenta falhar por desgaste excessivo das arestas cortantes.

Boston e Gilbert (1947), foram os primeiros a constatar a presença de trincas originadas a partir de efeitos térmicos na superfície de saída de ferramentas de metal duro durante o fresamento. Até então os choques mecânicos decorrentes da entrada da ferramenta na peça em um processo de corte interrompido, eram considerados os responsáveis pela reduzida vida da ferramenta de corte. Os efeitos mecânicos devido a saída da ferramenta da peça eram desconsiderados ou considerados de pequena influência. Testes subsequentes mostraram a formação imediata e progressiva de lascamento na saída da ferramenta da peça,

indicando a presença de um outro fenômeno responsável pela falha da ferramenta de corte (Pekelharing, 1978). Desde então, muitos pesquisadores (Andrev, 1974; Okushima e Hoshi, 1963; Optiz e Fohlich, 1954; Shinozaki e Horda, 1970; Chao e Trigger, 1955) conduziram testes para demonstrar a hipótese de que o fenômeno térmico é o responsável pela formação dos *combracks*, ou sulcos em forma de pente, principal responsável por falhas de ferramentas de metal duro em cortes interrompidos a elevadas velocidades de corte.

3.2 EFEITOS TÉRMICOS E GERAÇÃO DE TRINCAS NO PROCESSO DE CORTE INTERROMPIDO

A temperatura gerada durante o processo de corte intermitente é um parâmetro de grande significância no controle da vida da ferramenta. Investigações (Chao e Trigger, 1955; Bathia et alli, 1986; Chakraverti et alli, 1984; Wang et alli, 1969; Palmi, 1987) mostraram que a temperatura no corte interrompido flutua ciclicamente, aumentando durante o tempo ativo (curva “a” da Figura 3.1) e diminuindo durante o tempo inativo de corte (curva “b” da Figura 3.1), e que os efeitos térmicos decorrentes desta variação de temperatura são dependentes das condições de corte, principalmente da velocidade de corte, do avanço e da relação entre o tempo ativo e inativo de um ciclo, e também do material da peça e da ferramenta de corte. A curva “c” mostra uma composição das curvas “a” de aquecimento e “b” de resfriamento, representando o comportamento da temperatura na ferramenta de corte durante um corte interrompido.

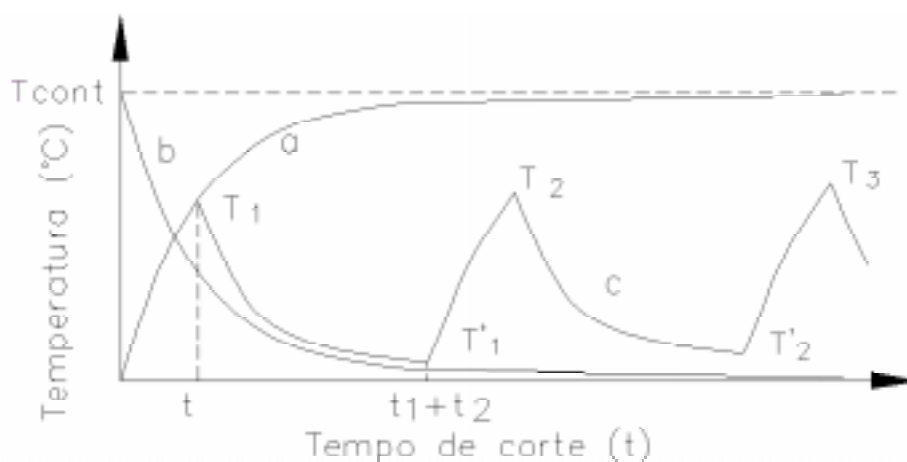


Figura 3.1 - Variação cíclica da temperatura de corte no processo de corte interrompido [Zorev e Sawiaskin, 1970].

Segundo Zorev (1963) e Zorev e Sawiaskin (1970), a flutuação cíclica da temperatura na interface cavaco-ferramenta, conforme ilustrado na Figura 3.2, leva a uma modificação também cíclica da distribuição de tensões na região de corte da ferramenta. Estas tensões de tração, atuando na ferramenta durante o período inativo em um corte intermitente, são as maiores responsáveis pela formação de trincas, sendo a magnitude dos impactos mecânicos de grande importância no processo de propagação das trincas iniciadas devido ao efeito térmico.

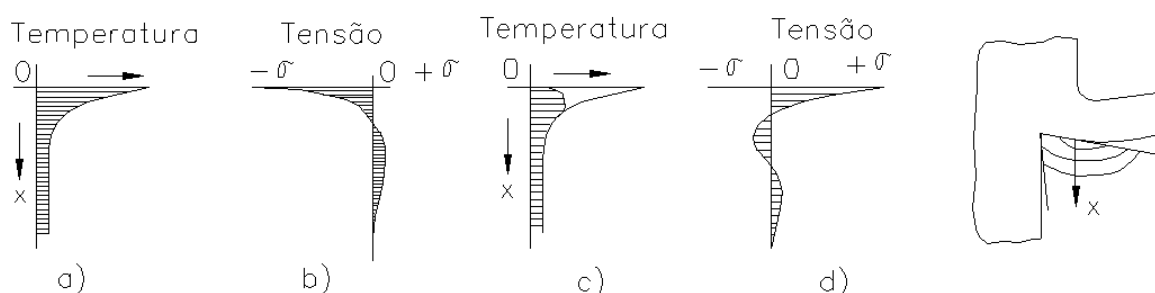


Figura 3.2 - Distribuição da temperatura e de tensões em pastilhas de metal duro, no corte interrompido [Zorev e Sawiaskin,1970].

O mecanismo de flutuação cíclica da temperatura e distribuição de tensões pode ser explicado da seguinte maneira (Zorev e Sawiaskin, 1970): “A Figura 3.2a representa a curva de distribuição de temperatura em relação a profundidade ‘x’, a partir do ponto de contato cavaco-ferramenta. Durante o corte, a camada superficial, a uma temperatura bastante alta, se dilata. Porém, as camadas inferiores, sujeitas a menores temperaturas, terão uma dilatação bem menor. Como consequência, tais camadas impedirão a ocorrência de uma dilatação muito maior na camada superficial, dando origem aí a tensões de compressão, Figura 3.2b. Decorre portanto, tensões de tração a uma determinada distância ‘x’ da superfície de contato cavaco-ferramenta. Em um instante de tempo posterior, com a variação da temperatura de corte, isto é, com o resfriamento da camada superficial (devido ao tempo inativo), esta camada estará submetida a tração, enquanto que as camadas inferiores passarão a ser solicitadas a compressão, Figura 3.2c e Figura 3.2d ”.

Além da ação cíclica do corte interrompido, este fenômeno pode também ser promovido por variação de temperatura causado por acesso irregular de refrigerante de corte (Zorev e Sawiaskin, 1970). Esta flutuação cíclica de tensões leva ao aparecimento de trincas por fadiga em ferramentas que não apresentam tenacidade suficiente para suportarem tais tensões.

Essas trincas, que são portanto de origem térmica, levarão ao desenvolvimento do que se conhece por sulcos desenvolvidos em forma de pente (“*combcrack*s”), como ilustrado na Figura 3.3.

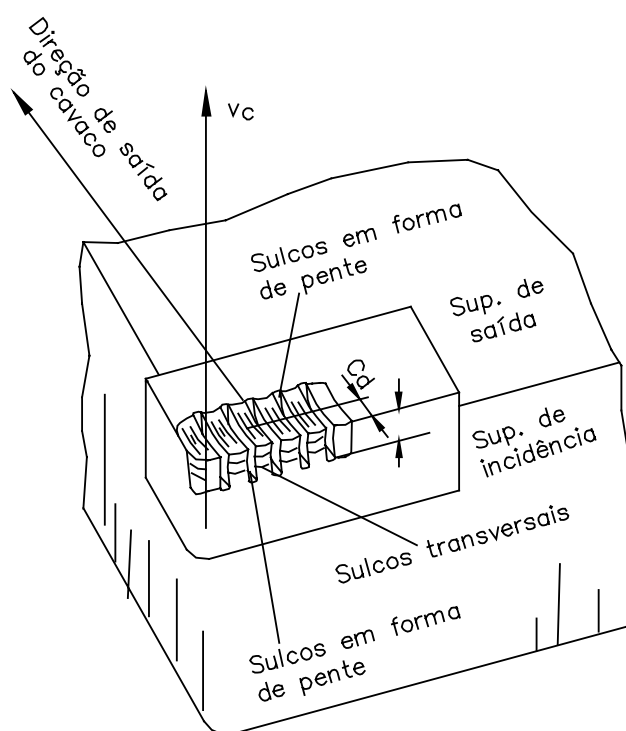


Figura 3.3 - Sulcos desenvolvidos em forma de pente [Zorev e Sawiaskin, 1970].

Tais sulcos, que são perpendiculares a aresta de corte, e que podem se desenvolver tanto na superfície de saída quanto na superfície de folga da ferramenta, promovem a fragilização da aresta cortante, facilitando o aparecimento de trincas mecânicas que normalmente se apresentam paralelas a aresta de corte. O encontro das trincas mecânicas com essas trincas de origem térmica, provocam o desprendimento de porções da aresta de corte, reduzindo drasticamente a capacidade de remoção de material e acelerando o fim de vida da ferramenta.

Melo et alli (2000), estudaram o mecanismo de formação e evolução das trincas de origem térmica em ferramentas de metal duro, sem revestimento, da classe P25, num processo de fresamento frontal. O trabalho foi realizado observando-se em microscópio eletrônico de varredura, as condições das arestas e a quantidade de trincas térmicas geradas

durante a usinagem do aço ABNT 1045, em várias condições de corte, à seco e com o uso de fluido de corte.

As curvas das Figuras 3.4, 3.5 e 3.6 mostram respectivamente, o número de trincas térmicas observadas na aresta de corte das ferramentas quando foram variados os parâmetros velocidade, avanço e profundidade de corte.

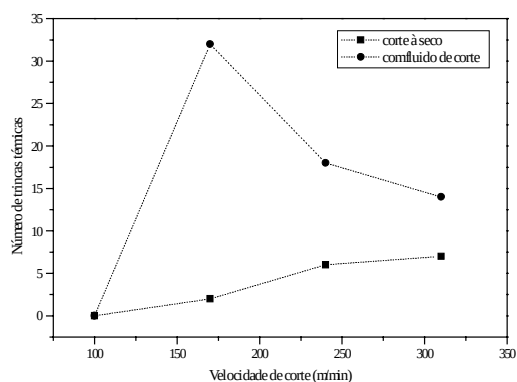


Figura 3.4 - Quantidade de trincas térmicas geradas em função da velocidade de corte, com e sem o uso de fluido de corte [Melo et alli, 2000].

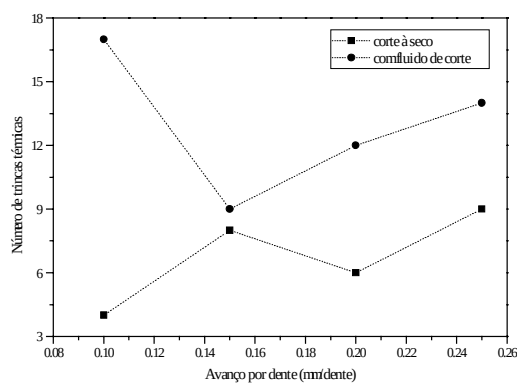


Figura 3.5 - Quantidade de trincas térmicas geradas em função do avanço por dente, com e sem o uso de fluido de corte [Melo et alli, 2000].

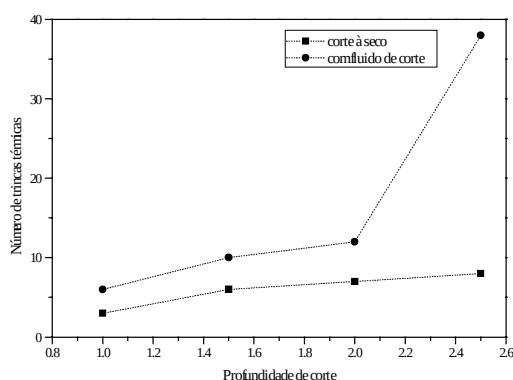


Figura 3.6 - Quantidade de trincas térmicas geradas em função da profundidade de corte, com e sem o uso de fluido de corte [Melo et alli, 2000].

A partir dos resultados obtidos, verificou-se que o aumento dos parâmetros " v_c ", " f_z " e " a_p ", promoveu o aumento do número de trincas térmicas geradas na aresta da ferramenta durante o corte. Segundo os autores, este comportamento se deve ao provável crescimento da amplitude de flutuação da temperatura na interface cavaco-ferramenta, proporcionado pelo aumento dos parâmetros de corte estudados. O uso de fluido refrigerante agravou ainda mais esta condição, pois mostrou aumentar a diferença entre a temperatura máxima e mínima durante o ciclo. As Figuras 3.7, 3.8 e 3.9 mostram algumas trincas de origem térmica e também de origem mecânica observadas no decorrer do trabalho.

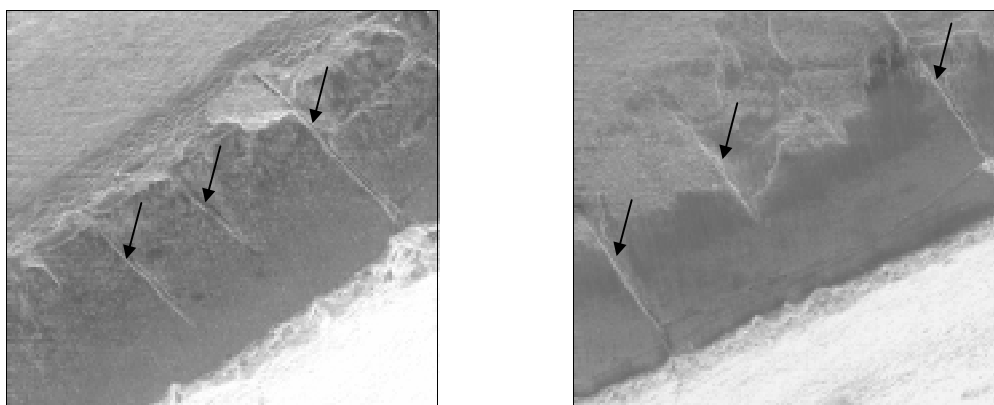


Figura 3.7 – Arestas de corte mostrando a formação de trincas de origem térmica durante usinagem com a presença de fluido de corte (200x) [Melo et alli, 2000].

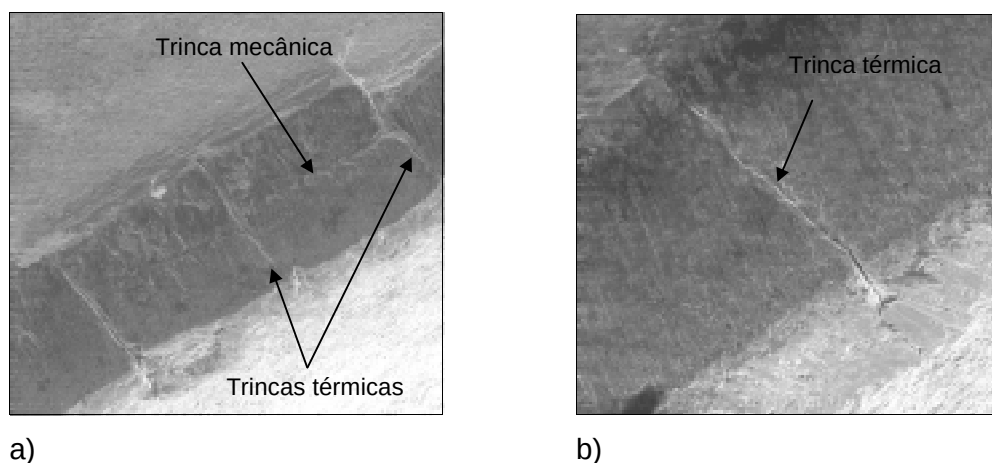


Figura 3.8 – a) Encontro de trincas de origem térmica e trincas mecânicas formadas em usinagem com a presença de fluido de corte (200x), e b) detalhe de trinca térmica gerada durante usinagem com fluido de corte (300x) [Melo et alli, 2000].

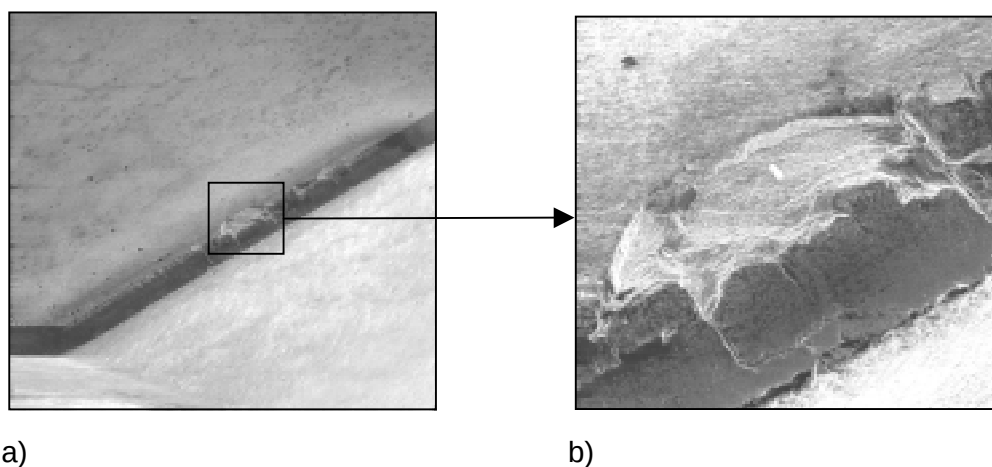


Figura 3.9 – a) Aresta de corte ensaiada com o uso de fluido de corte (30x), e b) ampliação de uma região desta mostrando o destacamento de material devido ao encontro de trincas térmicas (1 e 2) e mecânica (3) (200x) [Melo et alli, 2000].

3.3 FALHAS GERADAS NA SAÍDA DA FERRAMENTA DA PEÇA

Segundo Pekelharing (1978), o lascamento excessivo de ferramentas de metal duro usadas no fresamento ocorre devido a problemas durante a saída da aresta de corte da peça. O autor afirma que quando a ferramenta se aproxima da saída da peça, ocorre uma rotação no

plano de cisalhamento primário, tornando-o negativo, resultando na ocorrência do fenômeno conhecido como ‘formação do pé’ (“*foot forming*”), pela semelhança do cavaco destacado com um pé humano. Isto faz com que as até então elevadas tensões de compressão atuantes na região do corte, passem a atuar como tensões de tração, levando à formação de trincas nas arestas cortantes. A Figura 3.10 mostra a seqüência de formação deste fenômeno, que é peculiar a determinadas geometrias de saída da peça.

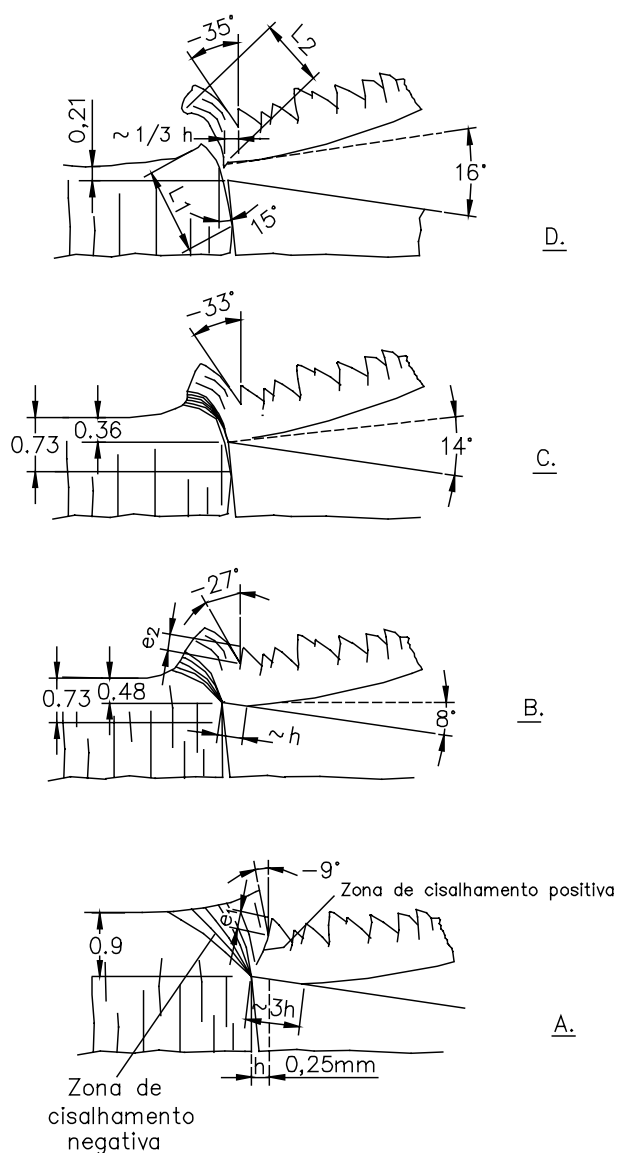


Figura 3.10 - Esquema representativo do processo de “formação do pé” [Pekelharing, 1978].

3.4 MECANISMOS DE DESGASTE

Trent (1984), considera a existência de pelo menos seis processos e mecanismos de desgaste que seriam responsáveis pelas formas de desgaste ilustradas na Figura 3.11. São eles: deformação plástica superficial por cisalhamento a altas temperaturas, deformação plástica devido a tensões de compressão, desgaste por difusão, desgaste por aderência e arrastamento (*“attrition”*), desgaste abrasivo e desgaste de entalhe.

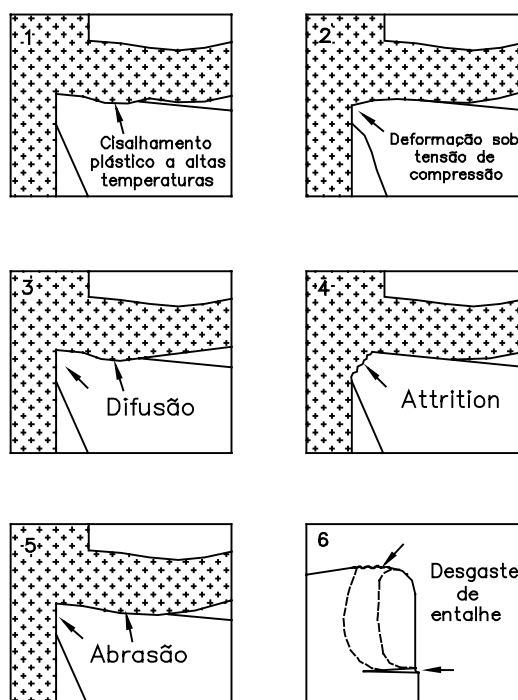


Figura 3.11 - Mecanismos e processos de desgaste que ocorrem nas ferramentas de corte [Trent, 1984].

3.4.1 Deformação plástica superficial por cisalhamento a altas temperaturas

É definido mais como um processo de desgaste, que ocorre em ferramentas onde as tensões cisalhantes na interface cavaco-ferramenta são suficientes para causar deformação plástica na aresta de corte. Devido as altas temperaturas ali desenvolvidas, a resistência ao escoamento do material da ferramenta próximo a interface é reduzida, sendo as tensões cisalhantes suficientes para causar deformação plástica, arrancando material da superfície da ferramenta e formando uma cratera, conforme a Figura 3.11.1.

3.4.2 Deformação plástica devido a tensões de compressão

Também é definido como um processo de desgaste, geralmente causado por elevadas tensões de compressão aliadas às altas temperaturas desenvolvidas na superfície de saída da ferramenta, levando à fratura súbita. Este processo de desgaste é portanto, mais propício de acontecer em usinagens com altos valores de velocidade de corte e avanço ou quando usinando materiais de elevada dureza. No caso de ferramentas de metal duro revestido, as propriedades de deformação do substrato, ao invés da resistência ao desgaste do revestimento, determinarão o limite quando da usinagem a altas velocidades de corte (Kramer, 1987), Figura 3.11.2.

3.4.3 Desgaste por difusão

Este mecanismo de desgaste envolve a transferência de átomos entre os materiais da ferramenta e da peça a elevadas temperaturas, podendo ocorrer tanto na superfície de saída como na superfície de folga (Figura 3.11.3). Shaw (1984), sugere que a taxa de difusão depende mais da temperatura e da solubilidade das diferentes fases dos elementos envolvidos, do que da dureza do material da ferramenta de corte.

Trent (1991), observou que ferramentas compostas de WC-Co, usinando aços a altas velocidades de corte e elevados avanços, apresentavam incidência muito maior e mais marcante de desgaste difusivo do que ferramentas compostas de WC-TiC-TaC-Co, mostrando-se portanto, mais apropriadas para a usinagem de materiais como ferro fundido cinzento e metais não ferrosos. Estes resultados indicariam que o fator controlador do mecanismo de difusão seria a solubilidade do carboneto no aço à elevadas temperaturas, uma vez que a solubilidade do WC, tanto no ferro como no cobalto, é muito mais alta do que quando comparada aos carbonetos TiC e TaC (Edwards and Raine, 1953). Observações realizadas por Trent em crateras geradas em ferramentas de WC-Co, não apresentaram evidências de deformação plástica por cisalhamento, mecanismo que normalmente controla o processo de formação de crateras em ferramentas de aço-rápido. Acredita-se que a cratera em ferramentas de WC-Co se forme devido a transferência de átomos de metal e de carbono da ferramenta que se difundem para dentro do material da zona de aderência durante o corte, sendo posteriormente levados pelo cavaco.

König (1990), explica da seguinte maneira as razões pelas quais as ferramentas WC-Co são mais vulneráveis na usinagem de aços que as ferramentas WC+TiC+TaC+Co: O carbono se satura na fase cobalto com apenas 0.07%. O ferro tem solubilidade total no

cobalto. Sendo assim, o ferro do aço tende a se difundir para a fase cobalto da ferramenta, fragilizando-a e aumentando a solubilidade do carbono para 2.1%. Esta maior solubilidade do carbono na fase ferro-cobalto, promove a dissociação de carbonetos de tungstênio, formando um carboneto complexo do tipo $(FeW)_{23}C_6$, liberando carbono. Este carboneto complexo de ferro e tungstênio tem uma resistência a abrasão muito menor que o carboneto de tungstênio original, fragilizando, portanto, a ferramenta. Os carbonetos de titânio e tântalo são mais estáveis, dificultando a formação do carboneto complexo e impedindo o enfraquecimento da ferramenta de corte. Segundo König, este complicado processo difusivo explicaria a maior resistência das ferramentas da classe P na usinagem dos aços.

Akasawa and Hashiguti (1980) também estudaram o mecanismo de formação de crateras em ferramentas de metal duro da classe K10, durante a usinagem de aços de baixo e médio teor de carbono. Os autores puderam constatar, devido ao estabelecimento da zona de aderência e das altas temperaturas geradas na interface, a ocorrência do mecanismo de difusão entre os átomos do material da peça (cavaco), e da ferramenta, concluindo contudo, que a difusão de cobalto da ferramenta para o cavaco não teve influência na formação do desgaste de cratera. Para esses pesquisadores, a difusão dos átomos dos carbonetos para o cavaco seria a principal causa desse tipo de desgaste.

Um outro fator verificado por Trent (1991), e que também exerce grande influência sobre o mecanismo de desgaste por difusão diz respeito ao padrão de fluxo, o qual expressa a maneira como o cavaco flui por sobre a superfície de saída (ou de folga) da ferramenta. Situações de corte onde se tenha um elevado gradiente de velocidade na zona de fluxo, tendem a acelerar o desgaste difusivo. Já condições que favorecem um fluxo mais lento de material pela superfície de saída, tendem a resultar numa situação onde a difusão de átomos de metal duro para o material da peça (cavaco) tende a decrescer com o tempo, devido à saturação do processo.

A Figura 3.12 mostra uma cratera formada sobre a superfície de saída de uma ferramenta de WC-Co, após a usinagem de um aço a elevada velocidade de corte e avanço. Observa-se que a cratera é formada ligeiramente afastada da aresta principal de corte, posição onde acredita-se, sejam desenvolvidas as mais altas temperaturas devido a interação cavaco-ferramenta.

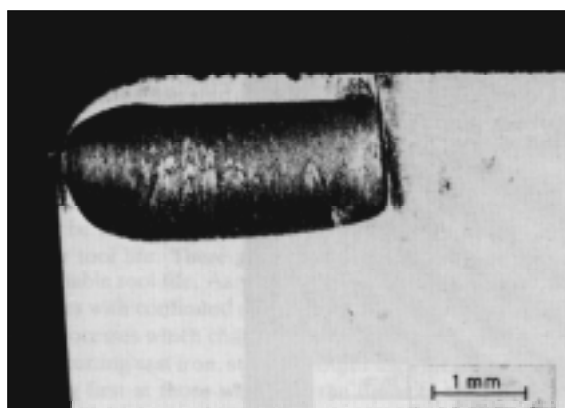


Figura 3.12 - Cratera formada sobre a superfície de saída de uma ferramenta WC-Co, decorrente do mecanismo de desgaste por difusão [Trent, 1991].

3.4.4 Desgaste por aderência e arrastamento

Este mecanismo de desgaste, também conhecido por *"attrition"*, ocorre em geral a baixas velocidades de corte, quando o fluxo de material sobre a superfície de saída da ferramenta se torna irregular, como no caso de usinagens com a presença da aresta postiça de corte, tornando o contato com a ferramenta de corte não contínuo, Figura 3.11.4. Sob tais circunstâncias, fortes ligações são formadas entre as camadas em contato do cavaco e da ferramenta de corte. Se tais ligações são mais fortes do que a resistência local do material da ferramenta, fragmentos microscópicos são arrancados da superfície da ferramenta e arrastados junto ao fluxo de material adjacente à interface, levando ao desgaste da mesma. Os grão ou fragmentos, numa condição de desgaste por *"attrition"*, são quebrados e/ou arrancados devido às tensões de tração impostas pelo fluxo irregular de material. As superfícies desgastadas por *"attrition"* tem uma aparência rugosa, ao contrário de superfícies desgastadas por difusão, onde o mecanismo se processa a nível interatômico.

Trent (1991), descreve uma série de parâmetros e fatores que influenciam no desgaste por *"attrition"*:

a) velocidade de corte e avanço: de uma maneira geral, o desgaste por *"attrition"* diminui com o aumento da velocidade de corte e do avanço, uma vez que o fluxo de material pela ferramenta de corte tende a se tornar mais regular. Nestas circunstâncias, tem-se reduzida as condições para formação das ligações pontuais entre o cavaco e a ferramenta de corte, necessárias à ocorrência de *"attrition"*.

b) condições de corte: além da velocidade de corte e avanço, fatores como: vibração, interrupções no corte, profundidade de corte irregular e baixa rigidez, que favoreçam um fluxo de material irregular na aresta de corte, tendem a proporcionar desgaste por “*attrition*”.

c) composição da ferramenta: estudos realizados por Trent (1991), mostraram, em ferramentas WC-Co, resistência ao desgaste por “*attrition*” superior à aquela verificada em ferramentas contendo carbonetos cúbicos (TiC e TaC). A razão se deve à maior resistência dos grãos de WC, assim como das ligações desses carbonetos com o cobalto, quando comparado à dos carbonetos TiC e TaC. Observou-se que, a baixas velocidades de corte, o mecanismo de desgaste por “*attrition*” mostrou-se predominante, com as ligas de WC-Co apresentando as menores taxas de desgaste. Em usinagens a velocidades mais elevadas, o mecanismo de difusão mostrou-se dominante, sendo os melhores resultados de fim de vida obtidos com ferramentas contendo TiC e/ou TaC.

d) tamanho de grão de carboneto: de um modo geral pode-se dizer que o mecanismo de desgaste por “*attrition*” é fortemente influenciado pelo tamanho dos grãos de carboneto. Em usinagens com ferramentas de metal duro, o tamanho do grão apresenta-se como um fator de grande importância para a taxa de desgaste por “*attrition*”, maior até mesmo do que a própria dureza da ferramenta. Ferramentas com ligas de granulação mais fina apresentam maior resistência ao desgaste por “*attrition*” do que aquelas com ligas de granulação mais grosseira. Trent, 1991, estudou as taxas de desgaste proporcionadas por uma série de ferramentas WC-Co (6% de Co) usadas na usinagem de ferro fundido cinzento sob condições de “*attrition*”. Os resultados mostraram que quanto menor o tamanho de grão, menores as taxas de desgaste observadas para um mesmo tempo de usinagem.

3.4.5 Desgaste abrasivo

O desgaste abrasivo envolve a perda de material por microsulcamento, e requer a presença de partículas de dureza superior ao material da ferramenta (normalmente contidas no material de trabalho), que são forçadas contra a superfície da ferramenta durante o corte (Figura 3.11.5). Pode resultar também de partículas duras presentes na própria ferramenta (grãos de carbonetos ou fragmentos destes), que são arrancadas por “*attrition*”, ou ainda por

óxidos que são formados na periferia da área de contato cavaco-ferramenta, e que são removidos pelo fluxo de cavaco (Tennenhouse e Runkle, 1987).

O desgaste abrasivo torna-se particularmente importante durante a usinagens de certos materiais com elevadas concentrações de inclusões não metálicas, tais como: carbonetos, óxidos e silicatos. Tais partículas, ao serem arrastadas durante a usinagem, danificam a superfície de saída da ferramenta, originando crateras e/ou entalhes.

Utilizando uma ferramenta de metal duro da classe K 20, Marinov (1996), fez um estudo sobre o que considera os principais fatores que influenciam o mecanismo de desgaste por abrasão: a condição de corte utilizada, o tamanho e a concentração das partículas abrasivas envolvidas no corte, e os tipos de partículas presentes no material de trabalho. As partículas abrasivas estudadas foram: Al_2O_3 , SiO_2 e SiC. As concentrações utilizadas: 0,0127, 0,0255, 0,127 e 0,318% em volume. O tamanho das partículas: 8, 40 e 90 μm . As condições de corte estudadas foram variadas da seguinte maneira: velocidade de corte, v_c , entre 19,5 e 45 m/min, avanço, f , entre 0,15 e 0,33 mm/rot e a profundidade de corte, a_p , entre 1,2 e 2,5 mm.

Com relação ao tipo de partícula abrasiva, os resultados mostraram que a inclusão mais dura (Al_2O_3), apresentou quantidade de desgaste abrasivo mais de 10 vezes superior à quantidade de desgaste apresentada pela inclusão mais macia (SiO_2), e quase 2 vezes superior à quantidade apresentada pela inclusão SiC.

Em relação ao tamanho das partículas abrasivas, observou-se que esta variável pouco afeta o desgaste abrasivo. No entanto, um ligeiro aumento do desgaste gerado foi verificado com o aumento do tamanho das 3 partículas estudadas.

O estudo da variação da concentração de partículas no desgaste abrasivo mostrou a existência de uma relação quase direta entre essas duas variáveis. Quanto maior a concentração, maior foi o desgaste abrasivo observado para todos os tipos de partículas analisadas.

De acordo com Trent (1991), o mecanismo de desgaste por abrasão em ferramentas de metal duro torna-se efetivamente significativo sob condições de escorregamento. Trent sugere que seria pouco provável que pequenas partículas de inclusões duras do material de trabalho pudessem proporcionar desgaste abrasivo importante sob condições de aderência.

3.4.6 Degaste de entalhe

O desgaste de entalhe é considerado por Trent (1984), um processo, ao invés de um mecanismo de desgaste. Ele é caracterizado pela formação de entalhes profundos em forma de 'V' nas arestas principal e secundária de corte, ocorrendo principalmente na usinagem de materiais resistentes a elevadas temperaturas, tais como: ligas de Ni, Ti, Co, aço inoxidável,

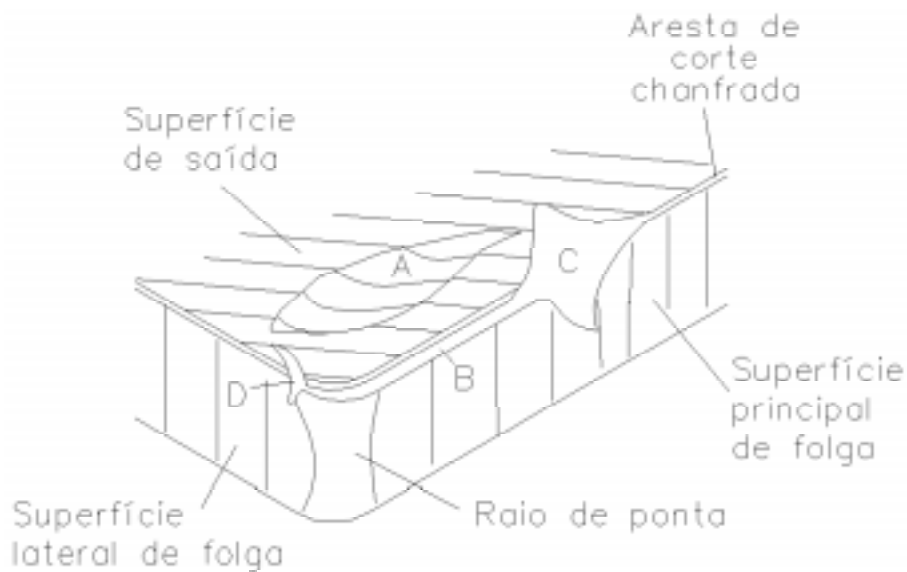
etc... Ainda não existe um consenso entre os pesquisadores que explique exatamente o mecanismo que provoca o desgaste de entalhe, embora Shaw (1984), enumere algumas causas prováveis:

- a presença de uma camada abrasiva de óxido na superfície de usinagem;
- concentração de tensões;
- trincas térmicas causadas por um gradiente de temperatura súbito;
- presença de rebarbas na superfície a ser usinada;
- presença de uma camada encruada subsequente à superfície de corte;
- fluxo de aresta postiça de corte paralelo à aresta de corte;
- fadiga do material da ferramenta causada pela flutuação de força na superfície livre; acompanhado de pequenos movimentos laterais da aresta do cavaco;

Trent (1984), sugeriu que óxidos se formariam continuamente na interface cavaco-ferramenta, aderindo-se então à ferramenta, sendo que a quebra das junções de aderência entre os óxidos e a ferramenta poderia, ocasionalmente, remover material da superfície desta última. Entretanto, Shaw et alli, 1966, afirmam que o entalhe na forma de 'V' é formado pelas rebarbas produzidas nas arestas laterais do cavaco, envolvendo um mecanismo de aderência e arrancamento (*"attrition"*), Figura 3.11.6.

3.5 FORMAS DE DESGASTE

Durante a usinagem dos metais, a ação do corte promove uma mudança na forma e portanto na geometria original da ferramenta de corte, ocasionando um desgaste progressivo tanto na superfície de folga como na superfície de saída, reduzindo a eficiência da operação. A Figura 3.13 mostra as principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte e identifica três formas de desgaste.



- .Desgaste de cratera (área A)
- .Desgaste de flanco (área B)
- .Desgaste de entalhe (áreas C e D)

Figura 3.13 - Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte [Dearley and Trent, 1982].

3.5.1 Desgaste de cratera

Este tipo de desgaste geralmente está associado às elevadas temperaturas geradas na interface cavaco ferramenta, ocorrendo devido a combinação dos mecanismos de desgaste denominados difusão e adesão, durante o deslizamento do cavaco pela superfície de saída da ferramenta (Aspinwall e Chen, 1978). A máxima profundidade de cratera geralmente ocorre próxima ao ponto médio do comprimento de contato entre o cavaco e a superfície de saída, onde, acredita-se, a temperatura atinja seu maior valor. A posição da cratera relativa a aresta de corte varia de acordo com o material usinado, ocorrendo em geral atrás da aresta de corte. A profundidade e a largura da cratera formada na superfície de saída da ferramenta, estão relacionadas à velocidade e ao avanço empregados durante o processo de corte (Ferraresi, 1977).

3.5.2 Desgaste de entalhe

O mecanismo que determina como o desgaste de entalhe realmente acontece ainda não está bem definido, conforme comentado no item 3.3.6. Sob certas circunstâncias e condições de operação, um grande entalhe é formado na aresta principal de corte (detalhe 'C' da Figura 3.13), na extremidade livre do cavaco, levando ao enfraquecimento da aresta de corte. Entalhes menores também são formados na aresta secundária de corte (detalhe 'D' da Figura 3.13), influenciando principalmente o acabamento superficial produzido.

3.5.3 Desgaste de flanco

Em geral, é o principal fator a limitar a vida das ferramentas de corte. Decorre da perda do ângulo de folga da ferramenta, ocasionando um aumento da área de contato entre a superfície de folga e o material da peça, aumentando consequentemente o atrito naquela área.

Smith (1989), apresentou um modelo gráfico para representar a evolução do desgaste de flanco VB_{MAX} com o tempo de usinagem (curva da Figura 3.14). Nesta curva tem-se destacada a evolução do desgaste por regiões, denominadas de região primária ou inicial, região secundária ou progressiva e região terciária ou catastrófica.

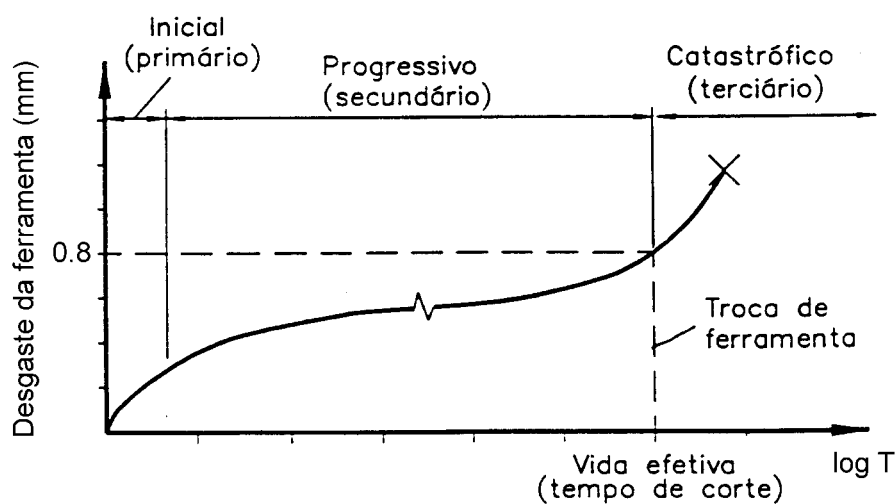


Figura 3.14 – Curva representativa da evolução do desgaste de flanco de uma ferramenta [Smith, 1989].

O autor apresentou como justificativa para a ocorrência dessas regiões a própria evolução do desgaste durante o corte. A região inicial, no início do processo de corte, é caracterizada pela fase de acerto das arestas cortantes ainda novas sobre a peça. Nesta etapa, tem-se um crescimento bem acelerado do desgaste de flanco. Com o decorrer da

usinagem, já na região secundária da Figura 3.14, verifica-se uma evolução menos acentuada do desgaste, justificada pela uniformidade que o contato das arestas da ferramenta passam a ter com o material da peça. Mas com o crescimento do tempo de trabalho, a medida que a ferramenta vai se desgastando, a evolução do desgaste VB_{Bmax} passa outra vez a crescer rapidamente. Essa nova etapa, denominada região terciária ou catastrófica, e que normalmente se inicia quando a ferramenta atinge valores de desgaste de flanco máximo da ordem de 0,8 mm, caracteriza a necessidade de se proceder a substituição das ferramentas por outras novas. Desta forma, evita-se que uma possível quebra da aresta possa danificar a peça ou ainda trazer graves consequências ao operador e também à máquina ferramenta.

3.6 VIDA DA FERRAMENTA DE CORTE

Ferraresi (1977), define vida da ferramenta de corte como sendo o tempo em que a ferramenta de corte trabalha, efetivamente, sem perder o corte ou até que atinja um critério de fim de vida previamente estabelecido. O fim de vida de uma ferramenta de corte será definido pelo grau de desgaste pré-estabelecido. A grandeza deste desgaste, ou a fixação de um nível de desgaste permitido irá depender de inúmeros fatores, tais como:

- acabamento superficial não satisfatório;
- tolerâncias dimensionais não são mais possíveis de se obter;
- aumento excessivo da força de corte;
- temperatura excessiva atingida pela ferramenta;
- receio de quebra da aresta de corte devido ao desgaste;

Através do controle de um destes fatores, e adotando-se um critério de fim de vida, pode-se saber o momento adequado para a substituição da ferramenta de corte.

3.7 CRITÉRIOS DE FIM DE VIDA

Os critérios recomendados pela norma ISO 3685 (1977), para ferramentas de metal duro, aço rápido e cerâmicas, são (ver Figura 3.15):

- desgaste de flanco médio, $VB_B = 0,3 \text{ mm}$;
- desgaste de flanco máximo, $VB_{B\max} = 0,6 \text{ mm}$;
- profundidade máxima de cratera, $KT = 0,06 + 0,3f$, onde f é o avanço em mm/revolução;
- desgaste de entalhe, $VN = 1,0 \text{ mm}$;
- falha catastrófica;

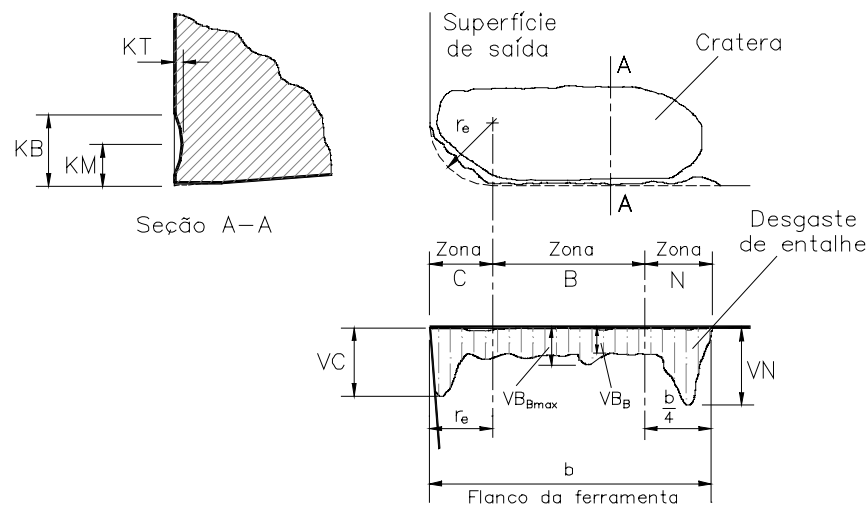


Figura 3.15 - Parâmetros utilizados para medir os desgastes das ferramentas de corte [ISO 3685, 1977].

É importante salientar que os valores sugeridos pela ISO 3685 dizem respeito a testes de vida de ferramentas de corte, sendo que industrialmente estes parâmetros podem assumir valores diferentes, pois eles dependem de vários fatores, que variam para cada empresa, tais como:

- rigidez da máquina ferramenta;
- precisão requerida na peça;
- acabamento superficial exigido;

CAPÍTULO IV

INTRODUÇÃO AO ESTUDO DE REDES NEURAIS

Com o avanço tecnológico das máquinas ferramentas e ferramentais de corte e a necessidade constante de aumento da produtividade, cada vez mais o monitoramento dos parâmetros que controlam os processos de manufatura tem se tornado uma exigência num mercado tão competitivo.

Os esforços iniciais para o desenvolvimento de técnicas de monitoramento em processos de usinagem, como por exemplo, das condições de rugosidade de uma superfície usinada, ou o desgaste das ferramentas de corte, se baseavam no estudo de modelos analíticos, que dependiam de uma grande quantidade de dados experimentais.

O grande número de variáveis envolvidas e a complexidade dos processos de usinagem, geravam dificuldades que comprometiam a confiabilidade de tais modelos. Com o advento dos discriminadores inteligentes um grande número de pesquisadores (Dornfeld, 1990, Rangwala and Dornfeld, 1987 e Monostori, 1993), vem obtendo excelentes resultados com a utilização de técnicas de inteligência artificial para a identificação, reconhecimento, classificação e modelamento de sistemas altamente não lineares, como é o caso dos processos de corte, de difícil solução em computadores digitais. Neste contexto, o emprego das redes neurais artificiais vem se destacando em diversas áreas de atuação, demonstrando eficiência na estimação de parâmetros e otimização de modelos.

Uma das características, talvez a maior vantagem do uso de redes neurais, é que elas não requerem, a priori, um entendimento do comportamento físico do processo. Elas utilizam um procedimento sistemático para relacionar dados de entrada e de saída, substituindo modelos exigentes em termos computacionais.

Existem duas diferenças básicas entre o procedimento neurocomputacional, empregado pelas redes neurais e o utilizado por algoritmos convencionais seqüenciais. A primeira é que as redes neurais empregam um processamento paralelo, podendo portanto realizar operações e solucionar problemas de uma maneira muito mais rápida. A segunda e mais importante é que as redes neurais tem a capacidade de aprender, podendo ser treinadas para reconhecer dados de entrada e gerar respostas apropriadas como saída.

Hecht-Nielsen (1988), identificaram aproximadamente 50 diferentes tipos de redes sendo estudadas e/ou usadas em diversas áreas de aplicações. Algumas das mais comuns são: as redes de ressonância adaptativa (Carpenter e Grossberg, 1987), que formam

categorias para os dados de entrada, onde estas categorias são determinadas por um parâmetro selecionável; as rede de mapeamento *backpropagation* (Werbos, 1974 e Rumelhart e McClelland, 1986), que minimizam o erro quadrático médio do mapeamento; memórias associativas bidimensionais (Kosko, 1987a, 1987b), que são uma classe de redes heteroassociativas de simples estágio, onde algumas são capazes de aprender; as redes *counterpropagation* (Hecht-Nielsen, 1987a, 1987b), que funcionam como analisadoras de funções densidade de probabilidade e as redes de reconhecimento hierárquico de caracteres (Fukushima e Miyake, 1984). Nos dias de hoje, a rede neural mais utilizada é a *backpropagation*.

4.1 UM BREVE HISTÓRICO

A neurocomputação ou computação neural é uma técnica de inteligência artificial que foi desenvolvida baseada na capacidade e habilidade do cérebro humano em aprender, pensar, lembrar e solucionar problemas. Os primeiros estudos no campo de redes neurais datam da década de 40, embora tenha encontrado um grande desenvolvimento e uma aplicação mais sólida somente a partir dos últimos 10 anos.

A era moderna das redes neurais teve início com o trabalho apresentado por McCulloch-Pitts em 1943. Warren McCulloch era um psiquiatra e neuroanatomista da Universidade de Chicago, que juntamente com um grande matemático chamado Walter Pitts, escreveram o célebre artigo “*About how Neurons might work*”, descrevendo um cálculo lógico de uma rede neural. Dessa forma, eles apresentaram o primeiro modelamento matemático de uma rede neural simples que era capaz de processar dados, mas não era capaz de aprender.

Em 1949, Donald Hebb, em seu livro “*The Organization of Behavior*”, apresentou pela primeira vez um modelo de uma regra de aprendizado psicológica, dando origem à regra que hoje é conhecida como regra de aprendizagem de Hebb.

No início da década de 50, com o desenvolvimento dos computadores de segunda geração, Edmonds and Minsky realizaram a primeira construção física de uma rede neural artificial. A máquina utilizou a regra de aprendizagem de Hebb e foi capaz de armazenar 40 padrões de 40 dígitos binários.

Rochester et al (1956), publicaram um trabalho usando simulação computacional para testar a teoria neural baseada na regra de aprendizado proposta por Hebb (1949). A primeira tentativa mostrou-se falha, mas com a colaboração de Hebb e outros, adaptações foram feitas com sucesso.

Somente 15 anos após a publicação do clássico trabalho de McCulloch-Pitts, uma nova abordagem para o problema de reconhecimento de padrões é proposta. Rosenblatt (1958), apresenta o famoso teorema da convergência do *perceptron*, um modelo de rede neural que prometeu bastante, na medida em que era capaz de aprender padrões e generalizar a partir dos padrões aprendidos, pela modificação dos pesos das conexões. Essa idéia foi uma das maiores contribuições à teoria das redes neurais, servindo de base para os algoritmos de aprendizagem que hoje são estudados.

Em 1960, Widrow e Hoff Jr, introduzem o algoritmo dos mínimos quadrados e formulam os modelos de rede Adaline (*adaptive linear elements*), e Madaline (*multiple adaptive linear elements*). Esta foi a primeira rede neural do mundo efetivamente usada na aplicação de um problema real: filtros adaptativos para eliminar ecos sobre linhas telefônicas. A diferença entre o modelo de rede *perceptron* e os propostos por Widrow e Hoff, recaía sobre o algoritmo de treinamento utilizado.

Durante o início e meados da década de 60, com os vários sucessos obtidos e o entusiasmo dos pesquisadores, havia a idéia de que as redes neurais poderiam solucionar qualquer problema. Mas apesar disto, houve um esfriamento à corrida das redes neurais. Minsky e Papert (1969), apresentam um livro no qual demonstram haver limite sobre o que *perceptrons* monocamadas poderiam computar, e declaram também não haver razões para supor que qualquer limitação dos *perceptrons* monocamadas pudessem ser suplantadas em uma versão multicamadas. Mostram também a existência de máximos e mínimos locais, que poderiam ser encontrados durante o processo de aprendizagem e que certamente conduziriam a um processo de treinamento insatisfatório.

Nos anos 70, poucos foram os avanços obtidos no campo de redes neurais. O desencorajamento proporcionado pelo livro de Minsky e Paper, assim como as limitações de processamento dos computadores pessoais, levaram a uma quase abandono das pesquisas pela comunidade científica.

A partir do início dos anos 80, um novo impulso foi verificado nas pesquisas sobre redes neurais. Hopfield (1982), apresenta à Academia de Ciências dos Estados Unidos um trabalho mostrando a idéia de uma função energia para formular uma outra maneira de entender o desempenho computacional de redes neurais recorrentes, em redes com conexões peso simétricas. Esta classe particular de redes com conexões *feedback* ficaria conhecida como as redes de Hopfield.

Em 1983, Cohen e Grossberg estabelecem o princípio geral de memória de conteúdo endereçável, o qual incluiu a versão em tempo contínuo das redes de Hopfield como um caso especial.

Em 1986, Rumelhart, Hinton e Williams apresentam o algoritmo de treinamento *backpropagation*. Neste mesmo ano é publicado também o livro *Parallel Distributed Processing: Explorations in the Microstructure of the Cognition*, de Rumelhart e McClelland.

Talvez, mais que quaisquer outras publicações, o artigo de Hopfield (1982) e o livro de Rumelhart e McClelland (1986), foram os trabalhos que mais influenciaram o ressurgimento do interesse em redes neurais nos anos 80.

Embora a aplicação de redes neurais ao estudo de processos de fabricação esteja apenas no início, os recentes avanços na área de computação neuronal tem mostrado resultados muito promissores (Kamarthi et al, 1987, Dornfeld, 1990, Rangwala e Dornfeld, 1987). Atualmente eles se estabeleceram como um assunto de pesquisa interdisciplinar, encontrando raízes em diferentes áreas de atuação, como na psicologia, neurociência, matemática, física e engenharia.

Muito se tem ainda a pesquisar quanto ao desenvolvimento e aplicabilidade das redes neurais. Pode-se dizer, entretanto, que apresentam uma grande esperança na solução de problemas complexos, com um grande número de variáveis correlacionadas e de difícil solução.

4.2 MODELO GENÉRICO DE UM NEURÔNIO

Uma rede neural típica pode ser classificada como um sistema dinâmico que consiste de muitas unidades de processamento (ditos neurônios), interligados logicamente e que formam as camadas. Há uma camada de entrada e uma camada de saída, cada uma contendo pelo menos um neurônio (Haykin, 1994).

Neurônios na camada de entrada são, de certa forma, hipotéticos, pois não realizam qualquer processamento. É a camada através do qual os dados são apresentados ou introduzidos à rede. A camada de saída fornece as respostas aos dados que são apresentados à rede, ou seja, os resultados desejados. Usualmente existem uma ou mais camadas “ocultas” comprimidas entre a camada de saída e a de entrada.

Um neurônio genérico da rede, como o mostrado na Figura 4.1, tem n entradas ‘ x ’ advindas das saídas dos neurônios da camada prévia. Ele tem também uma entrada adicional chamada polarização ou “bias”, b , que tem a função de reduzir ou aumentar o efeito das entradas da função de ativação.

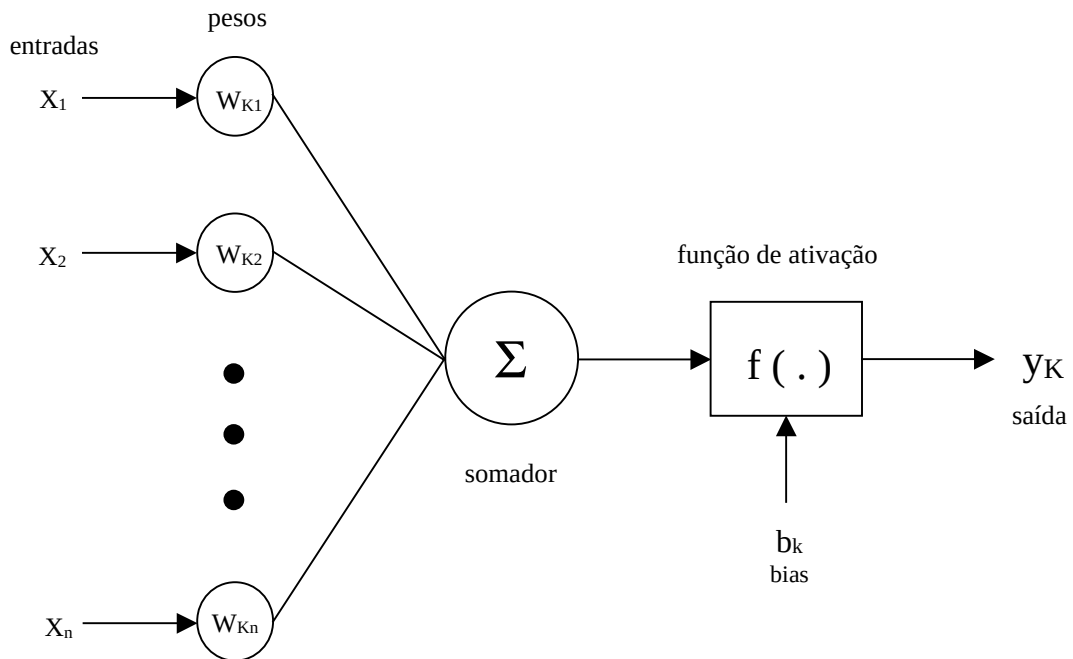


Figura 4.1 - Modelo de um neurônio artificial genérico.

Cada uma destas $(n+1)$ entradas “x” é multiplicada por um peso ‘ w_{jk} ’, que conecta o neurônio ‘j’ ao neurônio ‘k’, gerando uma soma ponderada das entradas (net). À esta soma é aplicada uma função, chamada de função de ativação ‘ $f(net)$ ’, o qual define a saída do neurônio em termos do nível de atividade de sua entrada, de maneira a produzir a saída do neurônio (out), como é mostrado na Equação 4.1.

$$out = f(net) = f\left(\sum_{i=1}^n w_i \cdot x_i + b_{n+1}\right) \quad (4.1)$$

As características operacionais deste neurônio são primariamente controladas pelos pesos w_i , que representam a força da conexão do elemento de processamento e_i até o elemento de processamento s_j (Haykin, 1994).

4.3 FUNÇÕES DE ATIVAÇÃO

Um neurônio, para atingir um certo grau de atividade ou estado de ativação, deve combinar todos os sinais recebidos. Esta combinação de estímulos é uma simples soma

ponderada, como representado na Equação 4.1. O valor obtido desta combinação é chamado de entrada líquida. A ativação propriamente dita é resultado da aplicação de uma função chamada função de ativação à entrada líquida do neurônio (Widrow, 1990). Obviamente, os graus de ativação atingidos por dois neurônios que recebam a mesma entrada líquida não são necessariamente iguais. Existem diferenças de sensibilidade. Estas diferenças resultam do limiar de ativação de cada neurônio. O limiar de ativação atua promovendo um deslocamento na função de ativação de modo a tornar o neurônio mais ou menos sensível. De uma maneira simplificada, uma entrada líquida neste limiar faz com que o neurônio fique ativo, deixando-o inativo caso contrário.

O grau de ativação de um neurônio pode estar restrito a um conjunto discreto de valores ou variar continuamente, dependendo da função de ativação utilizada. No caso discreto, são usuais valores de ativação binários (-1, +1). No caso contínuo, normalmente estes valores ficam restritos ao intervalo (0, +1).

As funções de ativação não lineares são as mais usadas para permitir a aprendizagem de estruturas complexas, cujo domínio deve ser, em geral, a reta real, já que não há limites teóricos sobre o valor da entrada ponderada.

Embora a função de ativação propriamente dita $f(\text{net})$ também seja importante, na prática a operação do neurônio é geralmente pouco afetada pela natureza exata da função de ativação, desde que alguns requisitos básicos sejam satisfeitos. Em contrapartida, a velocidade de treinamento de uma rede pode ser grandemente alterada pela função de ativação utilizada.

Existe um número muito variado de funções de ativação $f(x)$, sendo que alguns dos tipos mais importantes, notadamente para problemas relacionados à modelagem de processos de fabricação, serão apresentados a seguir (Masters, 1993).

4.3.1 Função linear

A Figura 4.2 mostra uma função de ativação do tipo linear, cuja expressão matemática é dada pela Equação 4.2 abaixo. Nesta implementação, talvez a mais simples, os valores possíveis para ativação de um neurônio são todos os números reais.

$$f(x) = \alpha \cdot X \quad (4.2)$$

Onde α representa uma constante de valor real que regula a magnificação do elemento de processamento ativado por X .

Esta forma de função de ativação pode ser usada como aproximador linear.

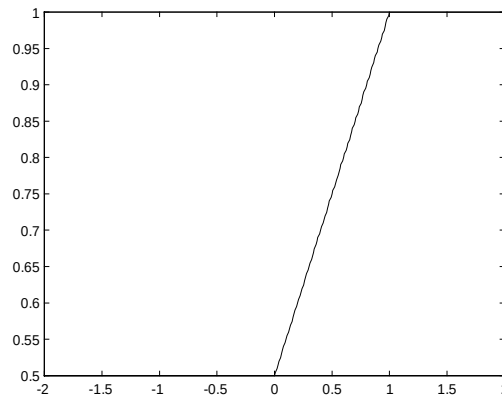


Figura 4.2 – Representação de uma função de ativação linear.

4.3.2 Função sigmoidal

Este tipo de função de ativação é a mais utilizada na maioria dos modelos de rede neural existentes. Ela é definida como uma função monotonicamente crescente, que exibe suavidade e propriedades assintóticas, contínua e diferenciável em todo o seu domínio, características que conferem uma grande capacidade de aprendizagem à rede. Um exemplo de função sigmoidal, e que talvez seja a mais comumente aplicada é a função logística, Figura 4.3, que experimenta uma variação contínua desde zero até 1, e é definida pela Equação 4.3:

$$f(x) = \frac{1}{1 + e^{-x}} \quad (4.3)$$

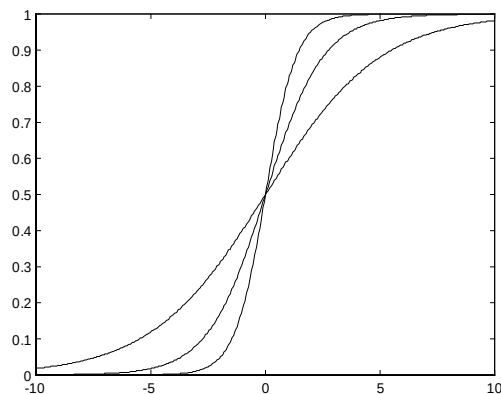


Figura 4.3 – Representação da função de ativação sigmoidal logística.

Algumas vezes torna-se desejável ter uma faixa de ativação variando de -1 até 1. Eeckman e Freeman (1986), mostram que permitir uma função de ativação assumir valores negativos pode trazer consideráveis vantagens analíticas ao processo de treinamento. A função tangente hiperbólica, definida pela Equação 4.4, e representada graficamente na Figura 4.4, é uma função sigmoidal que apresenta tais características.

$$f(x) = \tanh(x) = \frac{e^x - e^{-x}}{e^x + e^{-x}} \quad (4.4)$$

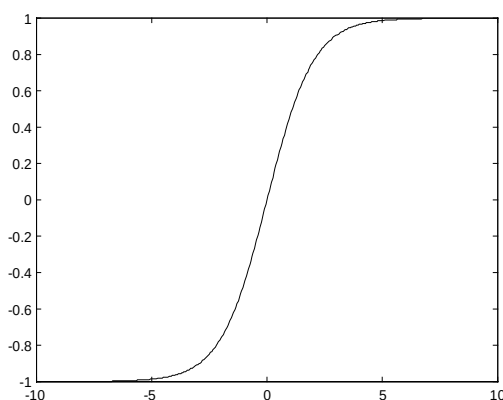


Figura 4.4 – Representação da função de ativação sigmoidal tangente hiperbólica.

4.4 TOPOLOGIA DAS REDES

É praticamente impossível determinar a priori uma arquitetura efetiva para uma rede (número de camadas e de neurônios em cada camada), a partir das especificações de um problema. Isto deve ser feito experimentalmente.

A suposição apenas teórica de que uma determinada rede neural seja a solução para um certo conjunto de dados que se apresente, pode causar uma grande frustração.

O desenvolvimento e a utilização de técnicas matemáticas para a verificação da performance de redes neurais encontra-se ainda em fase inicial de estudos. O pouco da pesquisa que se desenvolve nesta área está relacionada à capacidade de trabalho de certas arquiteturas de rede.

Considere uma rede que implementa uma função. Entradas são aplicadas a ela e saídas determinísticas são produzidas. Deseja-se que uma função, a rede, aproxime outra função, o problema. Diz-se que a rede é capaz de resolver o problema se ela é capaz de

aproximar a função no sentido dos erros mínimos quadráticos. Pode-se mostrar, pelo menos teoricamente, que um particular projeto de rede, com apenas uma camada oculta, é capaz de solucionar a maioria dos problemas práticos que se apresentam. Entretanto, nada se pode prever a respeito da necessidade de treinamento e exigência computacional, que podem tornar a solução impraticável. De uma maneira geral, se:

- a) a função consiste de uma coleção finita de pontos, uma rede de três camadas (uma oculta) é capaz de aprendê-la;
- b) a função é contínua e definida em um domínio compacto (as entradas têm limites definidos), uma rede de três camadas é capaz de aprendê-la.

A vasta maioria dos problemas práticos são cobertos por estas duas condições. Isto significa, teoricamente pelo menos, que se estará razoavelmente seguro se se utilizar uma rede neural unidirecionalmente alimentada, com uma única camada oculta, comprimidas entre uma camada de entrada e uma camada de saída. Por isso, uma rede com estas características é chamada de um aproximador universal. Na prática, a necessidade por uma segunda camada oculta surge quando a função, definida em um domínio compacto, é quase que inteiramente contínua, mas tem um ou mais saltos súbitos de descontinuidade.

A maneira como os elementos processadores ou neurônios estão interligados é uma outra variável determinante da estrutura de uma rede neural, e está intimamente relacionada com o algoritmo de aprendizado usado para treinar a rede. Pode-se citar três modelos de estrutura de rede neural como principais (Masters, 1993):

4.4.1 Rede *feedforward* monocamada

Neste tipo de rede, os neurônios que efetivamente realizam os cálculos (processam as ativações recebidas a partir dos dados de entrada), encontram-se organizados em apenas uma camada. O termo *feedforward* significa que estas redes são unidirecionalmente alimentadas, ou seja, que as informações processadas fluem somente em uma única direção através da rede, camada por camada. As redes de uma só camada são tecnicamente muito limitadas quanto as funções ou processos que podem representar. Elas podem apenas representar funções lineares ou dados linearmente separáveis, o que restringe significativamente sua utilização na maioria dos fenômenos práticos que se apresentam. A Figura 4.5 ilustra uma rede deste tipo, com quatro neurônios na camada de entrada e três na camada de saída.

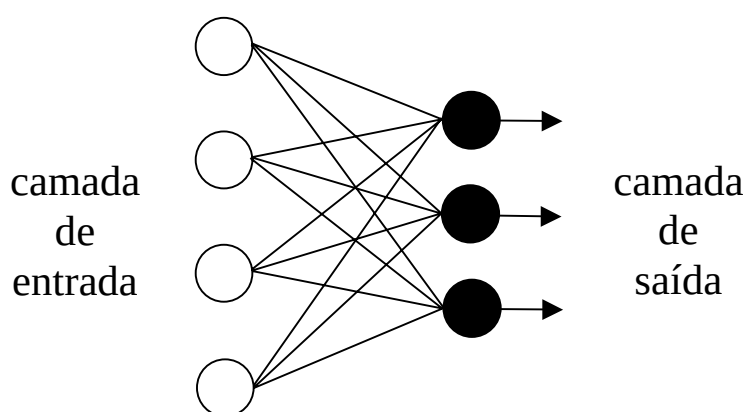


Figura 4.5 - Representação esquemática de uma rede neural *feedforward* monocamada.

4.4.2 Rede *feedforward* multicamadas

Esta segunda classe de redes neurais distingue-se pela presença de uma ou mais camadas ocultas entre as camadas de entrada e de saída. As entradas dos neurônios em cada camada advêm exclusivamente das saídas dos neurônios das camadas prévias. Os dados apresentados à camada de entrada fornecem os elementos que vão constituir-se nos sinais de entrada dos neurônios da segunda camada. Os sinais de saída da segunda camada são, por sua vez, usados como entradas para os neurônios da terceira camada, e assim por diante até o final da rede.

O sinal de saída dos neurônios da última camada constitui-se na resposta global da rede para o padrão de ativação fornecido pelos dados apresentados à camada de entrada.

As redes multicamadas superam em muito as limitações das redes de apenas uma camada. Estas podem apenas representar o mapeamento da representação já existente nos dados de entrada. Assim, se os dados são descontínuos ou não linearmente separáveis, a representação torna-se inconsistente e o mapeamento não pode ser aprendido. Adicionando-se uma camada intermediária, a rede desenvolve sua própria representação interna do mapeamento, passando a não mais depender dos relacionamentos intrínsecos estabelecidos dentro dos dados. Tendo esta poderosa e complexa capacidade de representação interna, a rede pode aprender qualquer mapeamento, não somente aqueles linearmente separáveis (Rumelhart, D.E., Hinton, G.E., e Williams, R.J., 1986). A Figura 4.6 ilustra uma rede neural com uma camada de neurônios oculta entre as camadas de entrada e de saída.

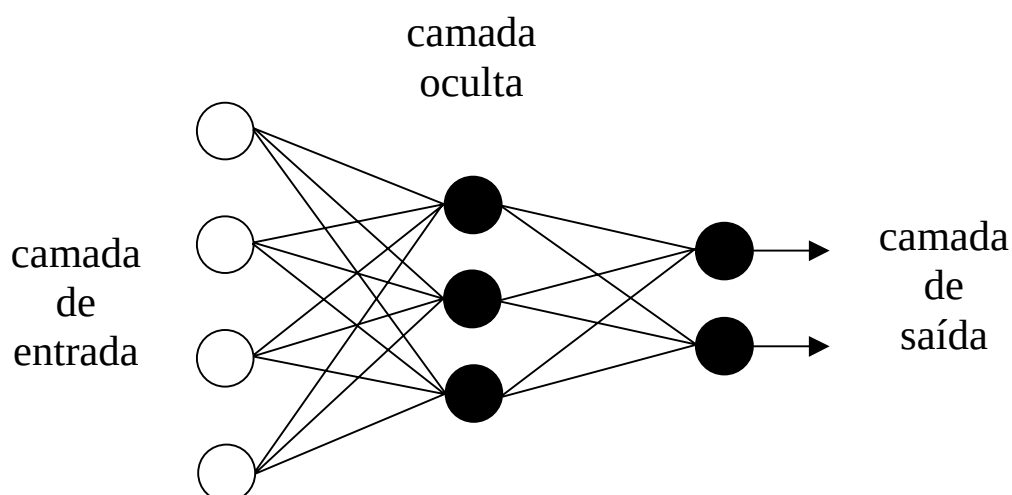


Figura 4.6 – Representação esquemática de uma rede neural feedforward multicamadas.

4.4.3 Redes recorrentes

A Figura 4.7 mostra a estrutura de uma rede recorrente de apenas uma camada de neurônios. Esta classe de redes difere das redes *feedforward* por apresentar laços *feedback*, onde o sinal de cada neurônio da camada de saída retorna como sinal de entrada para todos os neurônios da rede. Uma rede recorrente pode também apresentar uma estrutura multicamadas, Figura 4.8. Neste caso, os laços *feedback* originam-se dos neurônios ocultos tanto quanto dos neurônios de saída. A presença de laços *feedback* tem um grande impacto sobre a capacidade de aprendizagem e sobre o desempenho computacional de uma rede.

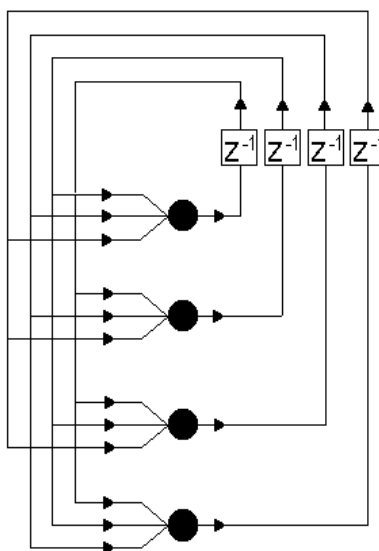


Figura 4.7 - Representação esquemática de uma rede neural recorrente monocamada.

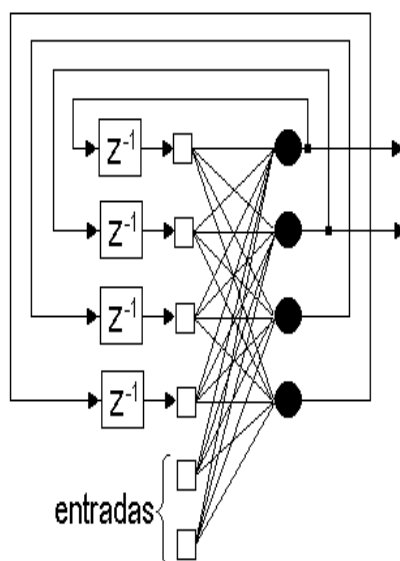


Figura 4.8 - Representação esquemática de uma rede neural recorrente multicamadas.

4.5 PROCEDIMENTO DE APRENDIZADO DE UMA REDE NEURAL

Antes de entrar em funcionamento, uma rede neural deve passar por um procedimento de aprendizado. Este procedimento consiste em um ajuste sistemático dos pesos “ w_i ”, de modo que o resultado na camada de saída seja o desejado face aos dados de entrada da rede, também chamado conjunto de treinamento. O processo de treinamento inicia-se atribuindo-se pequenos valores aleatórios não nulos aos pesos “ w_i ”.

Existem dois tipos básicos de algoritmos de aprendizado e que são os mais comumente utilizados hoje em dia: o algoritmo de aprendizado supervisionado e o não supervisionado.

4.5.1 Aprendizado supervisionado

Neste algoritmo um conjunto de dados de treinamento e seus correspondentes valores de saída são apresentados à rede. O sistema utiliza os dados de entrada para gerar uma resposta que é então comparada com o vetor de saída desejado. Se não existir nenhuma diferença, nenhuma aprendizagem ocorreu. De outra forma, uma medida do erro incorrido é calculada e os pesos são então atualizados. O processo é repetido tanto quanto necessário, procurando-se com isto minimizar a influência do ponto de partida nos resultados do treinamento, reduzindo o erro para valores aceitáveis.

Uma maneira simples e efetiva de como os pesos são ajustados, pode ser dado pela regra delta de correção do erro (Fekadu, 1992), representada pela Equação 4.5 abaixo.

$$\Delta W_{ij} = \eta (t_j - u_j) s_i = \eta \delta_j s_i \quad (4.5)$$

Onde t_j é a saída desejada para o j -ésimo componente do vetor alvo; u_j é a saída real do j -ésimo neurônio (elemento de processamento) da camada de saída, produzida pela apresentação do padrão de entrada p ; s_i é o valor do i -ésimo elemento de processamento da camada de entrada; η é a taxa de aprendizado livre do sistema, que possibilita o controle do grau de variação que se quer impor à rede; $\delta_j = t_j - u_j$, e ΔW_{ij} é a alteração a ser feita para o peso da i -ésima para a j -ésima unidade após a apresentação do padrão de entrada p .

Devido a sua simplicidade, tanto de operação quanto de compreensão, a regra delta é, sem dúvida, a regra de aprendizado preferida quando se trata da associação de padrões em redes de dois níveis apenas (sem a presença de uma camada oculta), com funções de ativação lineares.

Há, entretanto, sérias limitações à utilização desta regra de aprendizado. Esta regra prevê associações exatas somente se os padrões de entrada forem ortogonais (não linearmente independentes). Para os casos onde isto não acontece, este algoritmo alcança uma solução apenas intermediária, equivalente à linearização por mínimos quadrados.

Muitos são os trabalhos que enfocam a fraqueza das redes neurais de dois níveis somente. Stone (1986), mostra que para situações onde a regressão linear é insuficiente para relacionar padrões de entrada aos padrões desejados, o desempenho do sistema é pobre e inconsistente.

A solução para estes problemas foi contornada através da introdução de camadas intermediárias na estrutura da rede neural. Mas tal procedimento trouxe à tona um outro problema, como a incapacidade da rede em reconhecer qual ou quais das inúmeras conexões peso é a responsável pelo erro que se apresenta. Para solucionar este inconveniente, um procedimento de retro-propagação de informações foi implementado, através da regra delta generalizada de correção do erro.

A regra delta generalizada de correção do erro criou uma maneira de ajustar os pesos nas camadas ocultas da rede, de modo que as alterações fossem proporcionais aos pesos mais responsáveis pelo erro na camada de saída, implementando o método do gradiente descendente. Esta metodologia de retropropagação de informações para o ajuste dos pesos e *bias* ficou conhecida como "*backpropagation*".

4.5.2 Aprendizado não supervisionado

Este algoritmo de aprendizado utiliza apenas o conjunto de dados de entrada, sem os valores alvo como referência, para o treinamento da rede, a partir do qual deve definir a sua estrutura básica de funcionamento. A maioria dos algoritmos não supervisionados baseia-se no conceito de “aprendizado competitivo”, no qual as unidades de saída são binárias e apenas uma unidade pode ser “on”. Redes não supervisionadas são usadas na classificação de dados, onde dados de entrada semelhantes produzem uma mesma resposta como saída.

4.6 O MÉTODO “*backpropagation*”

O método para treinamento “*backpropagation*” foi desenvolvido a partir da generalização da regra de aprendizado de Widrow-Hoff, para redes multi-camadas e funções de transferência não lineares.

Rumelhart et alli (1986), propuseram e descreveram pela primeira vez este algoritmo de treinamento no livro “*Parallel Distributed Processing*”, como forma de solucionar o fraco desempenho proporcionado pelas redes lineares, uma alternativa às situações onde a regressão linear era insuficiente para relacionar padrões de entrada aos padrões de saída.

Uma breve descrição da regra de funcionamento do algoritmo de treinamento “*backpropagation*” pode ser dada como a seguir: as ativações são implementadas no sentido da camada de entrada para a(s) camada(s) intermediária(s), e a partir da última camada escondida em direção à camada de saída, através das funções de transferência. O erro calculado é então propagado no sentido inverso, havendo o ajuste dos pesos, primeiro entre a camada de saída e a(s) camada(s) intermediária(s), e depois entre esta(s) e a camada de entrada. Assim, novamente as ativações são propagadas e os erros remetidos no sentido inverso, até a convergência dos valores de saída desejados.

Matematicamente, podemos escrever: seja “E” o sinal de erro entre os valores reais desejados t_m , relativos ao padrão de entrada x_j , e as respostas estimadas pela rede u_m , na camada de saída (Equação 4.6).

$$E = \frac{1}{2} \sum (t_m - u_m)^2 \quad (4.6)$$

Para cada neurônio “m” na camada de saída, e cada neurônio “k” na camada intermediária, os erros δ_m e δ_k , respectivamente, são dados por:

$$\delta_m = u_m (1 - u_m) \cdot (t_m - u_m) \quad (4.7)$$

$$\delta_k = h_k (1 - h_k) \cdot \sum (\delta_m w_{km}) \quad (4.8)$$

Sendo assim, as mudanças incrementais nos pesos relativas à n-ésima interação ($\Delta w(n)$) entre a m-ésima unidade da camada de saída e a k-ésima unidade da camada oculta, e entre a k-ésima unidade da camada oculta e a j-ésima unidade da camada de entrada, podem ser definidas pelas seguintes equações:

$$\Delta w_{km}(n) = \eta \delta_m h_k + \alpha \Delta w_{km}(n-1) \quad (4.9)$$

$$\Delta w_{jk}(n) = \eta \delta_k x_j + \alpha \Delta w_{jk}(n-1) \quad (4.10)$$

Onde η é a taxa de aprendizagem e α é o fator de amortecimento (*momentum*), que reduz mudanças mais bruscas no espaço dos pesos.

4.7 UNDERFITTING E OVERFITTING

Redes neurais não lineares, ou seja, aquelas onde as relações entre as entradas e os valores alvo não são lineares, tem um fator a mais de complicação que as redes lineares não apresentam. Enquanto estas últimas apresentam apenas um mínimo em suas superfícies de erro, as redes não lineares podem ter inúmeros mínimos locais.

Numa condição ideal, uma rede neural deveria ser capaz de encontrar o maior dos valores na superfície de erro (mínimo global), o que, absolutamente, não pode ser garantido. Ao invés disso, a rede pode ficar “presa” em um mínimo local, prejudicando a capacidade de aprendizado da rede.

Tentativas de criar algoritmos que evitassem todos os mínimos locais foram feitas, porém, sem mostrar resultados eficazes. Uma das maneiras encontradas para minimizar este problema foi assegurar que os mínimos locais tivessem valores de erro suficientemente baixos para serem aceitáveis. Desta forma, se a rede encontrasse um mínimo global ou local, o problema estaria resolvido.

E como conseguir isto? Um dos meios encontrados foi utilizar uma arquitetura de rede mais poderosa que a necessária para a solução de um determinado problema, uma vez que, de um modo geral, pode-se esperar que uma rede com maior número de parâmetros, tais como: pesos, *bias* e neurônios, esteja mais sujeita a encontrar soluções mais satisfatórias.

Entretanto, não há garantias de que a rede não possa ficar “presa” em um mínimo com erro não aceitável.

Existem situações onde uma rede com número excessivo de neurônios na camada intermediária, ou que apresente ruído no conjunto de dados de treinamento, resulta em um fenômeno conhecido por “*overfitting*”, o que faz com que a curva de ajuste de erro dos dados de treinamento varie consideravelmente entre os pontos ajustados, proporcionando soluções com erros muito elevados.

Por outro lado, situações onde uma rede apresente um número insuficiente de neurônios na(s) camada(s) intermediária(s), resultam em um fenômeno chamado “*underfitting*”. Nestas condições, os pesos e *bias* da rede não conseguem originar saídas com valores razoavelmente próximos aos valores do conjunto de treinamento, proporcionando soluções com erros analogamente muito elevados.

CAPÍTULO V

PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

O procedimento experimental adotado neste trabalho foi realizado a partir do planejamento e execução de duas séries distintas de ensaios na máquina fresadora.

A primeira série de ensaios experimentais consistiu em levar até ao final de vida, ferramentas em diferentes condições de corte (v_c , f_z e a_p), geradas a partir de um programa de otimização denominado INIT (dos Santos, 1996). Em uma segunda etapa, foram realizados ensaios onde em cada passe da ferramenta as condições de corte eram alteradas aleatoriamente, sem trocar a aresta (independentemente do desgaste desenvolvido), resultando em um conjunto de dados experimentais com 82 condições diferentes e aleatórias de corte.

Os parâmetros de corte controlados e monitorados nas duas etapas de ensaios experimentais foram: velocidade de corte, " v_c ", avanço por dente, " f_z ", profundidade de corte, " a_p ", comprimento em balanço do eixo porta fresa, " z ", posicionamento " x " da mesa de trabalho em relação à fresa, potência efetiva de corte, "Pot", e vibração do sistema máquina\peça\ferramenta, "Vib".

A partir do arquivo de dados gerado com os valores dos parâmetros monitorados nas duas séries de ensaios, foi realizada uma análise qualitativa (gráfica), para uma estimativa inicial da tendência do comportamento da rugosidade R_a e do desgaste de flanco máximo da ferramenta VB_{Bmax} , com os vários parâmetros monitorados. Foram plotadas curvas de desgaste da ferramenta VB_{Bmax} em função: do comprimento em balanço " z " da ferramenta, da velocidade de corte " v_c ", do avanço por dente " f_z ", e da profundidade de corte " a_p ". Curvas de rugosidade em função: do comprimento em balanço " z ", do desgaste da ferramenta " VB_{Bmax} ", da velocidade de corte " v_c ", do avanço por dente " f_z " e da profundidade de corte " a_p ". Curvas de potência de corte em função: do desgaste da ferramenta VB_{Bmax} , dos níveis de vibração em bandas de frequência de 1/3 de oitava "Vib", do comprimento em balanço " z ", e da rugosidade R_a . Também foram traçadas curvas mostrando o comportamento das amplitudes dos sinais de vibração em bandas de frequência de 1/3 de oitava em relação ao desgaste da ferramenta VB_{Bmax} e da rugosidade R_a .

Após a verificação das tendências de comportamento dos vários parâmetros estudados, os dados significativos foram utilizados na construção de um modelo matemático computacional que relacionasse o acabamento superficial (através da rugosidade média R_a), e

o desgaste das ferramentas de corte (através do parâmetro VB_{Bmax}), com alguns dos principais parâmetros de usinagem no processo de fresamento frontal. O modelo utilizado foi baseado no procedimento de redes neurais, com algoritmo de aprendizado do tipo “*backpropagation*”.

Como forma de se mensurar o grau de influência de cada um dos parâmetros estudados sobre a rugosidade da superfície fresada e o desgaste das ferramentas, foi realizada uma análise de sensibilidade utilizando o modelo matemático desenvolvido.

O procedimento de escolha da topologia e treinamento da rede neural, bem como da metodologia utilizada na construção dos modelos para a estimativa da rugosidade e do desgaste VB_{Bmax} serão abordados no capítulo VII.

A seguir serão descritos todos os materiais, equipamentos e procedimentos adotados para a realização dos ensaios experimentais.

5.1 MATERIAIS E EQUIPAMENTOS UTILIZADOS

Todos os ensaios experimentais de corte por fresamento foram realizados com pastilhas de metal duro, triplamente revestidas (TiN, TiC, TiN), marca Sandvik, de geometria ISO R245-12 T3 M-PM e classe P25.

Foram utilizados nos ensaios experimentais uma fresa frontal, código R260.22-080-15, diâmetro igual a 80 mm e capacidade para seis insertos e uma outra fresa, também frontal, código R245-125Q40-12M, diâmetro de 125 mm e capacidade para oito insertos, ambas da marca SANDVIK.

Como material de trabalho, foram utilizadas barras de seção quadrada de aço ABNT 1045 com bitola de 101.60 mm, fornecidas pela Aços Villares. A composição química e a dureza do material, conforme certificado número 30016 fornecido pelo fabricante, são apresentadas no Anexo I. As barras foram cortadas por serra mecânica alternativa em tarugos de 550 mm de comprimento.

Para garantir a rigidez mecânica necessária durante os ensaios experimentais, os tarugos foram soldados a um dispositivo adequado e o conjunto fixado na mesa da máquina fresadora por parafusos.

O material ABNT 1045 utilizado nos ensaios foi analisado micrograficamente. Foram fotografadas em banco metalográfico, quatro regiões representativas da micro-estrutura ao longo de toda a seção transversal de um corpo de prova do material, desde a região mais próxima à extremidade livre, e caminhando em direção ao interior do material, até seu centro.

Para a execução dos ensaios experimentais de fresamento, foi utilizada uma máquina fresadora CNC, marca Romi, modelo Interact 4, com potência máxima de 16 kW e variação

contínua de velocidade de corte e avanço, capacidade máxima de rotação do eixo árvore de 4000 rpm e avanço rápido até 4800 mm/min , disponível no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem da UFU (LEPU), Figura 5.1.

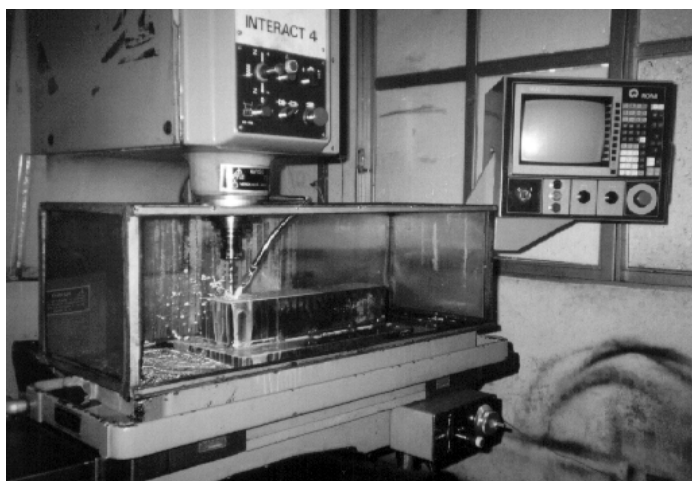


Figura 5.1 - Fresadora CNC Romi Interact 4.

Para a medição e leitura dos valores de desgaste das ferramentas de corte, utilizou-se um microscópio ferramenteiro desenvolvido no próprio LEPU (da Silva, 1994), conforme representado na Figura 5.2.

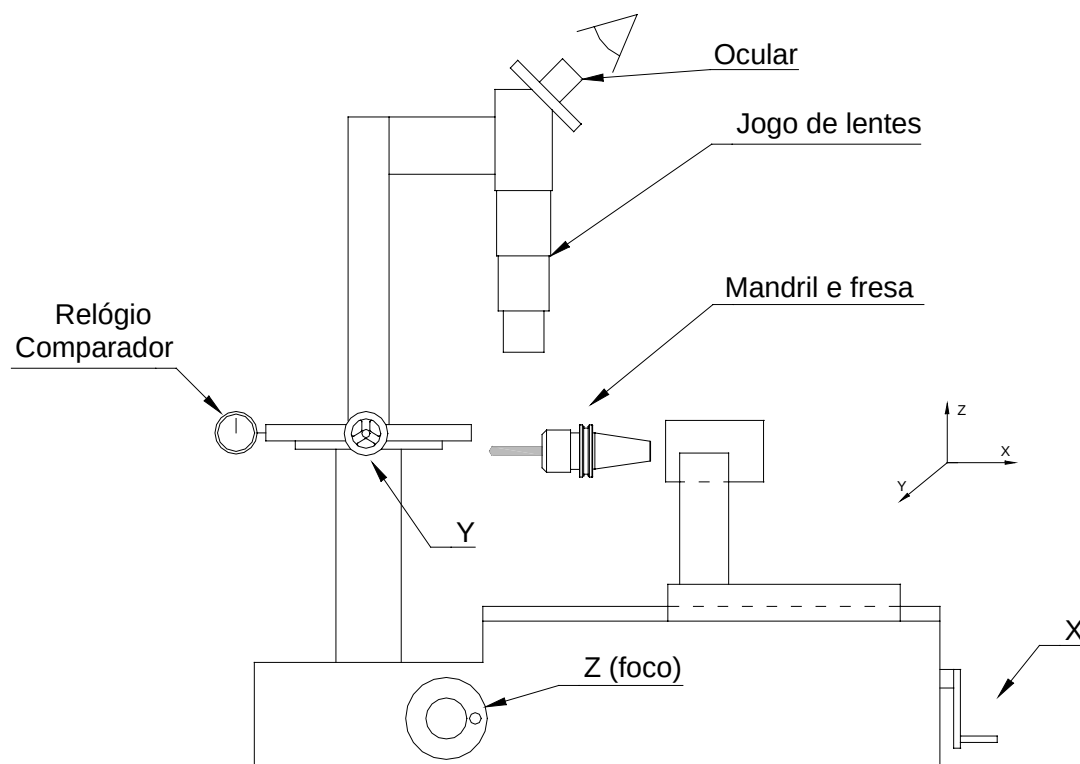


Figura 5.2 – Representação do microscópio ferramenteiro utilizado para a medição de desgaste nas ferramentas de corte.

As medições de rugosidade foram feitas com um rugosímetro portátil da marca Mitutoyo, modelo Surftest 211, com '*cut off*' ajustado em 0.8 mm. O parâmetro de acabamento superficial medido em todos os ensaios foi sempre a rugosidade média R_a [μm].

As fotografias para análise metalográfica do material ABNT 1045 foram obtidas no microscópio NEOPHOT 21, do LEM-UFU, onde também, utilizando-se um durômetro universal marca WOLPERT, foram feitas as medições para a verificação da dureza do material de trabalho. Para a certificação dos valores de dureza Brinnell (HB) do material de trabalho, foram aplicadas cargas de 187,50 kgf durante 30 segundos, com uma esfera de aço de diâmetro igual a 2,5 mm. O valor médio de dureza obtido de nove impressões no material foi de 197 HB, que coincide com o valor fornecido pelo fabricante (Anexo I).

As fotografias das ferramentas de corte para evidenciar o desgaste de flanco verificado durante os ensaios experimentais foram feitas em microscópio eletrônico de varredura, modelo LEO 940 A, marca Zeiss, pertencente ao LTM-UFU.

5.1.1 Medição dos sinais de vibração do sistema máquina/peça/ferramenta durante o corte

Para a medição dos níveis de vibração gerados durante o corte tornou-se necessário, inicialmente, determinar os locais mais apropriados para colocação dos sensores (acelerômetros piezoelétricos), na máquina fresadora.

Todo o procedimento para a determinação dos locais mais apropriados para a colocação dos acelerômetros foi feito com base no estudo das Funções Resposta em Frequência (FRFs), estimadas para os 29 pontos mostrados na Figura 5.3, realizado por Sousa (1998).

Como não havia nenhum conhecimento a respeito do comportamento dinâmico da fresadora, Sousa (1998), inicialmente, realizou um mapeamento de oitenta possíveis locais para colocação dos sensores. Após a análise das funções respostas em frequência, verificou-se que muitos dos locais mapeados apresentavam características dinâmicas bastante semelhantes, o que permitiu reduzir este número para os vinte e nove pontos indicados na Figura 5.3.

A partir daí, com base em uma análise de sensibilidade utilizando as FRF's, definiu-se os locais 1 (mancal inferior do eixo porta fresa), e 24 (parte anterior da mesa de trabalho), como os mais adequados para a instalação dos acelerômetros, por estarem rigidamente fixados à estrutura da fresadora e por apresentarem boa sensibilidade à detecção dos sinais de vibração gerados no processo (Sousa et alli, 1998).

Uma outra característica que motivou a escolha dos pontos de medição 1 e 24 é que o primeiro se apresenta como um local tradicionalmente utilizado para monitoramento em técnicas de manutenção preditiva (Stewart, 1977; Braun e Lenz, 1986), sendo o segundo ponto, um local de pequena sensibilidade à variação geométrica do sistema.

A Figura 5.4 mostra a instrumentação utilizada na montagem experimental para obtenção dos níveis RMS de vibração, a qual consistiu de: um micro computador dotado de um programa de análise de sinais, dois pré-amplificadores de sinais B & K, dois acelerômetros piezoelétricos 4367 B&K, uma placa de aquisição de dados tipo ADC 100.

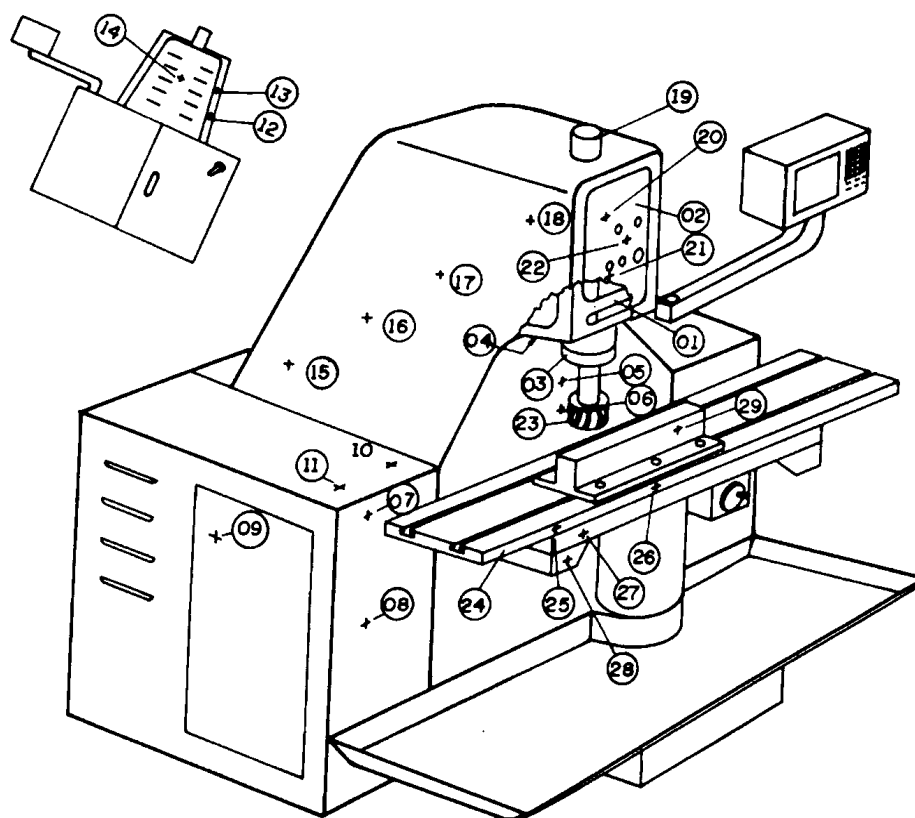


Figura 5.3 – Representação da máquina fresadora utilizada para a realização dos ensaios experimentais e os locais utilizados para obtenção das FRFs.

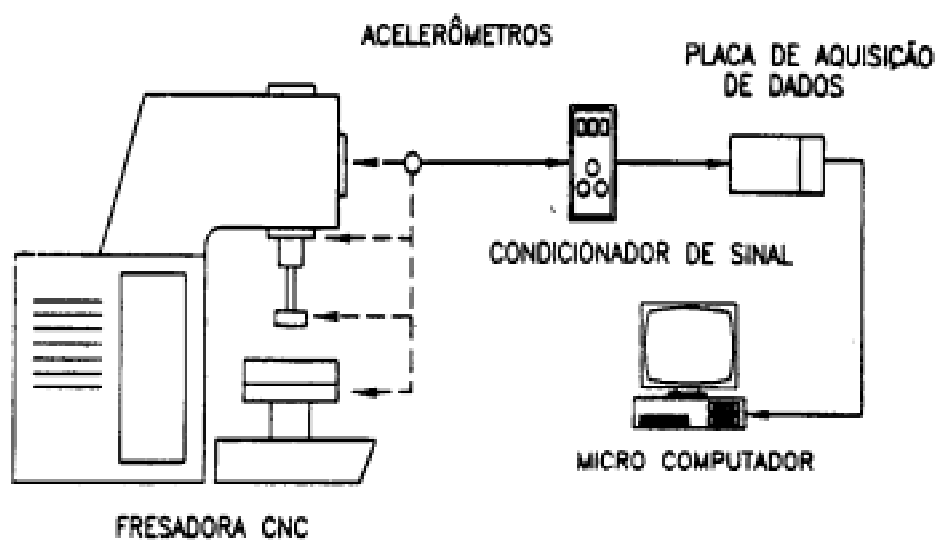


Figura 5.4 - Diagrama da instrumentação utilizada no monitoramento das vibrações.

Como forma de melhor caracterizar os sinais de vibração e visando uma maior condensação dos dados, os espectros de vibração foram obtidos nas bandas de frequência de 1/3 de oitava centradas em: 16,5; 20; 25; 31,6; 40; 50; 61,3; 80; 100; 125; 160; 200; 250; 316; 400; 500; 600; 800; 1000; 1250; 1600; 2000 Hz. Uma outra justificativa importante para a utilização de bandas proporcionais se deve ao fato de valores de vibração em frequências específicas não terem nenhum significado, uma vez que são dependentes da rotação da fresa. Além disso, os valores globais são dependentes da posição da mesa e do comprimento em balanço do eixo porta fresa (Sousa, 1988).

5.1.2 Medição dos valores de potência efetiva de corte

A potência efetiva de corte foi obtida através da utilização de um sensor de efeito Hall, que faz a leitura da corrente elétrica no motor do eixo árvore da fresadora. O sinal captado é enviado a uma placa de aquisição de dados, que acoplada a um micro computador, processa o sinal, fornecendo diretamente o valor da potência média consumida, considerando a tensão constante (Figura 5.5). Para se chegar neste valor de potência média consumida, o sistema mede os sinais com a máquina operando em vazio e em corte. A diferença aritmética entre a média das duas situações fornece a potência média consumida durante o corte.

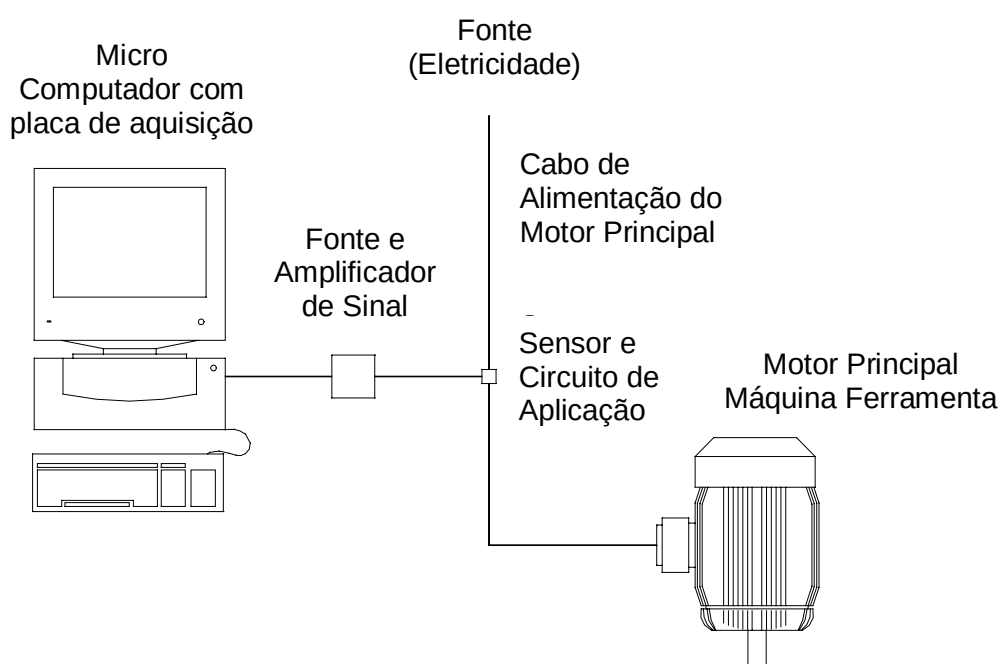


Figura 5.5 – Representação esquemática do sistema de aquisição de potência de corte.

5.2 REALIZAÇÃO DOS ENSAIOS DE VIDA DAS FERRAMENTAS RELATIVO À 1ª ETAPA DE ENSAIOS EXPERIMENTAIS

Para a inicialização do procedimento de otimização, de maneira a gerar as condições de corte para a realização dos testes de vida, fez-se necessário, inicialmente, definir os intervalos de variação mínima e máxima entre os quais os valores dos parâmetros de entrada " v_c ", " f_z " e " a_p " deveriam variar. Os limites definidos para os parâmetros de corte foram:

- velocidade de corte " v_c ": entre 150 e 350 m/min;
- avanço por dente " f_z ": entre 0,10 e 0,25 mm/rot;
- profundidade de corte " a_p ": entre 1,5 e 2,5 mm;

Estes valores foram estabelecidos em função da potência da máquina fresadora, do material de trabalho utilizado e orientações do fabricante da ferramenta de corte (Sandvik, 1991). A partir da determinação dos limites de variação dos parâmetros de corte acima, utilizou-se um procedimento baseado na maximização da razão entre o valor singular máximo e o valor singular mínimo da matriz de singularidade (dos Santos, 1996), para gerar as condições de corte a serem utilizadas (v_c , f_z e a_p). As condições de corte geradas estão mostradas na Tabela 5.1 abaixo.

Tabela 5.1 – Condições de corte geradas.

Condições de corte geradas por INIT	v_c (m/min.)	f_z (mm/rev.)	a_p (mm)
1	156,99	0,2311	1,523
2	329,45	0,1110	2,206
3	325,18	0,1304	1,784
4	215,00	0,1464	1,974
5	333,12	0,1625	1,820
6	323,54	0,2150	2,197
7	285,72	0,1826	2,211
8	244,81	0,2456	1,691
9	348,01	0,2285	1,422
10	269,12	0,1760	2,463
11	339,01	0,2380	2,150
12	239,91	0,2080	2,095

Para o prosseguimento do procedimento e antes da realização dos ensaios experimentais, tomou-se alguns cuidados de modo a garantir a maior confiabilidade possível nos resultados obtidos, tais como:

- verificação e inspeção dos insertos em microscópio ferramenteiro, evitando-se assim a utilização de pastilhas defeituosas ou trincadas.
- verificação com relógio comparador das variações dimensionais entre todas as pastilhas assentadas na fresa, não sendo permitida variação superior a 0,03 mm.
- pré-usinagem na face superior da peça para a retirada da camada oxidada e da camada encruada decorrente do processo de laminação das barras, para assegurar que as condições para o desgaste se mantivessem inalteradas nos diversos passes realizados.

Todos os ensaios nesta primeira etapa dos trabalhos foram realizados com a fresa R260.22-080-15, de diâmetro de 80 mm e 6 insertos.

As medições de desgaste das ferramentas foram efetuadas ao final de um percurso de avanço correspondente a um passe da ferramenta (550 mm), ou então entre intervalos de passes maiores, quando as condições de corte eram pouco severas e as variações de desgaste eram muito pequenas entre dois passes consecutivos.

Os desgastes foram monitorados em todas as seis pastilhas de corte, até que o critério de fim de vida adotado fosse alcançado em pelo menos uma delas. Neste momento o teste era encerrado e as seis arestas de corte substituídas por novas para a realização de um novo teste com uma nova condição de corte.

Como critério de fim de vida das ferramentas de corte, adotou-se o desgaste de flanco máximo $VB_{B_{max}} = 0,7$ mm, uma vez que esta forma de desgaste foi a predominante em todos os testes realizados.

Em função das dimensões da fresa utilizada nesta etapa dos ensaios (diâmetro de 80 mm), e da bitola do material fornecido pelo fabricante (101,60 mm de sessão quadrada), decidiu-se efetuar os passes de corte sempre no mesmo sentido de deslocamento da mesa de trabalho, de modo que cada passe cortasse 50,80 mm, Figura 5.6. Isto se justifica de modo a garantir o mesmo ângulo de saída e geometria de corte nos diversos passes realizados, mantendo constantes as condições para o desgaste das ferramentas de corte.

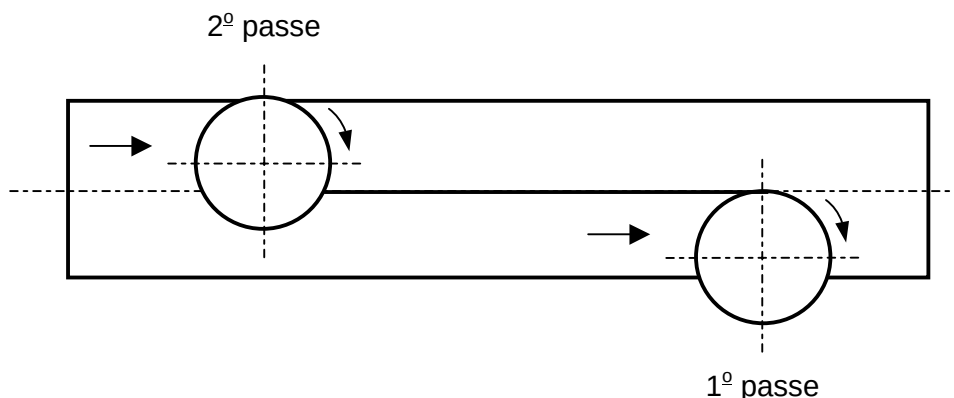


Figura 5.6 - Representação do procedimento de corte no material de trabalho na primeira etapa de ensaios experimentais.

Os locais de medição (posição ao longo do comprimento fresado de 550 mm), dos valores de rugosidade R_a e vibração RMS, foram determinados da seguinte maneira: O comprimento de corte de 550 mm foi subdividido em 3 regiões de iguais dimensões. Uma referente ao primeiro terço do comprimento fresado, uma segunda região referente ao segundo terço do comprimento fresado e uma terceira região, relativa à parte final do comprimento fresado. Em cada passe, ao longo do percurso de corte de 550 mm, os valores de rugosidade R_a e vibração RMS eram medidos em 3 posições diferentes, sendo uma medição em cada região preestabelecida do material de trabalho (Figura 5.7). A cada novo passe, o local de medição em cada uma das 3 regiões era modificado aleatoriamente.

Cada uma das 3 posições onde os valores de R_a e vibração eram medidos, ao longo de cada passe, determinava um valor “x” correspondente, relativo ao posicionamento da mesa de trabalho em relação ao eixo porta fresas. As medições de rugosidade na superfície fresada foram realizadas sempre perpendicularmente às marcas de avanço.

O procedimento adotado para a medição dos valores de rugosidade e vibração teve como objetivo verificar uma possível influência da geometria do sistema, modificada através do deslocamento da mesa de trabalho em relação ao eixo porta fresas, no comportamento dinâmico da máquina fresadora (Sousa, 1998). Verificou-se, no entanto, que não houve modificação significativa dos valores de rugosidade e amplitude dos sinais de vibração com a variação do parâmetro “x”. Acredita-se que a pequena sensibilidade observada em relação a esse parâmetro deveu-se à geometria da ferramenta e ao comprimento reduzido do material de trabalho, que não proporcionaram as condições favoráveis para o estabelecimento de uma relação de comportamento com os parâmetros R_a e vibração. Sendo assim, ficou decidido

utilizar no decorrer do trabalho apenas os valores de rugosidade e vibração medidos na região “B” do comprimento fresado (Figura 5.7).

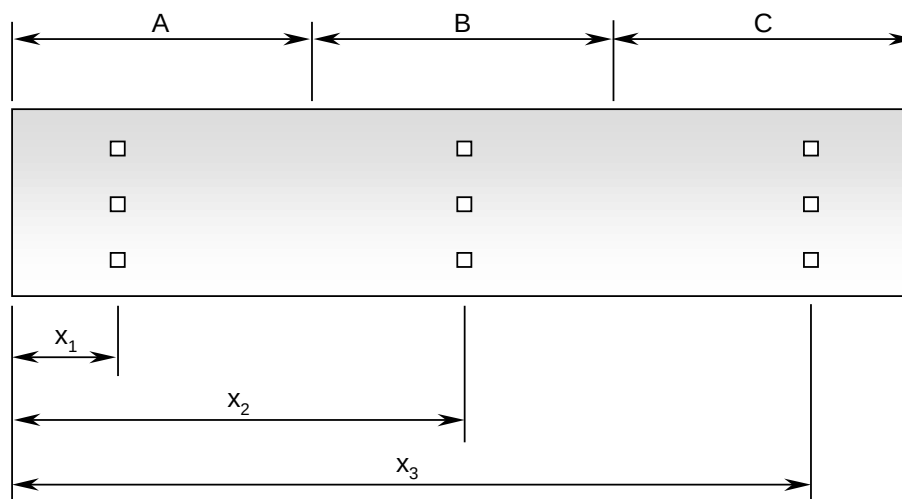


Figura 5.7 – Representação dos locais de medição da rugosidade Ra e vibração RMS ao longo do comprimento fresado.

Os sinais de vibração obtidos nas diferentes posições “x”, durante os ensaios, foram adquiridos, simultaneamente, pelos acelerômetros instalados no mancal inferior do eixo porta fresas e na parte anterior da mesa de trabalho, conforme procedimento baseado na análise das funções respostas em frequência descrito anteriormente. Após uma análise dos sinais adquiridos pelos acelerômetros nos dois pontos de monitoramento, verificou-se que ambos apresentavam o mesmo comportamento vibracional. Dessa maneira, por ser um ponto tradicional de medição de valores para controle em manutenção e também menos sensível à influência de fatores externos como o peso da peça, optou-se por utilizar os sinais de vibração monitorados pelo acelerômetro instalado no mancal inferior do eixo porta fresas.

Para cada passe realizado, em cada uma das doze condições de corte ensaiadas até o fim de vida, os valores correspondentes monitorados de: desgaste de flanco máximo da ferramenta VB_{Bmax} , rugosidade da superfície fresada Ra, vibração RMS do conjunto ferramenta/máquina/peça, potência de corte, posicionamento da mesa de trabalho em relação à fresa e comprimento em balanço da fresa, foram anotados, resultando em um arquivo de dados com 238 ensaios (Anexo II, arquivo “fimdevida.dat”).

Os valores assumidos para a potência de corte foram os relativos à média das medições realizadas durante um pequeno intervalo de tempo, em 5 posições ao longo do comprimento fresado. Todos os ensaios foram realizados sem a presença de fluido de corte.

A Figura 5.8 representa a estrutura do arquivo de dados gerada na primeira fase dos ensaios experimentais.

V _{c1}	f ₁	a _{P1}	X ₁	Z ₁	Pot ₁	VB _{Bmax1} T ₁	Vib ₁	Ra ₁
V _{c1}	f ₁	a _{P1}	X ₂	Z ₁	Pot ₁	VB _{Bmax1} T ₂	Vib ₂	Ra ₂
V _{c1}	f ₁	a _{P1}	X ₃	Z ₁	Pot ₁	VB _{Bmax1} T ₃	Vib ₃	Ra ₃
V _{c1}	f ₁	a _{P1}	X ₄	Z ₂	Pot ₂	VB _{Bmax2} T ₄	Vib ₄	Ra ₄
V _{c1}	f ₁	a _{P1}	X ₅	Z ₂	Pot ₂	VB _{Bmax2} T ₅	Vib ₅	Ra ₅
V _{c1}	f ₁	a _{P1}	X ₆	Z ₂	Pot ₂	VB _{Bmax2} T ₆	Vib ₆	Ra ₆
.	.	.	.	.	.	.	.	.
.	.	.	.	.	.	.	.	.
V _{c2}	f ₂	a _{P2}	X ₇	Z ₃	Pot ₃	VB _{Bmax3} T ₇	Vib ₇	Ra ₇
V _{c2}	f ₂	a _{P2}	X ₈	Z ₃	Pot ₃	VB _{Bmax3} T ₈	Vib ₈	Ra ₈
V _{c2}	f ₂	a _{P2}	X ₉	Z ₃	Pot ₃	VB _{Bmax3} T ₉	Vib ₉	Ra ₉
V _{c2}	f ₂	a _{P2}	X ₁₀	Z ₄	Pot ₄	VB _{Bmax4} T ₁₀	Vib ₁₀	Ra ₁₀
V _{c2}	f ₂	a _{P2}	X ₁₁	Z ₄	Pot ₄	VB _{Bmax4} T ₁₁	Vib ₁₁	Ra ₁₁
V _{c2}	f ₂	a _{P2}	X ₁₂	Z ₄	Pot ₄	VB _{Bmax4} T ₁₂	Vib ₁₂	Ra ₁₂
.	.	.	.	.	.	.	.	.
.	.	.	.	.	.	.	.	.
V _{c3}	f ₃	a _{P3}	X ₁₃	Z ₅	Pot ₅	VB _{Bmax5} T ₁₃	Vib ₁₃	Ra ₁₃
V _{c3}	f ₃	a _{P3}	X ₁₄	Z ₅	Pot ₅	VB _{Bmax5} T ₁₄	Vib ₁₄	Ra ₁₄
V _{c3}	f ₃	a _{P3}	X ₁₅	Z ₅	Pot ₅	VB _{Bmax5} T ₁₅	Vib ₁₅	Ra ₁₅
V _{c3}	f ₃	a _{P3}	X ₁₆	Z ₆	Pot ₆	VB _{Bmax6} T ₁₆	Vib ₁₆	Ra ₁₆
V _{c3}	f ₃	a _{P3}	X ₁₇	Z ₆	Pot ₆	VB _{Bmax6} T ₁₇	Vib ₁₇	Ra ₁₇
V _{c3}	f ₃	a _{P3}	X ₁₈	Z ₆	Pot ₆	VB _{Bmax6} T ₁₈	Vib ₁₈	Ra ₁₈
.	.	.	.	.	.	.	.	.
.	.	.	.	.	.	.	.	.
V _{c4}	f ₄	a _{P4}	X ₁₉	Z ₇	Pot ₇	VB _{Bmax7} T ₁₉	Vib ₁₉	Ra ₁₉
V _{c4}	f ₄	a _{P4}	X ₂₀	Z ₇	Pot ₇	VB _{Bmax7} T ₂₀	Vib ₂₀	Ra ₂₀
V _{c4}	f ₄	a _{P4}	X ₂₁	Z ₇	Pot ₇	VB _{Bmax7} T ₂₁	Vib ₂₁	Ra ₂₁
V _{c4}	f ₄	a _{P4}	X ₂₂	Z ₈	Pot ₈	VB _{Bmax8} T ₂₂	Vib ₂₂	Ra ₂₂
V _{c4}	f ₄	a _{P4}	X ₂₃	Z ₈	Pot ₈	VB _{Bmax8} T ₂₃	Vib ₂₃	Ra ₂₃
V _{c4}	f ₄	a _{P4}	X ₂₄	Z ₈	Pot ₈	VB _{Bmax8} T ₂₄	Vib ₂₄	Ra ₂₄
.	.	.	.	.	.	.	.	.
.	.	.	.	.	.	.	.	.

Figura 5.8 – Estrutura do arquivo de dados gerada a partir dos ensaios de vida para as condições de corte da Tabela 1.

5.3 2ª ETAPA – ENSAIOS COMPLEMENTARES

Para a realização desta segunda série de ensaios experimentais, foi gerado um conjunto com 82 condições aleatórias de corte (v_c , f_z e a_p), respeitando-se os limites de variação máxima e mínima anteriormente preestabelecidos para estes parâmetros.

Diferentemente da situação anterior, onde cada condição de corte era ensaiada até o fim de vida da ferramenta, nesta etapa, cada uma das 82 diferentes condições de corte proporcionava apenas uma passada sobre o material de trabalho. Ao final de cada passe da ferramenta, correspondente a um percurso de corte de 550 mm, as condições de corte eram substituídas e um novo passe realizado.

Em cada passada, os valores monitorados de: desgaste de flanco máximo da ferramenta VB_{Bmax} , rugosidade da superfície fresada Ra , vibração RMS do conjunto ferramenta/máquina/peça, potência de corte, posicionamento da mesa de trabalho em relação à fresa e comprimento em balanço da fresa, eram anotados, o que gerou um arquivo com 82 conjuntos de dados experimentais (Anexo II, arquivo “dadosaleatórios.dat”). Todos os ensaios foram executados com o mesmo conjunto de ferramentas.

Analogamente à 1ª etapa de ensaios experimentais, foram adotados os mesmos mecanismos de controle das ferramentas para se garantir a maior confiabilidade possível nos resultados obtidos. Para efeito de determinação da vida do conjunto de ferramentas ensaiadas, o valor de desgaste de flanco considerado em cada passe correspondia ao maior valor encontrado dentre todas as pastilhas analisadas.

O objetivo de se realizar um procedimento experimental dessa natureza foi o de verificar, “*a posteriori*”, a capacidade das redes neurais em estabelecer um padrão de comportamento entre os diferentes parâmetros e variáveis monitorados, para a estimativa da rugosidade Ra e do desgaste das ferramentas VB_{Bmax} , a partir de um conjunto de dados obtidos de maneira totalmente aleatória.

O máximo valor de desgaste de flanco verificado ao final desta segunda etapa de ensaios foi de $VB_{Bmax} = 0,3$ mm.

Para a medição dos valores de vibração, potência de corte e rugosidade Ra , utilizou-se o mesmo procedimento descrito na 1ª etapa.

A Figura 5.9 representa a estrutura do arquivo de dados gerada.

v_{c1}	f_1	a_{p1}	x_1	z_1	Pot_1	VB_{Bmax1}	T_1	Vib_1	Ra_1
v_{c1}	f_1	a_{p1}	x_2	z_1	Pot_1	VB_{Bmax1}	T_2	Vib_2	Ra_2
v_{c1}	f_1	a_{p1}	x_3	z_1	Pot_1	VB_{Bmax1}	T_3	Vib_3	Ra_3
v_{c2}	f_2	a_{p2}	x_4	z_2	Pot_2	VB_{Bmax2}	T_4	Vib_4	Ra_4
v_{c2}	f_2	a_{p2}	x_5	z_2	Pot_2	VB_{Bmax2}	T_5	Vib_5	Ra_5
v_{c2}	f_2	a_{p2}	x_6	z_2	Pot_2	VB_{Bmax2}	T_6	Vib_6	Ra_6
v_{c3}	f_3	a_{p3}	x_7	z_3	Pot_3	VB_{Bmax3}	T_7	Vib_7	Ra_7
v_{c3}	f_3	a_{p3}	x_8	z_3	Pot_3	VB_{Bmax3}	T_8	Vib_8	Ra_8
v_{c3}	f_3	a_{p3}	x_9	z_3	Pot_3	VB_{Bmax3}	T_9	Vib_9	Ra_9
.	.	.	.	.	.	.	.	.	.
.	.	.	.	.	.	.	.	.	.
v_{cn}	f_n	a_{pn}	x_p	z_n	Pot_n	VB_{Bmaxn}	T_p	Vib_p	Ra_p
v_{cn}	f_n	a_{pn}	x_q	z_n	Pot_n	VB_{Bmaxn}	T_q	Vib_q	Ra_q
v_{cn}	f_n	a_{pn}	x_r	z_n	Pot_n	VB_{Bmaxn}	T_r	Vib_r	Ra_r
.	.	.	.	.	.	.	.	.	.
.	.	.	.	.	.	.	.	.	.

Figura 5.9 – Estrutura do arquivo de dados gerada a partir dos ensaios realizados na segunda etapa experimental.

Todos os ensaios relativos a esta etapa dos trabalhos foram realizados com uma fresa de diâmetro igual a 125 mm, com capacidade para 8 insertos e sem a presença de fluido de corte. Os cortes foram sempre simétricos, conforme ilustra a Figura 5.10, e realizados sempre no mesmo sentido de deslocamento da mesa de trabalho.

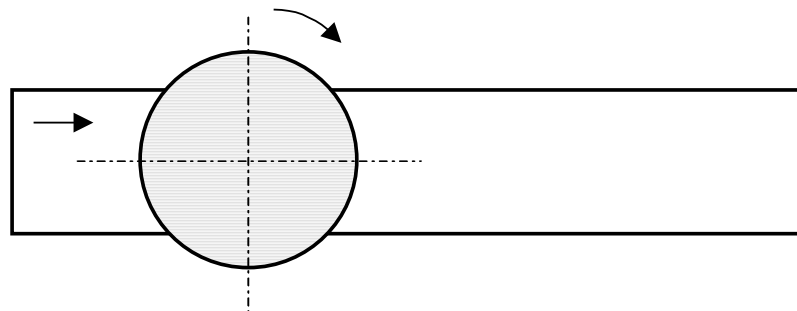


Figura 5.10 – Representação do procedimento de corte no material de trabalho na 2ª etapa de ensaios experimentais.

CAPÍTULO VI

ANÁLISE QUALITATIVA PARA O ESTUDO DA TENDÊNCIA DE COMPORTAMENTO ENTRE AS DIFERENTES VARIÁVEIS ENVOLVIDAS NO PROCESSO DE FRESAMENTO

Antes da realização do procedimento de redes neurais para a modelagem da rugosidade e do desgaste das ferramentas de corte, foi realizada uma análise gráfica qualitativa para o estabelecimento da tendência de comportamento entre as diferentes variáveis consideradas neste trabalho.

A análise gráfica das variáveis e parâmetros envolvidos foi feita para os dados obtidos nas duas séries de ensaios experimentais.

Com relação à primeira etapa dos ensaios experimentais, foram considerados apenas os dados decorrentes das quatro primeiras condições de corte (Tabela 5.1), para a realização da análise qualitativa. Foram traçadas curvas de rugosidade R_a , desgaste $VB_{B_{max}}$, potência de corte “Pot”, e vibração “Vib” (medida da aceleração em bandas de frequência de 1/3 de oitava), em função de cada um dos parâmetros estudados.

Com relação aos dados obtidos a partir da segunda etapa de ensaios experimentais, além dos gráficos de rugosidade R_a , desgaste $VB_{B_{max}}$, potência de corte, comprimento em balanço “z” e vibração “Vib” (medida da aceleração em bandas de frequência de 1/3 de oitava), foram também traçadas curvas de velocidade de corte, avanço e profundidade de corte, em função dos parâmetros estudados.

6.1 ANÁLISE DA TENDÊNCIA DE COMPORTAMENTO DO PARÂMETRO POTÊNCIA DE CORTE

6.1.1 Dados relativos à 1ª etapa de ensaios: Ensaios de fim de vida

As Figuras 6.1 a 6.4 mostram, respectivamente, as curvas de $VB_{B_{max}}$ em função da potência de corte, obtidas em ordem crescente de resposta, a partir dos ensaios de fim de vida realizados para as condições de corte 1, 2, 3 e 4 da Tabela 5.1.

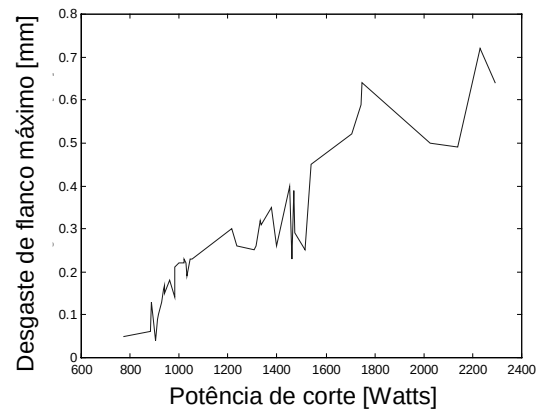


Figura 6.1 – Variação do Desgaste de flanco máximo da ferramenta VB_{Bmax} em relação a Potência de corte, obtida a partir do ensaio de vida da condição de corte 1.

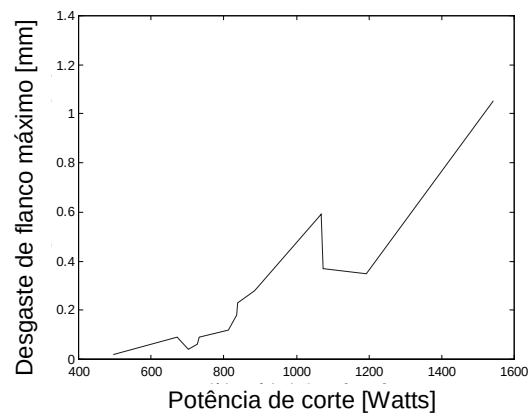


Figura 6.2 – Variação do Desgaste de flanco máximo da ferramenta VB_{Bmax} em relação a Potência de corte, obtida a partir do ensaio de vida da condição de corte 2.

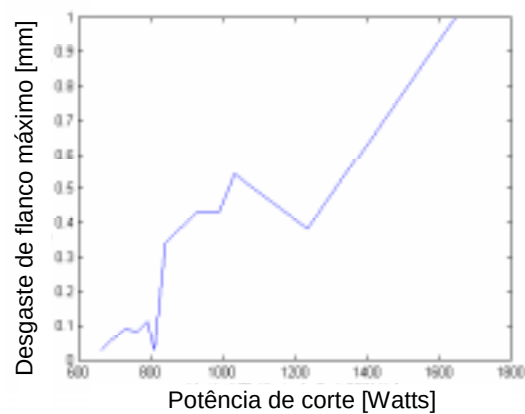


Figura 6.3 – Variação do Desgaste de flanco máximo da ferramenta VB_{Bmax} em relação a Potência de corte, obtida a partir do ensaio de vida da condição de corte 3.

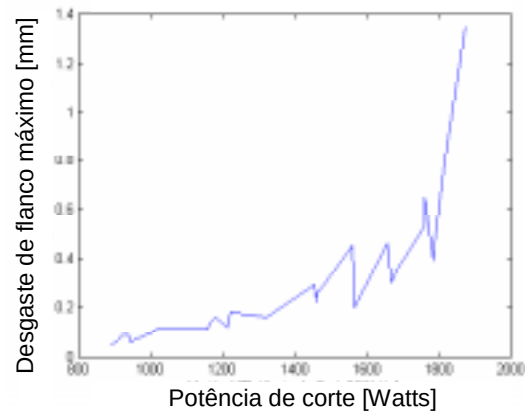


Figura 6.4 – Variação do Desgaste de flanco máximo da ferramenta VB_{Bmax} em relação a Potência de corte, obtida a partir do ensaio de vida da condição de corte 4.

De uma maneira geral, observa-se uma clara correlação entre o desgaste das ferramentas e a potência de corte para as quatro condições de corte ensaiadas. A análise das Figuras 6.1 a 6.4 permite concluir que valores mais elevados de desgaste das ferramentas de corte implicam em um aumento da potência efetiva de corte. Essa tendência se deve ao aumento da força necessária para cisalhar o material, que faz aumentar a exigência sobre a aresta cortante e, conseqüentemente, favorecendo ainda mais o desgaste das ferramentas.

As Figuras 6.5 a 6.8 mostram, respectivamente, as curvas de vibração (nas melhores bandas de frequência de 1/3 de oitava), em função da potência de corte, obtidas em ordem crescente de resposta, a partir dos ensaios de fim de vida realizados para as condições de corte 1, 2, 3 e 4 da Tabela 5.1.

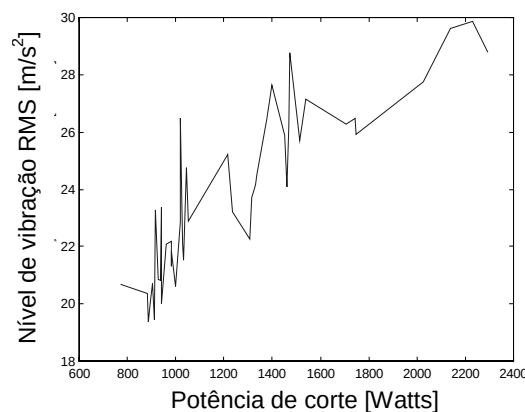


Figura 6.5 – Variação da Vibração (para a banda de 16,5 Hz), em relação a Potência de corte, obtida a partir do ensaio de vida da condição de corte 1.

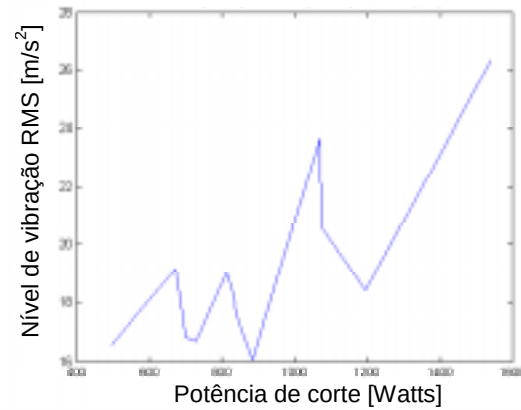


Figura 6.6 – Variação da Vibração (para a banda de 25 Hz), em relação a Potência de corte, obtida a partir do ensaio de vida da condição de corte 2.

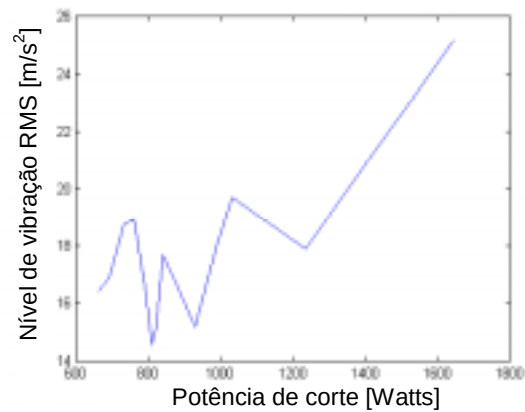


Figura 6.7 – Variação da Vibração (para a banda de 40 Hz), em relação a Potência de corte, obtida a partir do ensaio de vida da condição de corte 3.

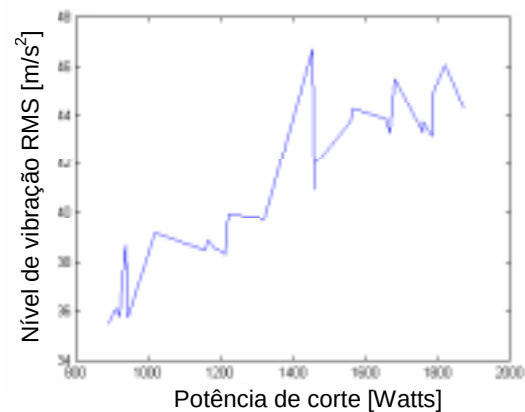


Figura 6.8 – Variação da Vibração (para a banda de 400 Hz), em relação a Potência de corte, obtida a partir do ensaio de vida da condição de corte 4.

Observa-se nas Figuras 6.5 a 6.8, nas respectivas bandas analisadas, uma forte tendência de crescimento dos níveis de vibração com a potência de corte em todas as quatro condições de corte ensaiadas. Este comportamento, aliado ao aumento dos valores de desgaste com a potência de corte verificado nas Figuras de número 6.1 a 6.4, indica a existência de uma correlação significativa entre os valores de potência de corte e a vibração gerada durante o corte. Pode-se sugerir, desta maneira, que o desgaste da aresta cortante pode afetar consideravelmente o comportamento vibracional da máquina fresadora.

As Figuras 6.9 a 6.12 mostram, respectivamente, as curvas de rugosidade Ra em função da potência de corte, obtidas em ordem crescente de resposta, a partir dos ensaios de fim de vida realizados para as condições de corte 1, 2, 3 e 4 da Tabela 5.1.

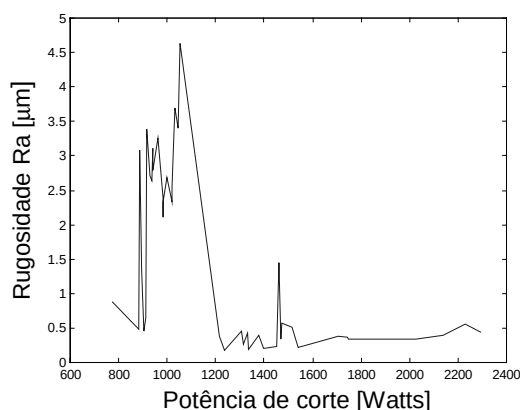


Figura 6.9 – Variação da Rugosidade Ra em relação a Potência de corte, obtida a partir do ensaio de vida da condição de corte 1.

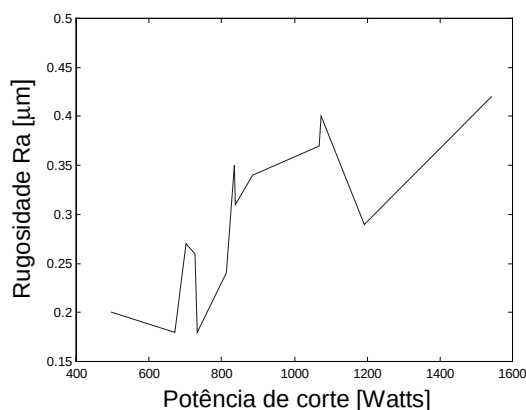


Figura 6.10 – Variação da Rugosidade Ra em relação a Potência de corte, obtida a partir do ensaio de vida da condição de corte 2.

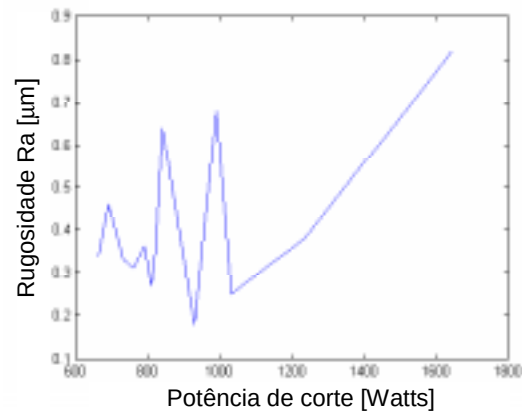


Figura 6.11 – Variação da Rugosidade Ra em relação a Potência de corte, obtida a partir do ensaio de vida da condição de corte 3.

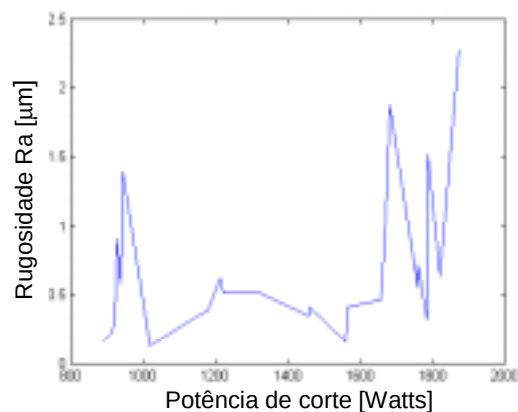


Figura 6.12 – Variação da Rugosidade Ra em relação a Potência de corte, obtida a partir do ensaio de vida da condição de corte 4.

De uma maneira geral, observa-se uma tendência de aumento dos valores de Ra com o crescimento da potência de corte medida durante os ensaios de fim de vida. A análise dos gráficos de VB_{Bmax} e vibração em função da potência de corte, mostrados anteriormente, sugere que o comportamento verificado de Ra em relação à potência decorre do aumento do desgaste das ferramentas utilizadas, que faz aumentar a força necessária para cisalhar o material, elevando os níveis de vibração do sistema máquina/peça/ferramenta e consequentemente, fazendo aumentar a rugosidade da superfície fresada.

6.1.2 Dados relativos à 2ª etapa de ensaios: Ensaios aleatórios

As Figuras 6.13 a 6.19 mostram, respectivamente, as curvas de desgaste de flanco máximo VB_{Bmax} , comprimento em balanço “z”, rugosidade Ra , velocidade de corte “ v_c ”, avanço “ f_z ”, profundidade de corte “ a_p ” e vibração “Vib” em função da potência de corte, obtidas em ordem crescente de resposta, a partir dos ensaios realizados para as condições aleatórias de corte. A curva da Figura 6.19 foi plotada em relação aos valores de amplitude de vibração medidos na banda de 61,3 Hz.

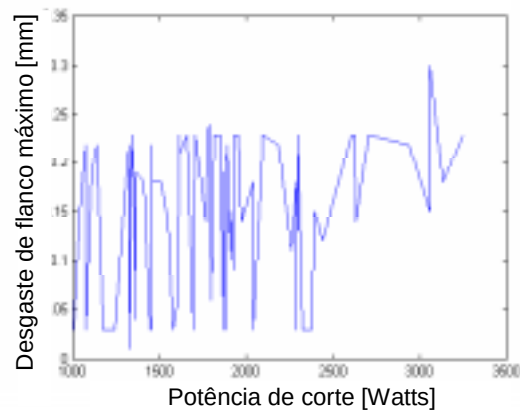


Figura 6.13 – Variação do Desgaste de flanco VB_{Bmax} em relação a Potência de corte, obtida a partir dos ensaios realizados para as condições aleatórias de corte.

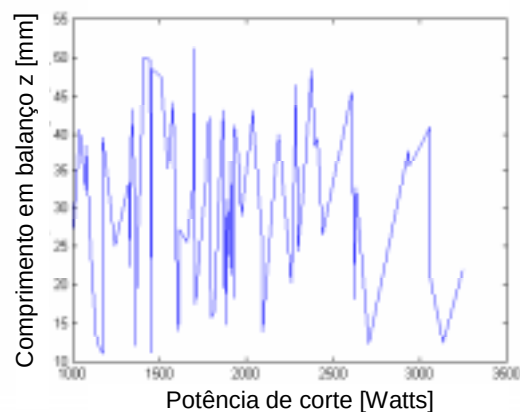


Figura 6.14 – Variação do Comprimento em balanço z em relação a Potência de corte, obtida a partir dos ensaios realizados para as condições aleatórias de corte.

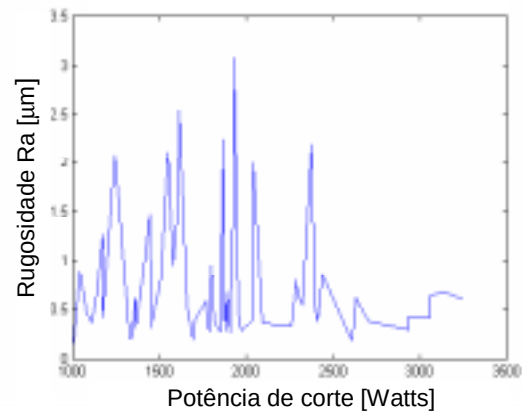


Figura 6.15 – Variação da Rugosidade Ra em relação a Potência de corte, obtida a partir dos ensaios realizados para as condições aleatórias de corte.

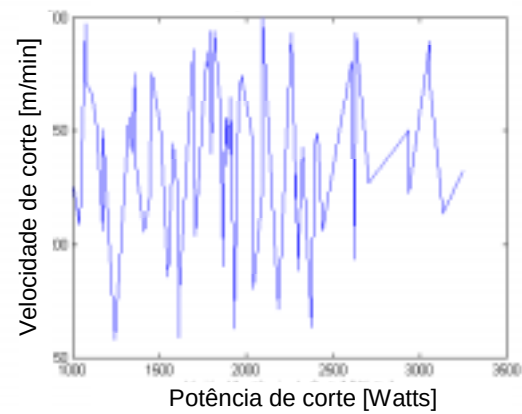


Figura 6.16 – Variação da Velocidade de corte v_c em relação a Potência de corte, obtida a partir dos ensaios realizados para as condições aleatórias de corte.

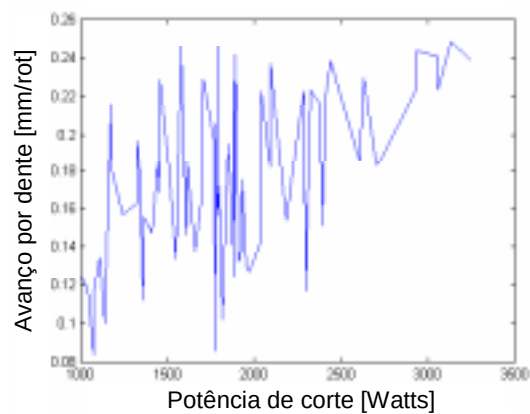


Figura 6.17 – Variação do Avanço por dente f_z em relação a Potência de corte, obtida a partir dos ensaios realizados para as condições aleatórias de corte.

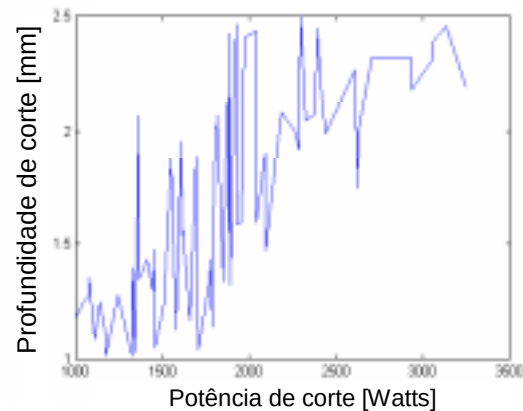


Figura 6.18 – Variação da Profundidade de corte a_p em relação a Potência de corte, obtida a partir dos ensaios realizados para as condições aleatórias de corte.

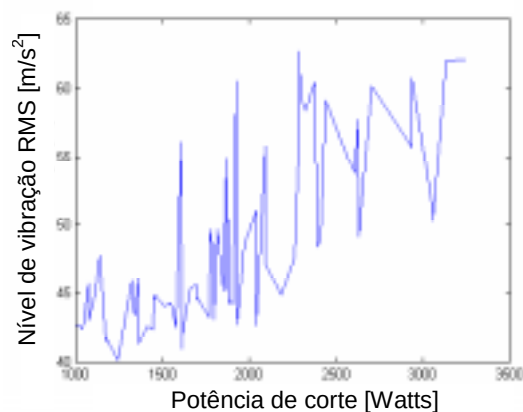


Figura 6.19 – Variação da Vibração Vib em relação a Potência de corte, obtida a partir dos ensaios realizados para as condições aleatórias de corte.

De um modo geral, a análise das Figuras 6.13 a 6.19 sugere a existência de uma forte correlação entre os diferentes parâmetros e variáveis analisados, visto que apenas as variáveis profundidade de corte e vibração, com maior intensidade, e a variável avanço por dente, com menor intensidade, apresentaram alguma tendência de comportamento com relação ao crescimento dos valores da potência de corte.

O comportamento verificado indicaria que a profundidade de corte e a vibração seriam os parâmetros mais correlacionados, das inúmeras variáveis estudadas, com a potência de corte.

6.2 ANÁLISE DA TENDÊNCIA DE COMPORTAMENTO DO PARÂMETRO RUGOSIDADE “Ra”

6.2.1 Dados relativos à 1ª etapa de ensaios: Ensaios de fim de vida

As Figuras 6.20 a 6.23 mostram, respectivamente, as curvas de rugosidade Ra em função do parâmetro desgaste de flanco máximo da ferramenta VB_{Bmax} , obtidas em ordem crescente de resposta, a partir dos ensaios de vida realizados para as condições de corte 1, 2, 3 e 4 da Tabela 5.1.

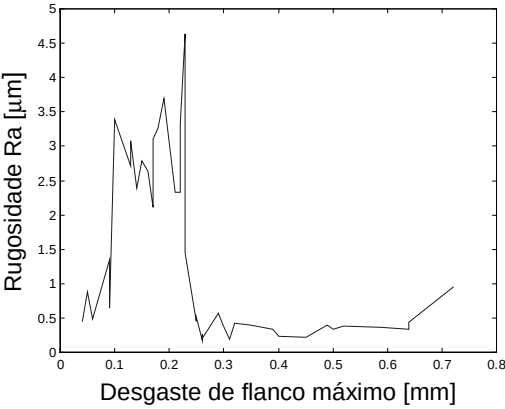


Figura 6.20 - Variação da Rugosidade Ra em relação a VB_{Bmax} , obtida a partir do ensaio de vida para a condição de corte 1.

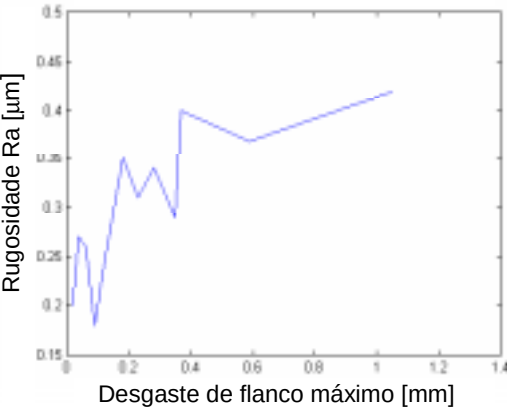


Figura 6.21 - Variação da Rugosidade Ra em relação a VB_{Bmax} , obtida a partir do ensaio de vida para a condição de corte 2.

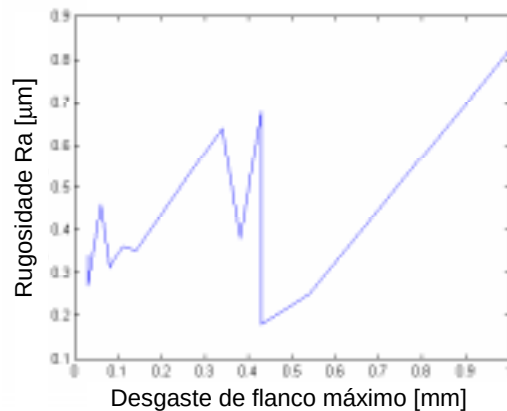


Figura 6.22 - Variação da Rugosidade Ra em relação a VB_{Bmax} , obtida a partir do ensaio de vida para a condição de corte 3.

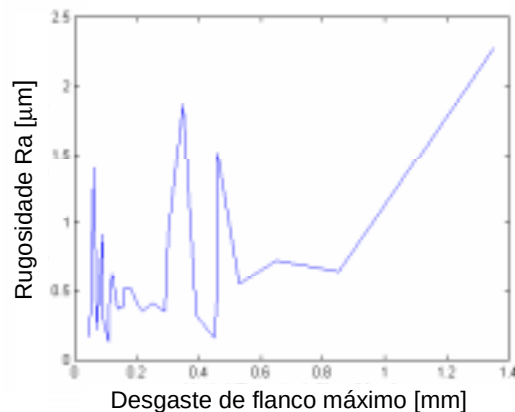


Figura 6.23 - Variação da Rugosidade Ra em relação a VB_{Bmax} , obtida a partir do ensaio de vida para a condição de corte 4.

A análise das Figuras 6.20 a 6.23 indica uma tendência de aumento da rugosidade da superfície fresada com o crescimento do desgaste das ferramentas de corte. O comportamento apresentado por Ra coincide com os resultados esperados em relação à variação do desgaste das ferramentas. A degeneração da aresta cortante da ferramenta faz com que as forças de corte envolvidas sejam consideravelmente aumentadas, conforme mostram as curvas de potência em função do desgaste das ferramentas já apresentadas (Figuras 6.1 até 6.4). Como consequência, a vibração do sistema ferramenta/peça/máquina tende a aumentar. A combinação desses fatores aliada à severidade das condições de corte utilizadas contribuem para a obtenção do comportamento encontrado.

6.2.2 Dados relativos à 2ª etapa de ensaios: Ensaios aleatórios

As Figuras 6.24 a 6.29 mostram, respectivamente, as curvas de rugosidade em função dos parâmetros velocidade de corte " v_c ", avanço " f_z ", profundidade de corte " a_p ", potência de corte, comprimento em balanço " z " e desgaste de flanco " VB_{Bmax} ", obtidas em ordem crescente de resposta, a partir dos ensaios realizados para as condições aleatórias de corte.

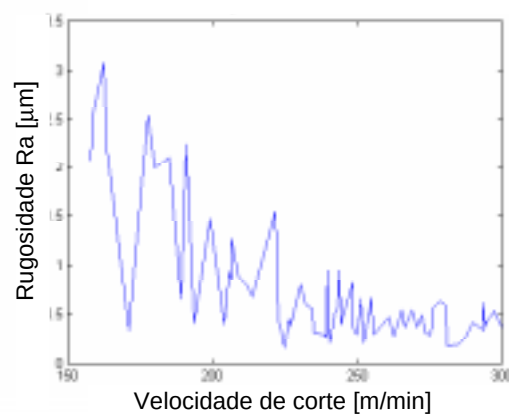


Figura 6.24 – Variação da Rugosidade R_a em relação à Velocidade de corte v_c , obtida a partir dos ensaios experimentais para as condições aleatórias de corte.

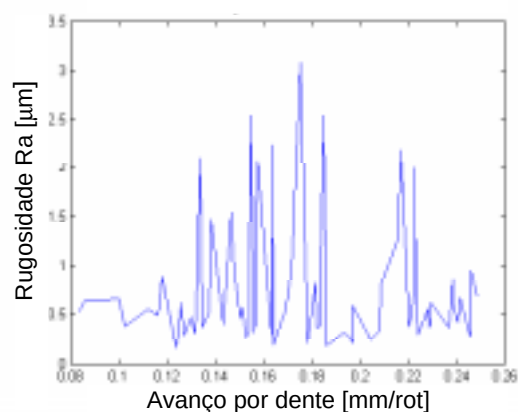


Figura 6.25 – Variação da Rugosidade R_a em relação ao Avanço por dente f_z , obtida a partir dos ensaios experimentais para as condições aleatórias de corte.

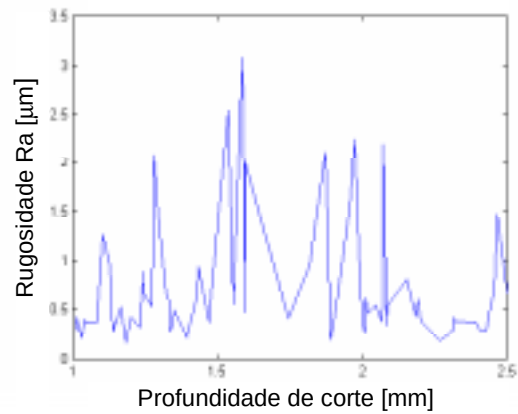


Figura 6.26 – Variação da Rugosidade Ra em relação à Profundidade de corte a_p , obtida a partir dos ensaios experimentais para as condições aleatórias de corte.

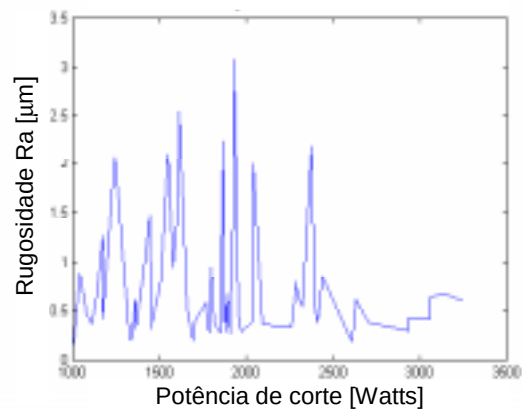


Figura 6.27 – Variação da Rugosidade Ra em relação à Potência de corte, obtida a partir dos ensaios experimentais para as condições aleatórias de corte.

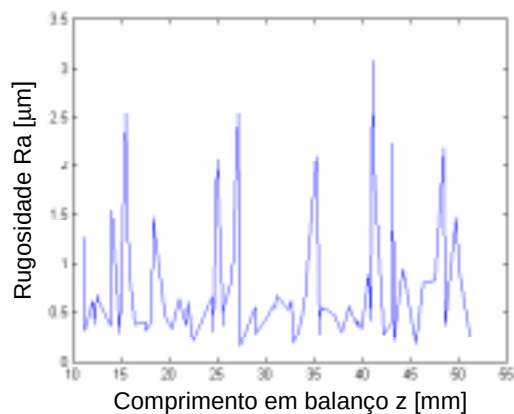


Figura 6.28 – Variação da Rugosidade Ra em relação ao Comprimento em balanço z, obtida a partir dos ensaios experimentais para as condições aleatórias de corte.

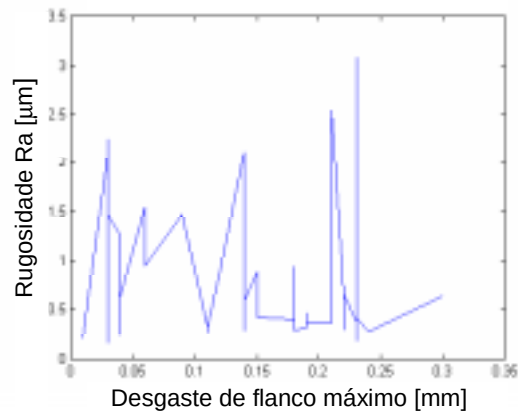


Figura 6.29 – Variação da Rugosidade Ra em relação ao Desgaste de flanco VB_{Bmax} , obtida a partir dos ensaios experimentais para as condições aleatórias de corte.

Analisando-se as curvas das Figuras 6.24 a 6.29, verifica-se que apenas a variável velocidade de corte apresentou uma correlação clara em relação aos valores de rugosidade obtidos para os ensaios das condições aleatórias de corte. A curva de “Ra” X “ v_c ”, mostrada na Figura 6.24, além de indicar uma tendência de melhora do acabamento da superfície fresada com o aumento de “ v_c ”, sugere que a influência da velocidade de corte sobre a rugosidade é pouco afetada pela ação das outras inúmeras variáveis que atuam durante o corte. O fato das outras variáveis estudadas não apresentarem um comportamento análogo ao apresentado por “ v_c ”, com relação à rugosidade, indica que são altamente correlacionadas entre si, ou seja, que são altamente susceptíveis às alterações dinâmicas, físicas e geométricas verificadas no processo de fresamento durante o corte.

6.3 ANÁLISE DA TENDÊNCIA DE COMPORTAMENTO DO PARÂMETRO DESGASTE DE FLANCO MÁXIMO DA FERRAMENTA

6.3.1 Dados relativos à 1ª etapa de ensaios: Ensaios de fim de vida

As Figuras 6.30 a 6.33 mostram, respectivamente, as curvas de desgaste de flanco VB_{Bmax} em função do parâmetro comprimento em balanço “z” do eixo porta fresas, obtidas em ordem crescente de resposta, a partir dos ensaios de vida realizados para as condições de corte 1, 2, 3 e 4 da Tabela 5.1.

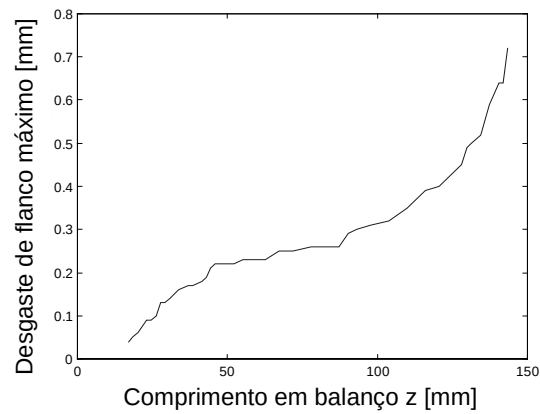


Figura 6.30 - Variação do Desgaste de flanco da ferramenta VB_{Bmax} em relação ao Comprimento em balanço z , obtida a partir do ensaio de vida para a condição de corte 1.

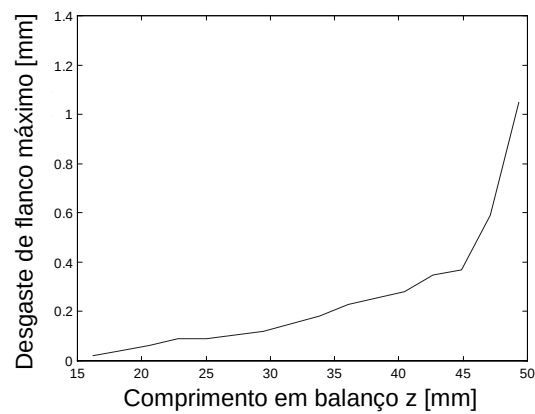


Figura 6.31 - Variação do Desgaste de flanco da ferramenta VB_{Bmax} em relação ao Comprimento em balanço z , obtida a partir do ensaio de vida para a condição de corte 2.

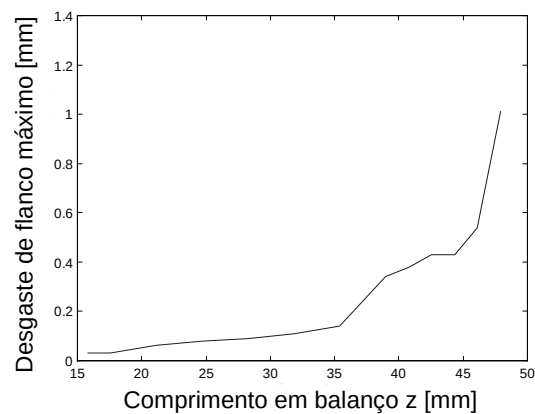


Figura 6.32 - Variação do Desgaste de flanco da ferramenta VB_{Bmax} em relação ao Comprimento em balanço z , obtida a partir do ensaio de vida para a condição de corte 3.

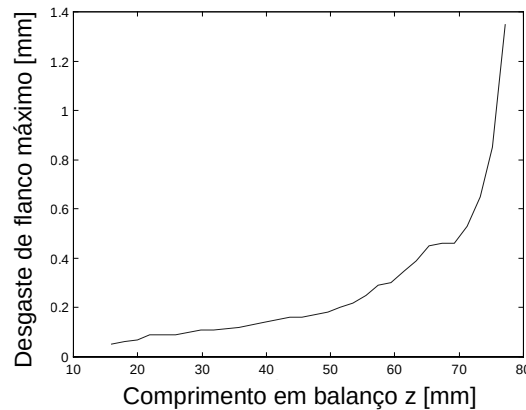


Figura 6.33 - Variação do Desgaste de flanco da ferramenta VB_{Bmax} em relação ao Comprimento em balanço z , obtida a partir do ensaio de vida para a condição de corte 4.

Observa-se nas Figuras 6.30 a 6.33, uma acentuada inclinação das curvas de desgaste VB_{Bmax} para os maiores comprimentos de “ z ” utilizados.

Esta forte variação pode indicar uma tendência desta variável, a partir de um certo comprimento em balanço, potencializar os níveis de vibração do sistema máquina/peça/ferramenta, favorecendo o desgaste da ferramenta de uma maneira muito mais rápida.

Este comportamento aproxima-se muito do modelo teórico proposto por Smith, 1989, para representar a evolução do desgaste de flanco VB_{Bmax} com o tempo de usinagem, para a região terciária ou catastrófica.

Com o crescimento do tempo de trabalho, a medida que a ferramenta vai se desgastando cada vez mais, a evolução do desgaste VB_{Bmax} passa a acontecer de uma maneira muito mais acelerada. Uma situação de considerável desgaste da ferramenta, aliada a elevados valores de “ z ”, poderia justificar o crescimento súbito dos valores de VB_{Bmax} .

Com relação à análise das curvas de desgaste VB_{Bmax} em função da potência de corte (Figuras 6.1 até 6.4), e da rugosidade Ra (Figuras 6.20 até 6.23), a tendência de comportamento apresentada entre esses parâmetros já foi devidamente comentada.

6.3.2 Dados relativos à 2ª etapa de ensaios: Ensaios aleatórios

As Figuras 6.34 a 6.39 mostram, respectivamente, as curvas desgaste de flanco “ VB_{Bmax} ”, em função dos parâmetros: velocidade de corte “ v_c ”, avanço “ f_z ”, profundidade de corte “ a_p ”, potência de corte “ Pot ”, comprimento em balanço “ z ” e rugosidade “ Ra ”, obtidas em

ordem crescente de resposta, a partir dos ensaios realizados para as condições aleatórias de corte.

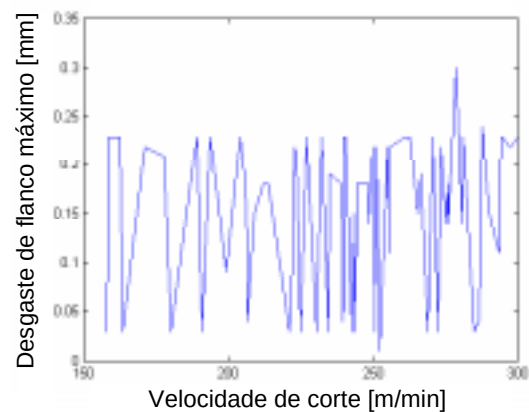


Figura 6.34 – Variação do Desgaste de flanco VB_{Bmax} em relação a Velocidade de corte v_c , obtida a partir dos ensaios experimentais para as condições aleatórias de corte.

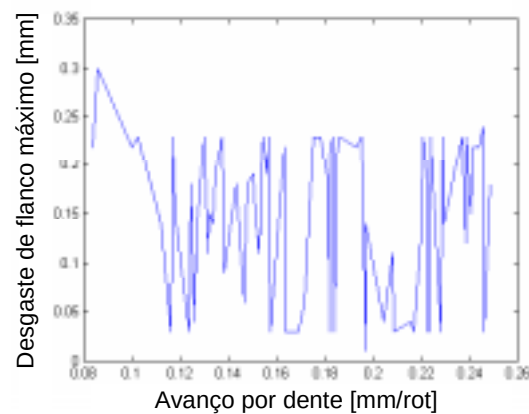


Figura 6.35 – Variação do Desgaste de flanco VB_{Bmax} em relação ao Avanço por dente f_z , obtida a partir dos ensaios experimentais para as condições aleatórias de corte.

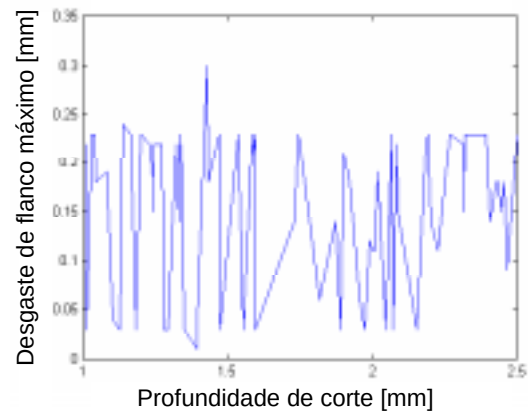


Figura 6.36 – Variação do Desgaste de flanco VB_{max} em relação à Profundidade de corte a_p , obtida a partir dos ensaios experimentais para as condições aleatórias de corte.

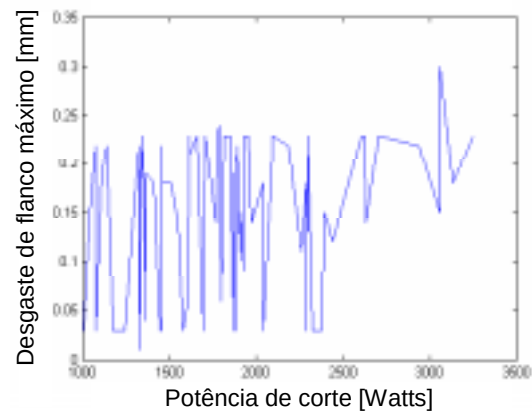


Figura 6.37 – Variação do Desgaste de flanco VB_{max} em relação à Potência de corte, obtida a partir dos ensaios experimentais para as condições aleatórias de corte.

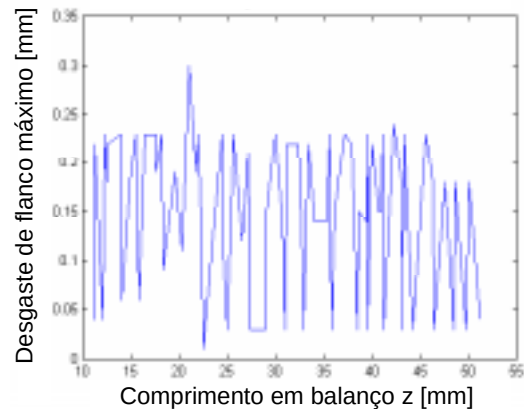


Figura 6.38 – Variação do Desgaste de flanco VB_{Bmax} em relação ao Comprimento em balanço z , obtida a partir dos ensaios experimentais para as condições aleatórias de corte.

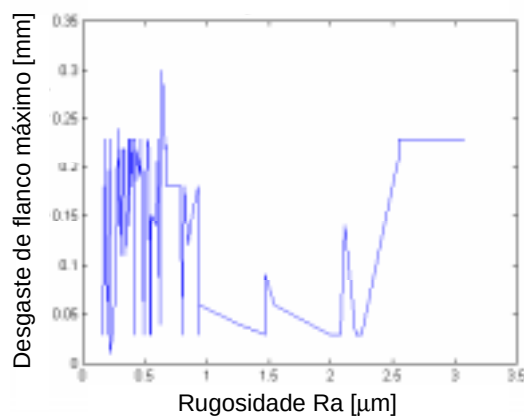


Figura 6.39 – Variação do Desgaste de flanco VB_{Bmax} em relação à Rugosidade Ra , obtida a partir dos ensaios experimentais para as condições aleatórias de corte.

Analisando-se as curvas das Figuras 6.34 a 6.39, verifica-se que em nenhuma situação é possível estabelecer uma clara tendência de comportamento das variáveis estudadas em relação aos valores de desgaste de flanco “ VB_{Bmax} ”. Os resultados sugerem que, de uma maneira geral, o desgaste incorrido da ferramenta de corte não depende de uma ou outra variável, mas de um conjunto de ações decorrentes das inúmeras variáveis correlacionadas que atuam durante o corte.

6.4 ANÁLISE DA TENDÊNCIA DE COMPORTAMENTO DAS AMPLITUDES DOS SINAIS DE VIBRAÇÃO EM FUNÇÃO DO DESGASTE DE FLANCO DA FERRAMENTA “VB_{Bmax}”

6.4.1 Dados relativos à 1ª etapa de ensaios: Ensaios de fim de vida

As Figuras 6.40 a 6.43 mostram o comportamento da amplitude dos sinais de vibração, nas diferentes bandas de frequência de 1/3 de oitava, em função dos valores de desgaste de flanco da ferramenta, medidos durante os ensaios de fim de vida realizados para as quatro primeiras condições de corte geradas pelo programa de otimização e apresentadas na Tabela 5.1.

Os valores de desgaste de flanco, colocados em ordem crescente de resposta, foram plotados em relação a cada uma das 20 bandas de frequência de 1/3 de oitava no qual o sinal de vibração foi discretizado. Os espectros de vibração foram obtidos nas bandas de frequência de 1/3 de oitava centradas em: 16,5; 25; 31,6; 40; 50; 61,3; 80; 100; 125; 160; 200; 250; 316; 400; 600; 800; 1000; 1250; 1600; 2000 Hz.

Como forma de melhor caracterizar a tendência de comportamento entre os parâmetros “Vibração” e “VB_{Bmax}”, também foram traçadas curvas mostrando a variação dos níveis de vibração, para determinadas bandas de frequência, em relação ao desgaste das ferramentas de corte.

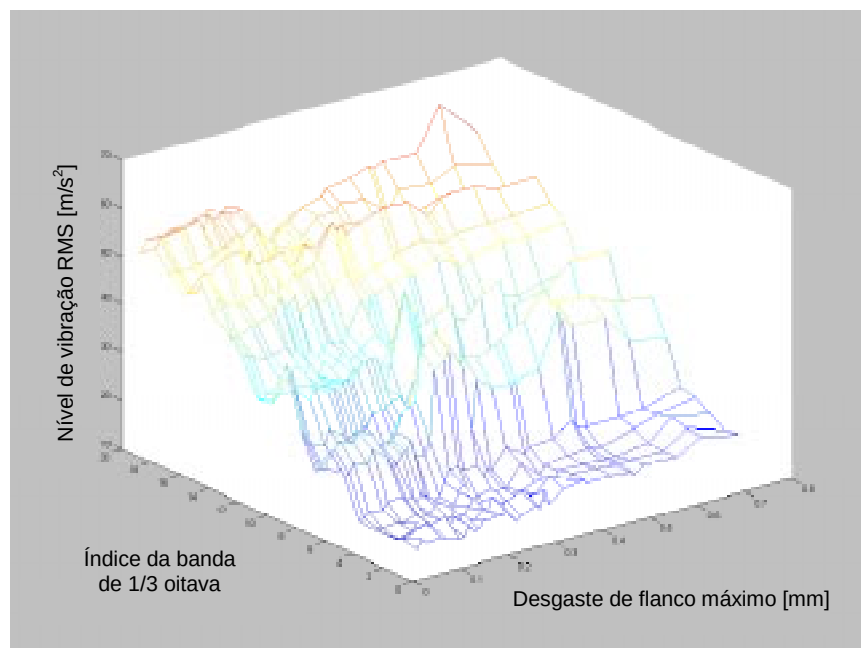


Figura 6.40 – Curvas das amplitudes de vibração nas bandas de frequência de 1/3 de oitava X VB_{Bmax}, para os dados relativos à condição de corte 1 da Tabela 5.1.

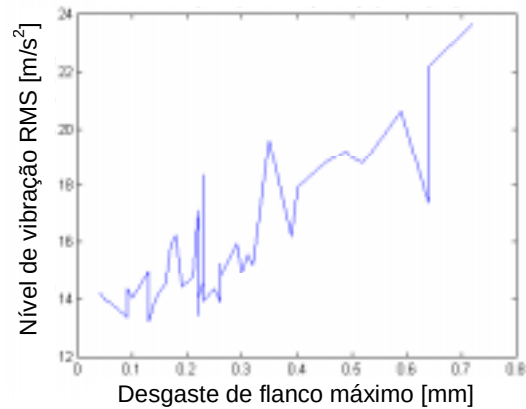


Figura 6.40a - Curva da amplitude dos sinais de vibração (para a banda de 40 Hz) X VB_{Bmax} , obtida a partir dos ensaios de fim de vida para a condição de corte 1 da Tabela 5.1.

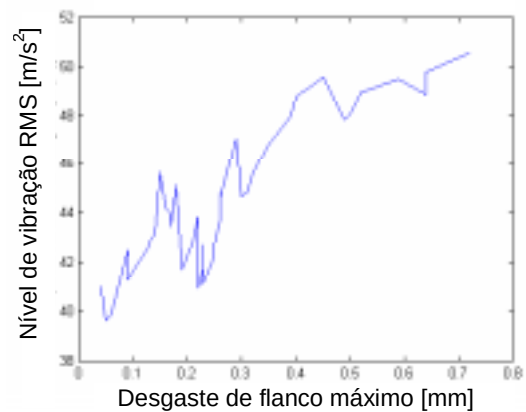


Figura 6.40b - Curva da amplitude dos sinais de vibração (para a banda de 400 Hz) X VB_{Bmax} , obtida a partir dos ensaios de fim de vida para a condição de corte 1 da Tabela 5.1.

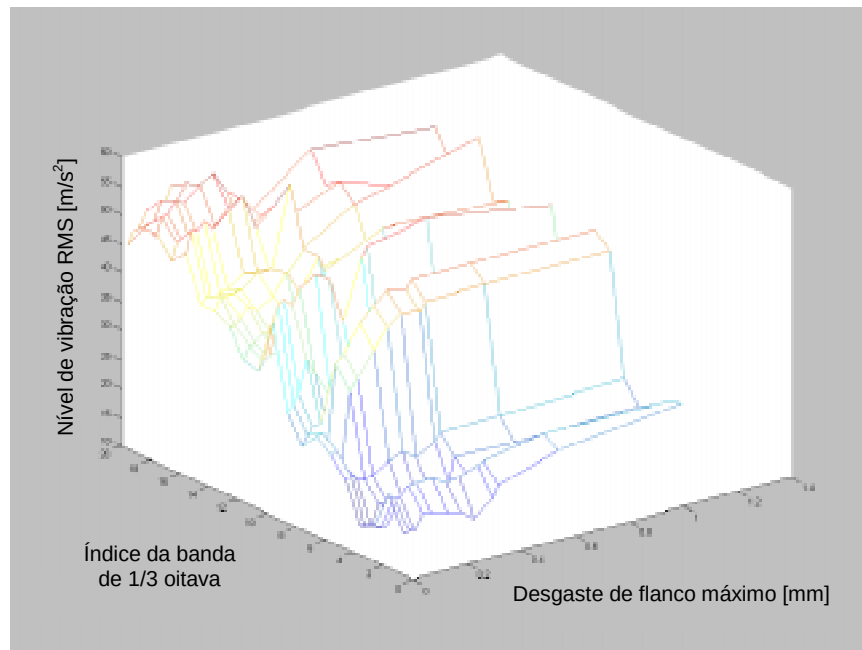


Figura 6.41 – Curvas das amplitudes de vibração nas bandas de frequência de 1/3 de oitava X VB_{Bmax} , para os dados relativos à condição de corte 2 da Tabela 5.1.

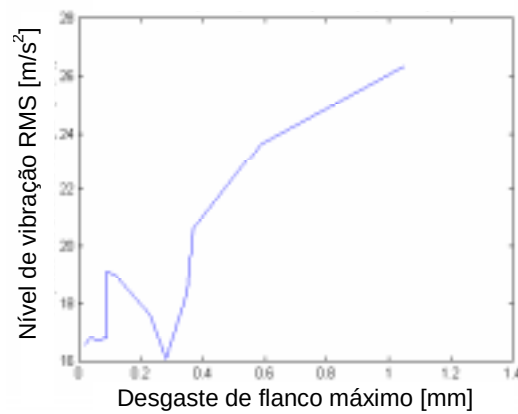


Figura 6.41a – Curva da amplitude dos sinais de vibração (para a banda de 16,5 Hz) X VB_{Bmax} , obtida a partir dos ensaios de fim de vida para a condição de corte 2 da Tabela 5.1.

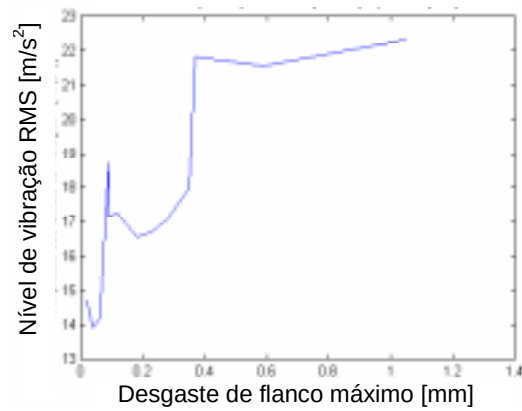


Figura 6.41b – Curva da amplitude dos sinais de vibração (para a banda de 40 Hz) X VB_{Bmax} , obtida a partir dos ensaios de fim de vida para a condição de corte 2 da Tabela 5.1.

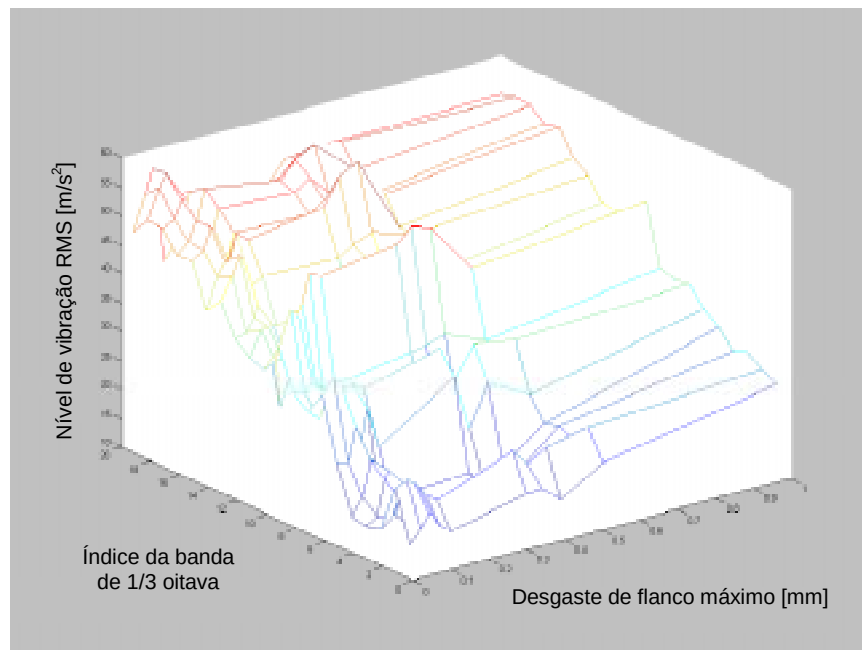


Figura 6.42 – Curvas das amplitudes de vibração nas bandas de frequência de 1/3 de oitava X VB_{Bmax} , para os dados relativos à condição de corte 3 da Tabela 5.1.

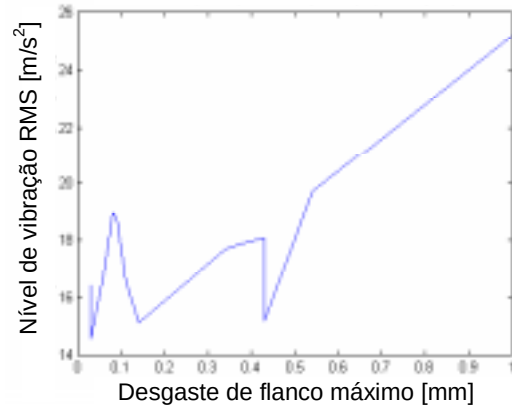


Figura 6.42a – Curva da amplitude dos sinais de vibração (para a banda de 16,5 Hz) X VB_{Bmax} , obtida a partir dos ensaios de fim de vida para a condição de corte 3 da Tabela 5.1.

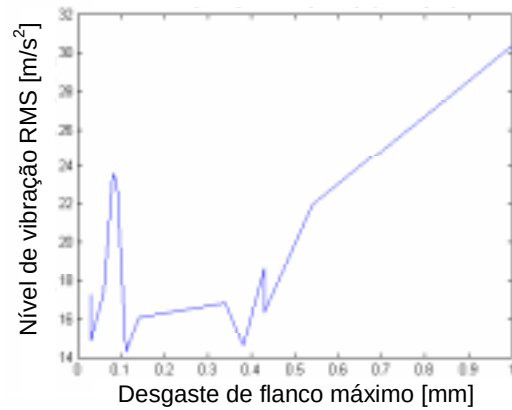


Figura 6.42b – Curva da amplitude dos sinais de vibração (para a banda de 50 Hz) X VB_{Bmax} , obtida a partir dos ensaios de fim de vida para a condição de corte 3 da Tabela 5.1.

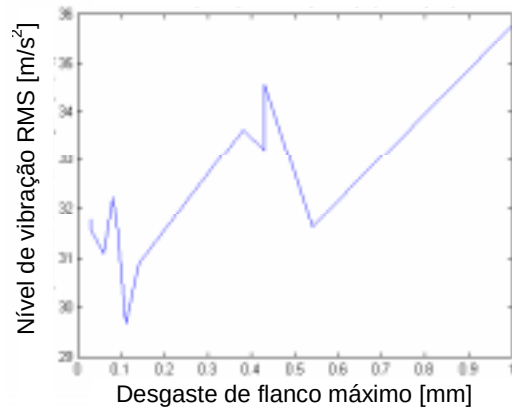


Figura 6.42c – Curva da amplitude dos sinais de vibração (para a banda de 125 Hz) X VB_{Bmax} , obtida a partir dos ensaios de fim de vida para a condição de corte 3 da Tabela 5.1.

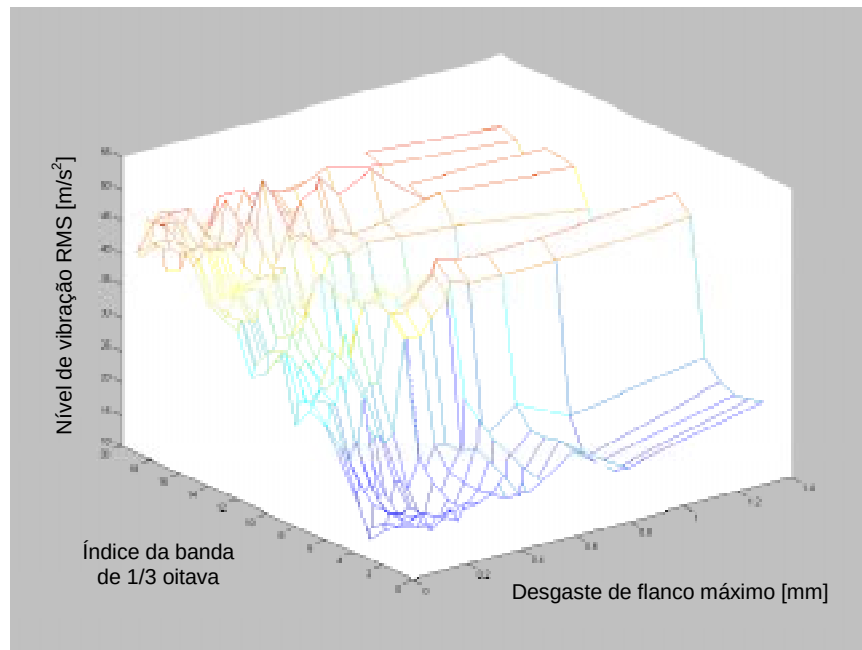


Figura 6.43 – Curvas das amplitudes de vibração nas bandas de frequência de 1/3 de oitava X VB_{Bmax} , para os dados relativos à condição de corte 4 da Tabela 5.1.

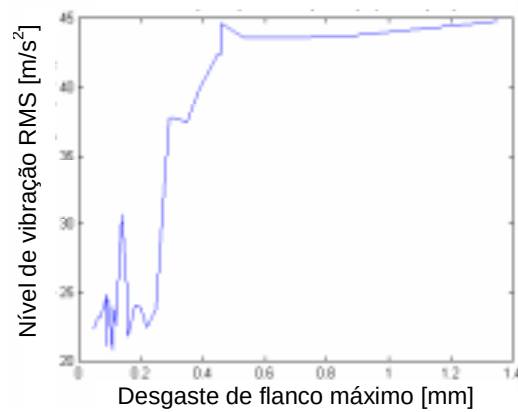


Figura 6.43a – Curva da amplitude dos sinais de vibração (para a banda de 61,3 Hz) X VB_{Bmax} , obtida a partir dos ensaios de fim de vida para a condição de corte 4 da Tabela 5.1.

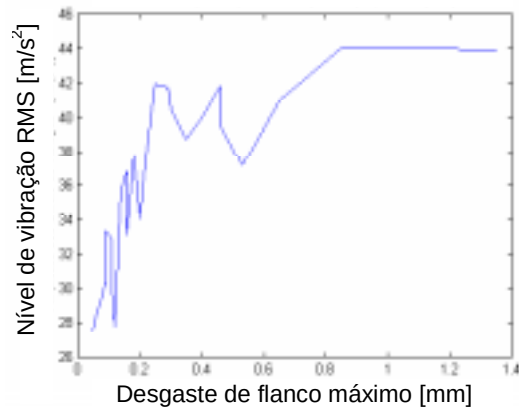


Figura 6.43b – Curva da amplitude dos sinais de vibração (para a banda de 100 Hz) X VB_{Bmax} , obtida a partir dos ensaios de fim de vida para a condição de corte 4 da Tabela 5.1.

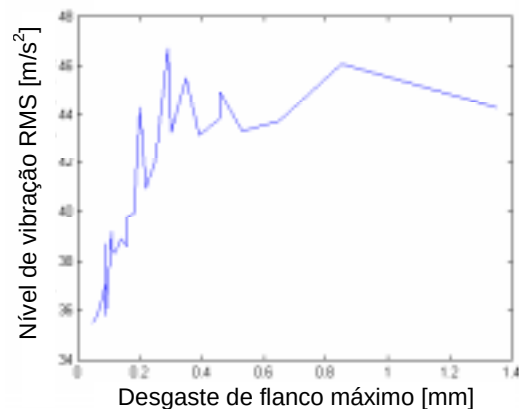


Figura 6.43c – Curva da amplitude dos sinais de vibração (para a banda de 400 Hz) X VB_{Bmax} , obtida a partir dos ensaios de fim de vida para a condição de corte 4 da Tabela 5.1.

A análise das curvas das amplitudes dos sinais de vibração em função do desgaste VB_{Bmax} , para os ensaios de fim de vida, mostra uma tendência de crescimento dos níveis de vibração com o aumento do desgaste da aresta cortante das ferramentas, em todas as quatro condições de corte ensaiadas, e para as diversas bandas de frequência estudadas. O comportamento encontrado indica que o monitoramento dos níveis de vibração gerados durante o corte pode ser utilizado como um parâmetro de controle do desgaste das ferramentas em um processo de fresamento.

6.4.2 Dados relativos à 2ª etapa de ensaios: Ensaios aleatórios

As Figuras a seguir mostram o comportamento da amplitude dos sinais de vibração, nas diferentes bandas de frequência de 1/3 de oitava, em função dos valores de desgaste de flanco da ferramenta, medidos durante a etapa de ensaios experimentais aleatórios.

Os valores de desgaste de flanco, colocados em ordem crescente de resposta, foram plotados em relação a cada uma das 20 bandas de frequência de 1/3 de oitava no qual o sinal de vibração foi discretizado.

Analogamente ao procedimento anterior, os espectros de vibração foram obtidos nas bandas de frequência de 1/3 de oitava centradas em: 16,5; 25; 31,6; 40; 50; 61,3; 80; 100; 125; 160; 200; 250; 316; 400; 600; 800; 1000; 1250; 1600; 2000 Hz. Também foram traçadas curvas mostrando a variação dos níveis de vibração, em relação ao desgaste das ferramentas de corte, para determinadas bandas específicas de frequência.

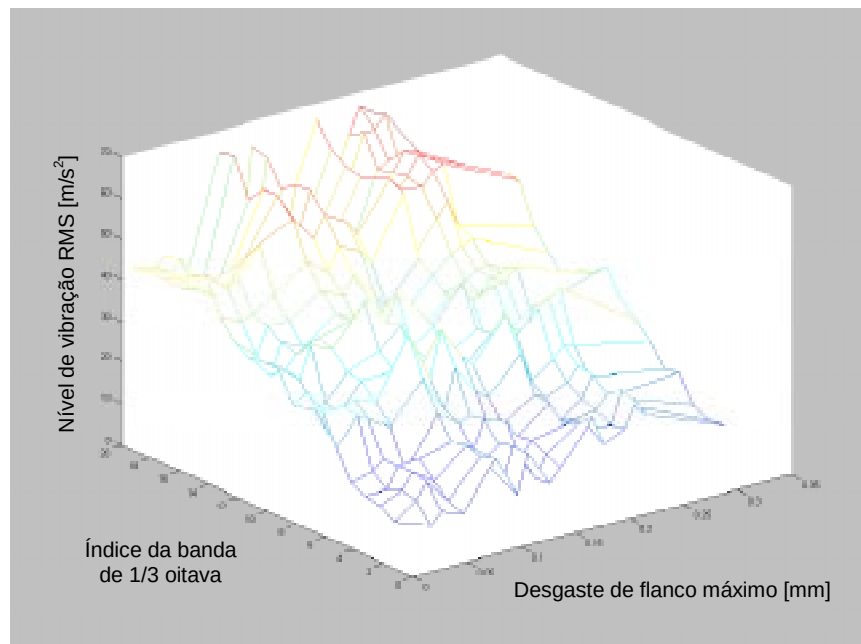


Figura 6.44 – Curvas das amplitudes de vibração nas bandas de frequência de 1/3 de oitava X VB_{Bmax} , para os dados relativos à segunda etapa de ensaios experimentais.

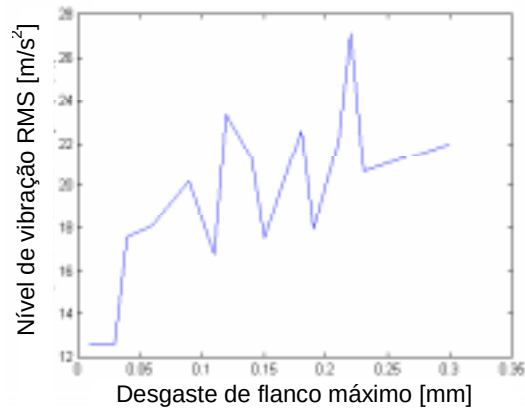


Figura 6.44a – Curva da amplitude dos sinais de vibração (para a banda de 61,3 Hz) X VB_{Bmax} , obtida a partir dos dados das condições aleatórias de corte.

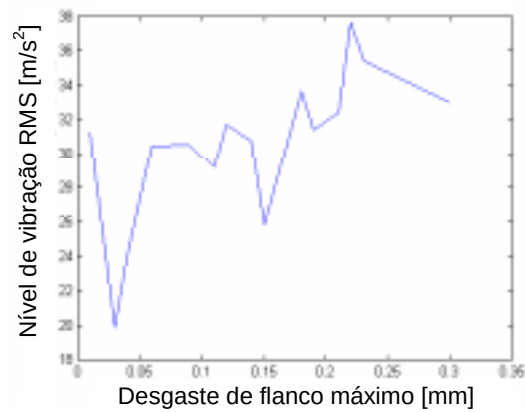


Figura 6.44b – Curva da amplitude dos sinais de vibração (para a banda de 160 Hz) X VB_{Bmax} , obtida a partir dos dados das condições aleatórias de corte.

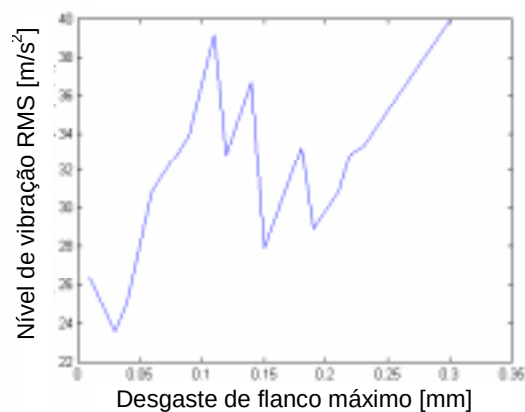


Figura 6.44c – Curva da amplitude dos sinais de vibração (para a banda de 200 Hz) X VB_{Bmax} , obtida a partir dos dados das condições aleatórias de corte.

De um modo geral, as amplitudes dos sinais de vibração obtidas durante a fase de ensaios aleatórios, mostraram uma tendência de crescimento com o aumento do desgaste de flanco das ferramentas, nas diversas bandas de frequência analisadas. Os resultados encontrados sugerem que a vibração, quando comparada com os valores medidos de desgaste das ferramentas, é muito mais reveladora das condições do processo de corte do que as variáveis: v_c , f_z , a_p , potência de corte, comprimento em balanço “z” e rugosidade R_a , conforme mostram as curvas plotadas nas Figuras 6.34 até 6.39, que não indicam tendência alguma de variação desses parâmetros com o desgaste VB_{Bmax} .

6.5 ANÁLISE DA TENDÊNCIA DE COMPORTAMENTO DAS AMPLITUDES DOS SINAIS DE VIBRAÇÃO EM FUNÇÃO DA RUGOSIDADE “ R_a ”

As Figuras 6.45 a 6.49 mostram o comportamento da amplitude dos sinais de vibração (nas diferentes bandas de frequência de 1/3 de oitava), em função dos valores de rugosidade “ R_a ”, medidos durante os ensaios de fim de vida realizados para as quatro primeiras condições de corte apresentadas na Tabela 5.1, e também para os dados obtidos na segunda etapa de ensaios experimentais.

Os espectros de vibração considerados e o procedimento adotado para a apresentação das curvas de Vibração X R_a são análogos aos descritos nos itens 6.4.1 e 6.4.2.

6.5.1 Dados relativos à 1ª etapa de ensaios: Ensaios de fim de vida

As Figuras 6.45 até 6.48 mostram o comportamento da amplitude dos sinais de vibração, nas diferentes bandas de frequência de 1/3 de oitava, em função dos valores de rugosidade R_a , medidos durante os ensaios de fim de vida realizados para as quatro primeiras condições de corte da Tabela 5.1.

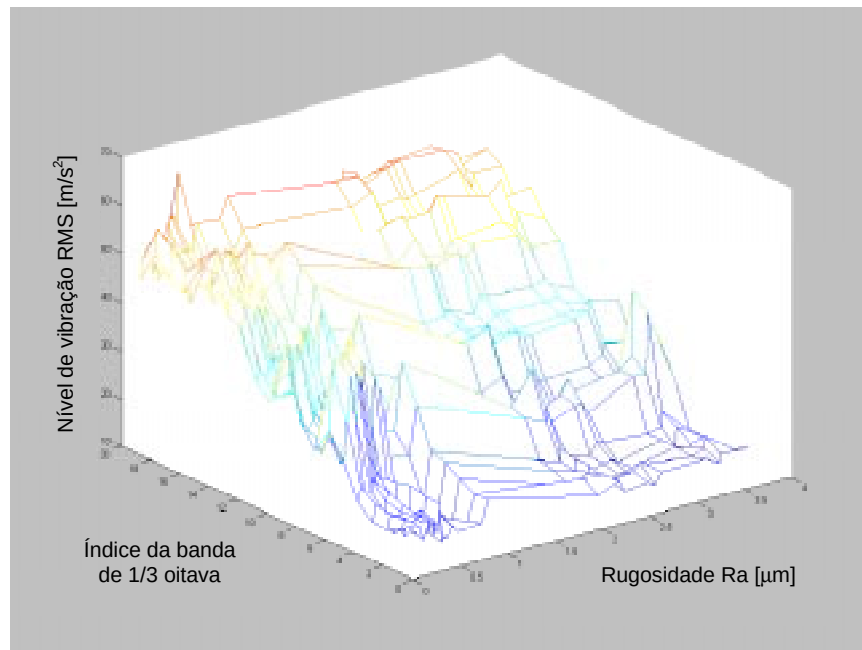


Figura 6.45 – Curvas das amplitudes de vibração nas bandas de frequência de 1/3 de oitava X R_a , para os dados relativos à condição de corte 1 da Tabela 5.1.

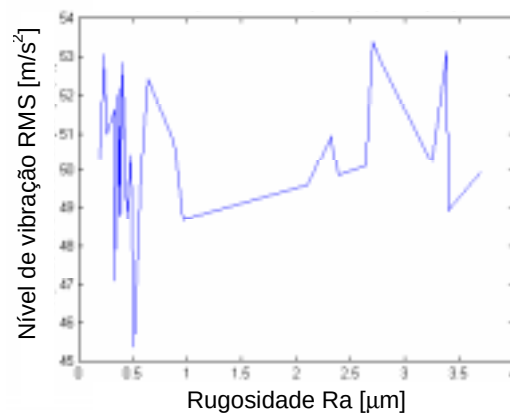


Figura 6.45a – Curva da amplitude dos sinais de vibração (para a banda de 600 Hz) X R_a , obtida a partir dos ensaios de fim de vida para a condição de corte 1 da Tabela 5.1.

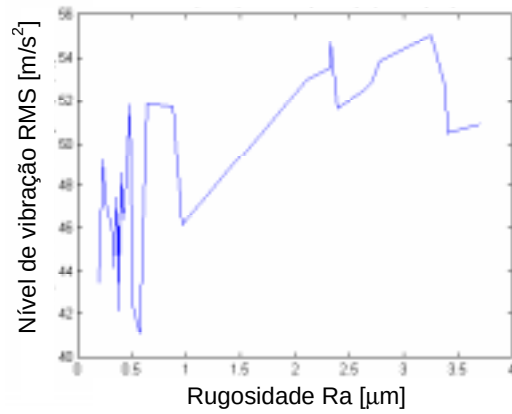


Figura 6.45b – Curva da amplitude dos sinais de vibração (para a banda de 1600 Hz) X R_a , obtida a partir dos ensaios de fim de vida para a condição de corte 1 da Tabela 5.1.

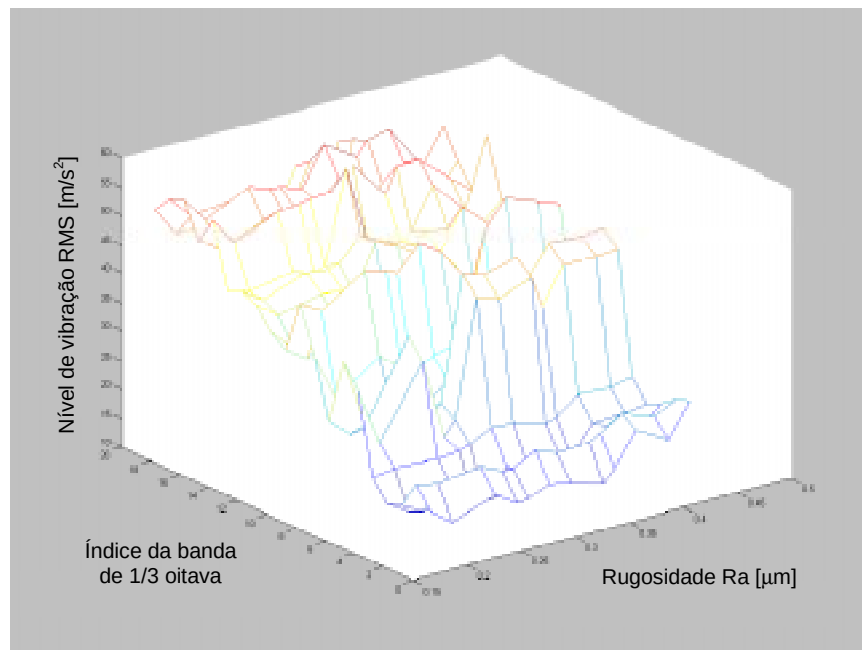


Figura 6.46 – Curvas das amplitudes de vibração nas bandas de frequência de 1/3 de oitava X R_a , para os dados relativos à condição de corte 2 da Tabela 5.1.

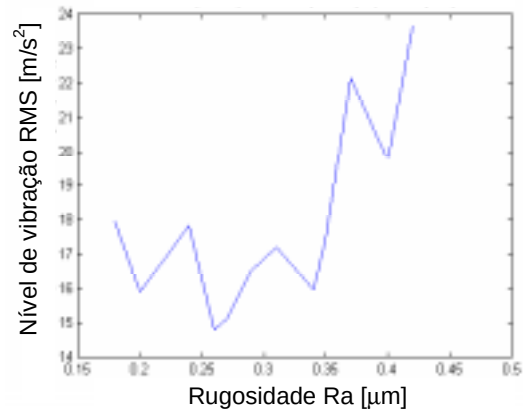


Figura 6.46a – Curva da amplitude dos sinais de vibração (para a banda de 31,6 Hz) X Ra, obtida a partir dos ensaios de fim de vida para a condição de corte 2 da Tabela 5.1.

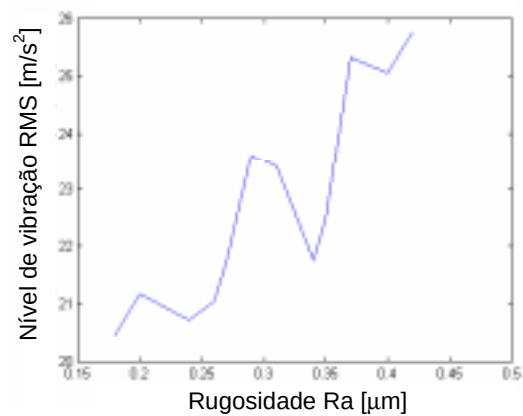


Figura 6.46b – Curva da amplitude dos sinais de vibração (para a banda de 50 Hz) X Ra, obtida a partir dos ensaios de fim de vida para a condição de corte 2 da Tabela 5.1.

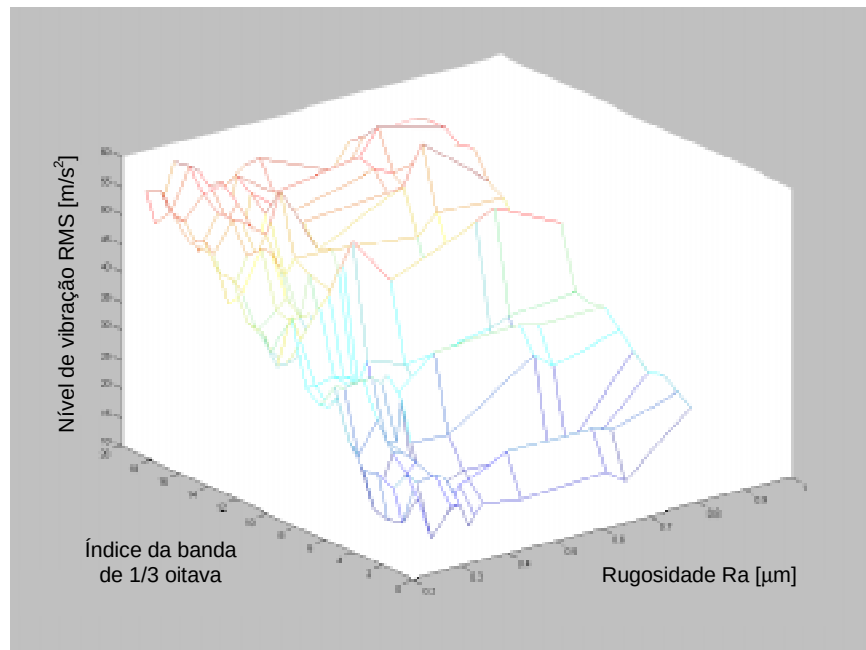


Figura 6.47 – Curvas das amplitudes de vibração nas bandas de frequência de 1/3 de oitava X Ra, para os dados relativos à condição de corte 3 da Tabela 5.1.

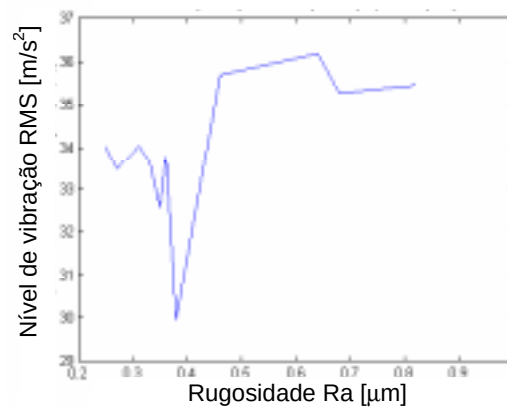


Figura 6.47a – Curva da amplitude dos sinais de vibração (para a banda de 80 Hz) X Ra, obtida a partir dos ensaios de fim de vida para a condição de corte 3 da Tabela 5.1.

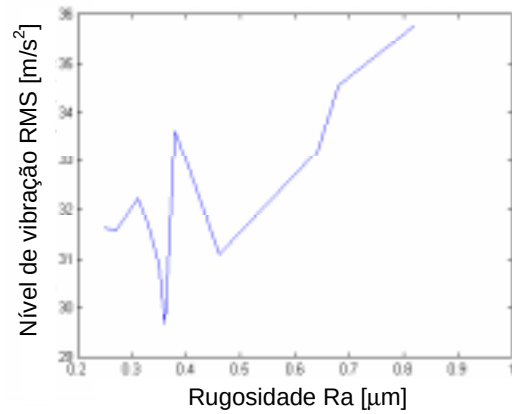


Figura 6.47b – Curva da amplitude dos sinais de vibração (para a banda de 125 Hz) X Ra, obtida a partir dos ensaios de fim de vida para a condição de corte 3 da Tabela 5.1.

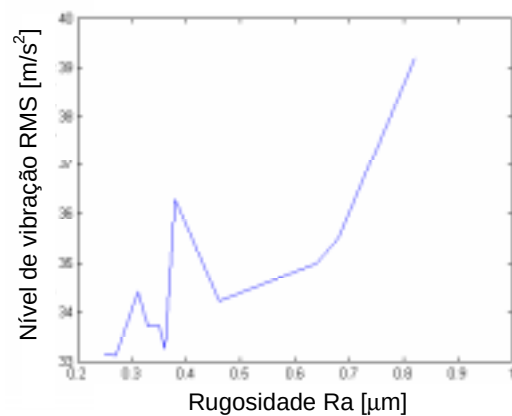


Figura 6.47c – Curva da amplitude dos sinais de vibração (para a banda de 200 Hz) X Ra, obtida a partir dos ensaios de fim de vida para a condição de corte 3 da Tabela 5.1.

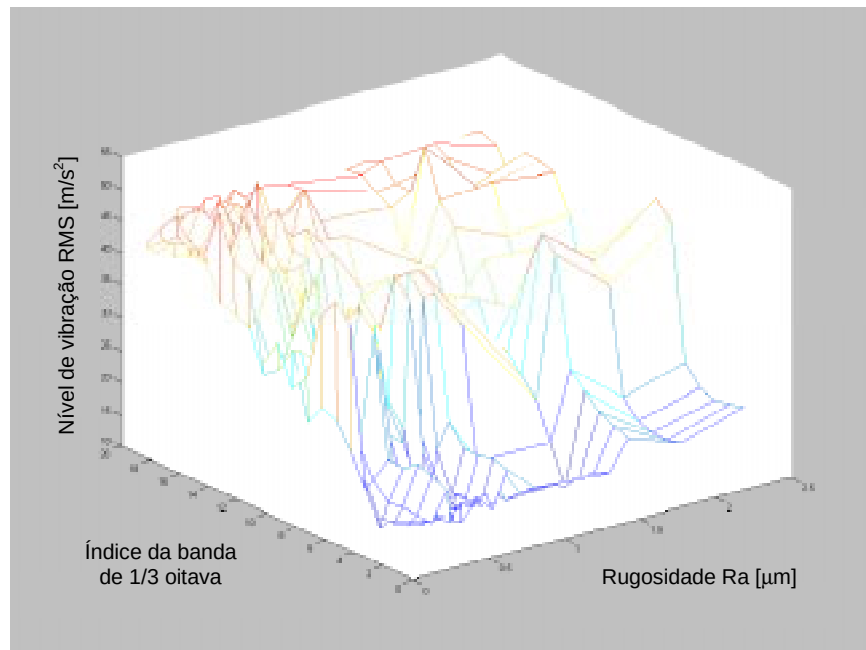


Figura 6.48 – Curvas das amplitudes de vibração nas bandas de freqüência de 1/3 de oitava X R_a , para os dados relativos à condição de corte 4 da Tabela 5.1.

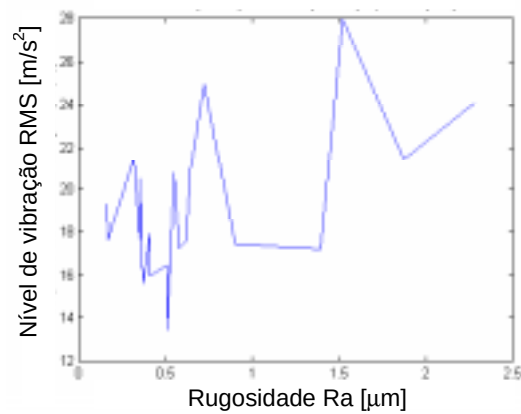


Figura 6.48a – Curva da amplitude dos sinais de vibração (para a banda de 50 Hz) X R_a , obtida a partir dos ensaios de fim de vida para a condição de corte 4 da Tabela 5.1.

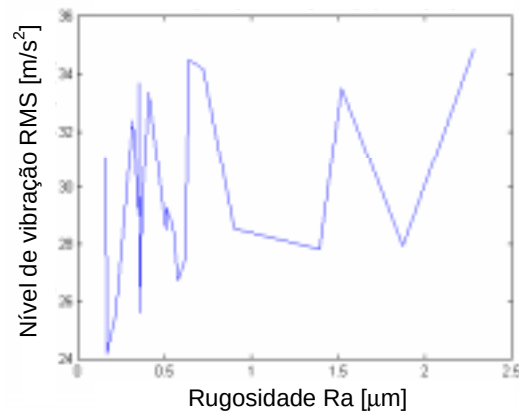


Figura 6.48b – Curva da amplitude dos sinais de vibração (para a banda de 125 Hz) X Ra, obtida a partir dos ensaios de fim de vida para a condição de corte 4 da Tabela 5.1.

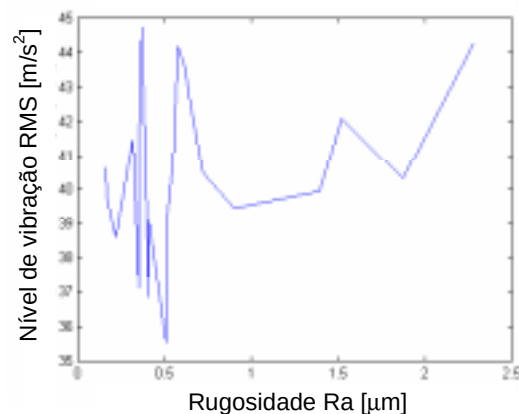


Figura 6.48c – Curva da amplitude dos sinais de vibração (para a banda de 1600 Hz) X Ra, obtida a partir dos ensaios de fim de vida para a condição de corte 4 da Tabela 5.1.

De uma maneira geral, as curvas de amplitude dos sinais de vibração em função da rugosidade Ra, para os ensaios de fim de vida, apresentaram um comportamento semelhante àquele apresentado em relação ao desgaste das ferramentas de corte, para as quatro condições ensaiadas e nas diversas bandas de frequência analisadas (Figuras 6.40 até 6.43c). Verifica-se, entretanto, uma variação bem mais acentuada e clara na tendência de crescimento dos sinais de vibração com o parâmetro desgaste do que com a rugosidade Ra.

Essa diferença no comportamento dos sinais de vibração obtidos, sugere que a vibração é um parâmetro mais indicado para o controle do desgaste das ferramentas de corte do que para o controle da rugosidade, em um processo de fresamento.

6.5.2 Dados relativos à 2ª etapa de ensaios: Ensaios aleatórios

A Figura 6.49 mostra o comportamento da amplitude dos sinais de vibração nas 20 diferentes bandas de frequência de 1/3 de oitava no qual o sinal foi discretizado, em função dos valores de rugosidade R_a , medidos durante a etapa de ensaios experimentais aleatórios. As Figuras 6.49a, 6.49b e 6.49c mostram as curvas de vibração em função da rugosidade R_a , obtidas para as bandas de frequência de 61,3 Hz, 100 Hz e 160 Hz, respectivamente.

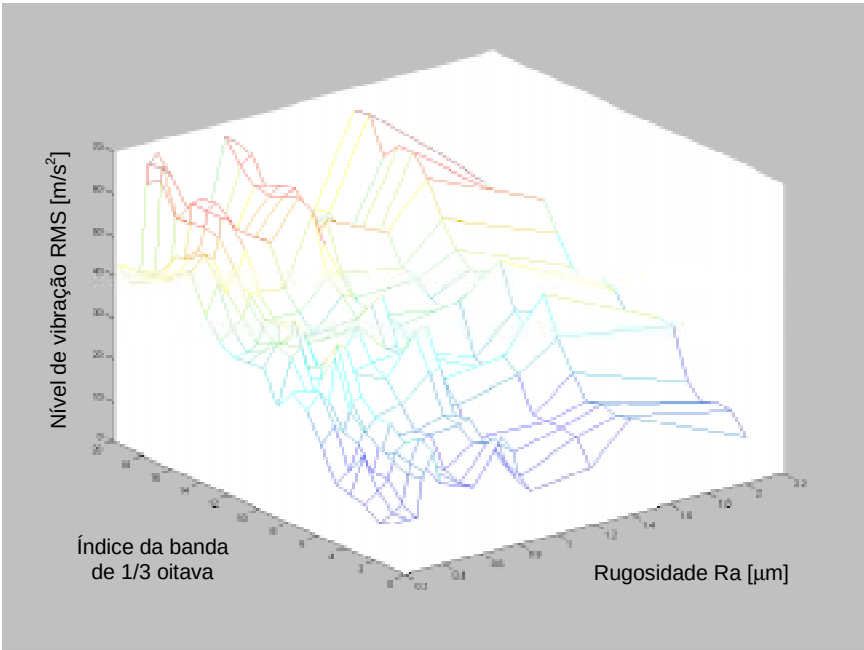


Figura 6.49 - Curvas das amplitudes de vibração nas bandas de frequência de 1/3 de oitava X R_a , para os dados relativos à segunda etapa de ensaios experimentais.

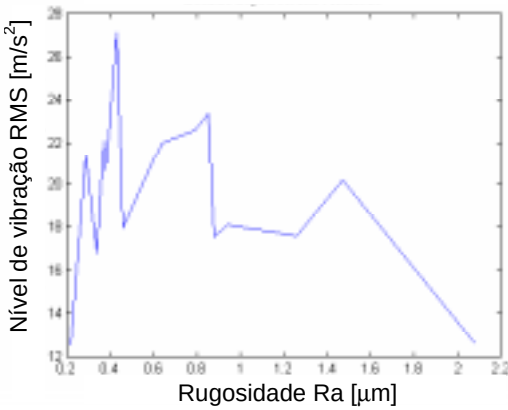


Figura 6.49a – Curva da amplitude dos sinais de vibração (para a banda de 61,3 Hz) X R_a , obtida a partir dos dados das condições aleatórias de corte.

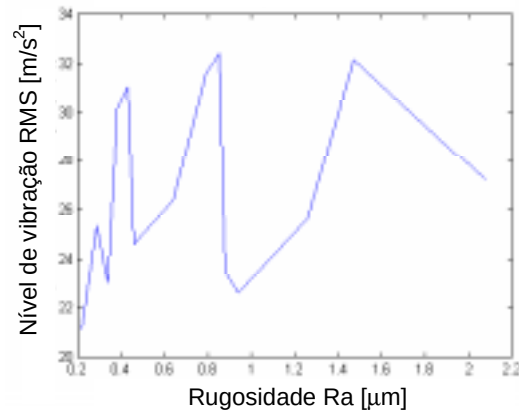


Figura 6.49b – Curva da amplitude dos sinais de vibração (para a banda de 100 Hz) X R_a , obtida a partir dos dados das condições aleatórias de corte.

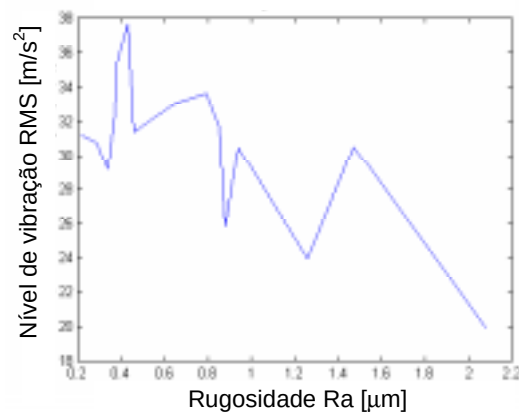


Figura 6.49c – Curva da amplitude dos sinais de vibração (para a banda de 160 Hz) X R_a , obtida a partir dos dados das condições aleatórias de corte.

Da análise das Figuras acima, pode-se afirmar que não existe uma tendência única e clara de comportamento dos sinais de vibração (obtidos durante a etapa de ensaios aleatórios), com o crescimento dos valores de rugosidade R_a . A Figura 6.49c mostra até mesmo um comportamento atípico daquele que se esperaria encontrar na literatura existente, ou seja, o crescimento dos níveis de vibração com o aumento da rugosidade. Essa ausência de comportamento sugere que, a exemplo das variáveis: f_z , a_p , potência de corte, comprimento em balanço “z” e desgaste VB_{Bmax} (que não apresentam tendência com a rugosidade - Figuras 6.25 até 6.29), a influência da vibração sobre a rugosidade é altamente afetada pela ação das inúmeras variáveis correlacionadas que atuam durante o corte.

CAPÍTULO VII

PROCEDIMENTO DE REDES NEURAIS PARA A ESTIMATIVA DO DESGASTE DA FERRAMENTA “ VB_{Bmax} ” E DA RUGOSIDADE “ Ra ”

Neste capítulo serão apresentados a metodologia e o procedimento de redes neurais utilizados para a estimativa dos valores de desgaste das ferramentas de corte e da rugosidade Ra , propostos nesse trabalho.

Foram realizados dois procedimentos de redes neurais distintos para o ajuste e modelagem do desgaste VB_{Bmax} e rugosidade Ra . O primeiro, levando-se em consideração apenas os dados decorrentes dos ensaios de fim de vida, relativos à primeira etapa dos ensaios experimentais, e o segundo, considerando-se os dados obtidos a partir da segunda etapa de ensaios experimentais, os ensaios aleatórios.

Para melhor entendimento da evolução dos resultados obtidos, os resultados do ajuste proporcionado pelo treinamento da rede neural são apresentados na forma de gráficos.

As características da rede neural utilizada, a arquitetura de rede empregada e os valores de erro obtidos para a estimativa do desgaste das ferramentas e da rugosidade Ra , em cada procedimento de treinamento da rede neural realizado, serão apresentados a seguir.

7.1 TREINAMENTO DA REDE NEURAL: DADOS RELATIVOS À 1ª ETAPA DE ENSAIOS EXPERIMENTAIS – ENSAIOS DE FIM DE VIDA

O procedimento adotado para o modelamento do desgaste VB_{Bmax} e da rugosidade Ra a partir dos dados obtidos na primeira etapa dos ensaios experimentais foi o seguinte: Foram geradas inicialmente, a partir do programa de otimização INIT (dos Santos, 1996), as quatro primeiras condições de corte apresentadas na Tabela 5.1. Essas quatro condições de corte foram ensaiadas conforme procedimento já descrito no capítulo V, dando origem a um arquivo cuja estrutura de dados se faz representar na forma da Figura 5.9 (arquivo de dados para treinamento da rede neural). Uma quinta condição de corte (condição de corte número 12 da Tabela 5.1), também foi ensaiada, dando origem a um arquivo de dados “particular” e que foi utilizado para a validação dos parâmetros estimados pela rede neural em todos os procedimentos realizados nesta fase dos trabalhos.

Os dados referentes às quatro primeiras condições foram então utilizados para o treinamento de uma rede neural, sendo os dados relativos ao ensaio da condição de corte número 12 da Tabela 5.1, utilizados para a certificação do parâmetro de saída (VB_{Bmax} ou Ra). Nesse momento o erro incorrido era calculado (diferença entre os valores estimados e experimentais do parâmetro de saída). À medida que o erro se apresentasse elevado, ou seja, que o procedimento de ajuste não se apresentasse satisfatório, uma nova condição de corte era gerada e ensaiada. Os dados monitorados decorrentes desse novo ensaio eram acrescentados ao arquivo de dados utilizado no treinamento anterior e novamente submetidos à rede neural.

Utilizando-se o mesmo arquivo de dados para validação do novo treinamento, o erro incorrido era mais uma vez calculado. Esse procedimento foi realizado sucessivamente até que os valores de erro obtidos na estimativa do desgaste VB_{Bmax} e rugosidade Ra fossem considerados satisfatórios.

7.1.1 Estimativa dos valores de desgaste das ferramentas “ VB_{Bmax} ”

Para o modelamento do desgaste VB_{Bmax} (parâmetro de saída desejado), os parâmetros de entrada utilizados na fase de treinamento da rede neural foram: velocidade de corte “ v_c ”, avanço por dente “ f_z ”, profundidade de corte “ a_p ”, comprimento da fresa em balanço “ z ”, potência de corte “ Pot ”, vibração “ Vib ” (amplitude dos sinais de vibração em bandas de 1/3 de oitava), tempo de corte ativo “ T ”, e rugosidade “ Ra ”.

Foi utilizada uma rede neural multicamadas, com controle de erro por *back-propagation*, composta por uma camada de entrada, uma camada de saída com um neurônio e uma camada intermediária, composta por quatro neurônios.

Com relação às funções de ativação, foram utilizadas quatro funções do tipo “tansig” na camada oculta e uma função também “tansig” na camada de saída.

Todos os dados utilizados nos procedimentos de treinamento das redes foram normalizados entre os valores zero e um.

A Figura 7.1 representa a estrutura da rede neural proposta para a estimativa do desgaste VB_{Bmax} em função dos parâmetros considerados acima.

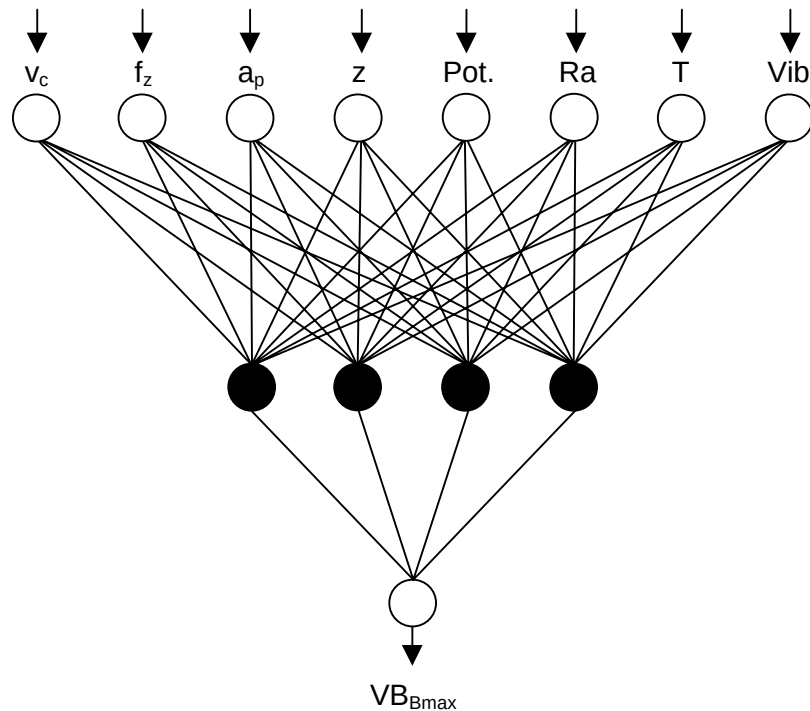


Figura 7.1 – Estrutura da rede neural utilizada para a estimativa de VB_{Bmax} .

As Figuras 7.2 a 7.9 mostram, respectivamente, a evolução do ajuste proporcionado pela rede neural para a estimativa dos valores de desgaste das ferramentas VB_{Bmax} , a partir do treinamento realizado com os arquivos de dados gerados conforme procedimento descrito no item 7.1.

A Figura 7.2 mostra o ajuste proporcionado pela rede neural para a estimativa dos valores de desgaste da ferramenta VB_{Bmax} , quando treinada a partir do arquivo de dados originado pelas quatro primeiras condições de corte da Tabela 5.1. O conjunto de dados para treinamento neste caso consistiu de 96 medições normalizadas. O erro calculado “ ϵ ” (erro médio quadrático entre os valores de VB_{Bmax} estimados pela rede e os valores experimentais medidos), foi de 854,05 %.



Figura 7.2 – Ajuste dos valores de VB_{Bmax} realizado a partir do arquivo de dados originado pelas quatro primeiras condições de corte da Tabela 5.1.

A Figura 7.3 mostra o ajuste dos valores de desgaste da ferramenta VB_{Bmax} proporcionado pela rede neural, quando treinada a partir do arquivo de dados originado pelas cinco primeiras condições de corte da Tabela 5.1. O conjunto de dados para treinamento neste caso consistiu de 119 medições normalizadas. O erro calculado “ ϵ ” foi de 184,49 %.



Figura 7.3 – Ajuste dos valores de VB_{Bmax} realizado a partir do arquivo de dados originado pelas cinco primeiras condições de corte da Tabela 5.1.

A Figura 7.4 mostra o ajuste dos valores de desgaste da ferramenta VB_{Bmax} proporcionado pela rede neural, quando treinada a partir do arquivo de dados originado pelas

seis primeiras condições de corte da Tabela 5.1. O conjunto de dados para treinamento neste caso consistiu de 135 medições normalizadas. O erro calculado “ ϵ ” foi de 19,31 %.



Figura 7.4 – Ajuste dos valores de VB_{Bmax} realizado a partir do arquivo de dados originado pelas seis primeiras condições de corte da Tabela 5.1.

A Figura 7.5 mostra o ajuste dos valores de desgaste da ferramenta VB_{Bmax} proporcionado pela rede neural, quando treinada a partir do arquivo de dados originado pelas sete primeiras condições de corte da Tabela 5.1. O conjunto de dados para treinamento neste caso consistiu de 155 medições normalizadas. O erro calculado “ ϵ ” foi de 28.03 %.

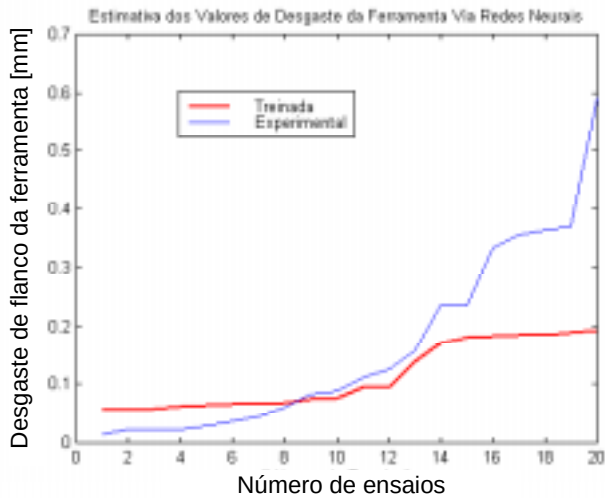


Figura 7.5 – Ajuste dos valores de VB_{Bmax} realizado a partir do arquivo de dados originado pelas sete primeiras condições de corte da Tabela 5.1.

A Figura 7.6 mostra o ajuste dos valores de desgaste da ferramenta VB_{Bmax} proporcionado pela rede neural, quando treinada a partir do arquivo de dados originado pelas oito primeiras condições de corte da Tabela 5.1. O conjunto de dados para treinamento neste caso consistiu de 170 medições normalizadas. O erro calculado “ ϵ ” foi de 13.44 %.

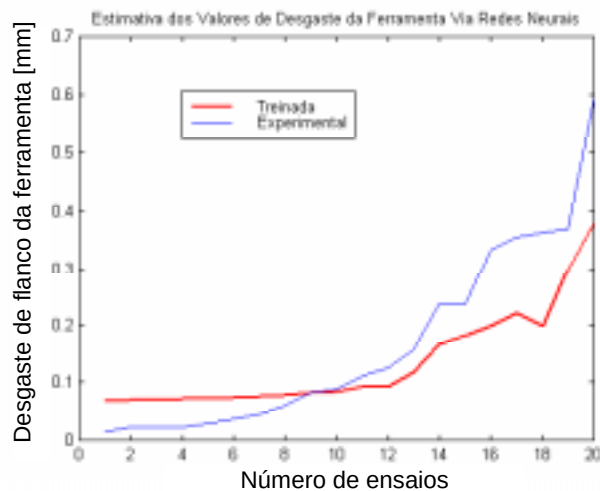


Figura 7.6 – Ajuste dos valores de VB_{Bmax} realizado a partir do arquivo de dados originado pelas oito primeiras condições de corte da Tabela 5.1.

A Figura 7.7 mostra o ajuste dos valores de desgaste da ferramenta VB_{Bmax} proporcionado pela rede neural, quando treinada a partir do arquivo de dados originado pelas nove primeiras condições de corte da Tabela 5.1. O conjunto de dados para treinamento neste caso consistiu de 188 medições normalizadas. O erro calculado “ ϵ ” foi de 15.56 %.



Figura 7.7 – Ajuste dos valores de VB_{Bmax} realizado a partir do arquivo de dados originado pelas nove primeiras condições de corte da Tabela 5.1.

A Figura 7.8 mostra o ajuste dos valores de desgaste da ferramenta VB_{Bmax} proporcionado pela rede neural, quando treinada a partir do arquivo de dados originado pelas dez primeiras condições de corte da Tabela 5.1. O conjunto de dados para treinamento neste caso consistiu de 205 medições normalizadas. O erro calculado “ ϵ ” foi de 7,78 %.



Figura 7.8 – Ajuste dos valores de VB_{Bmax} realizado a partir do arquivo de dados originado pelas dez primeiras condições de corte da Tabela 5.1.

A Figura 7.9 mostra o ajuste dos valores de desgaste da ferramenta VB_{Bmax} proporcionado pela rede neural, quando treinada a partir do arquivo de dados originado pelas onze primeiras condições de corte da Tabela 5.1. O conjunto de dados para treinamento neste caso consistiu de 218 medições normalizadas. O erro calculado “ ϵ ” foi de 4.03 %.

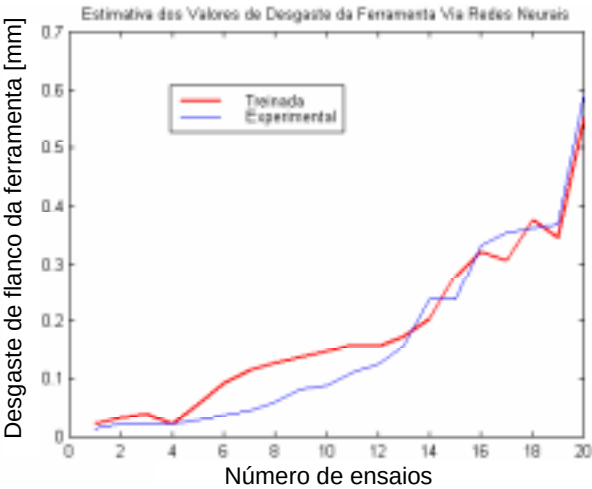


Figura 7.9 – Ajuste dos valores de VB_{Bmax} realizado a partir do arquivo de dados originado pelas onze primeiras condições de corte da Tabela 5.1.

A Tabela 7.1 apresenta o resumo da evolução do erro obtido no ajuste dos valores de desgaste VB_{Bmax} , mostrados nas Figuras 7.1 até 7.9.

Tabela 7.1 - Resumo da evolução do erro obtido no ajuste dos valores de desgaste VB_{Bmax} .

Nº de Condições de Corte Ensaaiadas	Nº de Dados Acumulados do Arquivo de Treinamento	Erro "ε" (%)
4	96	854,05
5	119	184,49
6	135	19,31
7	155	28,03
8	170	13,44
9	188	15,56
10	205	7,78
11	218	4,03

Observa-se no universo de onze condições de corte ensaiadas da Tabela 7.1, uma tendência acentuada de convergência dos valores de erro obtidos.

A evolução do erro apresentado indica que o procedimento de redes neurais tem uma grande capacidade de estimação dos valores de desgaste das ferramentas de corte, a partir de um número razoavelmente reduzido de ensaios experimentais. Isto se torna importante no sentido de se poder reduzir ao máximo o número de ensaios de vida das ferramentas para a determinação de um modelo que estime com confiabilidade o desgaste das arestas cortantes.

O modelo via redes neurais apresentado evita a realização de um grande número de ensaios, sem perda da confiabilidade nos resultados obtidos. Desse modo, evita-se um grande desperdício de material, ferramental de corte, hora-homem e tempo, com a realização de ensaios desnecessários.

Impede, da mesma forma, a aquisição de resultados não confiáveis devido a um número de testes insuficientes.

Existem inúmeras metodologias que são utilizadas para a estimativa do desgaste de ferramentas de corte

Dos Santos (1996), por exemplo, utilizando um procedimento de experimento ótimo, conseguiu estimar valores de desgaste da ferramenta, em um processo de fresamento análogo ao realizado neste trabalho, com erros da ordem de 40%.

Motta (1994), utilizando a equação expandida de Taylor, obteve erros na estimativa do desgaste de ferramentas da ordem de 30%.

Dos Santos et alli (2000), realizou uma comparação, utilizando as técnicas de análise dimensional, otimização de ensaios e redes neurais, para a estimativa do desgaste de ferramentas de corte em um processo de fresamento de topo de um aço para fabricação de moldes. Os resultados mostraram que as técnicas de otimização de ensaios e análise dimensional são muito mais sensíveis a erros de leitura dos valores experimentais, apresentando erros significativamente maiores na estimativa dos valores de desgaste, do que o procedimento de redes neurais.

Pode-se dizer, que o procedimento de redes neurais mostrou ser uma técnica bastante poderosa e robusta para a estimativa do desgaste de ferramentas de corte em processos de fresamento frontal. Também mostrou-se consideravelmente rápida e simples.

7.1.2 Estimativa dos valores de rugosidade “Ra”

Para o modelamento da rugosidade Ra (parâmetro de saída desejado), os parâmetros de entrada utilizados na fase de treinamento da rede neural foram: velocidade de corte “ v_c ”, avanço por dente “ f_z ”, profundidade de corte “ a_p ”, comprimento da fresa em balanço “ z ”, potência de corte “Pot”, vibração “Vib” (amplitude dos sinais de vibração em bandas de 1/3 de oitava), tempo de corte “T”, e desgaste da ferramenta “ VB_{Bmax} ”.

Foi utilizada uma arquitetura de rede análoga à utilizada no procedimento anterior. Uma rede neural do tipo *perceptron* multicamadas, com controle de erro por *back-propagation*, composta por uma camada de entrada, uma camada de saída com um neurônio e uma camada intermediária, com quatro neurônios. Foram utilizadas quatro funções do tipo “tansig” na camada oculta e uma função “tansig” na camada de saída. Todos os dados utilizados nos procedimentos de treinamento das redes foram normalizados entre os valores zero e um.

A Figura 7.10 representa a estrutura da rede neural proposta para a estimativa da rugosidade Ra em função dos parâmetros considerados acima.

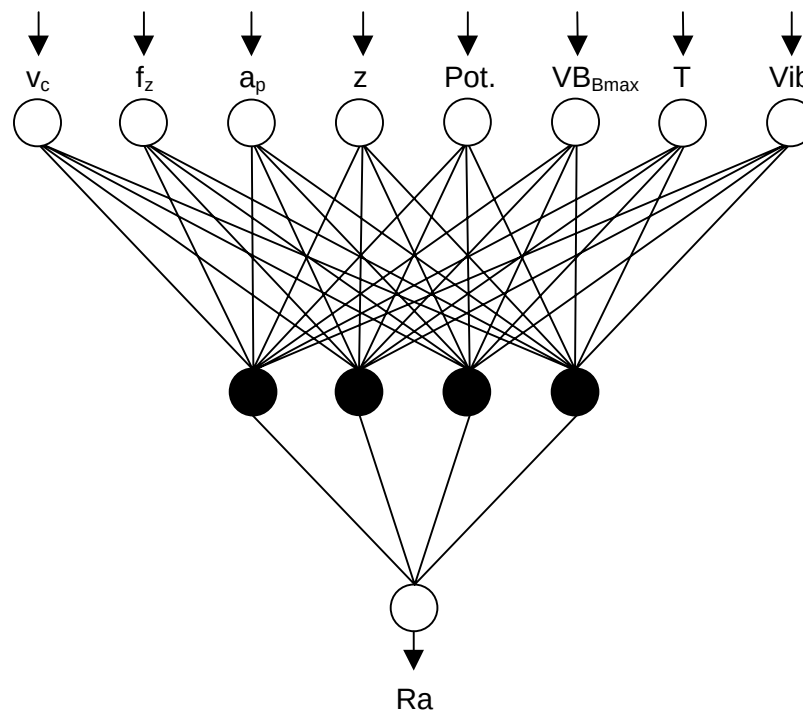


Figura 7.10 – Estrutura da rede neural utilizada para a estimativa de Ra.

As Figuras 7.11 a 7.18 mostram, respectivamente, a evolução do ajuste proporcionado pela rede neural para a estimativa dos valores de rugosidade Ra, a partir do treinamento realizado com os arquivos de dados gerados conforme procedimento descrito no item 7.1.

A Figura 7.11 mostra o ajuste proporcionado pela rede neural para a estimativa dos valores de rugosidade Ra, quando treinada a partir do arquivo de dados originado pelas quatro primeiras condições de corte da Tabela 5.1. O conjunto de dados para treinamento neste caso consistiu de 96 medições normalizadas. O erro calculado “ ϵ ” (erro médio quadrático entre os valores de Ra estimados pela rede e os valores experimentais medidos), foi de 295,77 %.

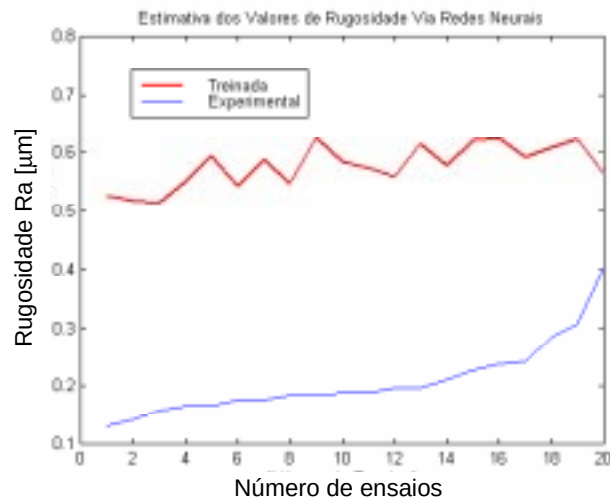


Figura 7.11 – Ajuste dos valores de Ra realizado a partir do arquivo de dados originado pelas quatro primeiras condições de corte da Tabela 5.1.

A Figura 7.12 mostra o ajuste proporcionado pela rede neural para a estimativa dos valores de rugosidade Ra, quando treinada a partir do arquivo de dados originado pelas cinco primeiras condições de corte da Tabela 5.1. O conjunto de dados para treinamento neste caso consistiu de 119 medições normalizadas. O erro calculado “ ϵ ” foi de 190,20 %.



Figura 7.12 – Ajuste dos valores de Ra realizado a partir do arquivo de dados originado pelas cinco primeiras condições de corte da Tabela 5.1.

A Figura 7.13 mostra o ajuste proporcionado pela rede neural para a estimativa dos valores de rugosidade Ra, quando treinada a partir do arquivo de dados originado pelas seis primeiras condições de corte da Tabela 5.1. O conjunto de dados para treinamento neste caso consistiu de 135 medições normalizadas. O erro calculado “ ϵ ” foi de 20,16 %.

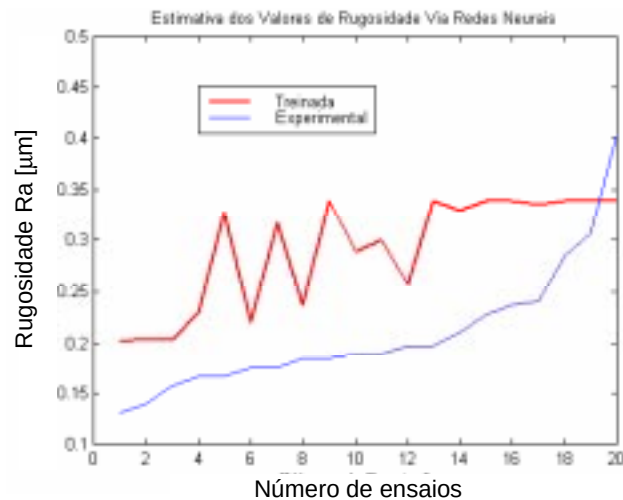


Figura 7.13 – Ajuste dos valores de Ra realizado a partir do arquivo de dados originado pelas seis primeiras condições de corte da Tabela 5.1.

A Figura 7.14 mostra o ajuste proporcionado pela rede neural para a estimativa dos valores de rugosidade Ra, quando treinada a partir do arquivo de dados originado pelas sete primeiras condições de corte da Tabela 5.1. O conjunto de dados para treinamento neste caso consistiu de 155 medições normalizadas. O erro calculado “ ϵ ” foi de 4,69 %.

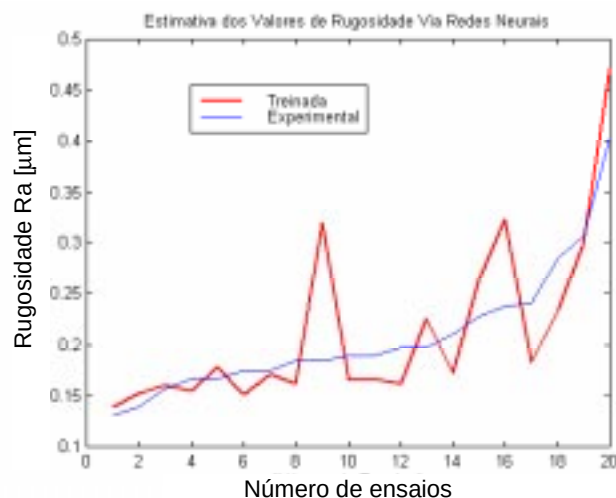


Figura 7.14 – Ajuste dos valores de Ra realizado a partir do arquivo de dados originado pelas sete primeiras condições de corte da Tabela 5.1.

A Figura 7.15 mostra o ajuste proporcionado pela rede neural para a estimativa dos valores de rugosidade Ra, quando treinada a partir do arquivo de dados originado pelas oito primeiras condições de corte da Tabela 5.1. O conjunto de dados para treinamento neste caso consistiu de 170 medições normalizadas. O erro calculado “ ϵ ” foi de 36,31 %.



Figura 7.15 – Ajuste dos valores de Ra realizado a partir do arquivo de dados originado pelas oito primeiras condições de corte da Tabela 5.1.

A Figura 7.16 mostra o ajuste proporcionado pela rede neural para a estimativa dos valores de rugosidade Ra, quando treinada a partir do arquivo de dados originado pelas nove primeiras condições de corte da Tabela 5.1. O conjunto de dados para treinamento neste caso consistiu de 188 medições normalizadas. O erro calculado “ ϵ ” foi de 25,45 %.



Figura 7.16 – Ajuste dos valores de Ra realizado a partir do arquivo de dados originado pelas nove primeiras condições de corte da Tabela 5.1.

A Figura 7.17 mostra o ajuste proporcionado pela rede neural para a estimativa dos valores de rugosidade R_a , quando treinada a partir do arquivo de dados originado pelas dez primeiras condições de corte da Tabela 5.1. O conjunto de dados para treinamento neste caso consistiu de 205 medições normalizadas. O erro calculado “ ϵ ” foi de 16,78 %.

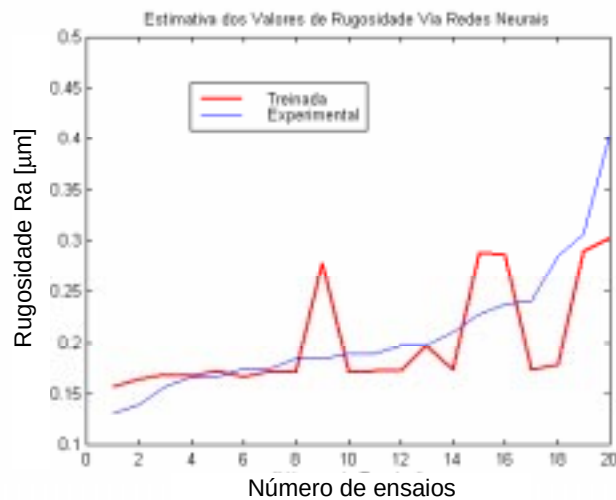


Figura 7.17 – Ajuste dos valores de R_a realizado a partir do arquivo de dados originado pelas dez primeiras condições de corte da Tabela 5.1.

A Figura 7.18 mostra o ajuste proporcionado pela rede neural para a estimativa dos valores de rugosidade R_a , quando treinada a partir do arquivo de dados originado pelas onze primeiras condições de corte da Tabela 5.1. O conjunto de dados para treinamento neste caso consistiu de 218 medições normalizadas. O erro calculado “ ϵ ” foi de 5,94 %.

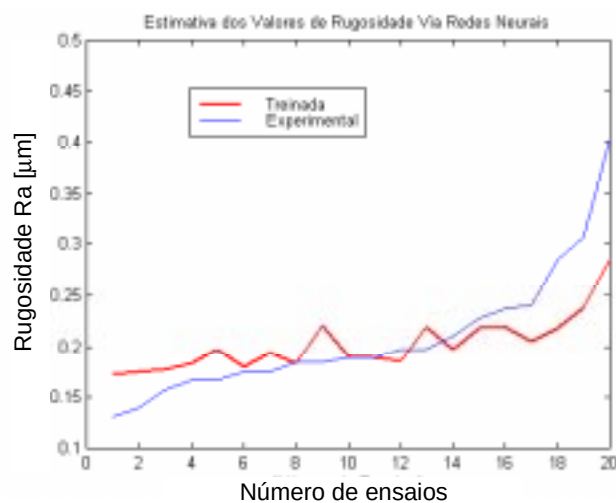


Figura 7.18 – Ajuste dos valores de R_a realizado a partir do arquivo de dados originado pelas onze primeiras condições de corte da Tabela 5.1.

A Tabela 7.2 apresenta o resumo da evolução do erro obtido no ajuste dos valores de Rugosidade R_a , mostrados nas Figuras 7.10 até 7.18.

Tabela 7.2 – Resumo da evolução do erro obtido no ajuste dos valores de Rugosidade R_a .

Condição de Corte N ^o	N ^o de Dados Acumulados do Arquivo de Treinamento	Erro “ ϵ ” (%)
4	96	295,77
5	119	190,20
6	135	20,16
7	155	4,69
8	170	36,31
9	188	25,45
10	205	16,78
11	218	5,94

Dos resultados obtidos e apresentados na Tabela 7.2, observa-se, pela evolução do erro dos valores de rugosidade estimados, que o procedimento de redes neurais conseguiu determinar com considerável rapidez e eficiência, e a partir de um número reduzido de ensaios experimentais, as condições de uma superfície fresada.

Entretanto, verifica-se que a tendência de convergência dos valores de erro para o universo de onze condições de corte apresentadas na Tabela 7.1 e Tabela 7.2, é mais acentuada com relação ao desgaste das ferramentas de corte. Esse comportamento sugere que o acabamento superficial é mais dependente do grande número de variáveis correlacionadas que influenciam o corte do que o desgaste $VB_{B_{max}}$ aliás, como confirmam os resultados obtidos na fase de análise qualitativa das variáveis e parâmetros estudados (capítulo VI).

7.1.3 Procedimento de análise de sensibilidade dos parâmetros estudados

Como forma de se analisar a importância dos parâmetros monitorados: vibração, comprimento em balanço “z”, rugosidade R_a , desgaste $VB_{B_{max}}$, potência de corte e tempo “T”, nos resultados de treinamento da rede para a estimativa dos valores de rugosidade e desgaste das ferramentas, foi realizado o seguinte procedimento: Foram selecionados os arquivos de dados que proporcionaram os melhores ajustes entre os valores de desgaste $VB_{B_{max}}$ (arquivo

originado pelas onze primeiras condições de corte da Tabela 5.1 – Figura 7.9) e rugosidade R_a (arquivo originado pelas onze primeiras condições de corte da Tabela 5.1 – Figura 7.18). Estes arquivos foram denominados arquivos base. A partir dos arquivos base foram gerados novos arquivos para treinamento. Cada um desses novos arquivos foi originado, tendo suprimido do arquivo base, uma das variáveis ou parâmetro de entrada, ou uma combinação deles. Os arquivos gerados foram então submetidos à rede neural e os valores de erro calculados. Todos os procedimentos de validação realizados nesta fase dos trabalhos foram feitos a partir do arquivo de dados decorrente da décima segunda condição de corte da Tabela 5.1.

A Tabela 7.3 mostra a configuração dos novos arquivos que foram gerados a partir do arquivo de dados base, para a verificação da influência das variáveis e parâmetros estudados nos resultados de treinamento da rede para a estimativa do desgaste das ferramentas VB_{Bmax} , e os respectivos erros obtidos. Em cada linha da Tabela 7.3, as variáveis ou parâmetros marcadas com o símbolo “#”, denotam a estrutura que compõe o arquivo de dados que foi treinado para a estimativa dos valores de desgaste das ferramentas.

Tabela 7.3 – Representação do arquivo de dados e do erro incorrido na estimativa de VB_{Bmax} .

" v_c "	" f_z "	" a_p "	" z "	"Pot"	"Vib ₁ "	"Vib ₂ "	"Ra"	T	" VB_{Bmax} " Erro (%)
"Arquivo base a menos de 1 variável ou parâmetro"									
#	#	#	#	#	#	#	#		38,83
#	#	#	#	#	#	#		#	24,65
#	#	#	#	#		#	#	#	7,18
#	#	#	#	#			#	#	6,03
#	#	#	#		#	#	#	#	26,29
#	#	#		#	#	#	#	#	10,35
"Arquivos a menos da variável 'z' juntamente com 1 variável ou parâmetro"									
#	#	#		#			#	#	10,25
#	#	#		#	#	#	#		29,97
#	#	#			#	#	#	#	33,18
#	#	#		#	#	#		#	19,23
"Arquivos a menos do parâmetro 'Pot' juntamente com 1 variável ou parâmetro"									
#	#	#	#				#	#	15,45
#	#	#	#		#	#		#	52,95
#	#	#	#		#	#	#		82,42
"Arquivos a menos do parâmetro 'Vib' juntamente com 1 variável ou parâmetro"									
#	#	#	#	#				#	22,87
#	#	#	#	#			#		31,76
"Arquivo a menos do parâmetro 'Ra' juntamente com 1 variável ou parâmetro"									
#	#	#	#	#	#	#			40,41
"Arquivos a menos de 'z' e de 'Vib' juntamente com 1 variável ou parâmetro"									
#	#	#					#	#	43,29
#	#	#		#			#		24,47
#	#	#		#				#	13,75
"Arquivos a menos de 'Pot' e 'T' juntamente com 1 variável ou parâmetro"									
#	#	#			#	#	#		46,99
#	#	#	#		#	#			41,60
#	#	#	#				#		8,99
"Arquivos a menos de 'Ra' e 'T' juntamente com 1 variável ou parâmetro"									
#	#	#		#	#	#			33,31
#	#	#	#	#					21,50

Da Tabela 7.3, verifica-se que o procedimento de treinamento para a estimativa do desgaste VB_{Bmax} que apresentou o menor resultado de erro, foi obtido com o arquivo de entrada composto pelos seguintes parâmetros: v_c , f_z , a_p , z , potência, Ra e T ($\epsilon = 6,03\%$). Comparativamente, em cada grupo de arquivos treinados da Tabela acima, observa-se um comportamento semelhante em relação aos treinamentos realizados sem a presença da vibração como dado de entrada; menores resultados de erro na estimativa de VB_{Bmax} . O fato de se ter conseguido bons resultados de treinamento sem a presença do parâmetro vibração como dado de entrada, apesar deste parâmetro ter apresentado um comportamento crescente com o aumento do desgaste em praticamente todos os ensaios realizados na 1ª etapa experimental (uma situação aparentemente contraditória), pode ser explicado pela elevada correlação que a vibração apresenta com as demais variáveis do processo que influenciam o corte. Variáveis altamente correlacionadas podem contribuir com informações redundantes que prejudicam o procedimento de treinamento da rede.

Em uma situação contrária àquela apresentada com relação ao parâmetro vibração, observa-se que os treinamentos realizados sem a presença da potência de corte “Pot” e do tempo “T”, proporcionaram resultados de erro sensivelmente maiores na estimativa de VB_{Bmax} . Esse comportamento sugere a importância desses parâmetros para o treinamento da rede e evidencia um nível de correlação com as demais variáveis do processo que não atrapalha a capacidade de treinamento da rede. A característica dos dados monitorados de potência de corte e tempo, com tendências de crescimento bem definidas em relação ao aumento do desgaste das ferramentas VB_{Bmax} , pode ser um outro fator que contribua para o bons resultados de treinamento na presença desses parâmetros.

A Tabela 7.4 mostra a configuração dos novos arquivos que foram gerados a partir do arquivo de dados base, para a verificação da influência das variáveis e parâmetros estudados nos resultados de treinamento da rede para a estimativa da rugosidade da superfície fresada, e os respectivos erros obtidos.

Tabela 7.4 – Representação do arquivo de dados e do erro incorrido na estimativa de Ra.

"v _c "	"f _z "	"a _p "	"z"	"Pot"	"Vib ₁ "	"Vib ₂ "	"VB _{Bmax} "	T	"Ra" Erro (%)
"Arquivo base a menos de 1 variável ou parâmetro"									
#	#	#	#	#	#	#	#		5,97
#	#	#	#	#	#	#		#	5,51
#	#	#	#	#			#	#	57,33
#	#	#	#	#		#	#	#	44,01
#	#	#	#		#	#	#	#	7,51
#	#	#		#	#	#	#	#	6,51
"Arquivos a menos da variável 'z' juntamente com 1 variável ou parâmetro"									
#	#	#		#			#	#	34,23
#	#	#		#		#	#	#	8,77
#	#	#		#	#	#	#		8,27
#	#	#			#	#	#	#	6,01
#	#	#		#	#	#		#	9,20
"Arquivos a menos do parâmetro 'Pot' juntamente com 1 variável ou parâmetro"									
#	#	#	#		#	#		#	4,09
#	#	#	#		#	#	#		6,77
#	#	#	#				#	#	15,72
#	#	#	#			#	#	#	6,93
"Arquivos a menos do parâmetro 'Vib' juntamente com 1 variável ou parâmetro"									
#	#	#	#	#				#	26,06
#	#	#	#	#			#		15,92
"Arquivo a menos do parâmetro 'VB _{Bmax} ' juntamente com 1 variável ou parâmetro"									
#	#	#	#	#	#	#			6,83
"Arquivos a menos de 'z' e de 'Pot' juntamente com 1 variável ou parâmetro"									
#	#	#					#	#	23,50
#	#	#			#	#		#	6,33
#	#	#			#	#	#		4,74
"Arquivos a menos de 'Vib' e 'VB _{Bmax} ' juntamente com 1 variável ou parâmetro"									
#	#	#	#	#					36,53
#	#	#	#					#	19,87
#	#	#		#					18,34
"Arquivos a menos de 'Vib' e 'T' juntamente com 1 variável ou parâmetro"									
#	#	#		#			#		17,66
#	#	#	#				#		14,83

Com relação aos diversos procedimentos realizados para a estimativa da rugosidade, observa-se da Tabela 7.4 que o arquivo de dados que melhor estimou R_a foi aquele composto pelos parâmetros de entrada: v_c , f_z , a_p , z , Vib_1 , Vib_2 e T ($\epsilon = 4,09\%$). De uma maneira geral, verifica-se que os menores valores de erro obtidos na estimativa da rugosidade nos diversos arquivos de dados da Tabela 7.4, foram aqueles decorrentes dos treinamentos feitos sem a presença do parâmetro VB_{Bmax} . Em contrapartida, os arquivos da Tabela 7.4 que foram treinados sem a presença dos valores de vibração, foram os que apresentaram os maiores valores de erro na estimativa de R_a .

Nos treinamentos realizados sem a presença de “Vib” e “ VB_{Bmax} ”, simultaneamente, verifica-se que os valores de erro na estimativa de R_a foram relativamente elevados, quando comparados com resultados decorrentes de treinamentos feitos sem a presença apenas de VB_{Bmax} . Observa-se também que nos treinamentos onde “ VB_{Bmax} ” e “Vib” participaram, simultaneamente, do arquivo de dados de entrada, os valores de erro no ajuste de R_a foram baixos (5 a 8%, aproximadamente).

As considerações acima sugerem que a vibração, apesar de estar altamente correlacionada com os demais parâmetros de entrada estudados (como visto no capítulo VI), é um parâmetro que exerce uma influência sensivelmente maior nos resultados de treinamento da rede para a estimativa da rugosidade, do que o desgaste das ferramentas de corte. Pode-se dizer, até mesmo, que é o parâmetro mais sensível para o procedimento de treinamento da rede neural para a estimativa de R_a dentre todos os parâmetros estudados.

Uma vez verificada a influência que o desgaste VB_{Bmax} exerce nos resultados de treinamento para a estimativa da rugosidade, e considerando que em uma situação real de trabalho não haveria sentido em se estabelecer um procedimento para a medição dos valores de desgaste das ferramentas para a modelagem da rugosidade, surgiu a seguinte dúvida quanto a capacidade da metodologia de redes neurais para a estimativa de valores: seria possível estimar R_a , a partir de um arquivo de dados sem a presença de VB_{Bmax} , e utilizar esses valores estimados de R_a como dados de entrada de um outro arquivo, que por sua vez seria utilizado para a estimativa do desgaste VB_{Bmax} das ferramentas de corte?

A Figura 7.19 ilustra a situação que se apresenta.

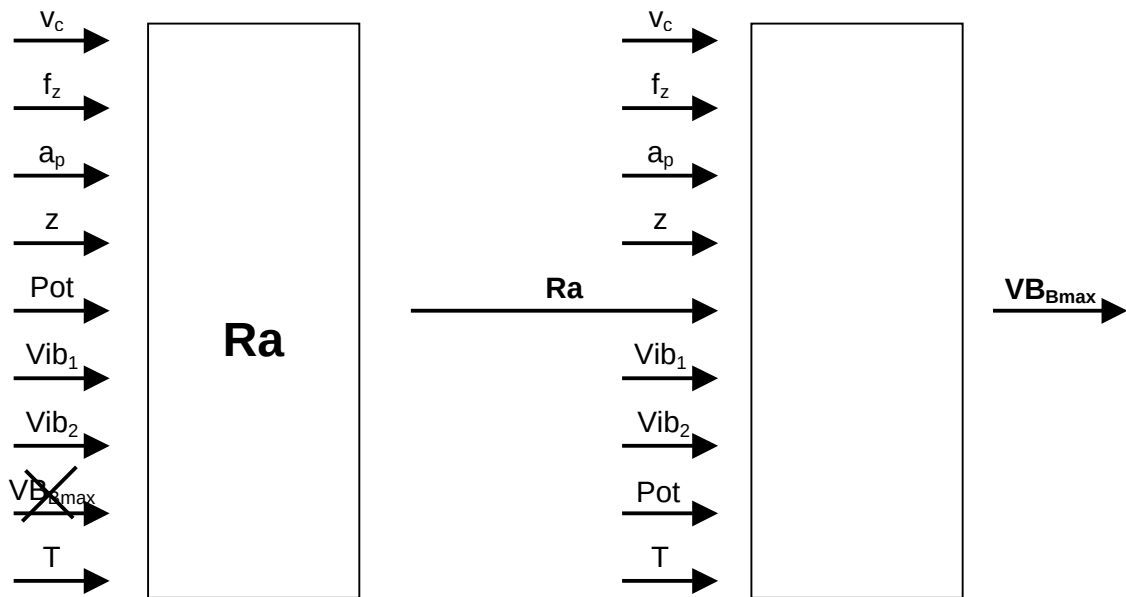


Figura 7.19 – Representação esquemática de um procedimento de redes neurais para a estimativa de VB_{Bmax} a partir de um conjunto de treinamento contendo Ra estimado.

A Figura 7.20 mostra o ajuste proporcionado pela rede neural para a estimativa do desgaste das ferramentas VB_{Bmax} , a partir do procedimento descrito acima e representado pela Figura 7.19.



Figura 7.20 - Ajuste dos valores de desgaste das ferramentas VB_{Bmax} , realizado conforme esquema ilustrado na Figura 7.19.

Os arquivos de dados de treinamento, tanto para a estimativa da rugosidade R_a (no primeiro procedimento), como para a estimativa do desgaste VB_{Bmax} (no segundo procedimento), foram originados a partir dos ensaios de vida das 11 primeiras condições de corte da Tabela 5.1. Para a validação dos resultados estimados de R_a e VB_{Bmax} , foi utilizado o arquivo de dados decorrente do ensaio de vida da 12ª condição de corte da Tabela 5.1.

Também foram utilizadas estruturas de rede semelhantes para a realização dos treinamentos nas duas situações: redes com apenas uma camada intermediária, com 4 neurônios e funções de ativação do tipo “tansig”, uma função igualmente do tipo “tansig” na camada de saída, e valores dos dados monitorados normalizados entre zero e um.

O erro calculado “ ϵ ” (diferença entre os valores de VB_{Bmax} estimados pela rede e os valores experimentais medidos), relativo ao procedimento descrito acima foi de 14,54 %. O valor relativamente baixo do erro sugere que o procedimento adotado apresenta uma grande perspectiva prática, pois mostra que é possível estimar um determinado parâmetro a partir de um conjunto de dados para treinamento implementado com valores previamente estimados.

7.2 TREINAMENTO DA REDE NEURAL: DADOS RELATIVOS À 2ª ETAPA DE ENSAIOS EXPERIMENTAIS – ENSAIOS ALEATÓRIOS

Nesta etapa dos trabalhos, o modelamento do desgaste VB_{Bmax} e da rugosidade da superfície fresada (parâmetros de saída desejados), foi feito levando-se em consideração o conjunto de dados experimentais obtido segundo o procedimento de ensaios aleatórios (item 5.2)

7.2.1 Estimativa dos valores de desgaste das ferramentas “ VB_{Bmax} ”

Para o modelamento do desgaste VB_{Bmax} , os parâmetros de entrada utilizados na fase de treinamento da rede neural foram: velocidade de corte “ v_c ”, avanço por dente “ f_z ”, profundidade de corte “ a_p ”, comprimento da fresa em balanço “ z ”, potência de corte “ Pot ”, vibração “ Vib ” (amplitude dos sinais de vibração em bandas de 1/3 de oitava), tempo de corte “ T ”, e rugosidade “ R_a ”.

Foi utilizada uma rede com as mesmas características daquela utilizada para o modelamento do desgaste a partir dos ensaios de fim de vida: uma rede neural do tipo *perceptron* multicamadas, com controle de erro por *backpropagation*, composta por uma camada de entrada, uma camada de saída com um neurônio e uma camada intermediária, composta por quatro neurônios.

O conjunto de dados para treinamento consistiu de um arquivo composto por 68 ensaios normalizados, sendo que para a validação da rede foram utilizados outros 14 ensaios experimentais.

Com relação às funções de transferência, foram utilizadas quatro funções do tipo “tansig” na camada oculta e uma função “tansig” na camada de saída.

Todos os dados utilizados nos procedimentos de treinamento das redes foram normalizados entre os valores zero e um.

A Figura 7.21 mostra o ajuste proporcionado pela rede neural para a estimativa dos valores de desgaste VB_{Bmax} , a partir do arquivo de dados e do procedimento descrito acima.

O erro calculado “ ε ” (diferença entre os valores de VB_{Bmax} estimados pela rede e os valores experimentais medidos), foi de 67,54 %.



Figura 7.21 – Ajuste dos valores de VB_{Bmax} realizado a partir do arquivo de dados aleatório.

7.2.2 Estimativa dos valores de rugosidade R_a

Para o modelamento da rugosidade R_a (parâmetro de saída desejado), os parâmetros de entrada utilizados na fase de treinamento da rede foram: velocidade de corte “ v_c ”, avanço por dente “ f_z ”, profundidade de corte “ a_p ”, comprimento da fresa em balanço “ z ”, potência de corte “ Pot ”, vibração “ Vib ” (amplitude dos sinais de vibração em bandas de 1/3 de oitava), tempo de corte “ T ”, e desgaste da ferramenta “ VB_{Bmax} ”.

Foi utilizada uma arquitetura de rede análoga à utilizada no procedimento anterior (item 7.2.1).

O conjunto de dados para treinamento consistiu de um arquivo composto por 70 ensaios normalizados, sendo que para a validação da rede foram utilizados outros 12 ensaios experimentais.

Todos os dados utilizados no procedimento de treinamento da rede foram normalizados entre os valores zero e um.

A Figura 7.22 mostra o ajuste proporcionado pela rede neural para a estimativa dos valores de rugosidade Ra, a partir do arquivo de dados e do procedimento descrito acima.

O erro calculado “ ε ” (diferença entre os valores de “Ra” estimados pela rede e os valores experimentais medidos), foi de 10,48 %.

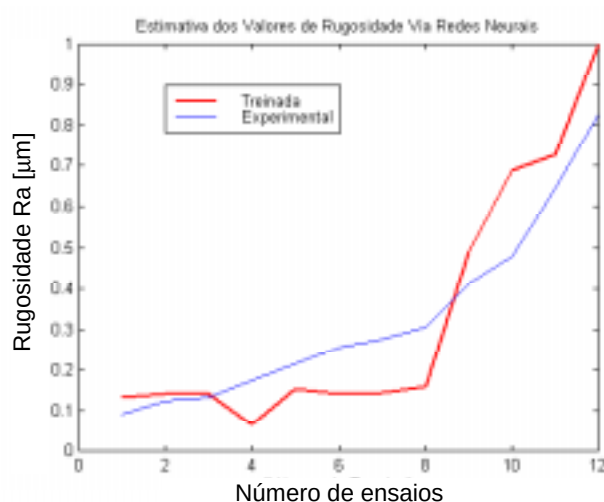


Figura 7.22 – Ajuste dos valores de Ra realizado a partir do arquivo de dados aleatório.

No Capítulo VI, quando da realização do procedimento de análise qualitativa, foi possível verificar que o desgaste das ferramentas VB_{Bmax} apresenta uma tendência de comportamento mais definida em relação às diferentes variáveis e parâmetros estudados, do que a rugosidade Ra (ou seja, que a rugosidade é mais influenciada pelas variáveis correlacionadas do que o desgaste VB_{Bmax}).

No entanto, a análise dos gráficos das Figuras 7.21 e 7.22 mostraram a obtenção de melhores resultados no ajuste dos valores de rugosidade, ao contrário do que se poderia esperar. Este comportamento pode ser justificado pelo fato do arquivo de treinamento, para o ajuste de VB_{Bmax} , apresentar uma quantidade de dados repetidos desse parâmetro muito elevada em comparação com o total de dados do conjunto de treinamento, o que não ocorreu em relação aos valores de rugosidade. Um outro fator importante é que na segunda etapa de ensaios experimentais, apesar dos valores de v_c , f_z e a_p terem sido aleatoriamente modificados

em cada passe da ferramenta, os valores de VB_{Bmax} e dos demais parâmetros monitorados foram todos obtidos a partir de um único ensaio de vida das ferramentas de corte (sem a troca das arestas cortantes). Esta característica pode ter contribuído de maneira a introduzir nos valores medidos um mesmo padrão de comportamento dinâmico, o que influenciaria na capacidade da rede neural em realizar um aprendizado satisfatório.

CAPÍTULO VIII

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

As principais conclusões deste trabalho são:

- O fresamento é um processo de usinagem altamente sensível às condições de corte impostas e ao comportamento dinâmico da fresadora. Apesar disto, a vibração se apresenta como um parâmetro de grande capacidade para o monitoramento *on-line* e controle do desgaste das ferramentas de corte e a rugosidade R_a em um processo de fresamento.
- Apesar da análise gráfica qualitativa realizada no capítulo VI sugerir que a vibração é um parâmetro que apresenta uma tendência de comportamento mais definida com relação ao desgaste das ferramentas de corte do que com a rugosidade R_a , a presença da vibração como parâmetro de entrada mostrou contribuir para a redução do erro nos resultados de treinamento para a estimativa da rugosidade, e para o aumento dos valores de erro quando estimando VB_{Bmax} .
- O aumento dos valores de erro verificados quando da estimativa do desgaste VB_{Bmax} , na presença da vibração como um dos parâmetros de entrada, se deve à elevada correlação desse parâmetro com as demais variáveis do processo, que torna mais difícil o procedimento de treinamento da rede neural devido à redundância de informações.
- A vibração é o parâmetro mais sensível e que exerce a maior influência nos resultados de treinamento para a estimativa do desgaste das ferramentas VB_{Bmax} e da rugosidade R_a .
- O procedimento experimental realizado conforme descrito na 2ª etapa de ensaios (onde cada passe da ferramenta era executado com uma nova condição aleatória de corte), mostrou ser um caminho promissor para a obtenção dos dados necessários ao treinamento das redes para a estimativa do desgaste das ferramentas VB_{Bmax} e da rugosidade R_a .
- A capacidade e a qualidade do modelamento do processo de fresamento frontal, utilizando-se o procedimento de redes neurais apresentado, é fortemente dependente da qualidade do conjunto de dados experimentais.

- A técnica de redes neurais empregada mostrou ser possível estabelecer um procedimento de monitoramento *on-line* do processo de fresamento frontal, e a partir dos valores obtidos estimar em tempo real o desgaste de flanco máximo das ferramentas de corte e a rugosidade da superfície usinada.
- Baixo custo de determinação do modelo experimental. A técnica de redes neurais utilizada permitiu estabelecer a modelagem do desgaste das ferramentas e da rugosidade a partir de um número relativamente pequeno de ensaios na máquina fresadora.
- O procedimento de redes neurais utilizado mostrou ser uma ferramenta robusta e pouco sensível a possíveis erros de medição, uma vez que apresentou uma grande capacidade de recuperar a tendência de convergência do erro em virtude de alguma discrepância observada.

Como sugestões para trabalhos futuros tem-se:

- Fazer um estudo específico para se mensurar a influência do deslocamento da mesa de trabalho no comportamento dinâmico da fresadora durante o corte, e suas consequências para o desgaste das ferramentas e a rugosidade da superfície usinada.
- Realizar um procedimento análogo ao da 2ª etapa de ensaios experimentais, onde seria gerada uma grande quantidade de ensaios aleatórios, e a partir desses valores, proceder na realização de diversos ensaios de fim de vida. Os valores dos parâmetros monitorados nos experimentos seriam agrupados em um arquivo de dados e submetidos ao treinamento em uma rede neural para verificação da capacidade da rede em estabelecer um padrão de comportamento a partir de dados totalmente aleatórios.
- Fazer uma análise de correlação para verificar a possível interdependência entre as variáveis estudadas e a influência no procedimento de treinamento da rede.
- Estabelecer um procedimento de análise de sensibilidade mais criterioso, de maneira a verificar como cada variável ou parâmetro de entrada contribui nos resultados de erro para a estimativa de R_a e VB_{Bmax} .

ANEXO I**CERTIFICADO DE COMPOSIÇÃO QUÍMICA E DE DUREZA MÉDIA BRINELL (HB)
DO AÇO ABNT 1045**

ANEXO II

ARQUIVOS DE DADOS DOS ENSAIOS EXPERIMENTAIS

O arquivo “fimvida.dat”, do disquete anexo, apresenta a estrutura do arquivo de dados monitorados a partir dos ensaios de fim de vida realizados para as doze condições de corte da Tabela 5.1 (1ª etapa de ensaios experimentais – item 5.1). O arquivo apresenta 238 linhas por 29 colunas. Da esquerda para a direita, os valores em cada coluna são relativos aos seguintes parâmetros: velocidade de corte “ v_c ”, avanço por dente “ f_z ”, profundidade de corte “ a_p ”, comprimento em balanço do eixo porta fresa “ z ”, potência de corte “Pot”, desgaste de flanco da ferramenta “ VB_{Bmax} ”, rugosidade “ Ra ”, tempo de corte “ T ” e vibração “Vib” (nas bandas de frequência de 1/3 de oitava centradas, respectivamente, em: 16,5; 25; 31,6; 40; 50; 61,3; 80; 100; 125; 160; 200; 250; 316; 400; 600; 800; 1000; 1250; 1600; 2000 Hz).

O arquivo “dadosaleatorios.dat”, apresenta a estrutura do arquivo de dados monitorados a partir das 82 condições de corte aleatórias geradas e ensaiadas conforme descrito na 2ª etapa de testes experimentais (item 5.2). O arquivo apresenta 82 linhas por 29 colunas. Da esquerda para a direita, os valores em cada coluna são relativos aos seguintes parâmetros: velocidade de corte “ v_c ”, avanço por dente “ f_z ”, profundidade de corte “ a_p ”, comprimento em balanço do eixo porta fresa “ z ”, potência de corte “Pot”, desgaste de flanco da ferramenta “ VB_{Bmax} ”, rugosidade “ Ra ”, tempo de corte “ T ” e vibração “Vib” (nas bandas de frequência de 1/3 de oitava centradas, respectivamente, em: 16,5; 25; 31,6; 40; 50; 61,3; 80; 100; 125; 160; 200; 250; 316; 400; 600; 800; 1000; 1250; 1600; 2000 Hz).

