

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA**

**Uma contribuição ao estudo do fresamento de
aço endurecido com fresa de topo esférico**

Autor: **Carlos Sergio Pivetta**

Orientador: **Anselmo Eduardo Diniz**

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO**

Uma contribuição ao estudo do fresamento de aço endurecido com fresa de topo esférico

Autor: **Carlos Sergio Pivetta**

Orientador: **Anselmo Eduardo Diniz**

Curso: Engenharia Mecânica

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Dissertação de mestrado acadêmico apresentada à comissão de Pós Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica, como requisito para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Campinas, 08 de junho de 2005.
S.P. – Brasil

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO
DISSERTAÇÃO DE MESTRADO ACADÊMICO

Uma contribuição ao estudo do fresamento de aço endurecido com fresa de topo esférico

Autor: **Carlos Sergio Pivetta**
Orientador: **Anselmo Eduardo Diniz**

Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz
Universidade Estadual de Campinas

Prof. Dr. Sérgio Tonini Button
Universidade Estadual de Campinas

Prof. Dr. Jefferson de Oliveira Gomes
Instituto Tecnológico de Aeronáutica

Campinas, 08 de junho de 2005.

MADA
EX
BCI 67833
6.123-06
D X
11.00
06/4/06

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA - BAE - UNICAMP

P688c Pivetta, Carlos Sergio
Uma contribuição ao estudo do fresamento de aço
endurecido com fresa de topo esférico / Carlos Sergio
Pivetta. --Campinas, SP: [s.n.], 2005.

Orientador: Anselmo Eduardo Diniz.
Dissertação (mestrado) - Universidade Estadual de
Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

1. Fresamento. 2. Fresagem (Trabalho em metal). 3.
Aço de alta resistência. 4. Máquina-ferramenta -
Controle numérico. 5. Ferramentas para cortar metais. I.
Diniz, Anselmo Eduardo. II. Universidade Estadual de
Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III.
Título.

Titulo em Inglês: A contribution to the study of milling of hardened steel with ball end
mill

Palavras-chave em Inglês: Hardened steel milling, Milling (metal work), High strength
steel, Tool overhang e Metal-cutting tools

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Titulação: Mestre em Engenharia Mecânica

Banca examinadora: Sérgio Tonini Button e Jefferson de Oliveira Gomes

Data da defesa: 08/06/2005

Dedicatória

À Toninha, minha esposa, que também acreditou e me apoiou incondicionalmente na realização deste trabalho.

Aos meus filhos Teles Eduardo, Thoris Angelo e Tharcius Augusto, que se acrescentaram permanentemente à razão deste trabalho.

Aos meus pais, Orlanda (in memorium) e João pela constante dedicação amorosa com a minha vida.

Aos meus sogros Adelaide e Antonio (in memorium), que sempre permaneceram me apoiando e incentivando meu crescimento.

Agradecimentos

À Deus, por tudo.

Ao Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz, meu orientador, que me deu a oportunidade do ingresso nesta Universidade e me colocou desafios crescentes enriquecidos com o seu conhecimento, seu apoio e sua costumeira dedicação na orientação que permitiram a conclusão deste trabalho.

Ao Prof. Dr. Carlos Cesar de Castro Deonísio, que contribuiu decisivamente para o início das minhas atividades, indicando os rumos para me conduzir ao Mestrado e aos pontos mais importantes.

Ao M. Eng. Davi Neves, companheiro e sempre disposto a me apoiar na preparação e realização dos ensaios no Laboratório do CCM/ITA - Centro de Competência em Manufatura do Instituto Tecnológico de Aeronáutica, que se colocou à disposição em todos os passos para que eu pudesse obter os resultados de acordo com as técnicas necessárias.

Ao Prof. Dr. Jefferson de Oliveira Gomes, do CCM/ITA, que deu seu apoio logístico e incondicional no uso dos recursos do Laboratório e o incentivo constante na realização dos ensaios e na verificação e avaliação dos resultados.

Ao Prof. Dr. João Sinohara da Silva Sousa pelo constante incentivo e apoio.

Ao M. Eng. Ricardo Micaroni pelo companheirismo, colaboração e apoio contínuo em minhas atividades na UNICAMP.

Aos colaboradores Daniel, Fernando, Ércio e Everton, do CCM/ITA pela colaboração, dedicação e estímulos na realização dos ensaios.

À todos os professores, funcionários e colegas do DEF - Departamento de Engenharia de Fabricação da UNICAMP, que ajudaram de forma direta ou indireta na conclusão deste trabalho.

À EEI – Escola de Engenharia Industrial de São José dos Campos, pelo apoio logístico à realização das atividades do Mestrado.

Ao CCM/ITA - Centro de Competência em Manufatura do Instituto Tecnológico de Aeronáutica pela viabilização do uso dos recursos necessários para a realização dos ensaios.

À empresa Sandvik Coromant do Brasil pela colaboração em ceder as ferramentas de corte para a execução dos procedimentos experimentais.

Às empresas Arvin-Meritor do Brasil e Volkswagen do Brasil pelo fornecimento da matéria prima para os ensaios.

“Quando tentamos ser melhores que somos, tudo em volta se torna melhor também”.

Paulo Coelho

Resumo

PIVETTA, Carlos Sergio, UMA CONTRIBUIÇÃO AO ESTUDO DO FRESAMENTO DE AÇO ENDURECIDO COM FRESA DE TOPO ESFÉRICO. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica – UNICAMP, 2005. 110p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Mecânica).

O fresamento de cavidades de moldes e matrizes em material endurecido usando ferramenta de topo esférico tem limitações em termos de profundidades das cavidades, da taxa de remoção de cavaco e da vida da ferramenta. Algumas operações de fresamento em cavidades profundas não podem ser realizadas, devido à necessidade de se ter ferramenta com alto balanço, o que gera vibração e, em consequência, danos à rugosidade da peça e à vida da ferramenta. Outro ponto ainda não totalmente compreendido é a influência da rugosidade deixada na peça pela operação anterior, na rugosidade da operação de acabamento, já que, devido às baixas profundidades utilizadas nesta operação, a rugosidade da operação anterior pode influenciar a profundidade real removida. O principal objetivo deste trabalho é verificar a influência da relação comprimento/diâmetro da ferramenta (balanço), da rugosidade da operação anterior e da velocidade de corte na rugosidade da peça e na vida da ferramenta de fresamento em acabamento. Para isto foram realizados ensaios de fresamento em aço endurecido AISI D2 (58 HRC) com ferramenta de ponta esférica de metal duro recoberto, variando-se os citados parâmetros de influência. Dentre as conclusões deste trabalho, pode-se destacar: nem a rugosidade da operação anterior, nem o balanço da ferramenta influenciaram a rugosidade da peça, pelo menos nos níveis utilizados neste trabalho; com balanço da ferramenta pequeno, consegue-se baixos valores de desgaste e, com isso, longa vida da ferramenta, mas quando se utiliza conjuntamente balanço da ferramenta e velocidades de corte altas, a vida da ferramenta é bastante reduzida.

Palavras chave:

fresamento de aço endurecido, fresamento de topo esférico, balanço da ferramenta

Abstract

PIVETTA, Carlos Sergio, *A CONTRIBUTION TO THE STUDY OF MILLING OF HARDENED STEEL WITH BALL END MILL*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica – UNICAMP, 2005. 110p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Mecânica).

The milling of molds and dies cavities carried out on hardened steel using ball end mill presents limitations in terms of cavity depth, metal removal rates and tool life. Some milling operations on deep cavities are not possible due to the require of long tool overhang, what generates vibrations and, consequently, resulted in poor surface roughness and short tool life. Other point which is not totally understood up to the present is the influence of the surface roughness obtained in the previous operation on the results of finishing operation because on finishing operations, the actual depth of cut is not much larger than the height of roughness left on the surface by the previous operation. The main objective of this work is to verify the influence of the ratio tool overhang/ tool diameter, the roughness of the previous operation and cutting speed on the tool wear in finishing operations. Besides, it also intends to verify the influence of tool wear on the tool vibration, measured through the real time tool deflection. Milling experiments on AISI D2 hardened steel (58 HRC) were carried out using coated (TiNAl) carbide ball end mills with the input variables already mentioned. The main conclusions of this experiments, for the used conditions, were: the previous surface roughness neither the tool overhang have influence on the resulting surface roughness; when the tool overhang was the lowest one, cutting speed did not influence so much tool wear, but when the highest tool overhang was used, cutting speed presented a strong influence on tool wear.

Keywords:

hardened steel milling, ball end milling, , hardened steel machining, tool overhang

Índice

Lista de Figuras	xi
Lista de Tabelas	xiv
Nomenclatura	xv
1. Introdução	1
1.1. Objetivos do Trabalho	4
2. Revisão bibliográfica	6
2.1. Características do fresamento de aço endurecido com fresa de topo esférico	6
2.2. Aplicações de aços endurecidos	8
2.3. Estabilidade no processo de fresamento usando HSM	12
2.4. Forças no fresamento de topo esférico	17
2.5. Fatores importantes no monitoramento do processo	21
2.6. Ferramentas para usinagem de moldes e matrizes	25
2.7. Relação entre a qualidade da peça, vida e parâmetros do processo	37
2.7.1. Parâmetros de usinagem	37
2.7.2. Estratégia de usinagem de desbaste, semi-acabamento e acabamento	43
2.8. Sistema de fixação	50
2.8.1. Balanceamento do conjunto de ferramenta	50
2.8.2. Comprimento da fixação da ferramenta e rigidez	55
3. Procedimentos Experimentais	59

3.1. Descrição dos Ensaios	64
3.1.1. Descrição dos Ensaios da 1ª fase	68
3.1.2. Descrição dos Ensaios da 2ª fase	69
3.1.3. Descrição dos Ensaios da 3ª fase	70
3.1.4. Descrição dos Ensaios da 1ª fase	72
4. Resultados e Discussões	74
4.1. Análise e Discussão dos Resultados da 1ª Fase dos Ensaios	74
4.2. Análise e Discussão dos Resultados da 2ª Fase dos Ensaios	77
4.3. Análise e Discussão dos Resultados da 3ª Fase dos Ensaios	79
4.4 Análise e Discussão dos Resultados da 4ª Fase dos Ensaios	88
5. Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros	99
Referências Bibliográficas	102
Anexos	108
A-1. Programa parametrizado para a usinagem	108
A-2. Ilustração dos deslocamentos da ferramenta no plano XY	110

Lista de Figuras

2.1 – Rugosidade em função da vibração no fresamento	13
2.2 – Rugosidade em função da rotação para o corte concordante e discordante	13
2.3 – Resultados de simulação para o corte discordante, $a_p= 2$ mm	15
2.4 – Cartas de estabilidade superpostas para dois comprimentos em balanço	15
2.5 – Esquema do ensaio	16
2.6 – Erros da superfície em função da rotação	17
2.7 – Geometria da ferramenta “envelope”	19
2.8 – Condição para fresa de topo esférico	19
2.9 – Modelo de vibração de uma máquina ferramenta	23
2.10 – Representação esquemática de uma operação de fresamento	23
2.11 – Modelo mecânico simples de processo de usinagem	25
2.12 – Definição da macro-geometria da pastilha	30
2.13 – Definição da micro-geometria da pastilha	30
2.14 – Fresamento de contorno	30
2.15 – Fresamento de copiagem	30
2.16 – Geometria e critérios de vida para o ensaio	34
2.17 – Desempenho para usinagem de aço P20 (30 HRC) com diferentes ferramentas	34
2.18 – Desempenho para usinagem de aço H13 (46 HRC) com diferentes ferramentas	35
2.19 – Desempenho para usinagem de aço AISI D2 (59 HRC) com diferentes ferramentas	36
2.20 – Influência da velocidade de corte na vida da ferramenta (a) e na rugosidade (b) para o fresamento de H13 (52 HRC) com fresa de topo esférica	40
2.21 – Variação das forças de corte em função da velocidade de corte e do desgaste da ferramenta	41

2.22 – Influência do avanço “fz” na vida da ferramenta com pastilhas de metal duro e cobertura de TiCN e TiN	42
2.23 – Influência da profundidade de corte axial “ap” na vida “VBmax” da ferramenta de metal duro sólida com cobertura TiAlN no fresamento de aço AISI D2 (58 HRC)	43
2.24 – Posicionamento da peça e orientação da trajetória da usinagem	44
2.25 – Usinagem de copiagem de mergulho	46
2.26 – Usinagem de copiagem reversa	46
2.27 – Usinagem com fresa de topo esférico em placa plana	47
2.28 – Comparação de usinagem convencional e HSM	48
2.29 – Altura das marcas em função de “ae” e “fz” para R=5 mm	49
2.30 – Contato da aresta de corte de uma ferramenta parcialmente imersa na peça	49
2.31 – Altura das marcas em função do ângulo de inclinação “ θ ”, de “fz” e do raio “R” da ferramenta peça	49
2.32 – Diagrama Para Desbalanceamento Admissível Norma ISO 1940/1	51
2.33 – Forças de Corte e de Desbalanceamento	53
2.34 – Erro angular	54
2.35 – Erro de paralelismo	54
2.36 – Aspectos dos acabamentos superficiais para diferentes desbalanceamentos	54
2.37 – Representação da haste da ferramenta como uma viga engastada	56
3.1 – Fresa de topo e seus acessórios. a) montada na máquina; b) desmontada	60
3.2 – Montagem geral do ensaio	63
3.3 – Montagem geral do ensaio	63
3.4 – Montagem geral do ensaio	63
3.5 – Ilustração dos sensores de deslocamento	63
3.6 – Direções de “vc” e “vf”	65
3.7 – Direções de “vc” e “vf”	65
3.8 – Direções de “ap” e “ae”	65
3.9 – Direções de “an” e “aet”	65
3.10 – Ilustração do rugosímetro e da medição da rugosidade	66
3.11 – Linearidade dos sensores de deslocamento	67

4.1 – Visualização das respostas das variáveis na aquisição Ensaio N. 24.1: $a_p=0,1$ mm , $a_e=0,2$ mm, $b=L/D=8$, $n=3000$ rpm, $f_z=0,2$ mm/dente, $Ra_{Ant}=0,72$ μ m	83
4.2 – Visualização das respostas das variáveis na aquisição Ensaio N. 24.1: $a_p=0,1$ mm , $a_e=0,2$ mm, $b=L/D=8$, $n=3000$ rpm, $f_z=0,2$ mm/dente, $Ra_{Ant}=0,72$ μ m	83
4.3 – Visualização do deslocamento “Dx” Ensaio N. 24.1: $a_p=0,1$ mm , $a_e=0,2$ mm, $b=L/D=8$, $n=3000$ rpm, $f_z=0,2$ mm/dente, $Ra_{Ant}=0,72$ μ m	84
4.4 – Visualização do deslocamento “Dy” Ensaio N. 24.1: $a_p=0,1$ mm , $a_e=0,2$ mm, $b=L/D=8$, $n=3000$ rpm, $f_z=0,2$ mm/dente, $Ra_{Ant}=0,72$ μ m	84
4.5 – Variação da rugosidade “Ra” em relação ao deslocamento “Dx”	88
4.6 – Variação da rugosidade “Ra” em relação ao deslocamento “Dy”	88
4.7 – RMS das deflexões de “Dx” e “Dy”	89
4.8 – Desgaste da aresta da ferramenta para $b=L/D=7$	91
4.9 – Desgaste da aresta da ferramenta para $b=L/D=8$	91
4.10 – $b = 7$, $n = 2500$ RPM aresta 1	94
4.11 – $b = 9$, $n = 2500$ RPM aresta 2	94
4.12 – $b = 8$, $n = 3000$ RPM aresta 1	94
4.13 – $b = 8$, $n = 3000$ RPM aresta 2	94
4.14 – $b = 8$, $n = 2500$ RPM aresta 1	94
4.15 – $b = 8$, $n = 2500$ RPM aresta 2	94
4.16 – Comparativo entre as rugosidades “Ra” e o desgaste de flanco “ V_{Bmax} ”	97

Lista de Tabelas

2.1 – Aços endurecidos para aplicações em moldes e matrizes	10
2.2 – Composição química do aço AISI D2	10
2.3 – Dados básicos das principais coberturas	26
2.4 – Resultados dos ensaios de Kim (2001)	32
2.5 – Condições de corte recomendadas para fresamento de aço endurecido	37
2.6 – Parâmetros de corte para desbaste, semi-acabamento e acabamento	38
3.1 – Planejamento de ensaios da 1ª fase	68
3.2 – Planejamento dos ensaios da fase 2ª fase	70
3.3 – Planejamento dos ensaios da 3ª fase	71
3.4 – Planejamento dos ensaios da 4ª fase	72
4.1 – Influência das condições de corte e de $b=L/D$ na rugosidade	75
4.2 – Resultados da 2ª fase para geração de superfícies em pré-acabamento	78
4.3 – Resultados da 3ª fase da usinagem em acabamento a partir de superfície pré-acabadas	79
4.4 – Resultados da análise de variâncias para “Ra”	85
4.5 – Análise de variâncias para respostas de “Fx”, “Fy”, “Fz”, “Dx” e “Dy”	87
4.6 – Rugosidades com pastilhas no final da vida	95
4.7 – Análise de variâncias para respostas de “Ra perp”, “Ra paralelo” e “V _B ”	96

Nomenclatura

Letras Latinas

A – área usinada	[cm ²]
a_e – penetração de trabalho	[mm]
a_p – profundidade de corte	[mm]
b – relação entre o comprimento de fixação e o diâmetro da ferramenta	[mm]
b – largura do chanfro da aresta	[mm]
D – diâmetro nominal da ferramenta	[mm]
D1 – dimensão da superfície usinada	[mm]
D2 – dimensão da superfície usinada	[mm]
D_x – deslocamento na direção do eixo X	[mm]
D_y – deslocamento na direção do eixo Y	[mm]
E – módulo de elasticidade do material da haste da ferramenta	[N.mm ⁻²]
E1 – erro dimensional na dimensão D1	[mm]
E2 – erro dimensional na dimensão D2	[mm]
ER – raio de arredondamento da aresta	[mm]
F – força exercida na ponta da ferramenta, força de desbalanceamento	[N]
f_{F1}, f_{F2} – deflexões da ferramenta com as forças F	[mm]
f_M – deflexões da ferramenta com o momento fletor M _f	[mm]
f_z – avanço por dente	[mm/dente]
F_c – força de corte	[kgf]
F_x – força de corte na direção do eixo X	[N]
F_y – força de corte na direção do eixo Y	[N]
F_z – força de corte na direção do eixo Z	[N]

G – classe de balanceamento	[mm/s]
GPa – Giga Pascal	
hm – espessura média do cavaco não-deformado	[mm]
h(ϕ_j) – espessura do cavaco máxima no ponto P da aresta de corte	[mm]
I – momento de inércia da secção transversal da haste da ferramenta	[mm ⁴]
iC – diâmetro do inserto	[mm]
j – número iterativo da aresta de corte	
Ks₁ – pressão específica de corte	[kgf/mm ²]
Ks – pressão específica de corte	[kgf/mm ²]
Ksm – pressão específica de corte média	[kgf/mm ²]
l, L – comprimento de fixação da ferramenta	[mm]
M – massa total rotativa do conjunto do rotor	[kg]
Mf – momento fletor atuante na secção transversal da haste da ferramenta	[N.mm]
n – rotação do eixo-árvore	[rpm]
Pc – potência de corte	[kW]
R – raio nominal da ferramenta	[mm]
Ra – média aritmética das alturas da rugosidade	[μ m]
Ra Ant – média aritmética das alturas da rugosidade da superfície anterior	[μ m]
r(Z) – coordenada radial de um ponto da aresta de corte	[mm]
RMS – média quadrática de valores em análise (Root Mean Square)	
Rz – média das máximas amplitudes da rugosidade medidas em 5 picos e 5 vales	[μ m]
Ry – máxima amplitude da rugosidade	[μ m]
s – espessura do inserto	[mm]
s_{ij} – avanço por dente para a aresta de corte j	[mm]
T1 – temperatura do cavaco na região do lado interno	[graus]
T2 – temperatura do cavaco na região do lado externo	[graus]
u – desbalanceamento específico admissível	[m.kg/kg]
U_{Admiss} – desbalanceamento total admissível do rotor	[m.kg]
U_{Existente} – desbalanceamento existente ou especificado do rotor	[m.kg]
e_{per} – desbalanceamento específico admissível	[m.kg/kg]

V_B – desgaste de flanco	[mm]
V_{Bmax} – desgaste máximo do flanco	[mm]
vc – velocidade de corte	[m/min]
vf – velocidade de avanço	[mm/min]
X – orientação no eixo longitudinal, coordenada no eixo X	[mm]
Y – orientação no eixo transversal, coordenada no eixo Y	[mm]
Z – orientação no eixo das elevações, valor da elevação do eixo Z no plano XY	[mm]
z – número de dentes da ferramenta	
$-z$ – coeficiente característico do material	

Letras Gregas

α – ângulo de saída da aresta de corte	[graus]
β_f – ângulo da hélice da ferramenta	[graus]
β_{FN} – ângulo de inclinação da ferramenta	[graus]
γ – ângulo do chanfro da aresta de corte	[graus]
δ – deflexão da ferramenta	[mm]
$\kappa(Z)$ – posição angular axial de imersão no nível Z no plano XY	[graus]
θ – ângulo de inclinação do eixo da ferramenta em relação ao eixo Z	[graus]
$\phi_j(z)$ – posição total angular radial de rotação da aresta j no nível Z no plano XY	[graus]
ω – velocidade angular da ferramenta	[rad/s]

Abreviações

Al_2O_3 – Óxido de Alumínio
 AlO – Óxidos de Alumínio
 AlN – Nitreto de Alumino

AlTiN – Nitreto de Alumino Titânio
CAM – Manufatura Auxiliada por Computador (Computer Aided Manufacturing)
CBN – Nitreto de Boro Cúbico
CCD – Câmera com Dispositivo de Carga Acoplado (Charge-Coupled Device).
CNC – Controle Numérico Computadorizado
CVD – Deposição Química à Vapor (Chemical Vapour Deposited)
FEM – Método dos Elementos Finitos (Finite Elements Methods)
HSM – Manufatura à Altas Velocidades (High Speed Machining)
HSC – Usinagem à Altas Velocidades (High Speed Cutting)
HSS – Aço Rápido (High Speed Steel)
LTI – leitura total do indicador (do relógio comparador)
NiC – Carboneto de Níobio
NURBS – B- Spline Racional Não-Uniforme (Nenhum Incremento Linear) (Non-Uniform Rational B-Spline)
PCD – Diamante Policristalino
PCBN – Diamante Policristalino de Nitreto de Boro (Polycrystalline Cubic Boron Nitride)
PVD – Deposição Física à Vapor (Physical Vapour Deposited)
rpm – Rotações por Minuto
SiN – Nitreto de Silício
TaC – Carboneto de Tântalo
TiAlN – Nitreto de Titânio/Alumínio
TiC – Carboneto de Titânio
TiCN – Carbonitreto de Titânio
TiN – Nitreto de Titânio
TiNAl – Nitreto de Titânio/Alumínio
WC – Carboneto de Tungstênio

Capítulo 1

Introdução

As exigências de melhoria da qualidade da peça usinada, aumento de competitividade no mercado e as oportunidades proporcionadas pelos desenvolvimentos no contexto da usinagem de alta velocidade (HSM-High Speed Machining), tanto com relação às máquinas, às ferramentas, aos acessórios de programação e controle e até à própria tecnologia da usinagem incorporada, vêm viabilizando a utilização da usinagem de aço endurecido.

O mercado exige resposta rápida ao lançamento de novos produtos, demandando recursos humanos, materiais e organizacionais das empresas na fabricação de ferramental dentro dos requisitos técnicos pré-estabelecidos para proporcionar a fabricação do produto e atender às expectativas dos clientes. Estas expectativas poderão ser equacionadas e traduzidas em qualidade, preços e vantagens comparativas do produto. A qualidade é conseguida com projetos e meios produtivos confiáveis. Os preços têm componentes modificadores gerados pelos custos, produtividade e pela gestão dos negócios. As vantagens comparativas do produto, como inovação e atualização tecnológica, entre outras, fortalecem os argumentos de vendas (ROY e RIEDEL, 1997).

O desenvolvimento de novos produtos geralmente requer novo ferramental e a necessidade de redução do prazo de entrega destas ferramentas está induzindo modificações nos processos com medidas organizacionais e tecnológicas. O aumento da produção está relacionado

com o aumento da velocidade individual de cada processo, otimização dos tempos secundários e a racionalização da seqüência do processo (GOMES, 2001). Assim, a aplicação da tecnologia HSM torna-se oportuna e alinhada às necessidades apresentadas.

Diversas vantagens da utilização de HSM vêm sendo citadas em publicações técnicas e as mais comuns são a alta taxa de remoção de cavaco quando comparada com o processo que busca substituir principalmente a eletroerosão, baixos valores de forças de corte gerando mínima distorção na peça usinada, usinagens que geram pequenos ou quase nenhum dano superficial mantendo a integridade da superfície, habilidade de usinar paredes muito finas, rugosidades abaixo de 0,1 μm , redução da quantidade de ferramentas de corte, componentes livres de rebarbas, a facilidade de descarte do cavaco e uso de única fixação das peças (DEWES e ASPINWALL, 1997).

A HSM está se tornando cada vez mais utilizada, substituindo gradativamente processos como retificação e eletro-erosão (EDM) ou na adoção de operações alternativas dos processos de desbaste, semi-acabamento e acabamento de ferramentas e produtos (SANDVIK, 1999). Os desenvolvimentos tecnológicos direcionam a utilização do processo de usinagem de aço endurecido para a fabricação de moldes e matrizes ou para a produção de produtos que sejam de comprimentos relativamente pequenos, principalmente no caso de torneamento em que a peça é fixada em placa. Destacam-se, nestes desenvolvimentos os itens que exijam procedimentos especiais para operações substitutas aos processos de retificação ou eletro erosão, quando estas são improdutivas ou possuem seqüência de produção inflexível e, em certos casos, quando as especificações de peças acabadas exijam integridade da superfície (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2001).

Muitos estudos foram e estão sendo realizados na direção da usinagem de aço endurecido. Neste trabalho serão apresentados tópicos da usinagem de alta velocidade (HSM), especificamente o fresamento com fresa de topo esférico em aço endurecido. O aço endurecido tem a aplicação principal na fabricação de moldes e matrizes, estabelecendo-se um processo alternativo de executar as operações de têmpera e revenimento do bloco de matéria prima e em

seguida utilizar HSM para fazer o desbaste e o acabamento das cavidades da ferramenta (NEVES, 2002).

A definição do processo de fresamento envolve uma quantidade de fatores para resultarem em condições adequadas (GOMES, 2001), que são citados sucintamente a seguir:

- tipo e condições do material da peça a ser usinada;
- forma e dimensões da peça;
- material da ferramenta;
- geometria da ferramenta;
- sistema máquina –ferramenta-peça-dispositivo de fixação;
- sistema de refrigeração;
- recursos tecnológicos de planejamento, programação e controle do processo de usinagem.

A evolução tecnológica e os desenvolvimentos crescentes relacionados à HSM vêm permitindo um grau de automação nos processos de usinagem, na supervisão e no controle dos diversos parâmetros que já permitem o modelamento e a análise dinâmica de forças e a análise da estabilidade da usinagem (ABRARI, 1997). No entanto, a complexidade e as variações nos processos de fresamento de topo esférico, em itens como material e condições da peça, ferramentas, geometrias e parâmetros de usinagem, forças de corte, temperatura de corte, desgastes e avarias de ferramentas, rugosidade e integridade superficial da peça, vibração no sistema máquina-ferramenta-peça-dispositivo de fixação, deflexão da ferramenta, embora difíceis de serem preditos, tornam cada vez mais necessário um maior conhecimento tecnológico por parte dos profissionais da área. Em caso contrário, os processos e a programação tornam-se planejados com parâmetros conservativos (velocidade de corte, conseqüentemente a rotação na árvore, velocidade de avanço, profundidade de corte e etc) tentando-se evitar eventos não desejados como quebra e excessiva deflexão da ferramenta. Estas tentativas resultam em longos tempos de usinagem e baixa produtividade (JUNG, KIM e HWANG, 2001). Mas, é imperativo entender como o aumento da velocidade de corte influencia nas propriedades mecânicas e térmicas da peça e da ferramenta e entender também o efeito do aumento da velocidade de corte

no processo de usinagem, na máquina, na árvore da máquina e no sistema de fixação da peça (DAGILOKI et al, 1995).

Outro aspecto muito importante, em particular, no fresamento de superfícies em acabamento é a textura e a topografia superficial que, além da rugosidade, são também avaliadas em relação à trajetória da ferramenta. Topografia da superfície significa literalmente o estudo ou a descrição detalhada das características da superfície ou de uma região. A superfície obtida constitui-se em um dos critérios mais comuns que é usado para se determinar a fabricabilidade de um material específico ou de uma determinada peça (TOH, 2004, 2005).

Os conceitos e conhecimentos desenvolvidos na usinagem de aço endurecido utilizando-se HSM devem ser aplicados para obter as superfícies e a produção desejadas, no menor tempo possível, mas, deve-se considerar que é necessário avaliar detalhadamente os aspectos de vida e os mecanismos de desgaste da aresta de corte (KOSHY, DEWES e ASPINWALL, 2002). A escolha da ferramenta e a aplicação adequada dos parâmetros de corte podem contribuir não somente com a obtenção das superfícies especificadas, mas proporcionar a execução das operações com menores custos. O emprego de pastilhas esféricas intercambiáveis para fresamento em acabamento, por exemplo, pode apresentar como vantagem principal o baixo custo de capital relativo contra as desvantagens como precisão da haste de fixação da pastilha e balanceamento dinâmico. Por estas razões, tem sido sugerido e preferido o uso de ferramentas de metal duro inteiriças que proporcionam maior segurança (URBANSKI et al, 2000).

Além disso, para se conseguir máxima produtividade no processo de usinagem com máxima taxa de volume de cavaco removido por unidade de tempo, que é o propósito da tecnologia HSM, será necessário o estudo detalhado do processo, da programação e eventualmente a execução de projeto especial de ferramentas, fixação e de componentes vitais da máquina (NEVES, 2002).

1.1 Objetivos do Trabalho

Este trabalho tem os objetivos de associar os conceitos, conhecimentos e tecnologia de fresamento em acabamento de aço endurecido com fresa de topo esférico utilizando pastilhas intercambiáveis, empregando a tecnologia HSM.

Os objetivos principais deste trabalho, considerando-se os recursos e as condições específicas dos ensaios, referentes ao fresamento de aço endurecido AISI D2 (58 HRC) utilizando-se a fresa de topo esférico com pastilhas de diâmetro nominal de 16 mm e comprimentos de fixação representado por $b=L/D$ na faixa de 7 a 8, foram:

- avaliar a influência do comprimento de fixação da ferramenta que é representado pela relação $b=L/D$ (balanço) na rugosidade da superfície obtida, na deflexão da ferramenta e na vida da aresta de corte da ferramenta.
- avaliar a influência da qualidade da superfície obtida na operação anterior à operação de acabamento na qualidade da superfície acabada, na vida da aresta de corte e na vibração da ferramenta.
- avaliar a influência dos parâmetros de corte utilizados para o fresamento de aço endurecido em acabamento com fresa de topo esférica com pastilhas intercambiáveis, na rugosidade da peça usinada.

O presente trabalho apresenta a seguinte divisão:

- ✓ **Capítulo 1:** Introdução.
- ✓ **Capítulo 2:** Revisão Bibliográfica – neste capítulo são estudados os princípios básicos do processo de fresamento de aço endurecido com fresa de topo esférico e os parâmetros de influência no processo.
- ✓ **Capítulo 3:** Procedimentos Experimentais – neste capítulo são descritos os equipamentos, as ferramentas e a metodologia empregados na parte experimental deste trabalho.
- ✓ **Capítulo 4:** Resultados e Discussões – neste capítulo são apresentados e analisados os resultados obtidos através dos procedimentos experimentais realizados.
- ✓ **Capítulo 5:** Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros – neste capítulo são apresentadas as conclusões oriundas do presente trabalho, assim como sugestões para trabalhos futuros a serem realizados nesta área de estudo.

Capítulo 2

Revisão Bibliográfica

2.1 Características do fresamento de aço endurecido com fresa de topo esférico

Moldes e matrizes são ferramentas, as quais compostas de suportes e componentes funcionais que geralmente são cavidades e insertos, utilizadas em injeção de plástico e matrizes de fundição, cavidades de matrizes de forjamento e punções e matrizes de estampagem. Componentes de suporte são partes padronizadas para assegurar funcionalidade adicional como alinhamento, ejeção, aquecimento ou resfriamento (FALLBÖHMER, 2000).

Moldes e matrizes são usualmente fabricados utilizando-se como matéria prima o aço no estado recozido ou normalizado que possibilita grande remoção de cavaco no processo de desbaste (SANDVIK, 1999). Cavidades e insertos são usualmente fabricados a partir de blocos sólidos de aços para matrizes. Entretanto, a tendência é utilizar o aço endurecido em blocos próximos das dimensões externas do molde ou da matriz, tendo-se como processos de fabricação a abertura de cavidades em desbaste e acabamento na mesma fixação.

Pelas suas próprias formas construtivas, os moldes e matrizes contém vários tipos de superfícies e cavidades que são difíceis de fabricar em condições de usinagem convencional, principalmente quando se utiliza o aço endurecido (KITA et al, 2001). As velocidades de corte são relativamente baixas e a vida da ferramenta torna-se crítica. Exige-se também cuidados

especiais na avaliação dos efeitos de trajetórias complexas da ferramenta nas diversas operações de usinagem. Estas trajetórias podem gerar variação da morfologia do cavaco, das forças de corte, do mecanismo de desgaste das ferramentas e sua respectiva vida útil para manter a integridade superficial, o que influencia a precisão dimensional e geométrica do molde ou matriz (BECZE et al, 2000).

Com os desenvolvimentos recentes das tecnologias relativas à máquina e à ferramentas de usinagem, principalmente das coberturas, sistemas de fixação de ferramentas e peças e acessórios de planejamento e programação CNC, torna-se possível, sob certas condições, fresar estes materiais e produzir moldes e matrizes com a qualidade especificada e de forma competitiva. Entretanto, torna-se imprescindível conhecer as influências das várias condições e estratégias de corte utilizadas com uma determinada ferramenta nas forças de corte e conseqüentemente nos erros de fabricação gerados na superfície (IKUA et al, 2001).

Para possibilitar a competitividade usando estas novas tecnologias e os novos processos que permitam atender aos requisitos de custos e de prazos, que são cada vez menores, são necessárias algumas ações, e uma primeira atitude é aumentar a velocidade de corte e de avanço na usinagem. Em geral, com o aumento da velocidade de corte, a vida, para a mesma ferramenta tende a diminuir e, com isso, a qualidade da superfície tende a piorar. Este problema se agrava no caso do fresamento, em que as espessuras do cavaco, dentre outros parâmetros não menos importantes, são variáveis desde o ponto em que a aresta da ferramenta inicia o corte até o ponto em que termina. Para o fresamento com fresa de topo esférico em aço endurecido, a geometria torna-se mais complexa e as variações de espessura do cavaco se intensificam ainda mais, além de se presenciarem variações também maiores das temperaturas e das forças de corte (ENGIN e ALTINTAS, 2001).

Vários estudos científicos vêm sendo desenvolvidos para equacionar com maior precisão as relações dos dados de entrada de um processo de fresamento com fresa de topo esférico e as influências e resultados obtidos, permitindo assim prever ou estimar determinados resultados como, espessura do cavaco em cada ponto do corte para cada posição da aresta de corte, força de corte em cada posição da ação da ferramenta, vibração instantânea do sistema, rugosidade

superficial da peça usinada e estabilidade do processo (KITA et al, 2001; MACKERLE, 1999; ABRARI et al, 1998).

Como o fresamento de superfícies de forma complexa utilizando-se 3D tem sido largamente empregado, como é o caso da fabricação de moldes e matrizes, a usinagem com fresa de topo esférico é um dos processos de usinagem mais utilizados. No entanto, as forças de corte que causam vibrações e erros dimensionais precisam ser acompanhadas. Sem a previsão das forças de corte os planejadores ou os programadores de CNC se mantêm conservativos na seleção das condições de corte, como rotações, avanços, profundidade de usinagem, entre outros, para evitar quebras de ferramentas e vibrações resultando em processos de grandes tempos de usinagem e baixa produtividade (JUNG, KIM e HWANG, 2001).

Estas estimativas tornam-se cada vez mais necessárias, pois os processos de usinagem estão se tornando mais automatizados e requerem uma previsibilidade maior tanto do desgaste e avarias da ferramenta, quanto das variações dos esforços de corte com o objetivo de garantir a qualidade superficial da peça usinada, a continuidade do processo e menores custos e tempos de manufatura.

Dentro deste contexto, é importante também citar as aplicações de aços endurecidos no fresamento com fresa de topo esférico, o que será abordado no item 2.2.

2.2 Aplicações de aços endurecidos

O desempenho de moldes e matrizes somente tem sucesso se quatro requisitos básicos forem atendidos: o projeto da ferramenta deve ser apropriado à utilização, a precisão com que são fabricadas deve atender às necessidades, a seleção da ferramenta deve ser apropriada para o uso e a aplicação do tratamento térmico deve ser apropriada (METALS HANDBOOK, 1998).

O fresamento de aço endurecido utilizando fresa de topo esférico tem sido extensivamente usado na fabricação de superfícies de forma complexa como as encontradas em moldes e matrizes, turbinas, hélices e componentes estruturais de aeronaves (GOMES, 2001).

Moldes e matrizes em geral são fabricados em processos de usinagem HSM com blocos de aço endurecido de dimensões economicamente máximas viáveis de 400 mm x 400 mm x 150 mm (SANDVIK, 1999). Este tipo de processo tem a taxa de remoção de cavaco relativamente baixa, em comparação com outros processos de usinagem convencionais (com o material no estado recozido) e requer características especiais da máquina ferramenta, como a dinâmica dos sistemas, dimensões, potência no eixo árvore e condições de programação e controle para a aplicação de estratégias adequadas de remoção de cavaco. Isto aumenta a demanda na precisão da máquina para a usinagem de superfícies tridimensionais de forma livre necessitando que os movimentos sejam suaves nas interpolações. Desta forma, ocorrem variações bruscas nas velocidades de avanços para manter a taxa de remoção de cavaco constante (KOA, KIM e PARK, 2004).

Os moldes e matrizes usinados utilizando HSM, de maneira geral, apresentam-se com profundidade pequena, ou seja, são rasos, devido ao fato de que as ferramentas de usinagem têm limitações da entrada nas cavidades para executar a usinagem. Caso as profundidades das cavidades dos moldes e matrizes sejam elevadas, são necessárias ferramentas de usinagem compridas, com relação L/D (comprimento de fixação L dividido pelo diâmetro D da ferramenta) maiores e, com isso, haverá instabilidade no processo de usinagem. Com o aumento do comprimento das ferramentas surgirão vibrações forçadas não-desejadas (GOMES, 2001).

As matrizes e punções de corte, para trabalho a frio, de estampagem, de embutimento e de gravação, são fabricadas, em geral, com aços AISI D2, D3, D4, D6, W2 e A2. O aço AISI D2 é o mais popular da série Eletrometal e o mais comum da Villares, classificado padrão para uso geral. Estes aços são compostos de alta porcentagem de cromo e carbono, têm elevada resistência ao desgaste e baixa distorção no tratamento térmico, sendo denominados de aços indeformáveis. Não trincam na têmpera quando fabricados com seções complexas, e têm alta resistência ao

desgaste. Estes materiais são usados nas suas aplicações específicas numa faixa de dureza final de 42 HRC a 65 HRC (SILVA e MEI, 1998).

Nas aplicações de moldes para trabalho a quente, para forjamento a quente, injeção de plástico e de ligas de alumínio, inclusive fundição, os materiais mais utilizados são os aços AISI H11, H12 e H13, P20 e P21 (SILVA e MEI, 1998), que são de baixa liga, mas que possuem características específicas para a aplicação como resistência à deformação na temperatura de trabalho, resistência ao impacto, resistência à deformação no tratamento térmico, resistência à trincas a quente e boa usinabilidade no estado recozido. Em suas aplicações específicas estes aços são usados numa faixa de dureza final de 40 HRC a 55 HRC. Nos processos convencionais de fabricação de moldes, em que se faz a usinagem completa do molde com o material no estado recozido e o acabamento final, manualmente, com polimento ou outros processos finais, usam-se os aços AISI P2 e P6, fazendo-se a cementação e têmpera após o desbaste e em alguns casos após o semi-acabamento, para adquirir a resistência superficial desejada (SILVA e MEI, 1998).

Na tabela 2.1, pode-se ver as aplicações de aços endurecidos para moldes e matrizes. Ela apresenta um guia básico para pré-seleção de aços-ferramenta, em função dos requisitos desejados e de tendências das propriedades e seleções iniciais. As considerações como a vida desejada da ferramenta, poderão alterar o processo de escolha. Para a seleção dos tratamentos térmicos e durezas a serem utilizados nos moldes e nas matrizes tornando-se mais adequadas para as aplicações específicas, há a necessidade de se recorrer às especificações dos aços e às respectivas recomendações dos fabricantes (SILVA e MEI, 1998).

O aço AISI D2, usado como material do corpo-de-prova para este trabalho, em geral é especificado como matéria prima para a fabricação de ferramentas para trabalho a frio tais como matrizes para estampar, para cunhar, para rolar roscas, para repuxo, punções e calibradores. De acordo com o catálogo da Villares, sua característica mais importante é a resistência à abrasão. Sua composição química em % do peso é apresentada na tabela 2.2.

O aço AISI D2, em geral, é fornecido no estado recozido com dureza máxima de 241 HRB com resistência aproximada de 80 kgf/mm². Para este aço se recomenda têmpera ao ar, para

redução das distorções térmicas, com pré-aquecimento lento entre 790°C a 820°C e um segundo aquecimento rápido entre 1000°C a 1020°C. Também é recomendado o duplo revenimento que geralmente é feito num tempo de 3 a 5 horas, dependendo da espessura de material, e executado logo após o resfriamento da têmpera assim que atinja 60°C. As temperaturas de revenimento geralmente são na faixa de 150°C a 650°C, dependendo da dureza desejada. Como se sabe, quanto mais alta a dureza especificada para o material, menor deverá ser a temperatura de revenimento.

Tabela 2.1 – Aço endrecidos para aplicações em moldes e matrizes (SILVA e MEI, 1998)

<p>Decrescem: Resistência ao choque e usinabilidade Crescem: Profundidade de têmpera, resistência ao amolecimento pelo calor</p>				
<p>Cresce: a resistência à abrasão Decrece: a resistência ao choque</p>		Trabalho à frio Deformação na têmpera é fator secundário	Trabalho à frio Deformação na têmpera é importante	Trabalho à quente Baixa deformação (resistência ao calor é o principal fator)
	Máxima resistência à abrasão	F2, W1, W2	D2, D3, D6	M2, M3, T5, T8
	Média resistência à abrasão (ferramentas de corte em geral)	W1, W2	A2, 07	M1, M2, T1
	Baixa resistência à abrasão (matrizes em geral)	W1, W2	01, 02, L6	E2365, H21, H12, H13
	Ferramentas resistentes ao choque	S1, E2542, E2550	S5, E2542	H11, H12, H13, E2714

Tabela 2.2 – Composição química do aço AISI D2 (METALS HANDBOOK, 1990)

C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	V
1,40 - 1,60	0,60	0,60	11,0 – 13,0	0,30	0,70 – 1,20	1,10

Diante destas informações básicas, vê-se que todos os processos de fabricação posteriores à operação de tratamento térmico, como a usinagem de acabamento, retificação e polimentos,

devem ser cuidadosamente planejados, avaliados e controlados, evitando-se assim os danos na estrutura do material, principalmente os superficiais (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2001).

2.3 Estabilidade no processo de fresamento usando HSM

A profundidade de usinagem tem um efeito dominante na estabilidade do processo e determina a formação de cavaco, como Tlustý e Ismail propuseram apud Ning, Rahman e Wong (2001). Alterar a rotação do eixo árvore ou determinar uma rotação ótima, são táticas comuns para evitar vibração (“chatter”), e estes aspectos foram verificados nos experimentos de Ning, Rahman e Wong (2001). Em seus vários estudos realizados, verificaram-se algumas alternativas a serem aplicadas para permitir a usinagem estável e melhorar a geração do cavaco, tornando-o estável. Uma das possibilidades é alterar a rotação da árvore da máquina associando às modificações no avanço. Desta forma pode-se aumentar a profundidade de usinagem até um valor máximo. Também, pode-se estabelecer uma determinada rotação do eixo árvore e determinar uma máxima profundidade de usinagem empregando uma taxa de avanço mais alta.

Devido à interdependência dos valores das profundidades de usinagem radial e axial no fresamento de topo esférico, a obtenção da estabilidade na usinagem é uma solução iterativa e resulta da variação da largura crítica de corte e da rotação do eixo árvore. O conceito clássico de lóbulos de estabilidade é estendido para a estabilidade das superfícies no fresamento com fresa de topo esférico e a estabilidade pode ser pré-calculada considerando-se a variação das características de corte ao longo da aresta de corte (ABRARI, ELBESTAWI e SPENCE, 1997).

Muitas vezes, a redução da rotação é prontamente implementada e o resultado pode não reduzir a vibração, pois o processo de usinagem continua instável, o qual pode ser avaliado pela medição da rugosidade, que é uma medida relativa da instabilidade (POLLI, 2005).

Resultados de testes realizados no fresamento de liga de alumínio 7075-T6 em HSM com fresas de topo retas de metal duro sólidas com 4 dentes de 16 mm de diâmetro e 75 mm de comprimento fixadas em um mandril com interferência térmica utilizando-se avanço $f_z = 0,1$

mm/dente e profundidade de corte $a_p = 1$ mm, podem ser observados na figura 2.1. Pode-se ver as diferenças de rugosidades obtidas com a variação da rotação. Quando a rotação de 8910 rpm foi utilizada, a rugosidade foi maior do que para 11138 rpm, demonstrando que a vibração também é maior (WEINGAERTNER et al, 2003, 2004).

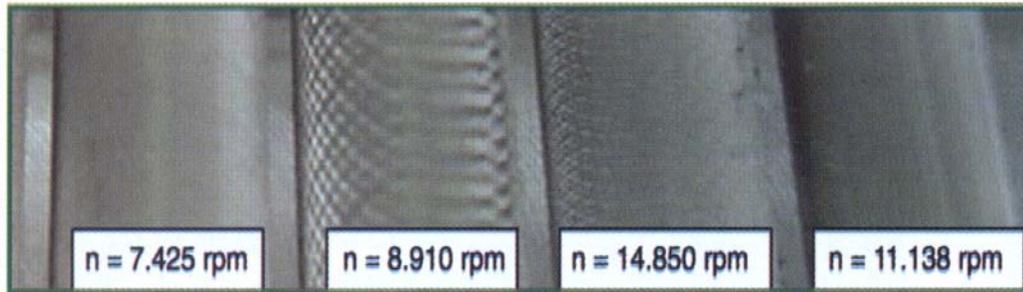
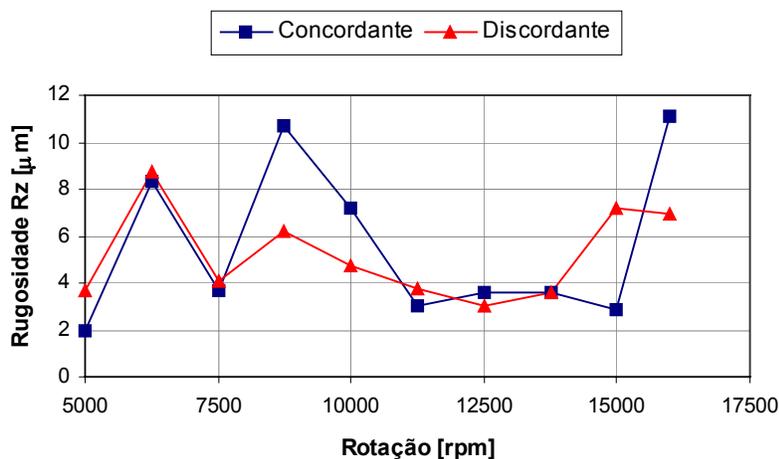


Figura 2.1 - Rugosidade em função da vibração no fresamento (WEINGAERTNER et al, 2003, 2004)

A figura 2.2 ilustra duas curvas cujos picos e vales são resultantes de cortes instáveis e estáveis, respectivamente, nos quais foram utilizados sinais de áudio como recursos para analisar a estabilidade dinâmica do fresamento de topo reto e assim, permitir a identificação da máxima rotação do eixo árvore sem causar vibração e possibilitar maior produtividade do processo.



Material: 7075 - T6
 Fresa de topo reto
 Diâmetro (D) [mm]: 12
 Comprimento (L) [mm]: 72
 Número de dentes (z): 6
 Prof. de corte axial (a_p) [mm]: 2,0
 Prof. de corte radial (a_e) [mm]: 1,0
 Avanço (f_z) [mm / dente]: 0,1

Figura 2.2 - Rugosidade em função da rotação para o corte concordante e discordante (POLLI, 2005)

As curvas da figura 2.2 são similares para os dois sentidos de corte, porém há uma diferença significativa para $n = 14.850$ rpm, que apresentou um valor de rugosidade relativamente baixo para o corte concordante e consideravelmente elevado para o discordante. Também houve uma grande diferença na rugosidade, quando foi utilizado $n = 8910$ rpm. Isto foi confirmado pela medição dos níveis de pressão sonora durante o processo. Ambos os espectros apresentam o maior pico na frequência de passagem de dentes. Não houve outra frequência que caracterizasse o surgimento de vibrações denominadas regenerativas, que são as vibrações presentes no sistema mesmo após o término do contato da aresta de corte com a peça até que se inicie o contato da próxima aresta, que resultam de um mecanismo de auto-excitação na geração da espessura do cavaco. Portanto, neste caso, a instabilidade foi causada pelas vibrações forçadas pela passagem de dentes, que possuem amplitude proporcional à espessura do cavaco. Elas tiveram amplitudes suficientemente elevadas a ponto de comprometer o acabamento da superfície (POLLI, 2005).

A figura 2.3 mostra o resultado de simulações no domínio do tempo, destacando os pontos amostrados no momento em que cada dente inicia a retirada de material no corte discordante. A Figura 2.3. representa as amplitudes dos deslocamentos (em azul) e os deslocamentos amostrados (em vermelho). Na figura 2.3.a, na simulação para uma rotação $n=10000$ rpm os pontos amostrados caracterizam uma condição instável. No entanto, para uma rotação maior $n=16000$ rpm, os pontos amostrados na simulação, ilustrados na Figura 2.3.b, indicam uma condição estável. Como é no início do corte que ocorre a geração da superfície, somente os pontos amostrados repercutem em seu acabamento. Os desvios destes em relação à origem provocam apenas erros dimensionais. Nestes experimentos a avaliação da estabilidade foi baseada no acabamento superficial das peças usinadas e também na análise de sinais de áudio medidos por um microfone unidirecional durante o processo (POLLI, 2005).

Utilizando-se os recursos de áudio para se determinar das condições de estabilidade do fresamento para uma aplicação específica, pode-se determinar a carta de estabilidade do processo, demonstrando-se quais são os limites de profundidade de corte e de rotação do eixo-árvore. Isto permite o conhecimento prévio dos limites de estabilidade e a obtenção de alta produtividade na usinagem, mantendo-se a qualidade da superfície e preservando-se a ferramenta. A figura 2.4 ilustra resultados de testes realizados através da análise dos espectros de áudio e

medições dos valores de rugosidade em que foram obtidas as cartas de estabilidade para dois comprimentos em balanço de ferramenta.

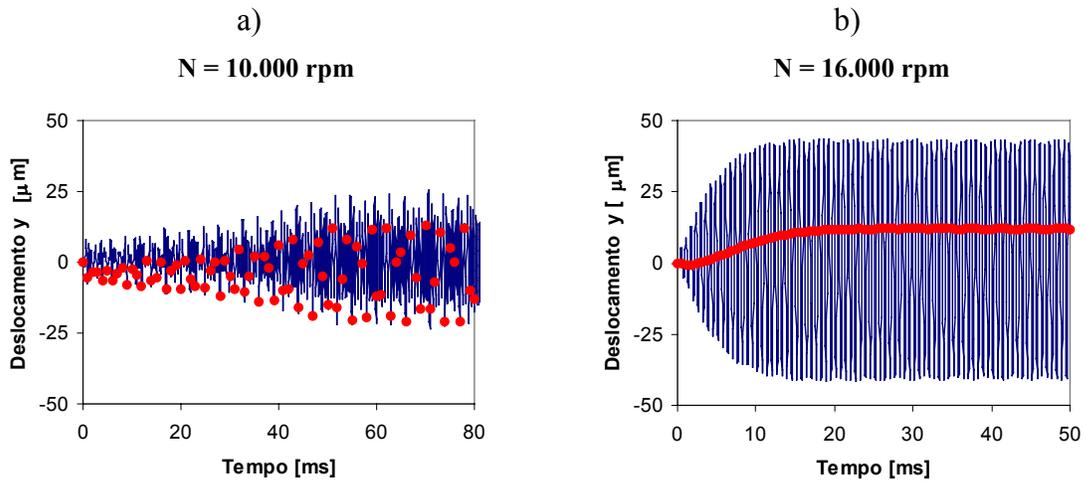


Figura 2.3 - Resultados de simulação para o corte discordante, $a_p = 2$ mm (POLLI, 2005).

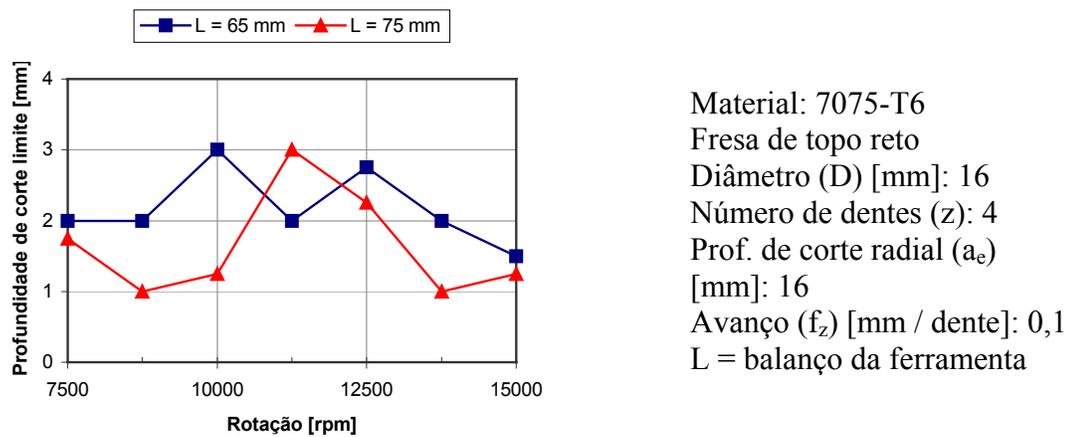


Figura 2.4 - Cartas de estabilidade superpostas para dois comprimentos em balanço (POLLI, 2005)

As duas curvas mostradas na Figura 2.4 são consideradas fronteiras entre regiões de estabilidade (abaixo das curvas) e instabilidade (acima), nas quais ocorrem as vibrações. Pode-se ver, por exemplo, que com $L=65$ mm, nas rotações de 10000 rpm e 12500 rpm, a profundidade de usinagem pode ser aumentada sem perda de estabilidade do processo, o mesmo ocorrendo para a rotação de 11250 rpm quando foi utilizado $L=75$ mm (POLLI, 2005).

Em outro experimento verificou-se a importância relativa da rotação do eixo árvore no erro final da superfície. Neste estudo foi apresentada a comparação entre as simulações numéricas, baseadas na flexão da ferramenta em função das forças tangenciais e normais, e os resultados experimentais no fresamento de alumínio 7075-T6 em que se utilizou uma fresa de aço rápido (HSS) de topo com 4 dentes, de diâmetro 19,05 mm e 38,1 mm de comprimento. Foi realizado 1 passe de fresamento em cada superfície conforme figura 2.5.

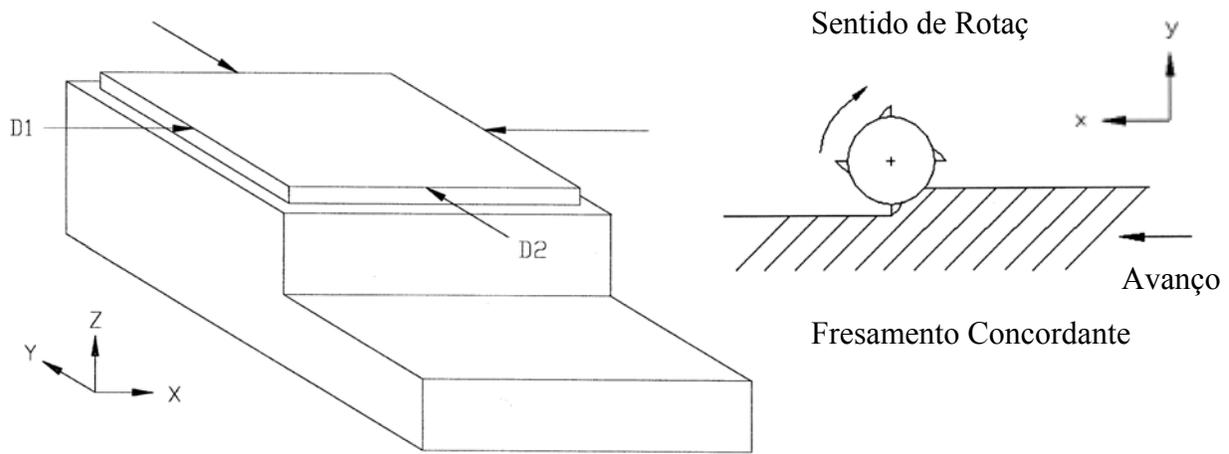


Figura 2.5 – Esquema do ensaio (SCHMITZ E ZIEGERT, 1999)

Por meio das medições D1 e D2, obteve-se os erros dimensionais E1 e E2 ($E1 = (D1 - 95,174)/2$ e $E2 = (D2 - 95,174)/2$) em relação à dimensão nominal 95,174 mm. Vê-se que em determinada faixa de rotação, os erros são maiores, conforme ilustrado na Figura 2.6 (SCHMITZ e ZIEGERT, 1999).

Nada deteriorará uma superfície em usinagem tão rapidamente como uma situação de vibração. As condições da máquina e a rigidez do sistema afetam a qualidade da superfície. Desgaste no rolamento do eixo árvore e nos mecanismos de avanço poderá causar vibração e isto tenderá para um acabamento pior. As vibrações causadas pelo conjunto da fixação da ferramenta podem ser parcialmente eliminadas com alteração do comprimento de fixação da ferramenta. As vibrações causadas pelo comprimento da ferramenta podem ser críticas se o comprimento da fixação for maior do que 4 vezes o diâmetro da ferramenta (BROWN, 1998).

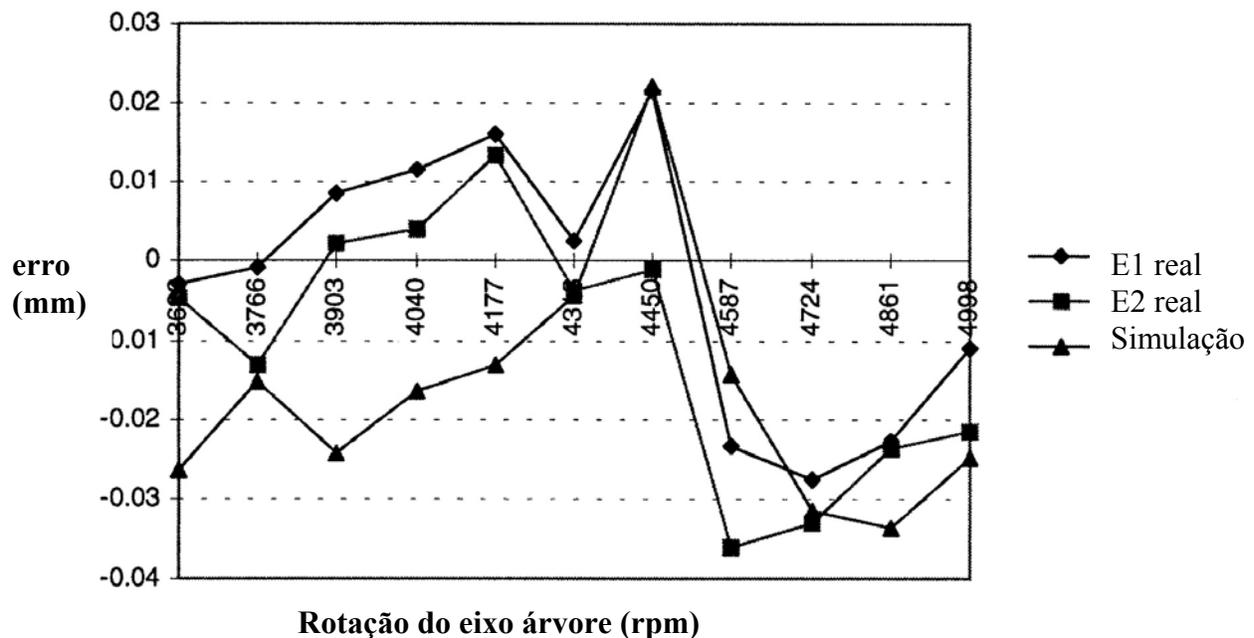


Figura 2.6 – Erros da superfície em função da rotação (SCHMITZ e ZIEGERT, 1999).

Para se obter vantagens maiores da usinagem em altas velocidades, a estratégia de corte deverá ser otimizada. No experimento de Ning, Rahman e Wong (2001), a fresa foi montada e posicionada perpendicularmente à superfície usinada. Então, a máxima velocidade de corte não é obtida e não há diferença entre o fresamento concordante ou discordante (“down milling” e “up milling”). É fortemente sugerido que se incline o eixo da fresa em relação à perpendicular da superfície da peça num certo ângulo de 10° a 15°, por exemplo, obtendo-se assim maiores velocidades de corte. Neste caso o fresamento concordante pode ser utilizado e uma melhor precisão superficial poderá ser obtida e maior vida da ferramenta (SANDVIK, 1999).

2.4 Forças no fresamento de topo esférico

O fresamento de aço endurecido utilizando fresa de topo esférico caracteriza-se por ser um processo de taxa relativamente baixa de remoção de cavaco, comparando-se ao fresamento convencional, alta resistência ao cisalhamento do material da peça, alta velocidade de rotação da

ferramenta e altas taxas de avanços, com conseqüente redução na vida da ferramenta (NEVES, 2002). As condições dinâmicas do sistema são muito críticas: devido às altas rotações do eixo árvore e velocidades de avanço, somando-se às geometrias de usinagem comumente complexas, são necessários recursos de programação e controle rigorosos (ENGIN e ALTINTAS, 2001).

As ferramentas de usinagem empregadas geralmente têm comprimentos pequenos, e devem ser os menores possíveis, com o objetivo de reduzir as vibrações e permitir a estabilidade no processo de usinagem (BROWN, 1998). Por estes motivos, são impostas limitações na usinagem de cavidades mais profundas atendendo aos requisitos de qualidade pré-estabelecidos para as superfícies acabadas (GOMES, 2001).

O conhecimento antecipado das forças de corte poderá auxiliar no planejamento e seleção apropriada das condições de corte, avaliar os reflexos na vibração do sistema em processo, estimar a deflexão da ferramenta que afeta a qualidade das superfícies acabadas, bem como os desgastes das ferramentas e suas eventuais avarias (ABRARI et al, 1997). Os processos tradicionais de avaliação das forças de corte, para o fresamento, baseiam-se em curvas empíricas para a determinação das forças médias ou máximas, pois a geometria de corte é complexa (ENGIN e ALTINTAS, 2001).

Os valores exatos das forças de corte para o fresamento de aço endurecido com fresa de topo esférico são relativamente difíceis de se determinar em função da complexidade da geometria existente entre a aresta de corte da ferramenta e a superfície em usinagem, a rugosidade da operação anterior, e a variação de sobremetal em função dos erros geométricos, principalmente após as operações de desbaste. Neste contexto têm sido feitos estudos que consideram um modelo de superfície de corte exata, facilitando os cálculos, como foi proposto por Jung, Kim e Hwang (2001) que usaram várias estratégias de corte fazendo-se mapeamento denominado “Z-map”. Um modelo “Z-map” representa a superfície de uma peça com valores discretos de altura, de dimensões “z” num “gride” de pontos equilátero no plano x-y (JUNG, KIM e HWANG, 2001).

Um modelo matemático formulado e comprovado por Lee e Altintas (1995) foi desenvolvido e tem sido referência para os estudos realizados por outros pesquisadores, mas apresenta complexidade na aplicação em função de se exigirem coeficientes de corte das direções radial, tangencial e axial, além de requerer a solução de sistemas simultâneos de equações diferenciais.

Desta forma, a aplicabilidade do modelo de cálculo da força e da potência de corte apresentado por Kienzle, usada por Ferraresi (1977) e adotado também por Diniz, Marcondes e Coppini (2001), é simples e suficientemente preciso para cálculos práticos, no qual se usa um coeficiente de força específica de corte para cada material e este coeficiente varia, principalmente, com a variação da espessura do cavaco. Este modelo é representado pelas seguintes equações:

$$F_c = K_{sm} \cdot a_e \cdot a_p \quad (2.1)$$

$$K_{sm} = K_{s1} \cdot h_m^{-z} \quad (2.2)$$

$$P_c = v_c \cdot K_s \cdot f \cdot a_p \quad (2.3)$$

Utilizando-se o modelo de Engin e Altintas (2001), o qual envolve 9 formas de fresas de topo formando um “envelope” ilustrado nas figura 2.7. A figura 2.8 apresenta o modelo para a fresa de topo esférico que compreende o segmento de arco MN da figura 2.7.

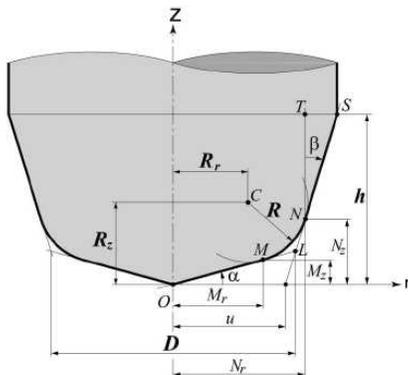
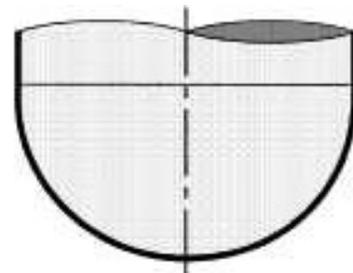


Figura 2.7 – Geometria da ferramenta “envelope” (ENGIN e ALTINTAS, 2001)



$$D \neq 0, R = R_z = D/2, R_r = 0 \\ \alpha = \beta = 0, h \neq 0$$

Figura 2.8 – Condição para fresa de topo esférico (ENGIN e ALTINTAS, 2001)

Para a determinação da espessura máxima de corte de acordo com a geometria da ferramenta e a posição da aresta de corte e empregando-a em lugar da espessura média h_m da equação de Kienzle, obtém-se o valor de K_s que representa o valor da pressão específica de corte instantânea, que é a espessura dinâmica do cavaco numa determinada posição da aresta de corte em relação ao estabelecido sistema de coordenadas.

As equações para a estimativa da espessura instantânea do cavaco com o modelo citado são descritas, com as adequadas simplificações, considerando-se uma fresa de topo esférica de 2 dentes e espaçados entre si à 180° entre si, foram consideradas a seguinte nomenclatura:

R = raio da fresa

v_f = velocidade de avanço

Z = valor da elevação no plano XY

$r(Z)$ = coordenada radial de um ponto da aresta de corte

$\phi_j(z)$ = posição total angular radial de rotação da aresta j no nível Z no plano XY

$\kappa(Z)$ = posição angular axial de imersão no nível z no plano XY

$h(\phi_j)$ = espessura do cavaco máxima no ponto P da aresta de corte

$$a) h(\phi_j) = fz \text{ sen } \phi_j \text{ sen } \kappa \quad (2.4)$$

b) o ângulo de posição (de imersão) axial $\kappa(Z)$ de um ponto “P” genérico na elevação “Z” será:

$$\kappa(Z) = \sin^{-1} [r(Z) / R] \quad (2.5)$$

c) distância de posição radial $r(Z)$ do ponto “P” da aresta de corte em relação à linha de centro da fresa na elevação Z

$$r(Z) = [R^2 - (R(Z) - Z)^2]^{1/2} \quad (2.6)$$

Algumas investigações recentes foram realizadas para o fresamento com ponta esférica em 3 a 5 eixos que levaram em consideração a complexa geometria de corte, pequenos raios de contorno, com conseqüente variação de forças, carga térmica e deflexão da ferramenta, fatores estes que causam impactos significativos nas vibrações, na vida da ferramenta e na qualidade da superfície (BECZE et al, 2000).

2.5 Fatores importantes no monitoramento do processo

A viabilidade da usinagem de aço endurecido requer um processo contínuo e sem interrupções inesperadas, além de mínimas situações de incertezas que demandem tempo de análise e respostas inseguras. Então é necessária a implantação de sistemas de monitoramento do processo de usinagem, principalmente para as operações de acabamento, em que a peça está quase pronta, e uma falha poderá conduzi-la à rejeição. A implantação de um sistema de monitoramento deverá ser acompanhada de algumas precauções antes do processo propriamente dito (NEVES, 2002).

Para que um sistema de monitoramento do processo possa ser implantado com sucesso, deverão ser tomados cuidados preliminares com o material da peça usinada, a qualidade da ferramenta, confiabilidade no sistema máquina-ferramenta-peça-dispositivo de fixação e o controle do processo das operações anteriores (LEE e ALTINTAS, 1996).

Em relação ao material da peça, deverá ser controlada a homogeneidade da estrutura e durezas estabelecidas, para permitir a usinagem de acabamento também homogênea, em termos de taxa de remoção de material, forças de corte, vibrações e temperaturas de corte, resultando em qualidade assegurada da superfície da peça usinada, dimensões, forma e rugosidade (DEWES, 1997).

Para o aspecto de qualidade da ferramenta, que desempenha uma função vital na geração de peças dentro das especificações planejadas, o sistema de fixação da ferramenta deve ser constantemente monitorado, antes de sua utilização, pois uma irregularidade inicial poderá afetar sensivelmente o processo de monitoramento durante a usinagem de acabamento. Por exemplo, o

desbalanceamento do conjunto de fixação da ferramenta deverá ser verificado antes da entrada em operação e deve-se definir sua inspeção a cada intervalo de tempo de utilização (SANDVIK, 1999).

O processo anterior também deverá ser controlado com o objetivo de se detectar com antecedência se haverá variação do sobremetal, da geometria e a integridade da superfície a ser usinada. A variação de sobremetal causará variação na força de corte, acabamento superficial, rugosidade e na vida da ferramenta. Conforme Abrari, Elbestawi e Spence (1998), a qualidade da superfície do processo anterior também modifica o resultado do processo de acabamento. Estes autores demonstraram que as ondas de rugosidade das operações anteriores e da própria aresta de corte precedente influenciam no acabamento em curso. Na remoção de superfícies escalonadas, que foram desbastadas com ferramenta de topo reto, por exemplo, haverá vibrações. Com a vibração instantânea relativa entre ferramenta e peça, a espessura do cavaco não somente será afetada pela vibração instantânea do sistema como também pela quantidade de ondulações deixadas após a usinagem do dente anterior da fresa. Um modelo matemático que trata esta influência nos resultados da espessura do cavaco foi apresentado por Abrari, Elbestawi e Spence (1997).

A função básica do monitoramento é verificar continuamente a estabilidade do processo. Uma forma viável desta verificação é utilizar uma técnica para avaliar a vibração no sistema. A vibração se apresenta em 3 modos básicos: vibração livre, que representa a resposta da ferramenta nas condições iniciais, sem as forças externas; a vibração forçada, que representa a resposta do sistema a uma excitação, como por exemplo, o desbalanceamento do conjunto de fixação da ferramenta-ferramenta; e a vibração auto-excitada, que se refere à resposta do sistema em função da força de corte. Como exemplo deste último pode-se citar o “chatter” na superfície da peça (STERN, 1995). Neste último modo de vibração, além da variação do material a ser retirado por variação de geometria ou sobremetal, ele também varia devido à variação da posição instantânea da aresta de corte imposta pela vibração. Assim, o comprimento de fixação da ferramenta passa ter uma influência significativa e tem sido motivo de vários estudos (NEVES, 2002).

Na figura 2.9 é apresentado um modelo usado em simulações dinâmicas de operações de fresamento que também tem sido utilizado em muitos trabalhos como os de Tlusty e Ismail apud Abrari, Elbestawi e Spence (1997). Este modelo é utilizado para medir a resposta em frequência da vibração do eixo árvore para um comprimento de fixação da ferramenta L/D . É composto de uma mesa giratória com o dinamômetro e também o adaptador da ferramenta e a própria ferramenta. A figura 2.9 representa o sistema vibratório de dois graus de liberdade, compreendendo os deslocamentos dinâmicos nas direções dos eixos “X” e “Y” devido à excitação causada pelas forças de corte. Verificou-se que devido à vibração relativa entre a ferramenta e a peça, a espessura dinâmica do cavaco é afetada pela vibração instantânea do sistema e pela ondulação deixada pelo dente anterior (ABRARI, ELBESTAWI e SPENCE, 1997). Os melhores resultados de acabamento superficial podem ser encontrados quando os harmônicos da frequência de passagem dos dentes estão mais distantes da frequência natural. Nestas condições o sistema apresenta menores respostas às forças periódicas características do processo. A figura 2.10 apresenta o modelo de vibração e ilustra a representação de uma operação de fresamento e as ondulações deixadas pelos dentes da fresa (ALTINTAS, 2000).

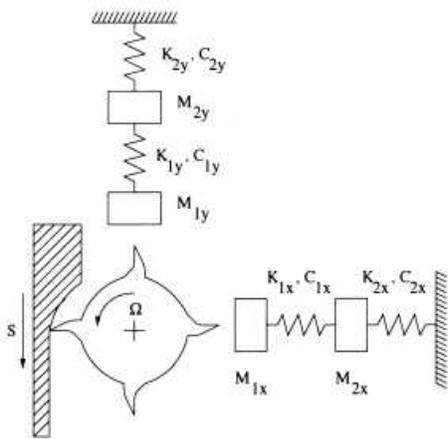


Figura 2.9 - Modelo de vibração de uma máquina ferramenta (ABRARI, ELBESTAWI e SPENCE, 1997)

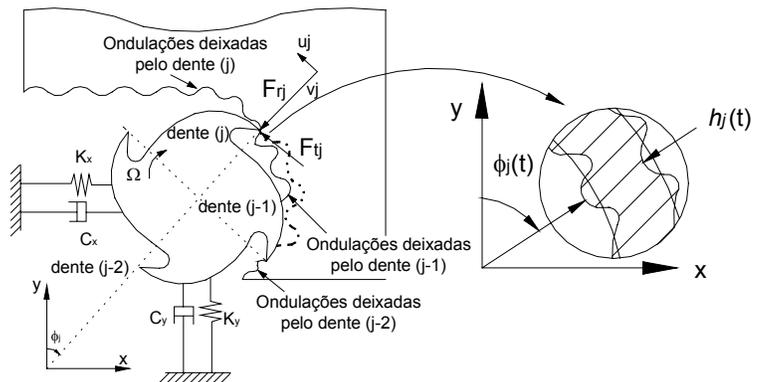


Figura 2.10 – Representação esquemática de uma operação de fresamento (ALTINTAS, 2000)

Kim et al (2002) apresentou uma técnica de medição de maneira direta do desgaste da ferramenta montada na máquina, com boa precisão, utilizando-se de uma câmera CCD (“Charge-Coupled Device”) montada em um suporte exclusivo. O objetivo desta medição bem precisa é o

de determinar o tempo correto de substituição da ferramenta. Isto permite o monitoramento da operação em termos de desgaste e vida da ferramenta. Ensaios foram realizados fresando-se aço endurecido AISI D2 (62 HRC) com fresa de topo reto de 4 dentes com pastilhas recobertas com TiAlN. Três métodos diferentes para a medição do desgaste da ferramenta foram estudados: a) o sistema tradicional óptico com microscópio, que demanda mais tempo, requer a desmontagem e a posterior montagem da ferramenta na máquina, depende muito da iluminação e da habilidade do executante; b) um sistema usando câmera CCD e um suporte de base magnética exclusivo, no qual sua posição deve ser precisamente determinada para evitar os erros de medição; c) um outro sistema otimizado que utiliza câmera CCD, um suporte exclusivo, que pode ser de base magnética, mas que utiliza iluminação externa apropriada, lentes especiais para refletir a imagem da ferramenta na posição correta e um programa de medição de imagem para reduzir o erro da medição do desgaste. Foi demonstrado que ao se construir um método que utiliza câmera CCD e empregam-se recursos otimizados e, adicionalmente, as ferramentas estatísticas para o tratamento das informações, para minimizar os erros existentes num método experimental convencional (KIM et al, 2002).

Utilizando-se de recursos computacionais e de sinais de vibrações adquiridos durante as operações de usinagem pode-se monitorar e prever, em tempo real, os eventuais problemas de usinagem, a qualidade da superfície, empregando análises teóricas. Song et al (2005) verificaram que a variação da rugosidade na faixa de $R_z=3\sim 5 \mu\text{m}$ (R_z = máxima amplitude da rugosidade) pode ser monitorada completamente. As forças de corte não são diretamente dependentes da superfície gerada, mas quando a força de corte varia com os parâmetros de corte, tais como, profundidade de usinagem, velocidade de corte e avanço, a rugosidade da peça é influenciada.

A figura 2.11 ilustra um modelo simples para demonstrar a relação entre os parâmetros mecânicos de corte e a rugosidade, no qual o fenômeno físico de corte (grande deformação plástica, ocorrência de altas temperaturas na aresta de corte durante a usinagem) é aparentemente considerado como variação nos parâmetros mecânicos do ponto de vista macroscópico. Define-se que a vibração e o som são gerados pelas 3 componentes principais, quais sejam, as parcelas da ferramenta, do processo de usinagem e da peça (SONG et al, 2005).

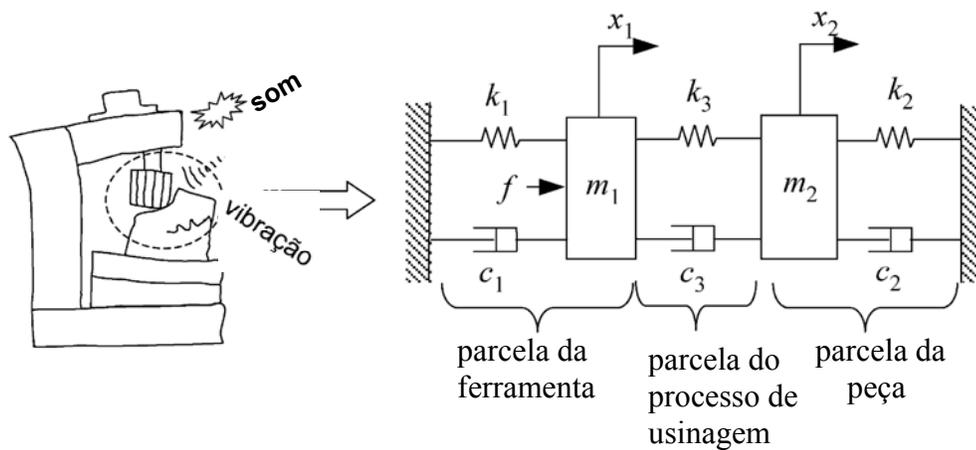


Figura 2.11 - Modelo mecânico simples de processo de usinagem (SONG, 2005)

2.6 Ferramentas para usinagem de moldes e matrizes

Há diversas possibilidades na escolha de ferramentas para usinagem em altas velocidades (HSM) de aços. Dentre elas o metal duro é a mais comum. O metal duro é um material sinterizado composto de Cobalto como aglomerante com partículas duras de Carbonetos de Tungstênio (WC) em combinação com outros, tais como, Carbonetos de Titânio (TiC), Carbonetos de Tântalo (TaC) ou de Nióbio (NbC). A composição destas partículas forma um corpo de alta dureza e resistência à compressão. O metal duro tem alto grau de dureza mas, apresenta-se com valores menores comparados com outros materiais avançados como o Nitreto de Boro Cúbico (CBN) e os Cerâmicos (Al_2O_3 , Si_3N_4). Outros materiais utilizados em ferramentas de corte são os Cermets e o Diamante Policristalino (PCD). Os Cerâmicos podem ser empregados na usinagem de acabamento de aços endurecidos ou de ferro fundido. Os Cermets são utilizados na usinagem de aços moles e de ferro fundido. O PCD que é uma camada sinterizada de aproximadamente 0,5 mm de espessura, geralmente é aplicado diretamente sobre uma pastilha intercambiável ou é ligado ao metal duro por meio de brasagem, empregado somente na usinagem de ligas de alumínio e de não-ferrosos em geral. Ferramentas mais duras e resistentes ao desgaste, tais como a de CBN e os cerâmicos não são comumente utilizadas para o fresamento do aço endurecido devido à excessiva fragilidade, mas os CBNs em determinadas

aplicações quando o mecanismo predominante de desgaste é a abrasão e corte interrompido tem sido muito eficientes (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2001).

As ferramentas de corte podem ser inteiriças ou com pastilhas intercambiáveis montadas em hastes apropriadas. Para aumentar a dureza da aresta de corte e as condições da superfície, as ferramentas de metal duro são revestidas com camadas duras como TiN (Nitreto de Titânio) , TiAlN (Nitreto de Titânio Alumínio), TiCN (Carbonitreto de Titânio) e recentemente a cobertura com camada macia dupla tal como o MOVIC® (FALLBÖHMER, 2000), o qual é uma camada fina lubrificante com baixo coeficiente de atrito aplicada na ferramenta para usinagem a seco (SWISS-TEK, 2003). A tabela 2.3 fornece alguns dados básicos comparativos entre as principais camadas de cobertura. As ferramentas podem ter uma, duas ou três camadas. As coberturas constituídas de única camada geralmente são o TiC ou o TiCN, as quais são a camada mais externa para o caso de ferramentas com multicamadas. Atualmente, o TiAlN tem sido também bastante utilizado. As ferramentas com duas camadas geralmente têm a camada de Al₂O₃ (Óxido de Alumínio) ou TiN por cima da camada de TiC. As ferramentas com três camadas, geralmente têm camada de TiC sobre o substrato, que por suas vez recebe a camada intermediária de Al₂O₃, e sobre esta última a camada de TiN ou TiC. Os revestimentos podem apresentar espessura total das camadas de 2 a 12 µm que são finas camadas depositadas sobre o núcleo de metal duro que possibilitam aumentar a resistência ao desgaste e oxidação, mantendo o núcleo da ferramenta com a tenacidade original. Com a aplicação dos revestimentos geralmente consegue-se um aumento da vida útil da ferramenta (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2001).

Tabela 2.3 – Dados básicos das principais coberturas (SWISS-TEK, 2003)

Cobertura	Cor	Nanodureza [GPa]	Espessura [µm]	Coeficiente de atrito	Máxima temperatura de utilização [C °]
TiN	Amarela-Ouro	24	1 - 7	0,55	600
TiCN	Azul-Escura	37	1 - 4	0,20	400
TiAlN	Violeta	35	1 - 4	0,50	800
MOVIC	Cinza-Prata	-	0,5 - 1,5	0,15	400

As camadas são geralmente depositadas por um dos dois processos distintos: CVD (Deposição Química a Vapor) principalmente para o TiCN ou PVD (Deposição Física de Vapor), principalmente para o TiAlN. Cada um destes processos, que deposita determinados materiais, conduz a propriedades e características específicas que otimizam a aplicação.

A grande vantagem do TiAlN é permitir aumento nas condições de corte, como a velocidade de corte que resulta em temperaturas mais altas na usinagem de aço endurecido. O TiAlN proporciona à ferramenta maior dureza à temperaturas mais elevadas, alta resistência térmica, acima de 800°C, comparado com TiCN. Além disso, possibilita a utilização do corte sem fluido de corte, que é uma grande vantagem, pois torna o processo mais limpo e mais ecológico (SANDVIK, 1999).

O TiAlN tem como principal aplicação o torneamento e fresamento de aços endurecidos que é o foco deste trabalho, e a usinagem em altas velocidades de ferro fundido, a seco ou não, e a usinagem de determinadas ligas resistentes ao calor.

Em geral, o metal duro revestido com TiCN é suficiente para usinagem de materiais com durezas inferiores a 42 HRC, enquanto que as coberturas de TiAlN são usadas para usinagem de materiais com dureza superior a 42 HRC e acima. No entanto, o desempenho poderá variar em função das aplicações, dos materiais usinados e das coberturas. Na usinagem em altas velocidades (HSM), as aplicações de ferramentas podem ser classificadas, para cada material e cobertura em três grupos, quais são, CBN e cerâmico a base de Si_3N_4 para ferros fundidos, metal duro com coberturas de TiN e TiCN para ligas de aço com dureza inferior à 42 HRC e com os revestimentos de TiAlN para ligas de aço com durezas superiores a 42 HRC e acima. Para determinadas aplicações, especialmente no torneamento de aço endurecido (de 60 HRC à 65 HRC), as pastilhas de PCBN com arestas de corte apropriadas também podem ter sucesso (FALLBÖHMER, 2000).

Um fator importante no metal duro é o tamanho dos grãos de Carboneto de Tungstênio (WC), o qual, com a sua variação, permite modificar as características numa mesma classe do metal duro. Geralmente, o metal duro com grãos pequenos de WC menores do que 1 μm , é

denominado metal duro micro-grão (DEWES e ASPINWALL, 1997). Isto proporciona altas durezas para o metal duro, aumentando ainda mais as vantagens da resistência ao desgaste da aresta de corte, exceto na prevenção da fadiga e do lascamento, devido a sua menor tenacidade (SANDVIK, 1999).

As ferramentas utilizadas na usinagem de aços endurecidos para a fabricação de moldes e matrizes, de forma geral, devem ter o maior diâmetro possível para se ter uma taxa de remoção de cavaco elevada e ter a resistência suficiente, principalmente no caso das fresas de ponta esférica, gerando a mínima deflexão, para proporcionar melhor acabamento. Mas, há limitações devido ao fato de que as cavidades podem ter raios de concordância relativamente pequenos e, desta forma, o máximo diâmetro da ferramenta é limitado pela geometria da peça. A solução para o caso em que se necessita utilizar pequeno diâmetro de fresa e simultaneamente reduzir a rugosidade teórica é reduzir a distância de cada passada (“step over”) e para compensar a perda de produtividade, aumentar-se o avanço e a rotação do eixo árvore (FALLBÖHMER et al, 2000). A gama de diâmetros das ferramentas comumente usados é de 1 à 20 mm e cerca de 80 % à 90% dos casos são fresas de topo retas ou com ponta esférica (SANDVIK, 1999).

Na usinagem de desbaste e semi-acabamento de aço endurecido, é muito comum se utilizar fresas com pastilhas intercambiáveis que se apresentam mais econômicas, visto que o alto custo das fresas sólidas de metal duro de diâmetros maiores (>15 mm) impedem seu uso (URBANSKI et al, 2000). Para o acabamento, as ferramentas mais comuns são as fresas inteiriças de metal duro, pois permitem menores erros de batimento radial e menor deflexão, em função de serem produzidas com tolerâncias menores, além da maior rigidez da haste de metal duro, resultando em rugosidades menores, principalmente para diâmetros de ferramentas menores do que 10 mm (DEWES e ASPINWALL, 1997). Fresas de topo com diâmetro como 0,2 mm são disponíveis, mas com comprimentos limitados entre 2 à 4 vezes o diâmetro. Nestes casos são necessárias rotações no eixo árvore extremamente altas (URBANSKI et al, 2000).

Há várias alternativas para a especificação de pastilhas intercambiáveis de metal duro, dentre as disponíveis no mercado. Quatro fatores básicos devem ser observados para a

especificação da pastilha: a macro-geometria, a micro-geometria, a classe do metal duro e as coberturas das pastilhas.

A macro-geometria refere-se à forma da pastilha, compreendendo os ângulos da cunha cortante, de saída, de folga, etc, que deve ser especificada em função do material a ser usinado e o tipo de operação a ser utilizado. O desbaste requer pastilha com cunha cortante mais robusta do que para o acabamento para suportar os esforços mecânicos. As ferramentas para usinagem de aço endurecido deverão ter arestas reforçadas e ângulos de saída negativos ou neutros, principalmente para materiais com durezas maiores do que 54 HRC, para resistirem aos esforços de corte do processo, e deverão apresentar resistência à flexão para produzir rugosidades menores e remover a profundidade de material previamente programado (SANDVIK, 1999).

A figura 2.12 ilustra a definição da macro-geometria de pastilhas, geralmente informadas pelo fabricante, utilizadas em hastes cilíndricas. A figura 2.12.a ilustra a haste da ferramenta. A figura 2.12.b mostra a pastilha para ponta esférica para a haste apresentada, apropriada para o fresamento de topo esférico (SANDVIK, 2003).

A micro-geometria refere-se aos detalhes da aresta de corte, compreendendo o arredondamento, chanfros na aresta, bem como o seu respectivo ângulo. Um exemplo de definição de micro-geometria é ilustrado na figura 2.13. A especificação dos detalhes da aresta de corte associada às propriedades mecânicas do material a ser usinado permite a melhor adequação na operação (SANDVIK, 1999).

Para a usinagem de moldes e matrizes recomenda-se o emprego de classe de metal duro de alta dureza como primeira opção para as aplicações de velocidade de corte efetiva alta (HSM), aplicações de contorno, ilustrada na figura 2.14, nas quais a pastilha não corta com o centro, e para aços endurecidos e ferro fundido. A escolha de uma classe com menor dureza e maior tenacidade deverá ser feita nas aplicações em cópia, ilustrada na figura 2.15, ou todas as aplicações em que o centro da pastilha estiver cortando com $v_c=0$, para máquinas com rotação limitada, para materiais não endurecidos e para aplicações de semi-acabamento (SANDVIK, 2004).

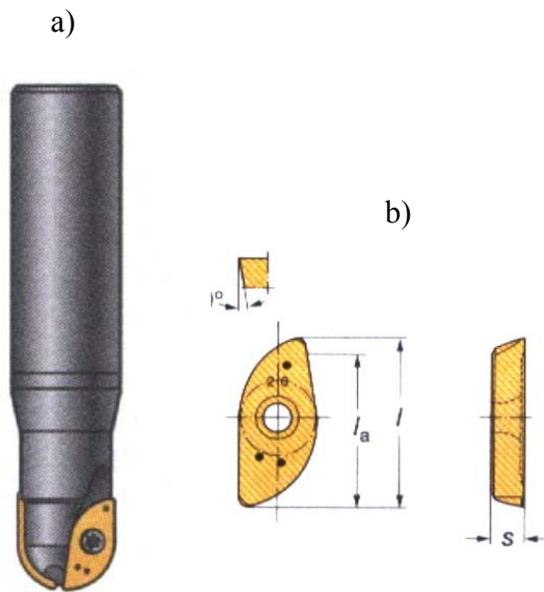


Figura 2.12 – Definição da macro-geometria da pastilha (SANDVIK, 2003)

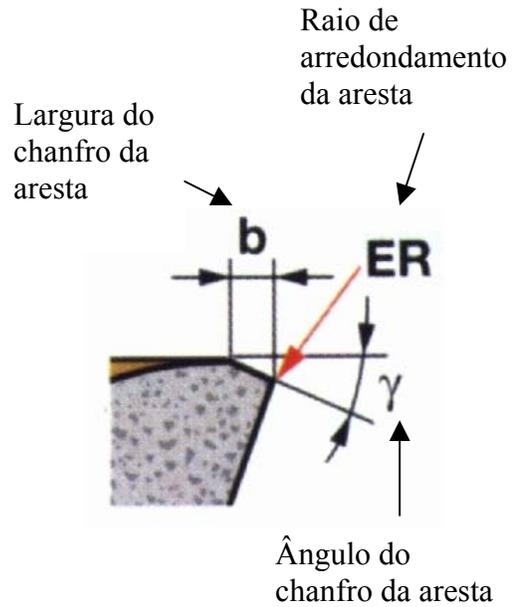


Figura 2.13 – Definição da micro-geometria da pastilha (SANDVIK, 1999)

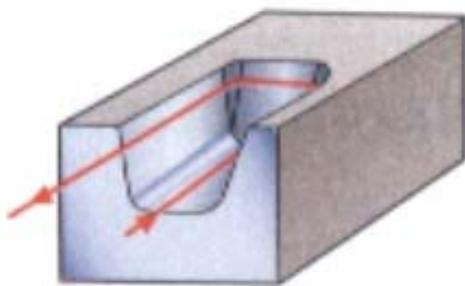


Figura 2.14 - Fresamento de contorno (SANDVIK, 2004)

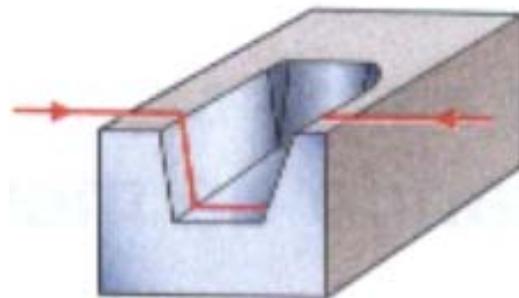


Figura 2.15 - Fresamento de copiagem (SANDVIK, 2004)

A geometria da ferramenta deverá proporcionar simultaneamente acesso às áreas desejadas como cavidades profundas e, em função disto, poderão ocorrer pequenas folgas entre a ferramenta e a peça. Destas ferramentas é requerida também a adequada resistência à flexão,

minimizando assim, as deficiências geradas no acabamento superficial, erros dimensionais e de forma e posição, além de contribuir com o aumento da vida útil da aresta de corte. Em vários casos, no uso de fresas de topo esférico, é necessária a inclinação da peça ou da ferramenta para evitar o contato no centro da ferramenta, onde a velocidade de corte tende a zero (GOMES, 2001).

Há uma tendência de se utilizar ferramentas com pastilhas intercambiáveis para os processos de usinagem de acabamento, principalmente em função da redução de custos conseguida para os casos de grandes superfícies e também pelo fato de se poder penetrar nas cavidades com tais ferramentas. Para aumentar as folgas e manter a resistência da ferramenta, pode-se fazer alívios da haste com relação ao diâmetro de corte para acesso às cavidades profundas e em certos casos, reforçar a haste para aumentar a rigidez do sistema de fixação. Este reforço, se necessário, pode ser feito fazendo-se parte do comprimento da haste com uma determinada conicidade (SANDVIK, 1999).

Kim et al (2001) executaram a usinagem de aços com durezas de 28 HRC até 60 HRC empregando ferramentas de aço rápido (HSS) com cobertura de TiN e de metal duro com cobertura de TiAl. O sentido de corte do fresamento foi concordante (“down milling”) e a usinagem foi realizada numa superfície plana inclinada à 45° com a velocidade de avanço na horizontal e com alimentação de “ a_e ” de cima para baixo (“downward”). O critério de vida estabelecido foi V_{Bmax} e foram utilizados como fluidos de corte refrigerante líquido, ar comprimido e o corte a seco.

Em todos os ensaios de Kim et al (2001) foram usados o critério de fim de vida para $V_{Bmax} = 0,3$ mm e as condições de corte $vc = 210$ m/min, $fz = 0,1$ mm/dente, $a_p = 0,5$ mm e $a_e = 2$ mm foram mantidas constantes. As opções de refrigerante líquido, ar comprimido e a seco foram avaliadas. O desgaste V_{Bmax} da aresta em função do comprimento usinado foi verificado. Na usinagem do aço HP-4M (AISI P20 - 28 HRC), em que se utilizou a ferramenta de aço rápido (HSS) com cobertura de TiN, o melhor resultado foi 9 m de comprimento usinado para o fim da vida com a refrigeração pelo ar comprimido. Na usinagem do aço STF4 (AISI 6F2 – DIN 55NiCrMoV8 - 42 HRC) em que se utilizou a ferramenta de metal duro com cobertura de TiAl

também o ar comprimido como refrigerante proporcionou o maior comprimento usinado, de 220 m para o critério de vida estabelecido. Na usinagem do aço STD11 (AISI D2 - 50 HRC) em que foi utilizada a ferramenta de metal duro com cobertura de TiNAl, o maior comprimento usinado foi de 9 m e a refrigeração era com ar comprimido.

Os autores concluíram que o ar comprimido teve o melhor desempenho na usinagem de aço endurecido. A vida da ferramenta foi de duas vezes maior comparada com a usinagem a seco e 3,5 vezes maior em relação ao líquido refrigerante. A ferramenta de metal duro com cobertura de TiNAl apresentou desgaste maior quando a dureza do material foi maior. Na tabela 2.4 pode-se ver o resumo comparativo dos resultados.

Tabela 2.4 – Resultados dos ensaios de Kim (2001).

Comprimento usinado [m] para $V_{Bmax} = 0,3$ mm					
Aço	Dureza HRC	Substrato Cobertura	Líquido refrigerante	Ar comprimido	A seco
AISI P20	28	HSS TiN	5	9	2
AISI 6F2	42	Metal duro TiNAl	65	220	110
AISI D2	50	Metal duro TiNAl	1,2	9	6,6

Destes ensaios os autores concluíram também que na usinagem com aço rápido revestido com TiN a aresta de corte na fronteira teve desgaste anormal, não pelo corte ou pela fratura mas, devido à severa temperatura e atrito. Os resultados mostram que o aço rápido (HSS) com cobertura de TiN não é apropriado para o fresamento em altas velocidades de corte (HSM) de aços para matrizes devido ser inferior na resistência ao desgaste à altas temperaturas. Os resultados mostram que é muito difícil usinar material endurecido com alta dureza (60 HRC) em velocidade de corte de 210 m/min. As causas do desgaste podem ser divididas em duas categorias: separação por compressão e concentração de tensões. HSM em aço endurecido com

líquido refrigerante gera muito mais fadiga térmica da ferramenta do que com ar comprimido para a refrigeração na usinagem (KIM et al, 2001).

Fallböhmer et al (2000) utilizaram ferramentas com pastilhas de metal duro de ponta esférica de diâmetro nominal de 25,4 mm. Rebaixaram uma das arestas de corte de forma que a ferramenta ficasse com uma aresta de corte efetiva ($z=1$), com o objetivo de eliminar o efeito do erro de batimento radial existente entre elas quando $z=2$ ou mais. Foram usadas pastilhas com coberturas TiN, TiCN, TiAl e com PCBN2 para o fresamento de aços endurecidos e ferro fundido. As pastilhas de PCBN2 têm 90% de CBN e uma liga metálica, e consistem de uma fina camada de 0,8 mm de espessura soldada por brasagem no substrato de metal duro. Para a usinagem dos aços P20 e H13 as arestas de corte das pastilhas com PCBN2 foram preparadas com um raio (hone) de 25 μm e para usinagem do aço D2 foram preparadas com chanfro de 0,1 mm x 20°. Os ensaios tiveram o objetivo de avaliar o desempenho das ferramentas. Foram empregados fresamento concordante, com corte a seco e foi feita variação nos parâmetros de corte. O critério de final de vida adotado foi de $V_{B\text{max}} = 0,15$ mm. O esquema dos ensaios é apresentado na figura 2.16, com as informações básicas da posição da ferramenta, os ângulos respectivos da ferramenta. Os ensaios foram realizados no centro de usinagem vertical Makino A55 Delta e foi feito fresamento horizontal em 4 eixos. Aqui somente são apresentados os resultados obtidos na usinagem de aços.

Conforme resultados ilustrados na figura 2.17 para o fresamento do AISI P20 (30HRC), os autores concluíram que o metal duro sem cobertura teve o pior desempenho no nível de velocidade de corte menor, com $vc= 300$ m/min, devido ao desgaste acelerado de flanco e de cratera. O revestimento de TiN foi aquele que apresentou o melhor desempenho dentre os revestimentos do metal duro. O inserto com PCBN apresentou menor desgaste de flanco em relação aos com cobertura de TiN, mas houve lascamento (chipping) da aresta de corte após a usinagem de uma área de 0,56 m^2 e, então, o ensaio foi interrompido. Com $vc= 550$ m/min as pastilhas com cobertura tiveram taxas de desgaste similares, mas aquele com cobertura de TiN ainda foi um pouco melhor. O desgaste para o PCBN2 foi se desenvolvendo lentamente e, após a área usinada de 1,27 m^2 , o ensaio foi interrompido e o valor de V_B era de 82 μm . O inserto de PCBN2 foi utilizado a $vc=800$ m/min e atingiu área de 0,375 m^2 .

Geometria da Pastilha

Condições do contato

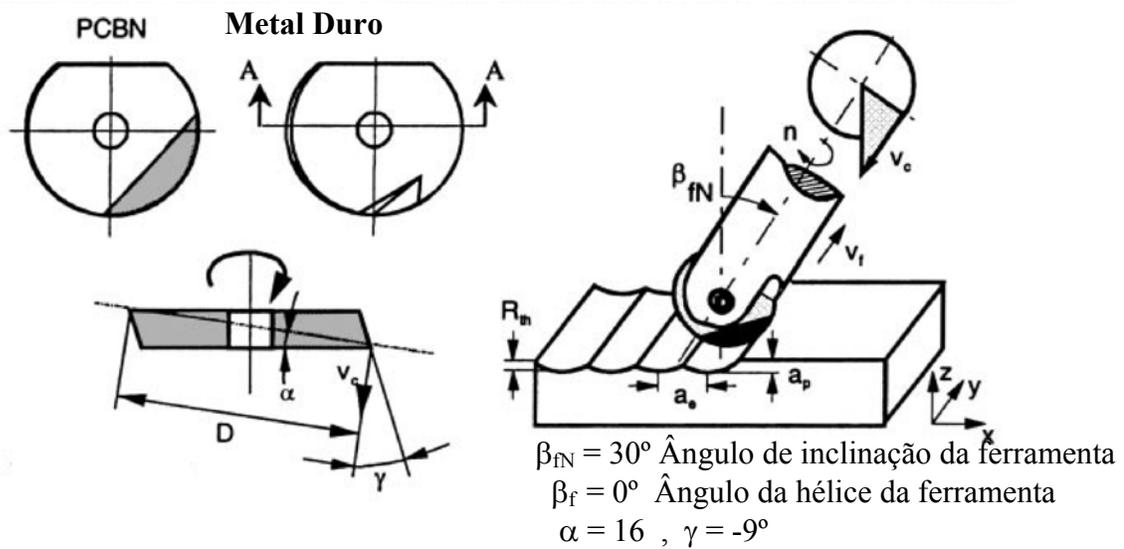


Figura 2.16 – Geometria e critérios de vida para o ensaio (FALLBÖHMER et al, 2000)

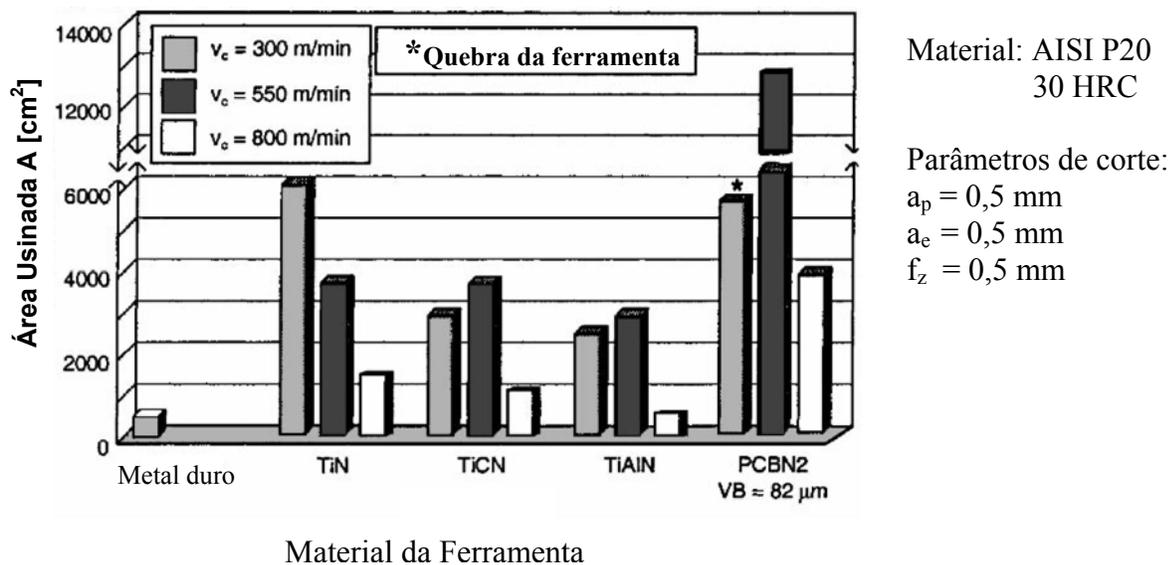


Figura 2.17- Desempenho para usinagem de aço AISI P20 (30 HRC) com diferentes ferramentas (FALLBÖHMER et al, 2000)

Diante dos resultados os autores concluíram que para a mesma vida, as ferramentas de PCBN2 podem ter a produtividade de 30% maior do que para os insertos de metal duro com cobertura para o fresamento de AISI P20. A superfície gerada com PCBN2 também teve a rugosidade menor, gerada com a pastilha no final de vida ($V_B = 150 \mu\text{m}$), e pode-se recomendar o uso desta ferramenta para o acabamento de aço AISI P20 (30 HRC), tanto para $v_c = 550 \text{ m/min}$ quanto para $v_c = 800 \text{ m/min}$ (FALLBÖHMER et al, 2000).

No fresamento do aço AISI H13 (46 HRC), figura 2.18, as pastilhas de metal duro com cobertura de TiAlN e a de PCBN tiveram bons desempenhos para as velocidades de corte $v_c = 300 \text{ m/min}$ e $v_c = 450 \text{ m/min}$. Para o PCBN2 a vida da ferramenta foi maior em relação à área usinada na velocidade $v_c = 800 \text{ m/min}$ que atingiu $0,1875 \text{ m}^2$ e em comparação com as pastilhas com cobertura de TiAlN, as quais atingiram o final da vida pelo mesmo critério depois de $0,075 \text{ m}^2$ usinados, para as mesmas condições. Entretanto, se uma espessura de cavaco apropriada e desejada deve ser mantida e se for usada a velocidade de corte de $v_c = 800 \text{ m/min}$, que foi melhor para o PCBN2, a velocidade de avanço requerida deverá ser cerca de $6,9 \text{ m/min}$.

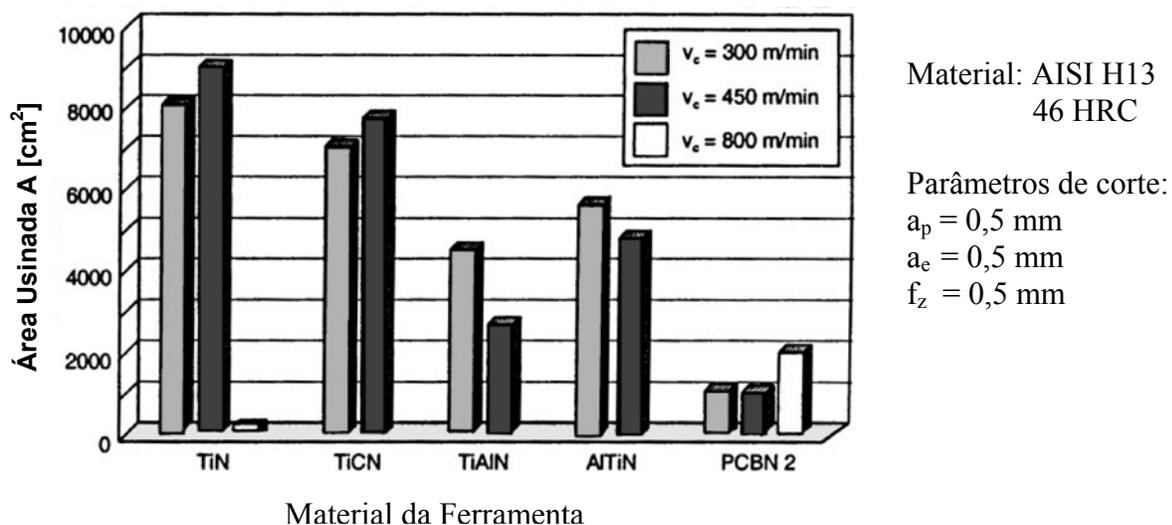


Figura 2.18- Desempenho para usinagem de aço AISI H13 (46 HRC) com diferentes ferramentas (FALLBÖHMER et al, 2000)

Como as matrizes de fundição e de forjamento geralmente consistem de superfícies complexas e de pequenas dimensões, comparando-se com moldes de estampagem e grandes

moldes de injeção, conclui-se que é impossível obter e completar as pequenas geometrias, considerando as limitações de aceleração e de desaceleração dos centros de usinagem atuais. Conseqüentemente as pastilhas de PCBN2 não deverão ser consideradas e as pastilhas de metal duro com revestimento de TiN são recomendadas para acabamento de moldes de aço AISI H13 e a melhor velocidade de corte é de $v_c = 450$ m/min (FALLBÖHMER et al, 2000).

Nos ensaios de fresamento de aço AISI D2 (59 HRC), figura 2.19, os comprimentos usinados foram significativamente menores comparados com os dos aços AISI H13 e AISI P20, apesar da aresta de corte ter sido preparada com chanfro de 0,1 mm x 20° para melhorar a estabilidade. Os desgastes de todas as pastilhas tiveram comportamento similar. Depois de um desgaste de flanco desenvolvido continuamente de $V_B = 100$ μ m, o final da vida foi caracterizado pelo lascamento (chipping) da aresta de corte. A máxima área cortada foi de 90 cm² a uma velocidade de corte de $v_c = 150$ m/min. Para a $v_c = 60$ m/min a vida da ferramenta foi duas vezes mais alta para pastilhas com PCBN2 do que para pastilhas revestidas com TiN. Quando a velocidade de corte foi aumentada para $v_c = 150$ m/min a vida das pastilhas de PCBN2 aumentou em 65%. Velocidades de corte maiores do que $v_c = 550$ m/min não foram testadas, pois as pastilhas quebraram devido ao excesso de tensão. Pode ser concluído que a espessura do cavaco é muito alta para esta aplicação, que neste caso é de 81 μ m para as condições de corte utilizadas no ensaio da usinagem do aço AISI D2, porque a carga na pastilha excede a resistência mecânica. Portanto é recomendável diminuir as profundidades de corte axial (a_p) e radial (a_e) e o avanço por dente (f_z) para valores menores (FALLBÖHMER et al, 2000).

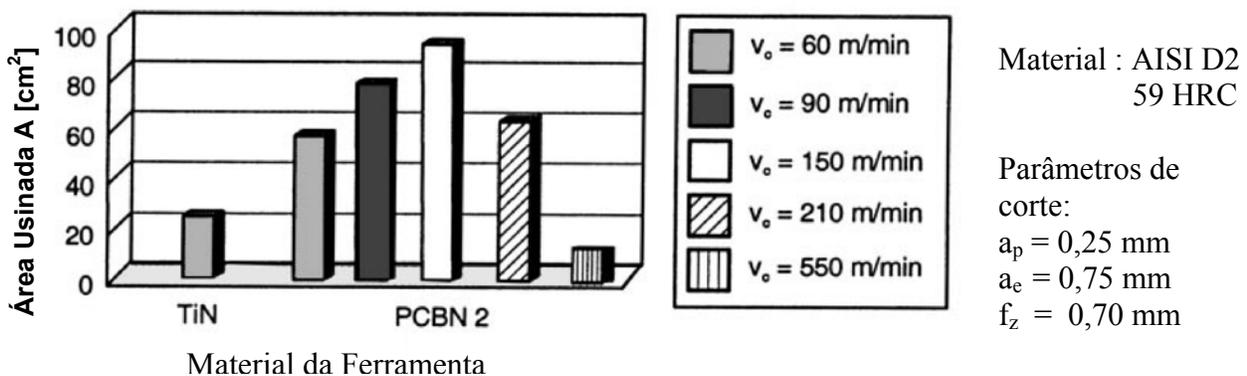


Figura 2.19 - Desempenho para usinagem de aço AISI D2 (59 HRC) com diferentes ferramentas (FALLBÖHMER et al, 2000)

2.7 Relação entre a qualidade da peça, vida e parâmetros do processo

A qualidade da superfície gerada depende fundamentalmente dos parâmetros do processo como, por exemplo, a velocidade de corte, a profundidade de corte e a velocidade de avanço.

2.7.1 Parâmetros de usinagem

Em função das limitações impostas pelo material endurecido a ser usinado, resistência da ferramenta e rigidez do sistema de fixação, recomenda-se empregar em operações de acabamento valores pequenos de “ a_e ” (profundidade de corte radial) e “ a_p ” (profundidade de corte axial). Assim, consegue-se de certa forma, manter baixos os esforços de corte, a deflexão é minimizada e conseguem-se bons acabamentos superficiais na peça usinada (SANDVIK, 1999).

As condições de corte geralmente recomendadas por Sandvik (1999) para aço endurecido, que se tornaram relativamente comuns são mostradas na tabela 2.5.

Tabela 2.5 – Condições de corte recomendadas para fresamento de aço endurecido (SANDVIK, 1999)

Parâmetro	Operação de desbaste	Operação de semi-acabamento	Operação acabamento
v_c - velocidade de corte real [m/min]	100	150 a 200	200 a 250
a_p – profundidade de corte [mm]	6% a 8% do diâmetro da fresa	3% a 4% do diâmetro da fresa	0,1 a 0,2 mm
a_e – profundidade de corte axial [mm]	35% a 40% do diâmetro da fresa	20% a 40% do diâmetro da fresa	0,1 a 0,2 mm
f_z – avanço [mm/dente]	0,05 a 0,1 mm/dente	0,05 a 0,015 mm/dente	0,02 a 0,2 mm/dente

Os valores da tabela 2.5 são apenas para a orientação e escolha preliminar e devem ser ajustados em função das condições específicas da usinagem, tais como, rigidez do sistema de fixação peça-ferramenta-máquina, comprimento da ferramenta, estabilidade nas aplicações, diâmetro da fresa e dureza dos materiais.

Becze et al (2000) realizaram experimentos fresando aço AISI D2 (63 HRC) em HSM usando fresa de topo esférico de metal duro com coberturas de TiAlN para as operações de desbaste e semi-acabamento, nas quais foi utilizada a fresa de diâmetro nominal de 12,7 mm e também foi preparada com ângulo de saída de 0°. Para as operações de acabamento o PCBN foi utilizado, na proporção de 91% do volume, com liga de cobalto e a fresa de diâmetro 38,1 mm utilizada foi preparada com ângulo de saída de 10°. A usinagem foi feita sem refrigeração. Todas as ferramentas foram balanceadas para HSC e as condições de corte estão ilustradas na tabela 2.6.

Tabela 2.6 – Parâmetros de corte para desbaste, semi-acabamento e acabamento (BECZE et al, 2000)

Operação	Velocidade de corte “vc”[m/min]		Avanço por dente “fz” [mm/dente]	Profundidade de corte		Diâmetro da fresa “d” [mm]
	Mínima	Máxima		Axial “a _p ”	Radial “a _e ”	
				[mm]	[mm]	
Desbaste	101	238	0,1016	1,905	0,635	12,7
Semi-acabamento	101	170	0,1016	1,250	0,635	12,7
Acabamento	207	1197	0,0508	0,635	0,354	38,1

Foram realizados fresamentos com sentido concordante e em 3 eixos e em 5 eixos. A operação era interrompida após cada 10 passadas para medição da rugosidade e do desgaste da ferramenta e verificação de possíveis entalhes de desgaste, lascamentos, quebras, aderência de material na superfície de saída, com a utilização de microscópio de ferramentaria de 20x de ampliação.

A peça usinada era composta de superfícies retas e côncavas estando presentes variações de forma principalmente nas concordâncias entre elas. No fresamento de superfícies em linha reta

a região de contato da aresta de corte permaneceu na mesma posição durante todo o tempo e conseqüentemente o desgaste de entalhe foi predominante, o qual foi observado na zona de alta velocidade (maior diâmetro). No desbaste e no semi-acabamento o desgaste da ferramenta progrediu até aproximadamente $V_B = 0,30$ mm e não foi possível utilizar totalmente as vantagens, que são existentes quando se fresam superfícies com geometria que têm variações de espessuras de cavaco, da programação em 5 eixos devido à presença de vibração (chatter) detectada pela observação da rugosidade e também das características do ruído, causadas pela flexibilidade da estrutura da máquina.

A rugosidade foi verificada em diversas áreas tanto para a ferramenta nova quanto para a ferramenta usada com desgaste de flanco de $V_B = 0,08$ mm e anterior ao lascamento. Uma média de rugosidade de $R_a = 0,3$ μm foi obtida no fundo da cavidade, aumentando para valores próximos de $R_a = 1$ μm na superfície da parede com o efeito de vibração presente devido à dinâmica da máquina.

Os autores concluíram com estes experimentos que o principal modo de falha da ferramenta foi o lascamento catastrófico da aresta de corte em todas as operações e com todas as condições de corte. Os tipos de desgastes e avarias observados foram desgaste de flanco, desgaste de cratera e deformação plástica. O aumento da vida da ferramenta não foi obtido para o desbaste e nem para o semi-acabamento, devido às vibrações causadas pela flexibilidade da estrutura da máquina ferramenta. O PCBN proporcionou vida razoável da aresta de corte mesmo na velocidade de 1100 m/min. O processo de formação do cavaco não foi afetado pelo fresamento em 5 eixos. A superfície foi considerada excelente mesmo com a presença de vibrações (BECZE et al, 2000).

Urbanski et al (2000) executaram testes para comparar o desempenho de determinadas condições de corte na usinagem de aço AISI H13 (52 HRC). Foi utilizada fresa de diâmetro de 12 mm com balanço de 45 mm. As pastilhas de metal duro ISO P05-P20, com coberturas de TiCN (cerca de 3 μm de espessura) e a camada externa de TiN foram empregadas. A ferramenta foi preparada para as operações de HSM, utilizando-se mandril e pinça de precisão e com um erro de batimento radial menor do que 10 μm . Os parâmetros de corte, tais como, a profundidade axial

$a_p=1$ mm e a profundidade radial $a_e=0,5$ mm, $z=2$ e $f_z=0,1$ mm/dente foram mantidos constantes e a velocidade de corte, com os valores de 150, 200, 250 e 300 m/min, foi a variável de entrada. O ângulo de saída utilizado foi de -10° . O critério de final de vida utilizado foi para um desgaste de flanco de $V_B=0,3$ mm.

Na figura 2.20.a) pode-se ver que a vida da ferramenta diminuiu com o aumento da velocidade de corte. A figura 2.20.b) mostra a rugosidade “Ra”, medida perpendicularmente à direção de avanço. No início da usinagem, com a ferramenta ainda nova, a rugosidade era próxima de $Ra=1 \mu\text{m}$ e foi aumentando em função do comprimento usinado, devido ao aumento do desgaste da ferramenta. A rugosidade foi maior quando foi utilizada velocidade de corte maior. A rugosidade da peça aumentou à medida que o desgaste aumentou. Entretanto, para a velocidade de corte $vc=200$ m/min, especificamente, após usinados 200 m de comprimento, a rugosidade diminuiu e daí por diante tornou a crescer. Os valores da rugosidade se mantiveram na faixa de $Ra=1 \mu\text{m}$ a $Ra= 4 \mu\text{m}$.

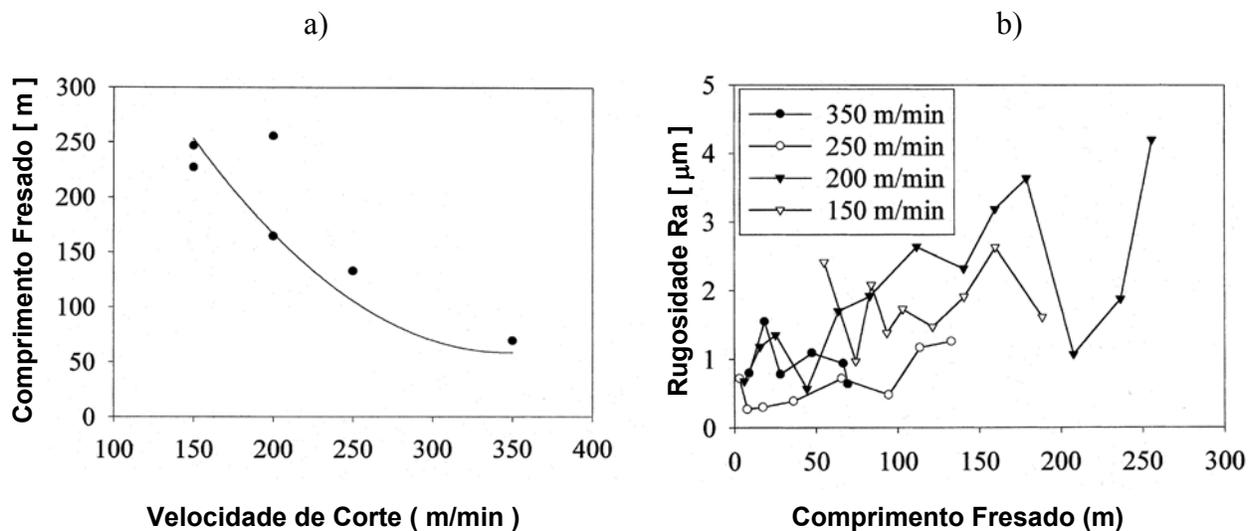


Figura 2.20 – Influência da velocidade de corte na vida da ferramenta (a) e na rugosidade (b) para o fresamento de AISI H13 (52 HRC) com fresa de topo esférica (URBANSKI et al, 2000)

A influência da velocidade de corte e da condição da ferramenta, nova ou com desgaste (usada), nas forças de corte também foi avaliada. A figura 2.21 apresenta a variação da amplitude

de forças “F_x”, “F_y” e “F_z”. Observa-se que com o aumento do desgaste da ferramenta as forças de corte aumentam. Pode-se ver que para a ferramenta usada a componente “F_z” da força de corte sempre foi maior e a componente “F_x” também aumentou com o desgaste da aresta de corte. A componente “F_y” da força de corte sempre foi a menor, independentemente do desgaste da ferramenta. As forças de usinagem foram relativamente altas, comparadas com outros ensaios, devido ao grande valor da profundidade axial $a_p=1$ mm e o ângulo de saída da ferramenta no valor negativo de -10° (URBANSKI et al, 2000).

Com o objetivo de avaliar a influência da profundidade de corte radial “ a_p ” e do avanço por dente “ f_z ” na vida da fresa de topo esférico fresando aço AISI D2 (58HRC), Koshy, Dewes e Aspinwall (2002) realizaram vários experimentos. Foram utilizadas ferramentas de 12 mm de diâmetro nominal. O critério de vida utilizado foi $V_{Bmax}=0,3$ mm para as ferramentas de metal duro.

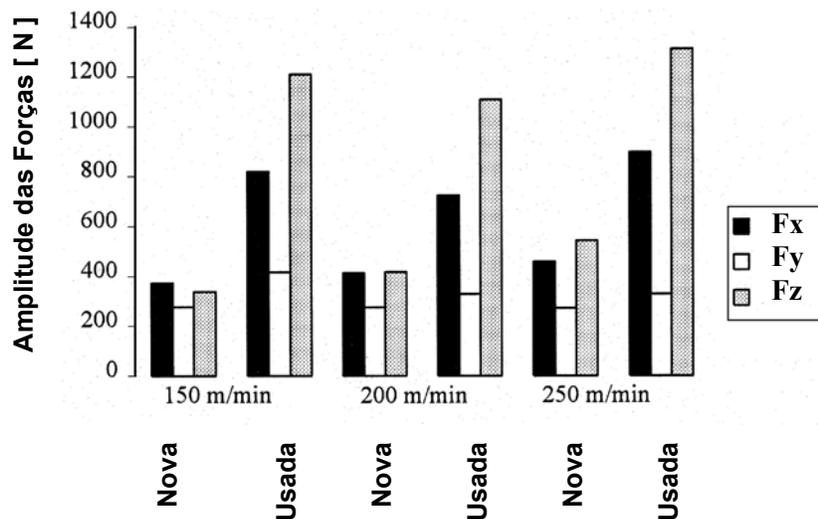


Figura 2.21 – Variação das forças de corte em função da velocidade de corte e do desgaste da ferramenta (URBANSKI et al, 2000)

A figura 2.22 ilustra o efeito do avanço por dente “ f_z ” (em dois níveis - 0,05 e 0,10 mm/dente), na vida da ferramenta.

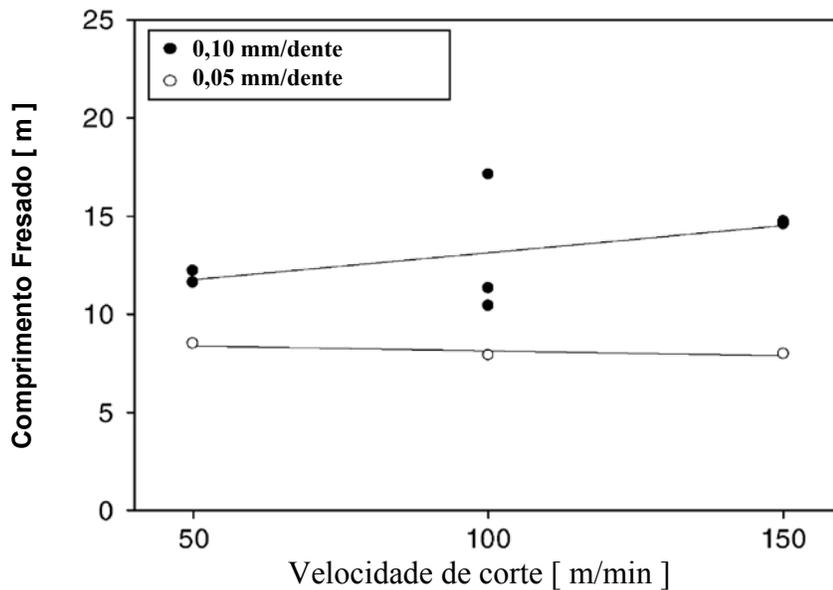


Figura 2.22 – Influência do avanço “fz” na vida da ferramenta com pastilhas de metal duro e cobertura de TiCN e TiN

Neste ensaio foram utilizadas pastilhas de metal duro ISO P05-P20 com cobertura TiCN (3 μm de espessura) e a cobertura superior de TiN. Pode-se ver que a conjunção de maiores avanços “fz” e maiores velocidades de corte “vc”, resultou em vida maior da ferramenta, expressa em comprimento usinado. O desgaste de flanco, no caso de baixos avanços por dente como o de 0,05 mm, resultou em vida menor devido à pequena espessura de cavaco, principalmente na região mais próxima do centro da ferramenta, o gerou muita perda por atrito e alta pressão de corte. Tem sido demonstrado que maiores vidas da ferramenta em HSM de aço endurecido são obtidas com valores de “fz” entre 0,05 a 0,1 mm/dente. Os mecanismos de desgaste principais foram o lascamento da aresta de corte, a adesão e a abrasão. As rugosidades também foram verificadas e resultaram na faixa de $R_a=1$ à 6 μm (KOSHY, DEWES e ASPINWALL, 2002).

A figura 2.23 apresenta os resultados de ensaios para a verificação da influência da profundidade de corte axial “ a_p ” (em dois níveis – 0,5 e 1 mm) no desgaste de flanco “ $V_B \text{ max}$ ”. Neste ensaio foram utilizadas fresas de ponta esférica sólidas de metal duro ISO K10-K20 com cobertura TiAlN (2~3 μm de espessura) e a velocidade de corte foi mantida constante em $vc=50$

m/min. Pode-se observar que ao diminuir a profundidade de corte “ a_p ”, para as condições ensaiadas, o desgaste da ferramenta diminui e a vida da ferramenta aumenta.

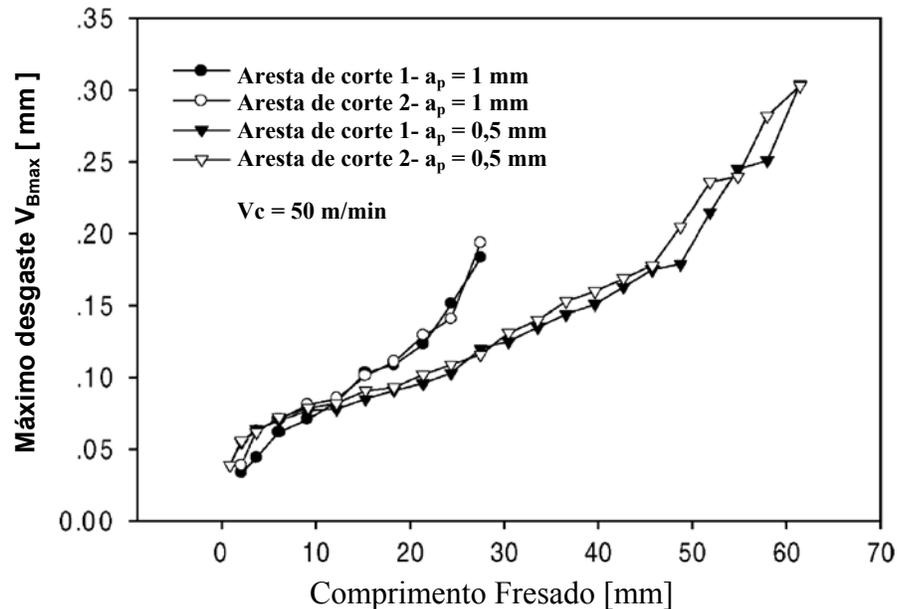


Figura 2.23 – Influência da profundidade de corte axial “ a_p ” na vida “ V_{Bmax} ” da ferramenta de metal duro sólido com cobertura TiAlN no fresamento de aço AISI D2 (58 HRC) (KOSHY, DEWES e ASPINWALL, 2002)

2.7.2 Estratégia de usinagem de desbaste, semi-acabamento e acabamento

As operações de desbaste e semi-acabamento devem ser projetadas e executadas prevenindo-se os possíveis problemas que serão enfrentados na fase de acabamento. No acabamento deseja-se obter superfícies com rugosidade especificada para a peça usinada e tolerâncias de forma e posição dentro dos limites necessários para a aplicação. Então, na operação de acabamento, as superfícies deverão estar preparadas para permitir atingir os objetivos do acabamento (GOMES, 2001).

Toh (2004) realizou diversos ensaios em aço endurecido AISI H13 (52 HRC) com fresa de topo esférico utilizando superfície plana inclinada à 75° com várias alternativas de trajetórias da

ferramenta com o objetivo de analisar a topografia da superfície. Na figura 2.24 pode-se ver 4 orientações de usinagem, entre outras utilizadas, com suas respectivas alimentações de “ a_e ”. As orientações com corte na vertical são denominadas usinagem em rampa (copiagem) (figura 2.24.a) e corte na horizontal são denominadas de usinagem em contorno (figura 2.24.b).

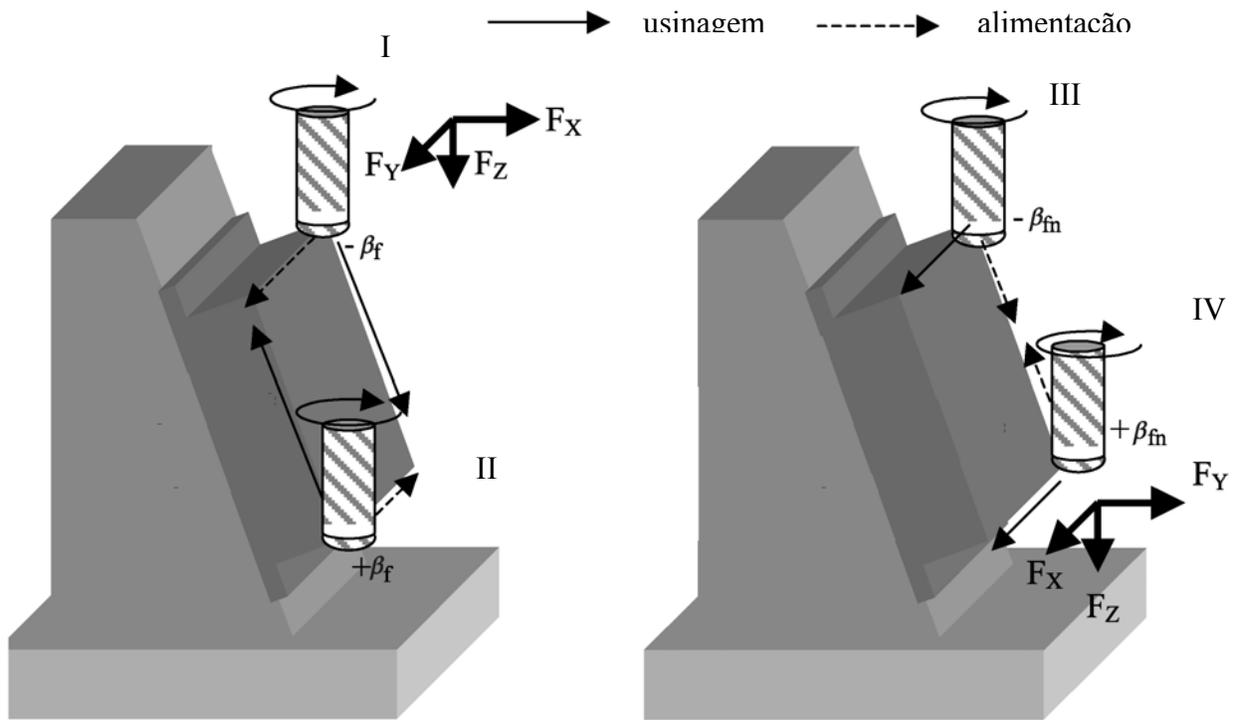


Figura 2.24 – Posicionamento da peça e orientação da trajetória da usinagem (TOH, 2004)

Quando foi utilizada a opção “I” ilustrada na figura 2.24.a), descendo em rampa (copiagem - “vertical downward”), empregando a estratégia de varredura da área com passadas simples, a textura da superfície obtida foi ruim, independente das condições da ferramenta. Marcas côncavas parecidas com conchas quadradas e não-uniformes foram geradas como consequência das altas forças de corte que resultaram em deflexões da ferramenta. As marcas geradas pela ferramenta no fresamento discordante (“up milling”) foram notadamente maiores do que para o fresamento concordante, indiferentemente das condições de orientações adotadas (horizontal, em contorno ou vertical, em copiagem) tipo “II” ou tipo “IV”. Apesar de tudo, o uso de orientações de trajetórias da ferramenta, sem que a mesma saia do contato com a peça,

fazendo fresamento pendular (GOMES, 2001), de forma que se faça uma varredura na área, para o caso do fresamento de acabamento, não foi apropriado em termos de textura da superfície formada. Além disto, a orientação subindo foi preferida, principalmente para subida em rampa com passadas simples (copiagem) (“vertical upward”). O aumento da rugosidade quando foram utilizadas passadas simples em contorno descendo, tipo “III” (“horizontal downward”) foi devido ao fluxo lateral do material, o qual foi mais evidente. Independentemente das condições da ferramenta, quando se utilizou a orientação em rampa (copiagem) subindo, tipo “II” (“vertical upward”) obteve-se a melhor textura da superfície (TOH, 2004).

Conforme Sandvik (1999), deve-se sempre que possível executar o acabamento com fresamento concordante de contorno ilustrado na figura 2.24, tipos I e II, associado a escolhas adequadas das condições de corte. Diante dos resultados obtidos por Toh (2004) e as recomendações de Sandvik (1999) pode-se observar que ainda há incertezas para afirmar qual é a melhor estratégia a ser utilizada. É sabido que o fresamento concordante permite forças de profundidade menores na entrada do dente, pois a espessura do cavaco é maior e a força de atrito para a penetração da fresa será menor, resultando em menores temperaturas, protegendo a ferramenta (GOMES, 2001). Ao empregar esta estratégia consegue-se gerar menores vibrações, menores variações de cargas de trabalho sobre a aresta de corte e minimizar os problemas quando a máquina tem limitações de rotação no eixo árvore, pois permite manter as velocidades de corte mais altas.

Em certas situações em que as cavidades dos moldes ou matrizes são estreitas e profundas, há impossibilidades e limitações para se utilizar o tipo de fresamento descrito acima. Nestes casos deve-se optar em utilizar o fresamento de contorno (tipo IV da figura 2.24.b) com alimentação de baixo para cima, evitando as velocidades muito baixas presentes na extremidade da fresa, tomando-se muito cuidado com os inconvenientes de ter grandes áreas de contato no ponto em que a fresa atinge a parede da cavidade, principalmente se o controle das acelerações e desacelerações da máquina não for muito preciso devido a altas velocidades de avanços. Quando se utiliza o fresamento de contorno com alimentação de “ a_e ” de baixo para cima, tipo IV da figura 2.24.b, deve-se tomar precauções, pois é relativamente crítico, com desacelerações e aumento de sobremetal, resultando em aumento da vibração e deflexão da ferramenta e, conseqüentemente,

danos à ferramenta e à peça, pois geralmente o contato com a aresta tende ser maior do que na alimentação de cima para baixo. Além disso, a direção da componente axial de corte se inverte, exigindo maiores esforços de fixação da ferramenta para evitar que a mesma seja puxada do conjunto de fixação.

As figuras 2.25 e 2.26 ilustram os tipos de fresamento em copiagem (ou rampa). Na figura 2.25 pode-se ver a usinagem em copiagem com a ferramenta descendo na cavidade. Na figura 2.26 o sentido de movimentação da ferramenta durante a usinagem é invertido (subindo), o qual é denominado de fresamento reverso (SANDVIK, 1999). Nos processos de usinagem de contorno ou de copiagem em mergulho ou reverso há também um fenômeno importante a ser verificado que modifica o acabamento da superfície: a rugosidade máxima teórica esperada em função do raio da ferramenta, o avanço “ f_z ” e a largura de corte radial “ a_e ”.

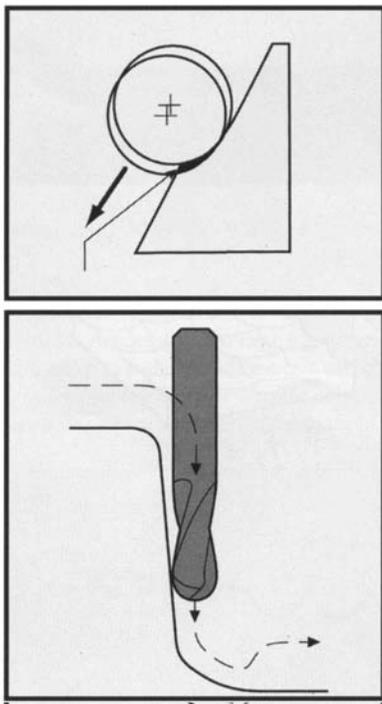


Figura 2.25 – Usinagem de copiagem de mergulho (SANDVIK, 1999)

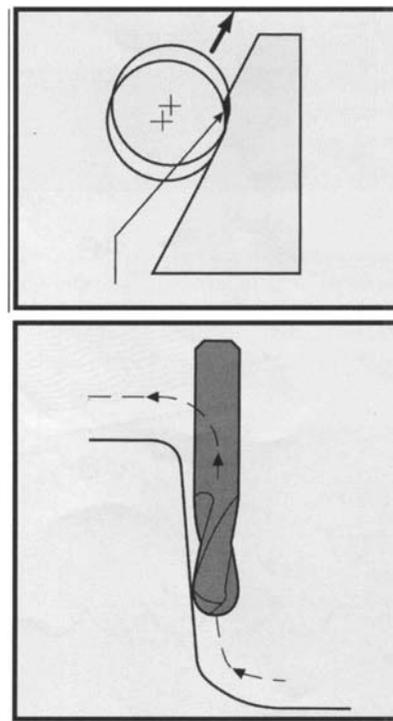


Figura 2.26 – Usinagem de copiagem reversa (SANDVIK, 1999)

As marcas da rugosidade deixadas pela usinagem com a fresa de topo esférica apresentam-se com características de forma ondulada e dependem basicamente das estratégias de usinagem

utilizadas, do diâmetro da fresa, do avanço por dente (f_z), da profundidade radial (a_e) e do posicionamento da ferramenta em relação à peça. Como pode ser visto na figura 2.27.a, devido à geometria esférica da fresa, as características da rugosidade formada com sucessivos passes, tem as marcas formadas simplesmente pela geometria estacionária da ferramenta de ponta esférica. A formação da marca é assumida de forma que a fresa de topo esférico move-se em translação pura em relação à peça. Para a usinagem de uma placa plana com fresa de topo esférica posicionada perpendicularmente à superfície usinada, a altura da rugosidade teórica esperada “ h ” na direção perpendicular ao avanço pode ser calculada aproximadamente (CHEN, HUANG e CHEN, 2005a):

$$h = \frac{ae^2}{8R} \quad (2.7)$$

Onde “ a_e ” é a profundidade de corte radial e R é o raio da ponta esférica da fresa.

Na figura 2.27.b pode-se ver a ilustração da altura da rugosidade no plano YZ gerada em função de “ a_e ” e na figura 2.27.c a altura da rugosidade em função de “ f_z ”, representada no plano XZ.

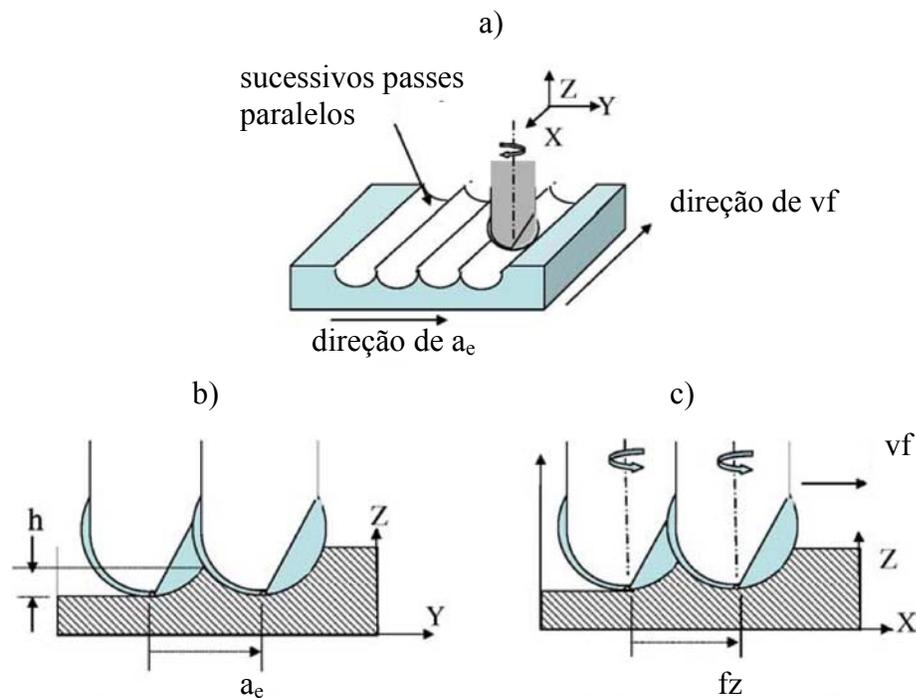


Figura 2.27 – Usinagem com fresa de topo esférico em placa plana (CHEN, HUANG e CHEN, 2005a)

A figura 2.28 ilustra a comparação dos conceitos de usinagem convencional e HSM com a otimização dos parâmetros “ a_e ” e “ fz ”. Pode-se ver também nesta figura como a variação da relação “ a_e/fz ” influencia no resultado da rugosidade (CHEN, HUANG e CHEN, 2005b). Em estudos realizados com simulações e comprovados experimentalmente, os autores demonstraram os resultados na rugosidade com a usinagem utilizando ferramenta de raio $R=5$ mm e com as variações de “ a_e ” e “ fz ”. Estes resultados podem ser vistos na figura 2.29. Os autores recomendam utilizar a relação “ $a_e/fz = 1$ ” para manter a espessura do cavaco uniforme.

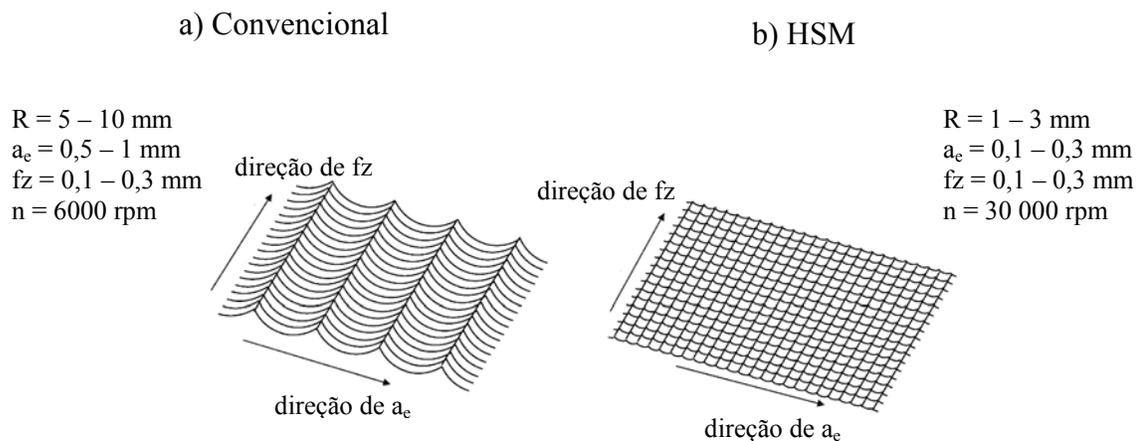


Figura 2.28 – Comparação de usinagem convencional e HSM (CHEN, HUANG e CHEN, 2005b)

Além das questões referentes aos valores de “ a_e ” e “ fz ” e a relação entre si, o aspecto de posicionamento da ferramenta em relação à peça torna-se importante. O engajamento da aresta de corte da ferramenta com a peça pode ser visto na figura 2.30. Os estudos realizados por Chen, Huang e Chen (2005a) mostraram que, ao executar o fresamento com fresa de topo esférico empregando-se uma inclinação no eixo da fresa num ângulo “ θ ”, permite obter menores valores de altura das marcas. No entanto, aumentando-se o ângulo de inclinação “ θ ”, a partir de um certo valor, as alturas das marcas não se reduzem mais, ou seja, mantém-se estáveis para um determinado raio “ R ” da ferramenta, fato que pode ser visto na figura 2.31. Um outro aspecto muito importante é a preparação nas operações de desbaste e semi-acabamento das superfícies para execução do acabamento. Algumas vezes são executadas com fresas de topo e geram superfícies com certos degraus. Então, a operação de acabamento passa a ter variação das

profundidades de corte e espessuras de cavaco, resultando em vibrações e não se obtendo acabamentos e tolerâncias desejadas (ABRARI, 2001).

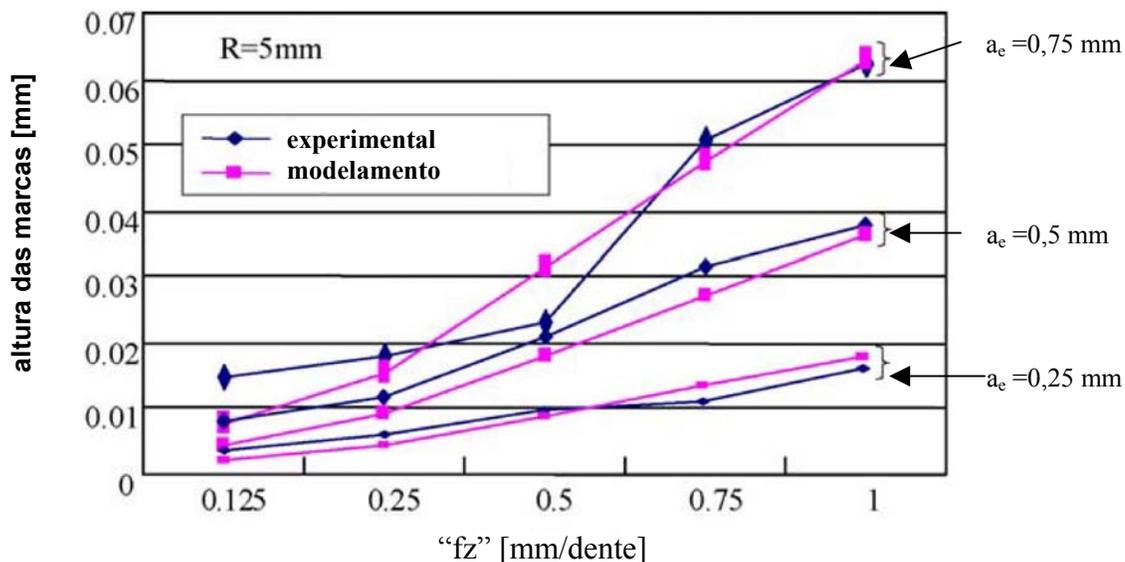


Figura 2.29 – Altura das marcas em função de "a_e" e "fz" para R=5 mm (CHEN, HUANG e CHEN, 2005b)

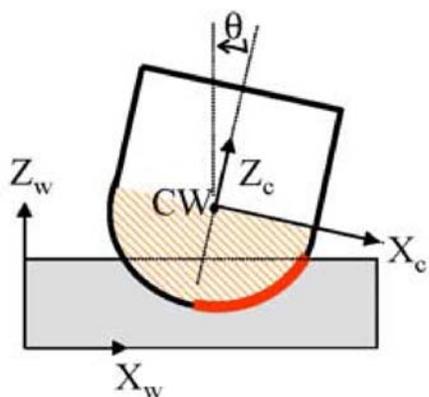


Figura 2.30 – Contato da aresta de corte de uma ferramenta parcialmente imersa na peça (CHEN, HUANG e CHEN, 2005a)

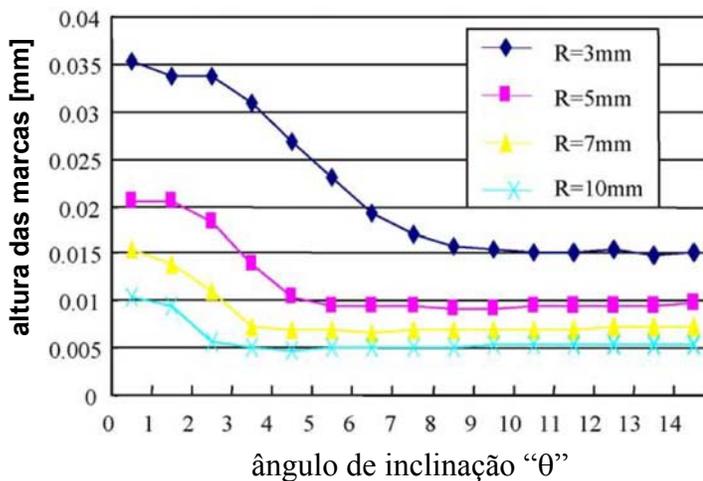


Figura 2.31 – Altura das marcas em função do ângulo de inclinação "θ", de "fz" e do raio "R" da ferramenta (CHEN, HUANG e CHEN, 2005a)

2.8 Sistema de fixação

2.8.1 Balanceamento do conjunto de ferramenta

O sistema de fixação da ferramenta deve ser determinado buscando-se obter a maior vida útil possível da ferramenta. Para isso, um passo muito importante é ter, na rotação da ferramenta, o menor erro de batimento radial possível. Recomenda-se que um valor máximo adequado seja de 10 μm LTI (leitura total do indicador) (URBANSKI et al, 2000). Pode-se ter como regra geral que a vida da ferramenta reduz-se em 50% para cada aumento de 10 μm LTI no batimento radial (SANDVIK, 1999).

Um outro aspecto importante é o balanceamento do conjunto ferramenta-porta-ferramenta. O procedimento comum de especificação do sistema de fixação-porta-ferramenta é que sejam projetados para a finalidade que se deseja, com projeto balanceado, sistemas compactos e estruturados, mais curtos e mais leves possíveis, que permitam facilmente identificar falhas pelo uso e que sejam sistematicamente avaliados quanto a trincas por fadiga e distorções. O desbalanceamento máximo da ferramenta recomendado será aquele que proporcione uma força máxima resultante que não afete significativamente o processo de usinagem. Assim, para altas velocidades de rotação da ferramenta, por exemplo, para 20000 rpm, um valor adequado típico de desbalanceamento é de 5 g.mm. Porém, se a estabilidade do fresamento for obtida com valores maiores de desbalanceamento, este valor de 5 g.mm recomendado poderá não ser necessário (SANDVIK, 1999).

Os sistemas de fixação, incluindo a ferramenta, deverão ser sistematicamente verificados e balanceados a cada período de tempo de usinagem. Uma das referências é o valor de classe G definido pela norma ISO 1940/1 (“Vibrações Mecânicas – Requisitos de Qualidade de Balanceamento de Rotores Rígidos”). Desta forma, pode-se especificar a classe de desbalanceamento desejada e estimar a força proveniente deste desbalanceamento. Para evitar os problemas com o desbalanceamento dinâmico das ferramentas, como regra geral, o batimento radial do conjunto montado da ferramenta deverá ser mantido num valor menor do que 10 μm .

Em aplicações de HSM, conforme experiências demonstradas, deverá ser balanceado melhor do que o grau G6.3 da norma ISO 1940-1 (URBANSKI et al, 2000).

O procedimento básico para definir o máximo desbalanceamento de um rotor utilizando-se a norma ISO 1940/1 é estabelecer o desbalanceamento específico admissível com base na classe G desejada da norma e na rotação do eixo. A figura 2.32 mostra um diagrama para obtenção deste desbalanceamento (AL-SHURAF, 2003).

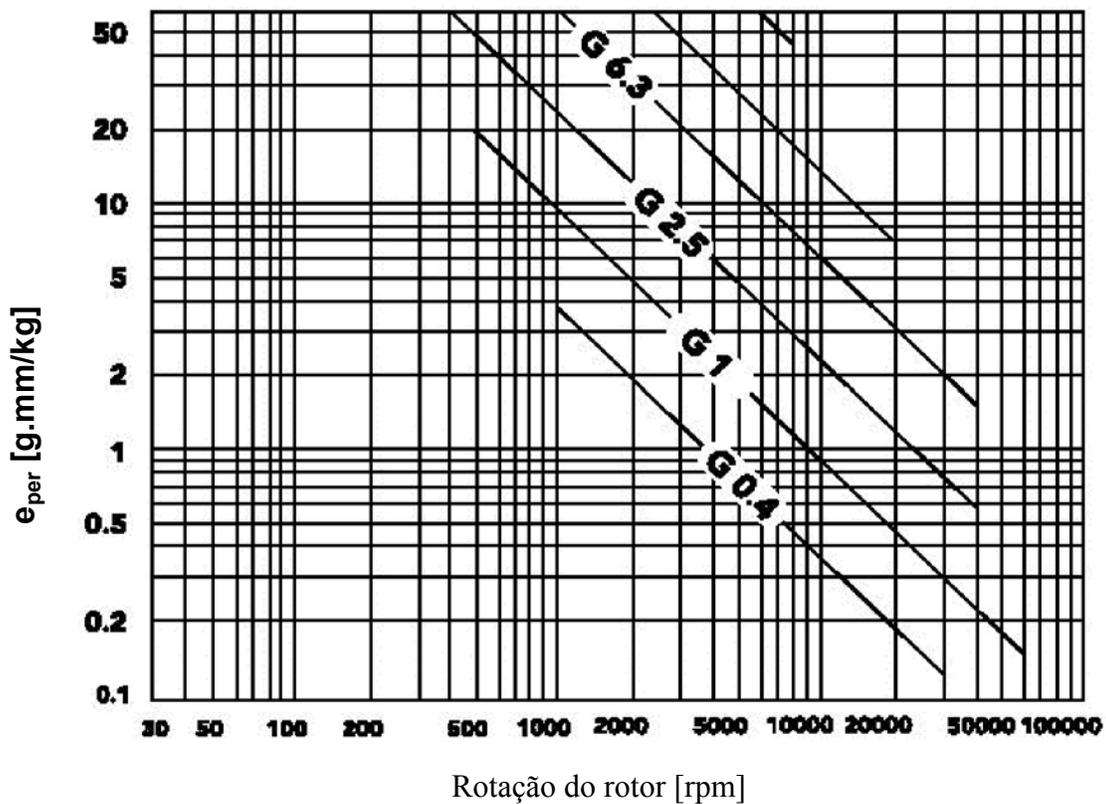


Figura 2.32– Diagrama Para Desbalanceamento Admissível Norma ISO 1940/1 (AL-SHURAF, 2003)

O valor do desbalanceamento específico admissível é determinado utilizando-se a equação 2.10:

$$u = e_{per} = \frac{U_{Admiss}}{M} \quad (2.10)$$

Onde u = desbalanceamento específico admissível (m.kg/kg), que muitas vezes refere-se à massa excêntrica, U_{Admiss} = desbalanceamento total admissível do rotor (m.kg) e M =massa total rotativa do conjunto do rotor (kg). Multiplicando-se a massa M do rotor pelo valor do desbalanceamento específico admissível “ $u=e_{per}$ ” obtido na figura 2.32, pode-se determinar o máximo valor de “ U_{Admiss} ” a ser especificado para a ferramenta. Para verificar se o desbalanceamento estimado, em função da rotação do eixo, atende às necessidades estabelecidas pelo padrão, por exemplo, recomendado por Urbanski et al (2000) para a classe G6.3 da norma ISO 1940/1, pode-se utilizar a equação 2.8, onde “ $U_{Existente}$ ” deve ser menor ou igual ao valor de U_{Admiss} :

$$U_{Existente} = \frac{9549 \cdot G \cdot M}{n} \quad (2.8)$$

Onde:

$U_{Existente}$ = Desbalanceamento total admissível da ferramenta [g.mm]

G = Valor numérico do código da qualidade de desbalanceamento [mm/s]

M = Massa total da ferramenta (conjunto rotativo) [kg]

n = Rotação da ferramenta [rpm]

A força de desbalanceamento pode ser calculada teoricamente pela equação 2.9:

$$F = M \cdot r \cdot \omega^2 \quad (2.9)$$

Onde:

F = força de desbalanceamento [N]

M = massa total da ferramenta [kg]

ω = velocidade angular da ferramenta [rad/s]

r = raio, distância da linha de centro do rotor à massa desbalanceada [m]

Como geralmente há a especificação de um valor de desbalanceamento, no qual a ferramenta deverá ser preparada, pode-se utilizar este valor estabelecido ou um valor admissível para a determinação da força de desbalanceamento usando a equação 2.10:

$$F = U_{Existente} \cdot \left(\frac{n}{9549} \right)^2 = U_{Admiss} \cdot \left(\frac{n}{9549} \right)^2 \quad (2.10)$$

Onde:

F = força de desbalanceamento [N]

n = velocidade da ferramenta [rpm]

A figura 2.33 permite uma visualização rápida da influência do desbalanceamento especificado na força de desbalanceamento em função da classe da norma ISO 1940/1 estabelecida e das velocidades de rotação “n” do eixo árvore da máquina para um conjunto de fresa de topo inteiriça, com adaptador, de 10 mm de diâmetro e massa total igual a 1 kg.

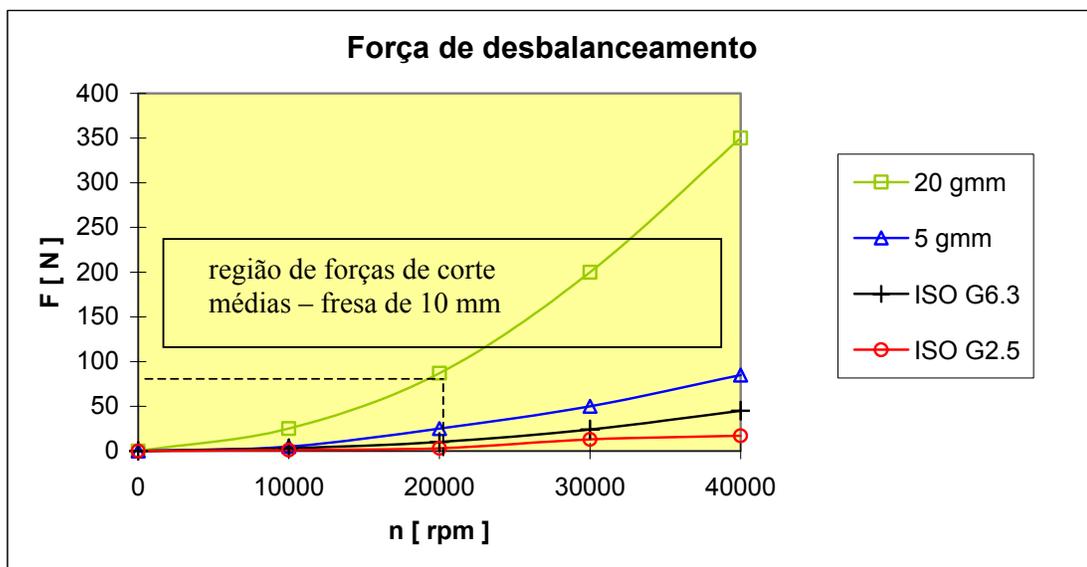


Figura 2.33 – Forças de Corte e de Desbalanceamento (SANDVIK, 1999)

Deve-se avaliar a relação entre a força proveniente do desbalanceamento e a força de corte, visto que os resultados no acabamento superficial poderão ser influenciados significativamente. Como exemplo, as forças de corte aproximadas com o uso de uma fresa de topo inteiriça de 10 mm de diâmetro, em aplicações normais e em condições médias, podem variar de 120 a 240 N e são ilustradas com o retângulo na figura 2.33 para efeito de comparação com as forças de desbalanceamento para cada classe de balanceamento visualizadas na mesma figura. Se a fresa a

uma rotação aproximada de 20000 rpm está balanceada com uma classe de 20 g.mm, a força de desbalanceamento será de aproximadamente 100 N, ilustrada na figura 2.33 com as linhas tracejadas. Os erros nos sistemas de fixação de ferramentas são os angulares e de paralelismo oriundos do processo de fabricação das ferramentas, ou até deficiências na montagem dos conjuntos que possuem folgas ou podem conter fragmentos ou sujeira entre os contatos de apoio e que afetam o desbalanceamento dos conjuntos de fixação de ferramentas. Estes erros mencionados são ilustrados nas figuras 2.34 e 2.35.

Na figura 2.36 pode-se ver a influência do desbalanceamento da ferramenta na qualidade superficial da peça usinada. Nela tem-se uma superfície de alumínio com porta ferramentas de 1,49 kg de massa total (porta ferramenta + ferramenta) balanceado e ajustado em 2 opções: com o desbalanceamento de 100 g.mm e de 1,4 g.mm, em condições de usinagem idênticas, quais sejam, 12000 rpm, $v_f = 5486$ mm/min, $a_p = 3,5$ mm e $a_e = 19$ mm de largura de corte.

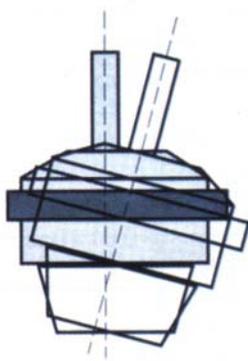


Figura 2.34 – Erro angular

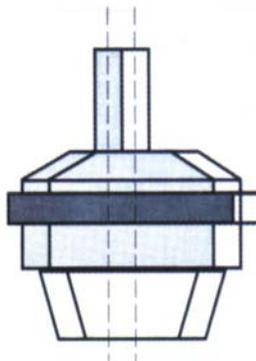


Figura 2.35 – Erro de paralelismo

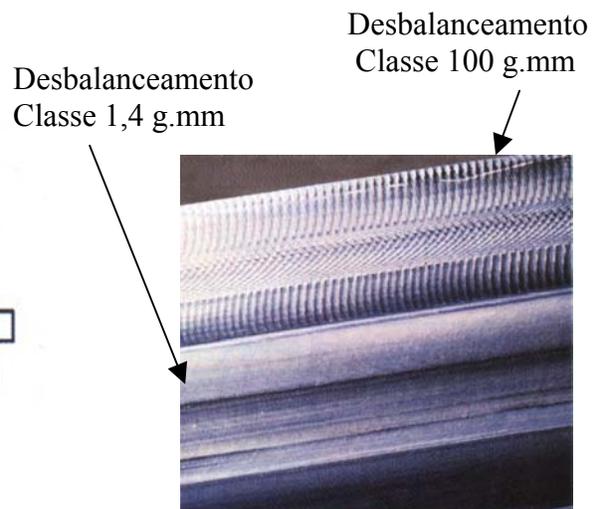


Figura 2.36 – Aspectos dos acabamentos superficiais para diferentes desbalanceamentos

A variação dos parâmetros de corte poderá influenciar sensivelmente nos resultados da operação associados a estes fatores e proporcionar acabamentos piores e dificuldades para manter tolerâncias apertadas. Também a vida da aresta de corte da ferramenta poderá ser afetada reduzindo desta forma o tempo útil de utilização.

2.8.2 Comprimento da fixação da ferramenta e rigidez

O sistema de fixação da ferramenta também exerce influência significativa na obtenção de superfícies de qualidade e com tolerâncias apertadas. Além disto, a vida da ferramenta tem uma redução substancial à medida que se aumenta este comprimento (BROWN, 1998). Em casos mais extremos pode resultar em avarias ou danos prematuros como fraturas e lascamentos e conseqüentemente a rejeição imediata da ferramenta e algumas vezes da peça (NEVES, 2002).

Nos estudos de deflexão da ponta da ferramenta, a qual resultará em desvios que causarão erros na superfície usinada e vibração no sistema, a haste da ferramenta pode ser considerada como uma viga engastada com uma força atuando na ponta. Para ferramentas de secção transversal circular pode-se considerar a ferramenta como sendo um cilindro (DEWES, 1997). Assim a deflexão “ δ ” (mm) deste cilindro em função de uma carga aplicada numa região próxima da extremidade, que no caso do fresamento é a força de corte, poderá ser determinada aproximadamente pelas equações propostas por Dewes (1997):

$$\delta = \frac{F.l^3}{3.E.I} \quad (2.11)$$

Onde “F” (N) é a força exercida na ponta da ferramenta, “l” (mm) é o comprimento da fixação até o ponto de aplicação da força (“overhang”), “E” (N.mm⁻²) é o módulo de elasticidade do material da haste e “I” (mm⁴) é o momento de inércia de área da secção transversal na região de engastamento e é determinado pela equação:

$$I = \frac{\pi \cdot D^4}{64} \quad (2.12)$$

Onde “D” (mm) é o diâmetro da haste no ponto de engastamento. Fazendo-se um arranjo e utilizando-se as duas fórmulas poderemos obter a equação:

$$\delta = \frac{64.F.l^3}{3.\pi.E.D^4} \quad (2.13)$$

Avaliando a equação acima, pode-se verificar que o valor da deflexão será proporcional a relação l^3 / D^4 . Então uma fresa que for substituída por outra com metade do diâmetro, gerará uma deflexão aproximadamente 16 vezes maior (DEWES, 1997). Dobrando-se o comprimento da ferramenta, obter-se-á aproximadamente 8 vezes a deflexão anterior. A deflexão causada pelos esforços na ferramenta e associados ao comprimento da ferramenta e sua secção transversal, certamente resultarão em vibrações durante a usinagem, deficiências no acabamento superficial e dificuldades de se obter tolerâncias dimensionais e geométricas, além de contribuir com a redução da vida útil da ferramenta (NEVES, 2002). Caso a haste da ferramenta seja um conjunto composto de uma parte cônica e outra cilíndrica, o desvio total da haste será a soma dos desvios locais, como foi apresentado por Gomes (2001). A figura 2.37 ilustra a representação para este equacionamento.

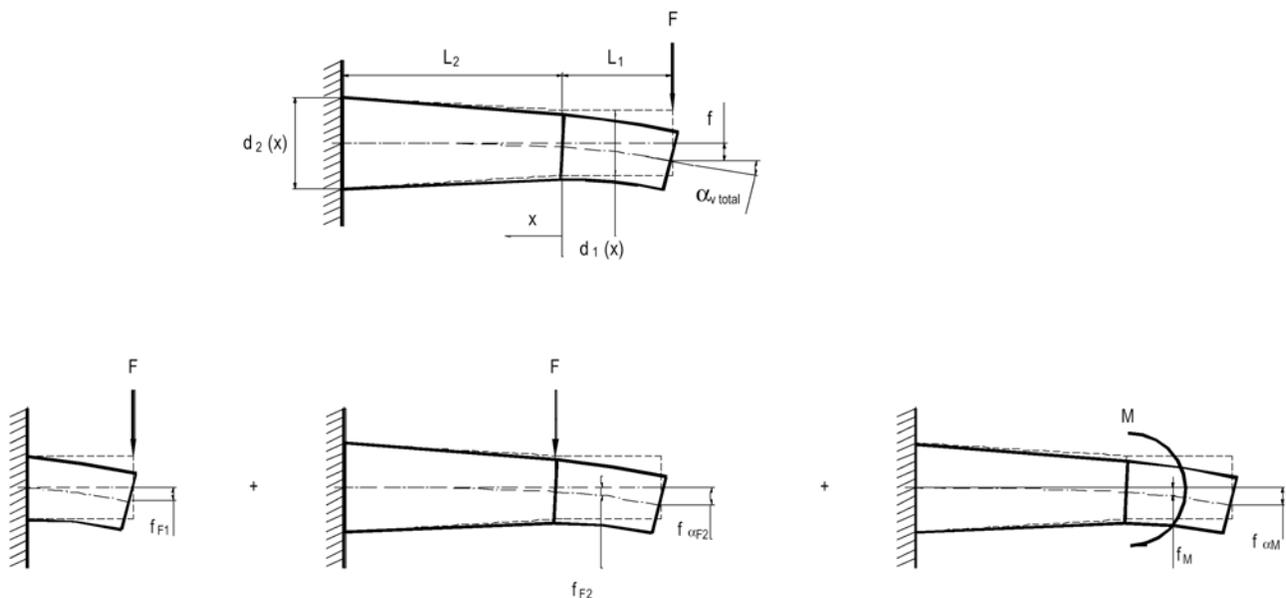


Figura 2.37 – Representação da haste da ferramenta como uma viga engastada

Pode-se determinar o desvio total (f) pelo princípio da superposição da ciência da resistência dos materiais. Desse modo, o desvio total é calculado como segue:

$$f_{F1} = [(F \cdot L_1^3)/(3 \cdot I_1 \cdot E)] \quad (2.14)$$

$$f_{F2} = [(F \cdot L_2(x)^3)/(3 \cdot I_2 \cdot E)] \quad (2.15)$$

$$f_M = [(M \cdot l_2(x)^3)/(2 \cdot I_2(x) \cdot E)] \quad (2.16)$$

$$f_{\alpha F2} = [(F \cdot l_1 \cdot l_2(x)^2)/(2 \cdot I_2(x) \cdot E)] \quad (2.17)$$

$$f_{\alpha M} = [(M \cdot l_2(x)^2)/(2 \cdot I_2(x) \cdot E)] \quad (2.18)$$

Onde:

F = força [N]

M = momento fletor [N.mm]

L_i = comprimentos mostrados na figura 2.37 [mm]

I = momento de inércia da secção transversal [mm⁴]

E = módulo de elasticidade do material da haste [N/mm²]

O desvio na zona de transição, entre o trecho cônico e cilíndrico, é calculado como:

$$I_1 = (\pi \cdot d_1^4/64) \quad (2.19)$$

Como:

$$I_2(x=0) = [\pi \cdot d_2(x=0)^4/64] \quad (2.20)$$

$$d_2(x=0) = d_1 \quad (2.21)$$

$$I_2(x=0) = I_1 \quad (2.22)$$

$$f_{total} = 2 \cdot f_{F1} + f_M + f_{\alpha F2} + f_{\alpha M} \quad (2.23)$$

Como o metal duro apresenta um módulo de elasticidade maior do que o aço-rápido (210 kN/mm² do aço-rápido contra 360 kN/mm² do metal-duro), as ferramentas com hastes de metal-duro apresentam um menor desvio.

Um estudo realizado por Neves (2002) apresentou resultados de operações de fresamento de aço W. nr. 1.2606 (AISI H12) endurecido (52 HRC) com fresa de topo esférica interiça de metal duro micro grão com cobertura de TiNAl de 10 mm de diâmetro e ângulo de inclinação da hélice de 15°. O objetivo principal deste estudo era verificar a influência do balanço da ferramenta na estabilidade da usinagem, na rugosidade e na vida da ferramenta.

Nestes experimentos foram utilizados comprimentos de fixação representados pela relação $b=L/D$ de 3 à 5 vezes. Foi feita a tentativa de utilizar balanço de $L/D=7$, porém a ferramenta se quebrou, tornando-se inviável a continuidade dos ensaios para este valor de balanço. Também nestes ensaios, foram utilizadas condições de corte variando os valores de $a_p= 0,5$ mm e $a_p= 0,9$ mm, $a_e= 1$ mm e $a_e= 4$ mm e $f_z= 0,05$ mm/dente e $f_z= 0,12$ mm/dente. As velocidades de corte utilizadas foram 125 m/min e 200 m/min, e os sentidos de corte ensaiados foram o concordante e o discordante. A refrigeração de ar comprimido foi utilizada.

As principais conclusões deste estudo foram que, pelo menos para estes níveis de relação $b=L/D$ o balanço da ferramenta não influencia sua vida, mas exerce forte influência na vibração. Foi verificado também que o aumento do desgaste da ferramenta (o principal desgaste foi de entalhe seguido de lascamento) amplia a vibração (NEVES, 2002).

Este trabalho, no qual buscou estudar e estender os limites do balanço da ferramenta para além de $b=L/D=5$, é uma continuidade do trabalho de Neves (2002).

Capítulo 3

Procedimentos Experimentais

Os experimentos que compõem este trabalho foram realizados no Centro de Competência em Manufatura do Instituto Tecnológico de Aeronáutica (CCM-ITA) em São José dos Campos, São Paulo. Neste laboratório há possibilidades de se realizar ensaios de operações de fresamento em altas velocidades com altas rotações no eixo árvore e altas taxas de remoção de cavaco. Os ensaios foram realizados num centro de usinagem vertical CNC modelo C600V de fabricação da empresa HERMLE que é apropriado para a fabricação de moldes e matrizes. Tem potência de 11,5 kW a 100% de torque no eixo árvore e rotação programável de até 16000 rpm. Os cursos programáveis são de 600 mm para o eixo “x”, 450 mm para o eixo “y” e 450 mm para o eixo “z”. As velocidades de avanço dos eixos podem ser programáveis até 15000 mm/min. Esta máquina possui base de granito sintético e a movimentação da ferramenta nos três planos é independente. A precisão de posicionamento é de 4 μm . A máquina é equipada com comando SIEMENS SINUMERIK 840D/FM-NC.

Os materiais utilizados nas fases 1, 2 e 3 dos ensaios foram corpos de prova de aço AISI D2 de 10 mm x 15 mm x 106 mm de comprimento retificados e identificados, os quais foram fornecidos pela empresa Arvin-Meritor da cidade de Limeira, SP. O bloco para ensaios de vida de ferramenta, fase 4 dos ensaios, foi doado pela Volkswagen do Brasil e tinha dimensões de 100 mm x 206 x 210 mm também em aço AISI D2.

Todos os materiais que foram utilizados nos ensaios como matéria prima são adequados para fabricação de ferramentas para trabalho a frio, tratados termicamente para dureza de 58 ± 2 HRC.

As ferramentas de corte utilizadas eram compostas de uma fresa de topo com ponta esférica (“Ball End Mill”) para acabamento, com haste porta-ferramenta de aço modelo CoroMill, código de catálogo R216F-16A20S-100, para diâmetro nominal de 16 mm e de pastilhas reversíveis para fresa de topo esférico para acabamento de metal duro micro grão P10A com cobertura de TINAl, de diâmetro nominal de 16 mm, código de catálogo R216F-16 40E-L, cedidas pela empresa Sandvik Coromant.

A figura 3.1.a) ilustra a ferramenta montada na máquina, a figura 3.1.b) mostra a ferramenta desmontada compreendendo a haste, pastilha e parafuso de fixação. Pode-se ver a polia de alumínio que foi utilizada no sistema de medição de deflexão. Na figura 3.1.c) pode-se ver o desenho da pastilha com mais detalhes.

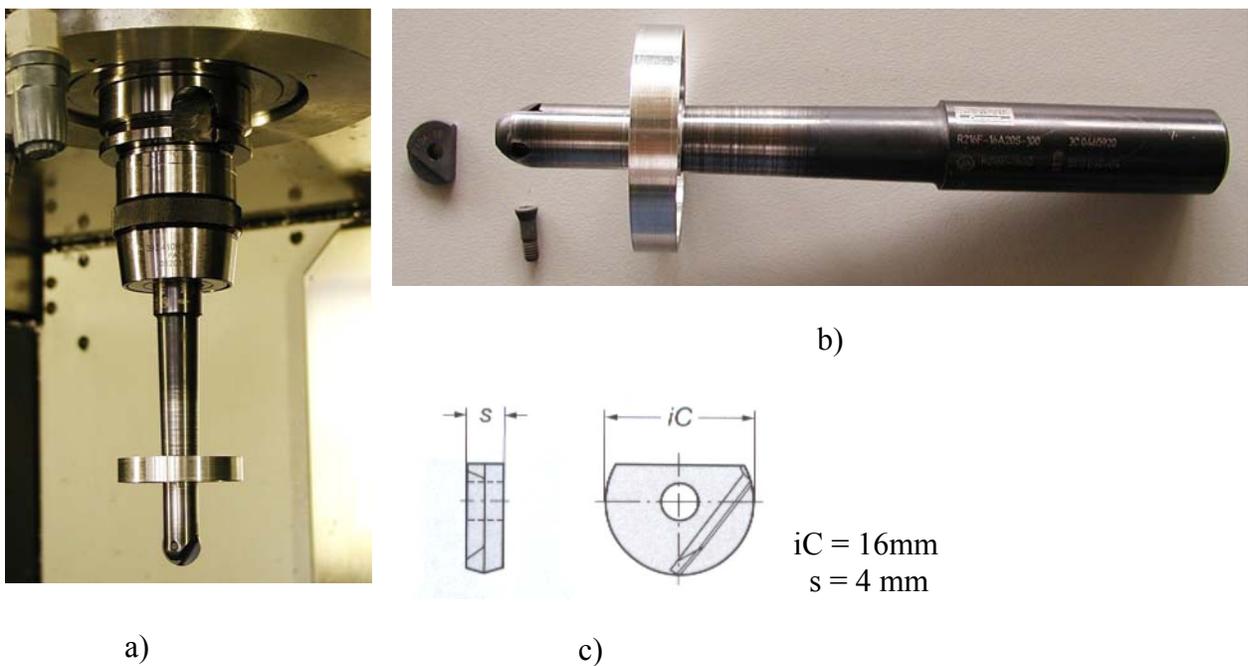


Figura 3.1 – Fresa de topo e seus acessórios. a) montada na máquina; b) desmontada

Para o registro das imagens dos desgastes das arestas de corte durante os ensaios de vida, e medição de desgaste V_{Bmax} das pastilhas foi utilizado um microscópio Leica com câmera JVC TKC1380 com capacidade de ampliação de até 40 vezes.

O critério de final de vida estabelecido para as arestas de corte da ferramenta nos ensaios de vida foi o maior valor medido de cada aresta de corte individualmente atingindo um valor de $V_{Bmax} \geq 0,2$ mm ou o tempo de usinagem ≥ 50 minutos. Para a medição da vibração da fresa durante o processo de usinagem foram utilizados dois sensores de medição de deslocamento sem contato (código 330103-02-10-10-02-00), com os condicionadores (código 330100-90-00) e cabos (código 330130-080-00-00) fabricados pela Bently Nevada Corporation dos Estados Unidos.

Os sensores foram montados perpendicularmente entre si de forma que se pudessem obter os deslocamentos direcionais em “x”, na direção da velocidade de avanço, e em “y” na direção da profundidade de usinagem. Para permitir a medição dos valores da vibração foi montada, por interferência, uma polia de alumínio no corpo da haste da fresa.

Antes do início das medições, a polia foi usinada em seu diâmetro externo, na própria máquina onde foram realizados os ensaios, para torná-la mais regular. Com isso obteve-se um máximo erro de batimento radial de 3 μ m.

As medições dos deslocamentos foram feitas na superfície da polia de diâmetro externo 50 mm, a uma distância constante de 37,7 mm da ponta esférica da fresa. A captura dos sinais de resposta do conjunto sensor/condicionador foi feita a uma frequência de 10 kHz por canal, utilizando-se um microcomputador equipado com uma placa de aquisição de dados AT MIO e o programa LabVIEW da National Instruments.

Os corpos de prova foram fixados em um dispositivo montado sobre o dinamômetro Kystler 9272. As componentes da força de usinagem, “Fx” na direção da velocidade de avanço, “Fy” na direção da profundidade radial de corte “ a_e ” e “Fz” na direção da profundidade axial de

corte, na direção axial da ferramenta, tiveram seus valores obtidos com a captura de dados dos sinais do dinamômetro enviados ao amplificador de carga multicanal Kystler 5019b. A placa de aquisição de dados recebia os sinais do amplificador.

Também a aquisição dos dados de força de usinagem foi feita usando-se o programa LabVIEW. Foi elaborado um programa aplicativo para aquisição e posteriormente para o tratamento dos dados obtidos. No programa aplicativo do LabVIEW foram utilizados filtros programáveis de “software”, reduzindo desta forma os problemas mais comuns existentes com os filtros de “hardware”, como interferências eletromagnéticas que requerem isolamentos caros e complexos, influências da temperatura, da umidade e a qualidade dos componentes utilizados nos filtros.

Os resultados forneceram dados para possibilitar a comparação entre as condições de usinagem para o aço AISI D2 endurecido considerando os dados do processo. Foram feitas avaliações da influência do comprimento da fixação da haste da ferramenta (balanço), do avanço por aresta da ferramenta, da velocidade de corte e da rugosidade da superfície anterior ao acabamento na vibração, na vida da ferramenta e na rugosidade da peça obtida com a operação de acabamento.

Na figura 3.2 pode-se ver a montagem geral do corpo de prova e o sistema de medição de deslocamento e forças. A figura 3.3, que é uma ampliação de parte da figura 3.2, ilustra a montagem do corpo de prova no dispositivo, o qual, está fixado sobre o dinamômetro.

O corpo de prova foi fixado de forma que a face plana usinada ficasse com uma inclinação de 75° em relação à horizontal. Esta inclinação foi feita para que o perfil da ponta esférica permanecesse em contato adequado com a superfície usinada evitando-se, desta forma, a velocidade de corte nula, que existe na ponta da ferramenta.

Na figura 3.4 pode-se ver a montagem geral vista de um outro lado, em relação à figura 3.3. Na figura 3.5 estão ilustrados os sensores de deslocamento, vistos no sentido do corpo de prova para a ferramenta.

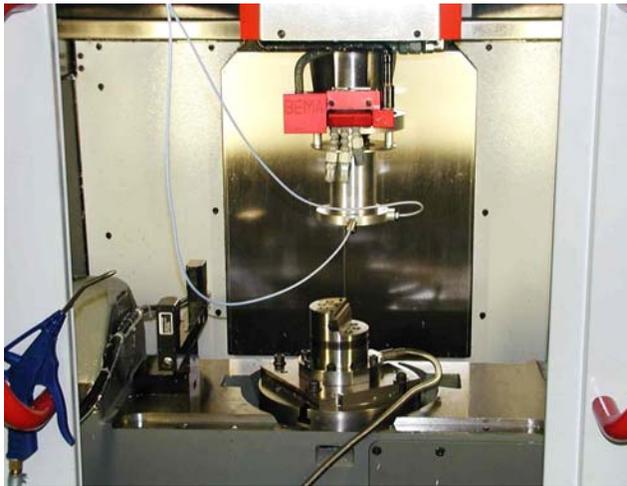


Figura 3.2 – Montagem geral do ensaio



Figura 3.3 – Montagem geral do ensaio



Figura 3.4 – Montagem geral do ensaio

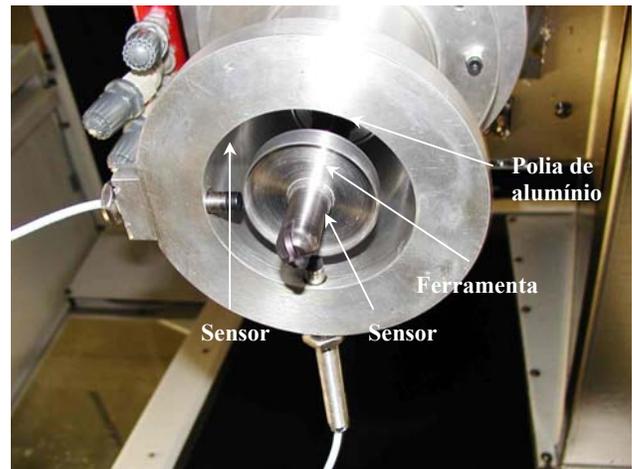


Figura 3.5 – Ilustração dos sensores de deslocamento

3.1 Descrição dos Ensaios

A descrição detalhada dos ensaios será feita nos tópicos seguintes. Mas para informações preliminares e sintetizadas, menciona-se que os ensaios foram realizados em 4 fases.

A fase 1 foi estabelecida para verificar a estabilidade do fresamento partindo-se de superfícies retificadas, que não têm a influência da rugosidade da superfície anterior à usinagem. Utilizaram-se duas relações de comprimento em balanço da ferramenta/diâmetro ($b=L/D$). A primeira com $b=7$, que era a menor possível na fixação da haste da ferramenta no mandril, sem alterar a haste, e a segunda, que era o valor máximo que permitiu acabamento superficial aceitável para operações de acabamento, no caso $b=L/D=8$.

A fase 2 foi realizada com o objetivo de preparar a superfície para a usinagem posterior. Estas superfícies geradas nesta fase representam o acabamento da operação anterior ao fresamento de acabamento das superfícies.

A fase 3 foi definida utilizando-se dois valores de $b=L/D$, um mínimo e outro máximo definidos na realização da fase 1. Este procedimento foi estabelecido para permitir o estudo da influência dos parâmetros de usinagem na rugosidade final obtida e na vibração inerente ao processo de usinagem.

A fase 4 contemplou os ensaios de vida da ferramenta de corte. Nesta fase não foi feita a medição de forças, pois não era possível montar o corpo de prova sobre o dinamômetro para o ensaio, pois suas dimensões eram grandes, para permitirem uma usinagem mais extensiva. Em todos os ensaios a usinagem foi realizada com ar comprimido como fluido de corte e foram adquiridos dados da vibração.

Os ensaios se configuraram num Planejamento Fatorial 2^k . Todas as operações foram realizadas utilizando-se o fresamento concordante e a alimentação de “ a_p ” foi feita com a subida da ferramenta em operação de contorno simulando o acabamento de cavidades de uma matriz ou

molde. As figuras 3.6 e 3.7 ilustram os sentidos das velocidades de corte e de avanço. A figura 3.7 ilustra também o aspecto de um corpo de prova usinado parcialmente, e pode-se ver as marcas da usinagem na superfície do corpo de prova. A figura 3.8 mostra a penetração da profundidade de axial “ a_p ” e a profundidade de corte radial “ a_e ”, na forma convencional. Os valores de “ a_p ” e de “ a_e ” foram determinados em função da programação das profundidades de corte na direção normal à superfície usinada “ a_n ” e a profundidade de corte radial na direção tangencial à superfície usinada “ a_{et} ”, respectivamente, ilustradas na figura 3.9, e em relação ao ângulo de posicionamento da superfície do corpo de prova com o eixo da ferramenta, conforme nomenclaturas apresentadas por Gomes (2001).

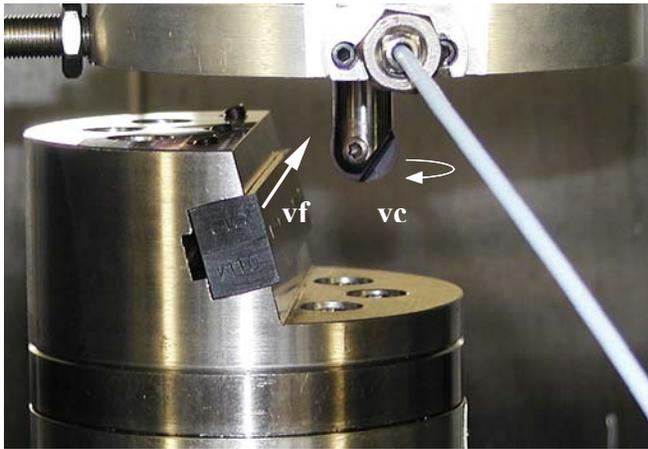


Figura 3.6 – Direções de “vc” e “vf”



Figura 3.7 – Direções de “vc” e “vf”

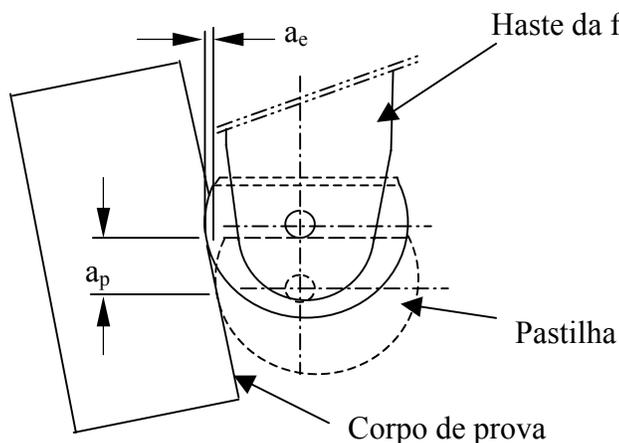


Figura 3.8 – Direções de “ a_p ” e “ a_e ”

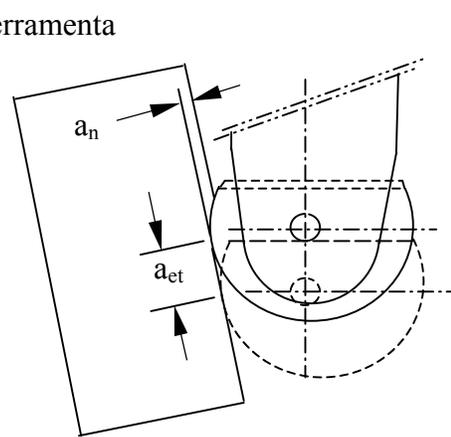


Figura 3.9 – Direções de “ a_n ” e “ a_{et} ”

As medições de rugosidade das superfícies dos corpos de prova foram realizadas com o rugosímetro Mitutoyo modelo SJ-201P ajustado com um comprimento de amostragem de 0,25 x 1 mm (“cut-off “ de 0,25 mm). As medições de rugosidade das fases 1 a 3 foram efetuadas na direção perpendicular à direção do avanço, exceto na fase 4, do ensaio de vida, que foram obtidas leituras de rugosidade também na direção do avanço. A figura 3.10 ilustra o rugosímetro e a medição da rugosidade. Foram efetuadas 3 leituras de rugosidade para cada superfície ensaiada do corpo de prova.



Figura 3.10 – Ilustração do rugosímetro e da medição da rugosidade

A medição dos deslocamentos “Dx” e “Dy” foi executada utilizando-se a região linear de resposta dos sensores que forneciam os valores de deslocamento proporcionais aos sinais de tensão enviados à placa de aquisição.

Foi necessário elaborar um procedimento para determinar a região de linearidade dos sensores de medição. Este procedimento consistiu em montar os sensores na posição de funcionamento, ligar o eixo árvore da máquina, sem executar usinagem, e fazer deslocamentos incrementais de 0,05 mm até o valor máximo de 0,30 mm para cada um dos eixos “x” e “y” da

máquina, individualmente, de forma que se estabelecessem distâncias conhecidas dos sensores até a polia de referência montada na haste da ferramenta.

Para cada valor incremental deslocado na máquina, foi feita a aquisição do sinal de resposta do sensor, em volts. Com o levantamento dos dados obteve-se a curva de resposta de cada eixo.

Na figura 3.11 pode-se observar os gráficos de resposta dos deslocamentos. Vê-se que acima da região de 7,5 volts para os dois sensores dos eixos “x” e “y” já se tem valores de medição que representam uma linearidade.

Os sensores foram então ajustados a uma distância média da polia de referência para que proporcionassem uma resposta aproximada de 7,5 volts. Isto permitiu estabelecer uma proporção linear das deflexões da ferramenta durante a usinagem, adquirindo sinais em volts e transformando-os em valores de deslocamento.

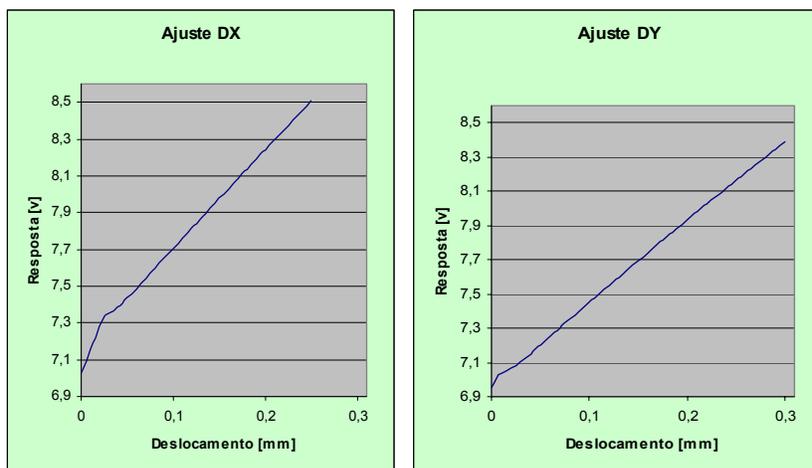


Figura 3.11 – Linearidade dos sensores de deslocamento

3.1.1 Descrição dos Ensaio da 1ª fase

Nesta fase foram utilizados corpos de prova de 10 mm x 20 mm x 106 mm com superfícies retificadas para que nesta fase o acabamento inicial da superfície a ser fresada não exercesse influência sobre os resultados. A tabela 3.1 ilustra o planejamento dos ensaios e apresenta as condições de usinagem e a relação $b = L/D$ utilizados.

Como pode ser visto na tabela 3.1 as variáveis de entrada foram $b = L/D$ em 3 níveis ($b=7$, $b=7,6$ e $b=8$), a profundidade de usinagem na direção normal à superfície “ a_n ” em 2 níveis (0,1 mm e 0,2 mm), a profundidade de usinagem na direção tangencial à superfície “ a_{et} ” em dois níveis ($a_{et} = 0,1$ mm e $a_{et} = 0,2$ mm) e o avanço por dente também em 2 níveis ($f_z = 0,1$ mm e $f_z = 0,2$ mm).

Tabela 3.1 – Planejamento de ensaios da 1ª fase

Ensaio	Variáveis de Influência				Ensaio	Variáveis de Influência			
	a_n [mm]	a_{et} [mm]	f_z [mm/dente]	$b=L/D$		a_n [mm]	a_{et} [mm]	f_z [mm/dente]	$b=L/D$
1	0,1	0,1	0,1	7	13	0,2	0,1	0,1	7,6
2	0,1	0,1	0,2	7	14	0,2	0,1	0,2	7,6
3	0,1	0,2	0,1	7	15	0,2	0,2	0,1	7,6
4	0,1	0,2	0,2	7	16	0,2	0,2	0,2	7,6
5	0,2	0,1	0,1	7	17	0,1	0,1	0,1	8
6	0,2	0,1	0,2	7	18	0,1	0,1	0,2	8
7	0,2	0,2	0,1	7	19	0,1	0,2	0,1	8
8	0,2	0,2	0,2	7	20	0,1	0,2	0,2	8
9	0,1	0,1	0,1	7,6	21	0,2	0,1	0,1	8
10	0,1	0,1	0,2	7,6	22	0,2	0,1	0,2	8
11	0,1	0,2	0,1	7,6	23	0,2	0,2	0,1	8
12	0,1	0,2	0,2	7,6	24	0,2	0,2	0,2	8
Valores constantes									
Fluido Refrigerante = ar					n = 3000 rpm				

A velocidade de corte correspondeu àquela obtida com uma rotação no eixo árvore de $n=3000$ rpm. O fluido refrigerante aplicado foi o ar, que tinha função somente de eliminar cavaco da região de corte. Para todos os ensaios foram realizadas aquisições, em 3 réplicas, dos dados das componentes “Fx”, “Fy” e “Fz” das forças de corte e os deslocamentos “Dx” e “Dy”. Após o fresamento das superfícies foram feitas medições da rugosidade, na direção transversal à “vf”, de cada corpo de prova. Os ensaios compreenderam a usinagem de uma superfície completa do corpo de prova.

3.1.2 Descrição dos Ensaios da 2ª fase

Na 2ª fase dos ensaios as superfícies retificadas dos corpos de prova foram fresadas para que se obtivessem diferentes rugosidades nas superfícies, a fim de simular a rugosidade de operações anteriores em processos de pré-acabamento. Estas superfícies foram usadas nas operações de usinagem para a realização da 3ª fase. A tabela 3.2 ilustra o planejamento dos ensaios desta fase.

Foram utilizados parâmetros adequados para a obtenção de superfícies com rugosidade superficial $Ra=1 \mu\text{m}$ e $3 \mu\text{m}$. O objetivo da escolha destes valores de rugosidade foi contemplar acabamentos relativamente diferentes mas que são geralmente obtidos em operações de pré-acabamento de usinagem de cavidades de moldes e matrizes. A velocidade de corte foi àquela obtida com uma rotação no eixo árvore de $n= 3000$ rpm.

O fluido refrigerante aplicado foi o ar, que tinha função somente de eliminar cavaco da região de corte. Para todos os ensaios foram realizadas aquisições, em 3 réplicas, dos dados das componentes “Fx”, “Fy” e “Fz” das forças de corte e os dos deslocamentos “Dx” e “Dy. Após realizado o fresamento das superfícies foram feitas as medições da rugosidade, na direção transversal à “vf”, de cada corpo de prova. Os ensaios compreenderam a usinagem de uma superfície completa do corpo de prova.

Tabela 3.2 – Planejamento dos ensaios da fase 2ª fase

Variáveis de Influência				Variáveis de Influência			
Ensaio	a_{et} [mm]	Fz [mm/dente]	b=L/D	Ensaio	a_{et} [mm]	fz [mm/dente]	b=L/D
25	0,4	0,20	7	37	0,8	0,25	7
26	0,4	0,25	7	38	0,8	0,25	7
27	0,8	0,20	7	39	0,8	0,25	7
28	0,8	0,25	7	40	0,8	0,25	7
29	0,4	0,20	8	41	0,4	0,20	8
30	0,4	0,25	8	42	0,4	0,20	8
31	0,8	0,20	8	43	0,4	0,20	8
32	0,8	0,25	8	44	0,4	0,20	8
33	0,4	0,25	7	45	0,8	0,25	8
34	0,4	0,25	7	46	0,8	0,25	8
35	0,4	0,25	7	47	0,8	0,25	8
36	0,4	0,25	7	48	0,8	0,25	8
Valores constantes							
Fluido Refrigerante = ar				$a_n = 0,2$ mm		n = 3000 rpm	

3.1.3 Descrição dos Ensaios da 3ª fase

A tabela 3.3 ilustra o planejamento dos ensaios da 3ª fase dos ensaios. Nesta foram fresados os corpos de prova previamente usinados na 2ª fase. O objetivo era verificar se as condições da superfície obtida na operação anterior exerciam influências nas operações de acabamento, nas forças de corte e na vibração da ferramenta.

As variáveis de entrada, além da rugosidade da superfície anterior, foram a relação $b=L/D$ em 2 níveis ($b=7$ e $b=8$) e o avanço por dente ($fz = 0,1$ mm e $fz = 0,2$ mm). As profundidades de usinagem foram mantidas constantes e determinadas por $a_n = 0,1$ mm, medida na direção normal à superfície gerada e $a_{et} = 0,2$ mm, na direção tangencial à superfície gerada.

A velocidade de corte foi àquela obtida com uma rotação no eixo árvore de $n= 3000$ rpm. O fluido refrigerante aplicado foi o ar, que tinha função somente de eliminar cavaco da região de corte. Para todos os ensaios foram realizadas aquisições, em 3 réplicas, de dados das componentes “Fx”, “Fy” e “Fz” das forças de corte e os deslocamentos “Dx” e “Dy”. Após a realização do fresamento foram feitas medições da rugosidade, na direção transversal à “vf”, de cada corpo de prova. Os ensaios compreenderam a usinagem de uma superfície completa do corpo de prova.

Tabela 3.3 – Planejamento dos ensaios da 3ª fase

Variáveis de Influência				
Ensaio	Ensaio da 2ª fase	Ra [μm]	fz [mm/dente]	b=L/D
49	37	2,98	0,10	7
50	38	3,03	0,10	7
51	35	0,86	0,10	7
52	36	0,98	0,10	7
53	33	0,89	0,20	7
54	34	1,14	0,20	7
55	39	2,63	0,20	7
56	40	3,04	0,20	7
57	45	2,97	0,10	8
58	46	2,83	0,10	8
59	43	0,83	0,10	8
60	44	0,82	0,10	8
61	41	0,72	0,20	8
62	42	0,80	0,20	8
63	47	2,80	0,20	8
64	48	2,79	0,20	8
Valores constantes				
Fluido Refrigerante = ar				
$a_n = 0,1$ mm		$n = 3000$ rpm		
$a_{et} = 0,2$ mm				

3.1.4 Descrição dos Ensaio da 4ª fase

Na 4ª fase foi utilizado um corpo de prova de 100 mm x 206 mm x 210 mm. As superfícies foram preparadas para os ensaios, as quais foram previamente usinadas em pré-acabamento nesta mesma fase utilizando-se pastilhas extras. O objetivo era verificar se as condições da superfície anterior exerciam influências nas operações de acabamento referente ao desgaste da aresta de corte e à vibração da ferramenta.

A tabela 3.4 ilustra o planejamento dos ensaios desta fase. As variáveis de entrada foram a rugosidade da operação anterior em 2 níveis (aproximadamente $Ra = 1$ e $Ra = 3 \mu m$), a relação $b=L/D$ em 2 níveis ($b=7$ e $b=8$) e a velocidade de corte (aquelas obtidas para rotações $n = 2500$ rpm e $n = 3000$ rpm).

Tabela 3.4 – Planejamento dos ensaios da 4ª fase

Ensaio	Variáveis de Influência		
	Ra Ant [μm]	n [rpm]	b=L/D
65	1,11	2500	7
66	1,00	3000	7
67	3,08	2500	7
68	3,17	3000	7
69	1,25	2500	8
70	1,22	3000	8
71	3,29	2500	8
72	3,14	3000	8
Valores constantes			
Fluido Refrigerante = ar			
$a_n = 0,1$ mm		$a_{et} = 0,2$ mm	

As profundidades de usinagem foram mantidas constantes, respectivamente $a_n = 0,1$ mm e $a_{et} = 0,2$ mm, medidas na direção normal e tangencial a superfície gerada, bem como o avanço por dente $f_z = 0,1$ mm. O fluido refrigerante aplicado foi o ar, o qual tinha a função somente de eliminar o cavaco da região de corte.

Ao longo dos ensaios foram medidos os desgastes de flanco “ V_B ” das arestas de corte e os deslocamentos “ D_x ” e “ D_y ”. O critério de fim de vida foi estabelecido para o evento que ocorresse primeiro: um desgaste de flanco $V_{BMAX} = 0,2$ mm ou um tempo de usinagem efetiva de 50 minutos. Após a realização do fresamento foram feitas medições da rugosidade de cada superfície usinada, nas direções transversal e longitudinal à “ v_f ”.

O objetivo principal desta etapa dos ensaios era de se determinar a influência dos dois níveis escolhidos da relação $b=L/D$, da rugosidade da superfície anterior e da velocidade de corte do fresamento, estabelecida por dois níveis de velocidade de corte respectivas às rotações no eixo árvore (rpm), na vida da ferramenta, na vibração e a rugosidade superficial obtida.

Capítulo 4

Resultados e Discussões

Os resultados obtidos na realização dos ensaios são apresentados neste capítulo. Também é apresentada a análise dos resultados.

Como apresentado no capítulo 3, os procedimentos experimentais se dividiram em quatro fases distintas. Todas as operações foram realizadas utilizando-se o fresamento concordante e a alimentação da profundidade de usinagem tangencial à superfície gerada “ a_{et} ” foi feita com a subida da ferramenta simulando o acabamento da abertura de cavidades de uma matriz ou molde.

Os resultados obtidos nas quatro fases foram apresentados sob a forma de tabelas e gráficos para facilitar a visualização e interpretação dos mesmos. Os resultados são principalmente a rugosidade obtida “ R_a ” da peça em todas as fases, os deslocamentos “ D_x ” e “ D_y ” da ferramenta que representam a vibração na usinagem, as componentes “ F_x ”, “ F_y ” e “ F_z ” das forças de corte e os desgastes “ V_B ” das arestas de corte da ferramenta.

4.1 Análise e Discussão dos Resultados da 1ª Fase dos Ensaios

Nesta primeira fase dos ensaios foi comparada a influência do comprimento de fixação da ferramenta, representado pela relação $b=L/D$, que teve como valor inicial $b=L/D=7$ e foi sendo acrescentado em seguida para $b=L/D=7,6$ e finalmente para $b=L/D=8$. A tabela 4.1 apresenta as

rugosidades “Ra” obtidas como variável de resposta e ilustra também as variáveis de influência $b=L/D$, “ a_n ”, “ a_{et} ” e “ fz ” em cada ensaio realizado.

Tabela 4.1 - Influência das condições de corte e de $b=L/D$ na rugosidade

Ensaio	Variáveis de Influência				Resultados
	a_n [mm]	a_{et} [mm]	fz [mm/dente]	$b=L/D$	Ra [μm]
1	0,1	0,1	0,1	7	0,38
2	0,1	0,1	0,2	7	0,46
3	0,1	0,2	0,1	7	0,28
4	0,1	0,2	0,2	7	0,48
5	0,2	0,1	0,1	7	0,63
6	0,2	0,1	0,2	7	0,51
7	0,2	0,2	0,1	7	0,53
8	0,2	0,2	0,2	7	0,34
9	0,1	0,1	0,1	7,6	0,37
10	0,1	0,1	0,2	7,6	0,42
11	0,1	0,2	0,1	7,6	0,39
12	0,1	0,2	0,2	7,6	0,88
13	0,2	0,1	0,1	7,6	0,49
14	0,2	0,1	0,2	7,6	0,55
15	0,2	0,2	0,1	7,6	2,62
16	0,2	0,2	0,2	7,6	0,82
17	0,1	0,1	0,1	8	0,33
18	0,1	0,1	0,2	8	0,34
19	0,1	0,2	0,1	8	0,29
20	0,1	0,2	0,2	8	0,37
21	0,2	0,1	0,1	8	0,98
22	0,2	0,1	0,2	8	1,40
23	0,2	0,2	0,1	8	0,34
24	0,2	0,2	0,2	8	0,42
Valores constantes					
Fluido Refrigerante = ar				n = 3000 rpm	

As superfícies da operação anterior foram retificadas permitindo uma rugosidade aproximadamente de $Ra = 0,2 \mu\text{m}$. Desta forma, o estado e as condições da superfície anterior à usinagem destes ensaios não exerceram influências sobre o resultado do acabamento da superfície usinada. Também foi analisada a influência dos parâmetros “ a_n ”, “ a_{et} ” e “ f_z ” sobre os resultados.

Pode-se observar na tabela 4.1 que a rugosidade varia de acordo com as variações dos parâmetros de influência. Esta fase foi necessária somente para se estabelecer os dois níveis de $b=L/D$, um mínimo e outro máximo, que possibilitassem a obtenção de rugosidades aceitáveis para operações de acabamento em aço endurecido.

Vê-se na tabela 4.1 que, mesmo nos ensaios com o maior balanço da ferramenta ($b=L/D=8$) ainda se tem valores de rugosidade baixos, comparáveis àqueles obtidos com $b=L/D=7$. Assim, conclui-se que, nestes níveis de variação do balanço da ferramenta eles não influem na rugosidade da peça. O único ensaio que representou exceção ao exposto foi aquele que se utilizou o maior balanço ($b=L/D=8$), maior “ f_z ” ($f_z = 0,2 \text{ mm}$) e a maior “ a_n ” ($a_n = 0,2 \text{ mm}$). Neste caso, a rugosidade cresceu bastante e atingiu $Ra = 1,40 \mu\text{m}$.

Assim, baseados nos ensaios desta fase, os balanços escolhidos para os ensaios das próximas fases foram $b=L/D=7$ e $b=L/D=8$, que possibilitam fabricação de moldes e matrizes com cavidades mais profundas.

Como o objetivo do trabalho era o de verificar quais das condições ensaiadas seriam mais adequadas para as operações de fresamento em acabamento, foram escolhidas, para realização dos ensaios da 3ª fase, as combinações de níveis $b=L/D=7$ e $b=L/D=8$ que permitissem pequenas rugosidades, porém pudessem proporcionar mais produtividade. Assim, como todas as vezes em que a rugosidade foi igual ou maior que $Ra = 1 \mu\text{m}$ a profundidade de usinagem era $a_n = 0,2 \text{ mm}$, este valor foi excluído dos próximos ensaios. Porém, foram mantidos para estes ensaios os dois valores de “ f_z ”, pois este parâmetro, mesmo em seus níveis máximos, poderia propiciar alternativas para se obter rugosidade baixa sem abrir mão da produtividade. Como as rugosidades obtidas com $a_{et} = 0,1 \text{ mm}$ ou $a_{et} = 0,2 \text{ mm}$ foram relativamente próximas, optou-se por utilizar, nos próximos ensaios, $a_{et} = 0,2 \text{ mm}$ que permitiria mais produtividade.

Desta forma os ensaios para a realização da 3ª fase foram estabelecidos e foram preparados e realizados os ensaios da 2ª fase, que correspondem ao pré-acabamento, cujos resultados são descritos a seguir.

4.2 Análise e Discussão dos Resultados da 2ª Fase dos Ensaios

Na segunda fase dos ensaios foram realizadas operações de usinagem para se determinarem as rugosidades que representaram as superfícies de pré-acabamento para a realização dos ensaios da 3ª fase. Pôde-se, nesta fase, avaliar a influência dos parâmetros usados para pré-acabamento na rugosidade, que representa a superfície da operação anterior ao acabamento.

Também foram utilizados corpos de prova que possuíam superfície acabada em retificação com rugosidade aproximadamente $Ra = 0,2 \mu\text{m}$, eliminando desta forma o efeito da rugosidade anterior no resultado do pré-acabamento. Os valores de rugosidade obtidos nesta fase estão apresentados na tabela 4.2. Foram usados dois níveis de $b=L/D$ ($b=7$ e $b=8$) e somente o valor de $a_n = 0,2 \text{ mm}$, pois neste ensaio desejava-se obter superfícies com rugosidades mais altas. Foi necessário estabelecer valores de “ a_{et} ”, “ fz ” para se obter 2 níveis de “ Ra ”, um melhor e outro pior, buscando valores aproximados de $1 \mu\text{m}$ e $3 \mu\text{m}$. Na tabela 4.2 pode-se verificar as rugosidades obtidas de acordo com os parâmetros utilizados.

Analisando-se os dados da tabela 4.2, vê-se que o grande fator de influência na rugosidade foi a profundidade de usinagem na direção tangencial (a_{et}). Toda vez que se utilizou “ a_{et} ” no seu nível mínimo, o valor de “ Ra ” variou entre os extremos $0,70$ e $1,23 \mu\text{m}$. Já quando se utilizou “ a_{et} ” em seu nível máximo, “ Ra ” variou entre $1,73$ e $3,22 \mu\text{m}$. Já o balanço da ferramenta “ b ” não foi um fator de grande influência. Quando se comparam as rugosidades obtidas com mesmos valores de “ a_{et} ”, mas com diferentes valores de $b=L/D$, vê-se que os valores de rugosidade são semelhantes. Por exemplo, pode-se comparar as rugosidades obtidas nos ensaios 45, 46, 47 e 48 ($b = L/D = 8$), com os valores obtidos nos ensaios 37, 38, 39 e 40 ($b = L/D = 7$).

Tabela 4.2 – Resultados da 2ª fase para geração de superfícies em pré-acabamento

Variáveis de Influência				Resultados
Ensaio	a_{et} [mm]	fz [mm/dente]	$b=L/D$	Ra [μm]
25	0,4	0,20	7	1,26
26	0,4	0,25	7	0,91
27	0,8	0,20	7	2,79
28	0,8	0,25	7	3,22
29	0,4	0,20	8	0,73
30	0,4	0,25	8	1,23
31	0,8	0,20	8	2,07
32	0,8	0,25	8	1,73
33	0,4	0,25	7	0,89
34	0,4	0,25	7	1,14
35	0,4	0,25	7	0,86
36	0,4	0,25	7	0,98
37	0,8	0,25	7	2,98
38	0,8	0,25	7	3,03
39	0,8	0,25	7	2,63
40	0,8	0,25	7	3,04
41	0,4	0,20	8	0,72
42	0,4	0,20	8	0,80
43	0,4	0,20	8	0,83
44	0,4	0,20	8	0,82
45	0,8	0,25	8	2,97
46	0,8	0,25	8	2,83
47	0,8	0,25	8	2,80
48	0,8	0,25	8	2,79
Valores constantes				
Fluido Refrigerante = ar		$a_n = 0,2 \text{ mm}$	$n = 3000 \text{ rpm}$	

Como desejava-se obter peças com dois níveis de rugosidade diferentes, o primeiro em torno de $Ra = 1 \mu\text{m}$ e o segundo em torno de $Ra = 3 \mu\text{m}$ utilizou-se como condições de usinagem da operação de pré-acabamento para os ensaios da fase 3 e 4 aquelas empregadas nos ensaios 26

para $b=L/D=7$ ($a_{et}=0,4$ mm e $fz=0,25$ mm) e nos ensaios 25 para $b=L/D=8$ ($a_{et}=0,4$ mm e $fz=0,2$ mm) para obter o valor de $Ra = 1 \mu\text{m}$ e nos ensaios 28 para $b=L/D=7$ ($a_{et}=0,8$ mm e $fz=0,25$ mm) e nos ensaios 27 para $b=L/D=8$ ($a_{et}=0,8$ mm e $fz=0,25$ mm) para obter o valor de $Ra = 3 \mu\text{m}$.

4.3 Análise e Discussão dos Resultados da 3ª Fase dos Ensaio

Os resultados obtidos nesta fase são apresentados na tabela 4.3.

Tabela 4.3 – Resultados da 3ª fase da usinagem em acabamento a partir de superfície pré-acabada

Ensaio	Variáveis de Influência				Resultados					
	Ensaio da 2ª fase	Ra [μm]	fz [mm/dente]	b=L/D	Ra [μm]	Fx [N] RMS	Fy [N] RMS	Fz [N] RMS	Dx [mm] RMS	Dy [mm] RMS
49	37	2,98	0,10	7	0,67	9,14	27,28	6,84	0,018	0,025
50	38	3,03	0,10	7	0,87	8,72	23,87	6,24	0,018	0,023
51	35	0,86	0,10	7	0,41	10,00	34,57	9,45	0,018	0,024
52	36	0,98	0,10	7	0,38	10,23	32,15	7,60	0,018	0,025
53	33	0,89	0,20	7	0,56	10,57	31,16	7,74	0,018	0,024
54	34	1,14	0,20	7	0,81	10,25	31,80	7,14	0,018	0,026
55	39	2,63	0,20	7	0,60	10,78	32,67	8,56	0,018	0,027
56	40	3,04	0,20	7	0,62	15,26	42,24	17,33	0,018	0,025
57	45	2,97	0,10	8	0,36	15,18	45,14	10,46	0,011	0,024
58	46	2,83	0,10	8	0,36	15,34	50,45	12,55	0,011	0,025
59	43	0,83	0,10	8	0,42	14,59	54,79	13,45	0,011	0,026
60	44	0,82	0,10	8	0,46	12,69	39,02	7,96	0,011	0,023
61	41	0,72	0,20	8	0,48	17,31	53,97	11,96	0,013	0,025
62	42	0,80	0,20	8	0,65	20,92	68,53	15,78	0,012	0,029
63	47	2,80	0,20	8	0,72	18,05	54,37	13,60	0,013	0,024
64	48	2,79	0,20	8	0,75	14,86	46,33	11,39	0,012	0,026
Valores constantes										
Fluido Refrigerante = ar				$a_n = 0,1$ mm	$a_{et} = 0,2$ mm		n = 3000 rpm			

O fresamento foi realizado utilizando-se dois níveis de cada variável de influência $b=L/D$, “Ra anterior” e “fz”. As superfícies com rugosidades designadas “Ra anterior” foram obtidas na 2ª fase dos ensaios, como já descrito.

Pode-se observar pela tabela 4.3 que as rugosidades obtidas nos ensaios da 3ª fase atendem às necessidades de acabamento comumente requisitadas para a fabricação de moldes e matrizes. A maior rugosidade obtida foi $Ra = 0,87 \mu m$.

Nesta fase também foram feitas medições das componentes “Fx”, “Fy” e “Fz” da força de corte e os deslocamentos “Dx” e “Dy” da ponta da ferramenta medidos na superfície do diâmetro externo da polia de alumínio montada na haste da ferramenta a uma distância de 37,7 mm da ponta esférica. Os valores de deslocamento são as deflexões que ocorrem durante a usinagem e representam a vibração na ferramenta. A ferramenta é analisada como uma viga engastada, fixada na haste a uma distância $b=L/D$ da ponta esférica da ferramenta, que sofre a sollicitação de torção e flexão simultaneamente, pela ação da força de corte na ponta esférica da pastilha onde há o contato com a peça usinada. As medições de cada variável foram feitas obtendo-se sinais específicos simultaneamente em cada canal de aquisição. As aquisições de dados foram realizadas a uma frequência constante de 10 kHz por canal. Como a ferramenta estava girando a 3000 rpm, foi possível fazer uma amostragem de 200 pontos por rotação. Como a ferramenta tinha duas arestas de corte, foi possível medir e observar claramente os valores das variáveis de resposta desde o impacto da entrada das arestas de corte da ferramenta e suas respectivas saídas. A tabela 4.3 também mostra os valores de deslocamento da ferramenta que foram medidos nos ensaios.

Os valores de forças e deslocamentos foram obtidos fazendo-se a RMS (“Root Mean Square” - Média Quadrática) da seqüência de valores medidos. Os valores de RMS foram calculados pelo programa LABView que usou a equação 4.1, onde “ x_i ” é o valor de cada medição individual e “n” o número de medições. Neste trabalho foram utilizados $n = 8192$ pontos escolhidos dentro de uma região de aquisição, que tinha mais do que 60000 pontos adquiridos:

$$RMS = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=0}^{n-1} x_i^2} \quad (4.1)$$

A figura 4.1 ilustra uma das telas de aquisição. Nela pode-se ver os sinais de resposta, ou seja, todas as variáveis de aquisição representadas simultaneamente numa mesma tela. Isto permitiu que logo após a realização de cada aquisição dos dados fosse possível verificar imediatamente se as respostas de todas as variáveis tinham sido adquiridas. No canto superior direito da figura vê-se a legenda ilustrativa associando-se as variáveis com as cores representadas no gráfico.

Pode-se observar também que os valores de “Fy” representados pela cor amarela têm valores significativamente maiores do que os valores de “Fx” representados na cor azul. Pode-se ver no gráfico da figura 4.1 que no eixo das abscissas (horizontal) estão os valores dos pontos observados, que neste caso são aproximadamente 50 000 pontos. No eixo das ordenadas (vertical) estão representados os valores de resposta da variável, em volts, para o respectivo ponto de varredura e amostragem.

A figura 4.2 mostra a tela de aquisição da figura 4.1 com ampliação de todas os sinais das variáveis de resposta do ensaio 61. Nela pode-se ver os sinais de deslocamento “Dx” e “Dy” que situam-se próximos de 7,5 volts e como era esperado, os sinais de “Dy” oscilam com valores maiores (cor azul do gráfico). Os sinais de forças estão situados oscilando de zero até valores positivos e de zero até valores negativos. As forças de corte têm um sentido de orientação na entrada do dente empurrando a peça contra o dispositivo de fixação e após a passagem da aresta de corte da linha de centro da ferramenta inicia com a força em direção oposta, puxando a peça.

O dente da fresa permanece em contato com a peça num tempo muito pequeno, neste caso cerca de 0,5 ms, devido ao fato de que a rotação da ferramenta e a velocidade de avanço são relativamente altas ($n=3000$ rpm e $v_f=1200$ mm/min), e a profundidade de usinagem é relativamente pequena ($a_n=0,1$ mm) comparada com o diâmetro nominal da fresa ($D=16$ mm). Nestes ensaios em que a rotação é de $n=3000$ rpm e a frequência de aquisição constante de 10 kHz, cada volta da fresa corresponde à 200 pontos de aquisição representados na figura 4.2. O

dente da fresa faz o contato com a peça com o impacto da entrada, realiza o corte removendo o material até a saída. Neste ensaio referente à figura 4.2 somente são 5 pontos de aquisição com uma aresta de corte em contato com a peça. Cada dente permanece em contato com a peça durante um tempo médio de 0,55 ms. Este impacto de entrada gera a deflexão da haste da ferramenta que retorna, devido à elasticidade da haste, após a saída da fresa, ultrapassando a linha neutra (sem deflexão), causando a vibração. O dinamômetro adquiriu os sinais de forças do corte do dente e após a saída do dente, as forças de ressonância, causadas pela vibração. Também, como já eram esperadas, as forças “Fy” (figura 4.2, cor laranja) são maiores do que as demais forças.

As figuras 4.3 e 4.4, nas quais foram feitas ampliações dos gráficos de resposta utilizando-se filtros no programa LABView, de forma que se pudessem observar as respostas a cada 0,1 segundos do tempo de amostragem. No caso destas figuras tomou-se o tempo de 0,3 segundos até 0,5 segundo (da réplica de medição 1) do ensaio número 61. Na figura 4.3 pode-se ver os sinais de deslocamentos “Dx” e na figura 4.4 os sinais de deslocamentos “Dy”. Os valores dos deslocamentos “Dx” e “Dy” plotados no gráfico estão representados em milímetros de forma que se pode avaliar e ter uma idéia quantitativa de seus valores e observar a relação entre eles.

Observando-se estes gráficos citados, pode-se ver também os pontos de impacto da aresta da ferramenta na entrada do corte, representados pelos deslocamentos que nestes pontos são mais significativos. Entretanto, os pontos de saída da ferramenta, nos quais o contato é interrompido, não podem ser identificados, pois o tempo de corte é muito pequeno. Nota-se que no intervalo de 0,1 segundo há 6 pontos de entrada da ferramenta, 3 deles são de uma aresta de corte e 3 são da outra aresta de corte da pastilha.

Para se estudar a influência das variáveis “fz”, “b=L/D” e “Ra” anterior no acabamento final, foi feita uma avaliação usando-se ANOVA -Análise de Variância dos dados desta fase, no programa “MiniTab” e os dados obtidos podem ser observados na tabela 4.4. Em todas as análises de variâncias neste trabalho foi utilizado um nível de confiança de 95%. Portanto, para os resultados de valores “P” menores que 0,05, na ANOVA, poderá ser concluído que haverá influência significativa nas variáveis de resposta.

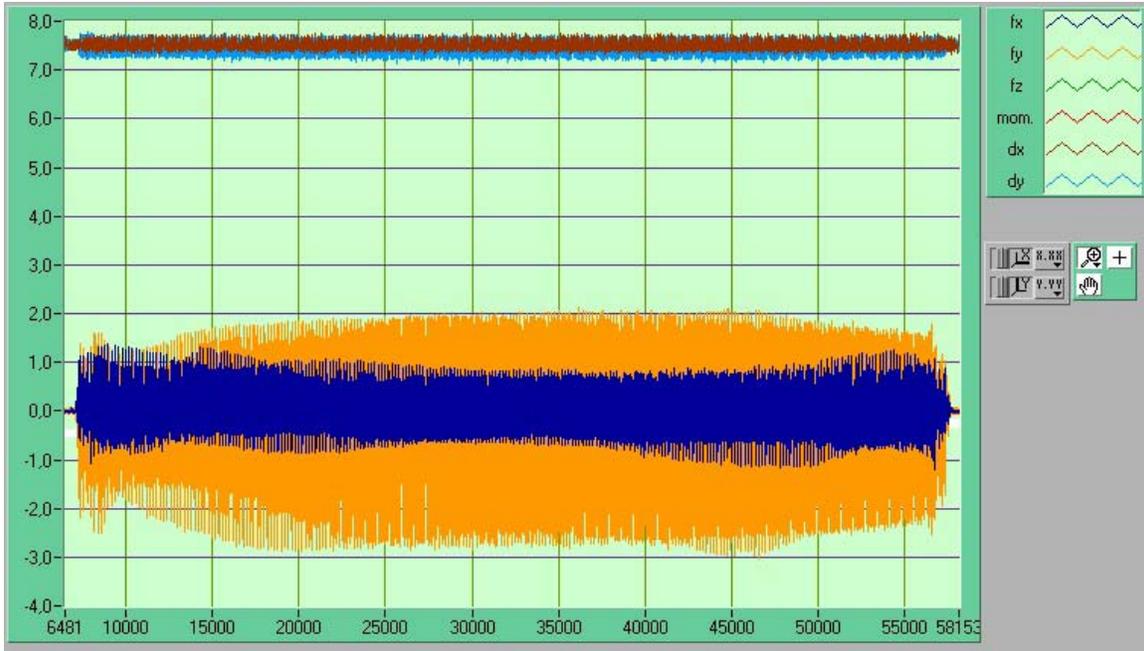


Figura 4.1 – Visualização das respostas das variáveis na aquisição, Ensaio N. 61: $a_n=0,1$ mm , $a_{et}=0,2$ mm, $b=L/D=8$, $n=3000$ rpm, $f_z=0,2$ mm/dente, Ra Ant= $0,72$ μ m

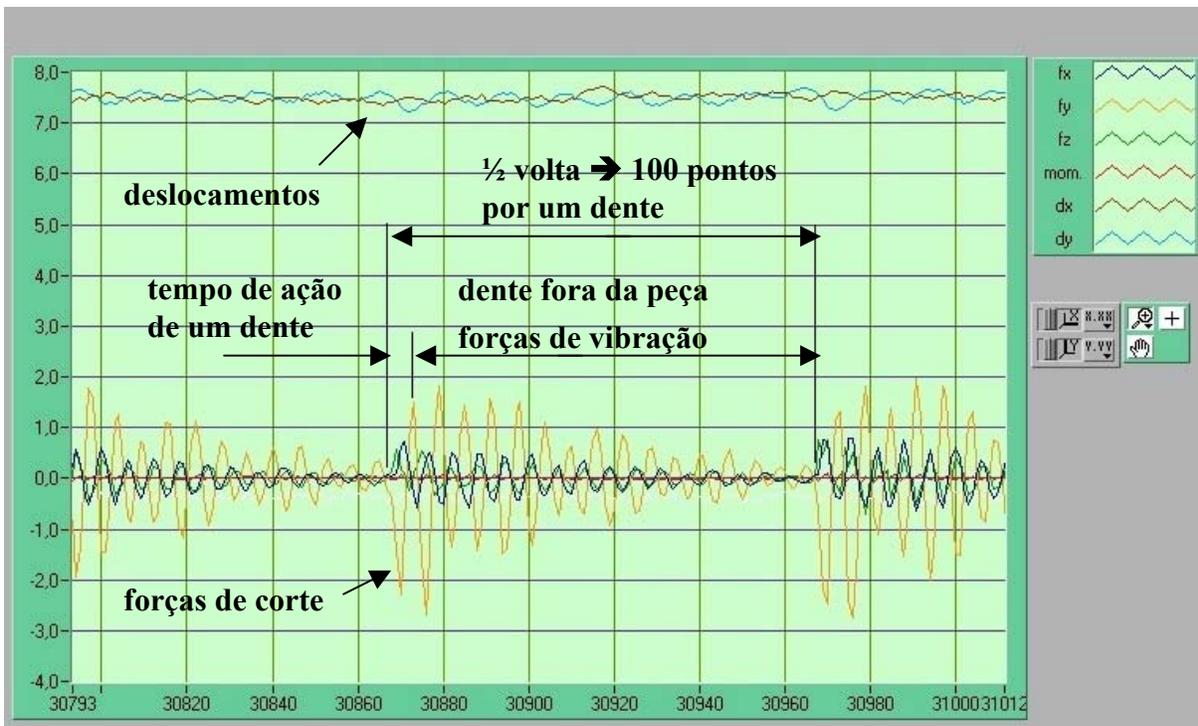


Figura 4.2 – Visualização das respostas das variáveis na aquisição, Ensaio N. 61: $a_n=0,1$ mm , $a_{et}=0,2$ mm, $b=L/D=8$, $n=3000$ rpm, $f_z=0,2$ mm/dente, Ra Ant= $0,72$ μ m

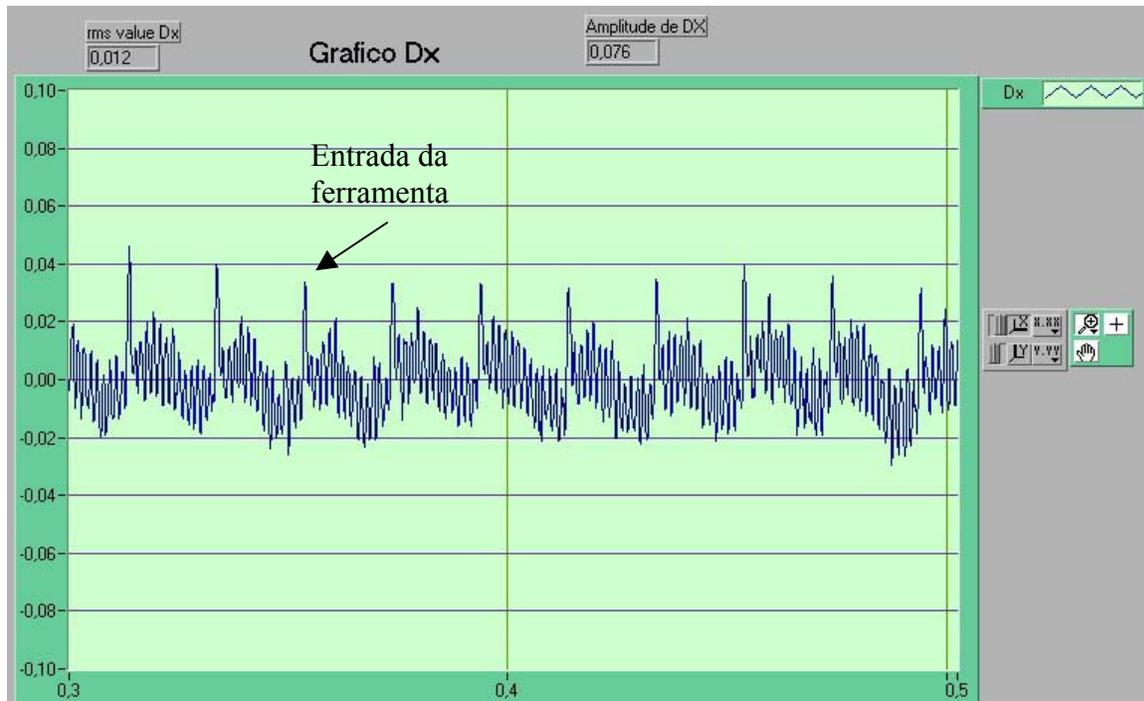


Figura 4.3 – Visualização do deslocamento “Dx”, Ensaio N. 61: $a_n=0,1$ mm , $a_{et}=0,2$ mm, $b=L/D=8$, $n=3000$ rpm, $f_z=0,2$ mm/dente, Ra Ant= $0,72$ μ m

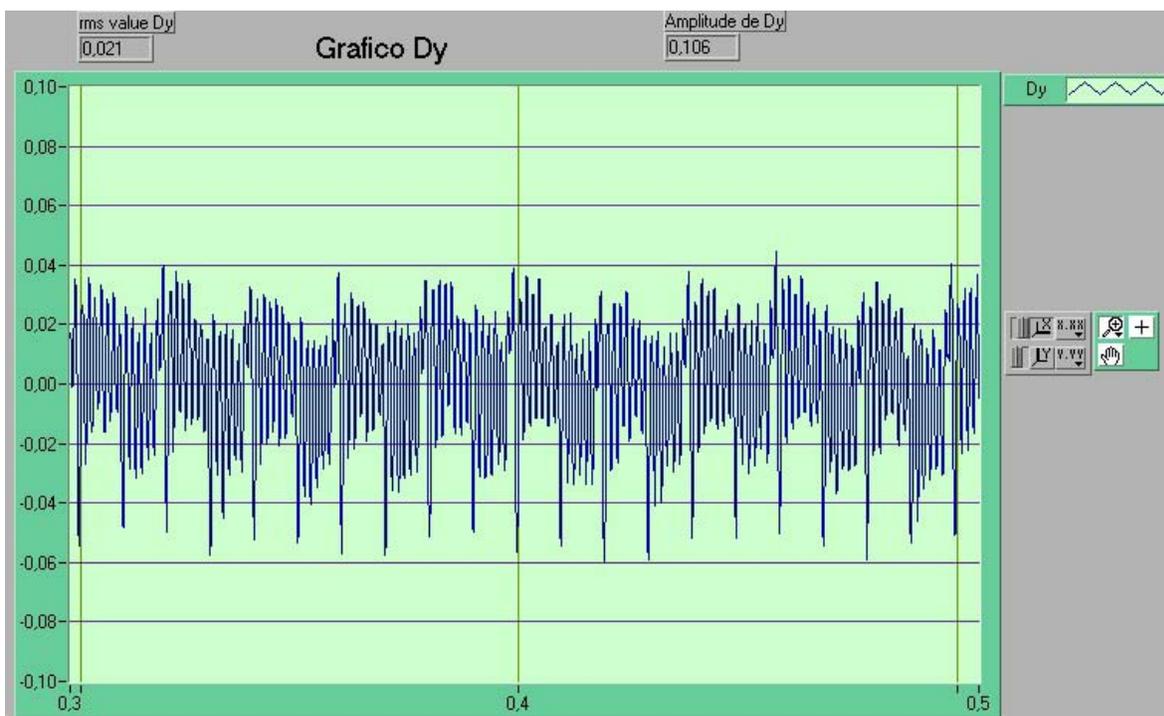


Figura 4.4 – Visualização do deslocamento “Dy”, Ensaio N. 61: $a_n=0,1$ mm , $a_{et}=0,2$ mm, $b=L/D=8$, $n=3000$ rpm, $f_z=0,2$ mm/dente, Ra Ant= $0,72$ μ m

Verificando-se os dados obtidos na ANOVA pode-se notar que o comprimento da fixação da haste da ferramenta e a rugosidade da superfície gerada na operação anterior, variáveis representadas respectivamente por $b=L/D$ e Ra anterior, que foram utilizadas em conjunto com os outros parâmetros do processo de usinagem, não afetam a rugosidade da superfície usinada, pois a resposta da análise “P” é maior do que 0,05, a qual representa um nível de confiança de 95%. Entretanto, os valores de avanços por aresta da ferramenta “ f_z ” exercem influência significativa na rugosidade da superfície usinada, mesmo com um valor $P = 0,048$ que é muito próximo de 0,05.

Tabela 4.4 – Resultados da Análise de Variâncias para “ Ra ”

Fator	Níveis	Valor Mín	Valor Máx	P valor
b	2	7	8	0,232
f_z	2	0,1	0,2	0,048
Ra ant	2	1	3	0,198

A influência de “ f_z ” na rugosidade é devido às condições geométricas que este parâmetro representa para a rugosidade da peça, juntamente com o raio de curvatura da pastilha, similar à influência de “ a_{et} ”. As ondulações da superfície causadas por “ f_z ” são idênticas às causadas por “ a_{et} ”, mas perpendiculares a elas, descrito no item 2.7 do capítulo 2. O fato de a rugosidade da operação anterior não influenciar na rugosidade da operação de acabamento deve-se às ordens de grandeza dos fatores envolvidos. As rugosidades da operação anterior são iguais ou menores que $3,04 \mu m$ (Ra de 1 a $3 \mu m$ geram valores de rugosidade máxima na casa de, no máximo, $0,87 \mu m$), enquanto que as espessuras de cavacos removidas, estão na casa de centenas de micrômetros ($a_{et} = 0,2 \text{ mm}$ e $f_z = 0,1$ e $0,2 \text{ mm}$). Assim, qualquer diferença na espessura do cavaco proveniente da rugosidade da operação anterior, ainda é insuficiente para proporcionar variação na rugosidade da peça.

Com isto pode-se concluir que, pelo menos, levando-se em consideração a rugosidade da peça, pode-se ter rugosidade da operação anterior alta (o que possibilita se realizar uma operação mais rápida) e um balanço da ferramenta alto (o que possibilita a usinagem de cavidades mais

profundas) sem se danificar a rugosidade obtida na operação de acabamento. A escolha do avanço por dente “fz”, porém, deve ser feita com cuidado para que se obtenha a rugosidade desejada.

Mais uma análise dos resultados da 3ª fase, considerando as outras variáveis de resposta, utilizando-se dos recursos da ANOVA foi feita e pode ser vista na tabela 4.5. Pode-se notar que as forças “Fx” recebem influências significativas com as variações de $b=L/D$ e de “fz” visto que o valor de “P” é menor do que 0,05. A influência de “fz” na força “Fx” era de se esperar, pois “Fx” é a própria força de avanço. Quanto maior o parâmetro de usinagem nesta direção, maior é a força nesta direção. Os deslocamentos “Dx” apresentam resultados que identificam a influência significativa do avanço por dente, visto que o valor de “P” é igual à 0,014 para o efeito de “fz” (ver tabela 4.3 e a ANOVA e a tabela 4.5). Isto demonstra que a ferramenta não era rígida o suficiente na direção de avanço.

Pode-se ver na tabela 4.3 que “Fx” é menor quando se utilizou o menor valor de $b=L/D = 7$ e que os valores de “Dx” são maiores com este balanço da ferramenta. Provavelmente, uma maior deflexão da ferramenta na direção de avanço fez com que a secção de corte (ou o avanço por dente real) fosse menor, o que reduziu a força nesta direção. Porém, para se comprovar esta hipótese, é necessário que se explique o que causou esta maior deflexão, já que as forças eram menores e o balanço também era menor. A resposta a esta dúvida deve estar relacionada a algum fator de fixação da ferramenta na máquina, o que não foi possível detectar.

Porém, as forças “Fy” e “Fz” não se comportam da mesma forma, sendo influenciadas significativamente somente pelo comprimento da ferramenta $b=L/D$. O avanço por dente não influencia significativamente estas componentes de força, pois é perpendicular a elas. Vê-se na tabela 4.3 que a componente “Fy” é a maior das componentes de força, isto porque a ferramenta tem aresta circular. Com isso, o comprimento de contato ferramenta-peça na direção de profundidade (direção “Y”), é grande, o que causa o aumento de “Fy”. Novamente a ferramenta é rígida o suficiente para suportar um maior esforço na direção de profundidade e, assim, os deslocamentos “Dy”, não são influenciados significativamente por nenhum parâmetro de entrada,

incluindo o balanço da ferramenta. Porém, pode-se ver também na tabela 4.3, que “Dy” sempre foi maior do que “Dx” também devido a este grande comprimento de contato.

Os resultados de avaliação utilizando-se a ANOVA apresentaram para os valores de “Dy” todos os valores de “P” maiores do que 0,05, e isto significa que não foi verificada a influência significativa de nenhum dos parâmetros “b=L/D”, “Ra ant” e “fz” em “Dy”.

Tabela 4.5 – Análise de Variâncias para respostas de “Fx”, “Fy”, “Fz”, “Dx” e “Dy”

Fator	Níveis	Valor Mín	Valor Máx	“P valor” para				
				Fx [N]	Fy [N]	Fz [N]	Dx [mm]	Dy [mm]
B	2	7	8	0,000	0,000	0,044	0,000	0,621
Fz	2	0,1	0,2	0,013	0,065	0,131	0,014	0,088
Ra ant	2	1	3	0,921	0,389	0,623	1,000	0,621

A avaliação utilizando-se a ANOVA para os valores de “Dx” apresentou os valores de P=0 e P=0,014 para “b” e “fz”, respectivamente, menores do que 0,05, e isto significa que foi verificada a influência significativa dos parâmetros “b=L/D” e “fz” em “Dx”. No entanto, o parâmetro “Ra ant” não exerceu influência significativa nos resultados de “Dx”.

Uma análise interessante pode ser feita para verificar como a rugosidade varia em relação à variação dos deslocamentos “Dx” e “Dy”. Utilizando-se os dados dos resultados desta fase (a fase 3) pode-se avaliar observando-se a figura 4.5 para a rugosidade “Ra” em função do deslocamento “Dx” e na figura 4.6 em função de “Dy”.

Nota-se pelas figuras 4.5 e 4.6 que não há uma relação direta que leve à conclusão que há uma influência clara dos deslocamentos “Dx” e “Dy” na Rugosidade “Ra”. Ou seja, as variações de “Ra” não têm relação com as variações dos deslocamentos “Dx” ou “Dy”, para os parâmetros dos ensaios realizados neste trabalho.

Assim, pode-se dizer que, dentre os parâmetros de entrada testados nesta fase, somente “fz” foi influente na rugosidade, o que demonstra que, mesmo com grande balanço da ferramenta,

o sistema era bastante estável, o que fazia com que os fatores geométricos de influência na rugosidade (“fz”) fossem mais importantes que a contribuição da vibração.

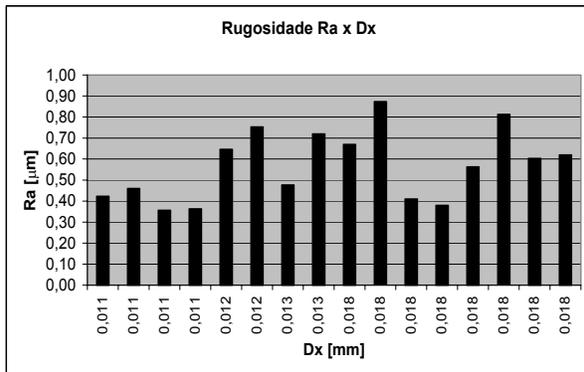


Figura 4.5 – Variação da Rugosidade “Ra” em relação ao deslocamento “Dx”

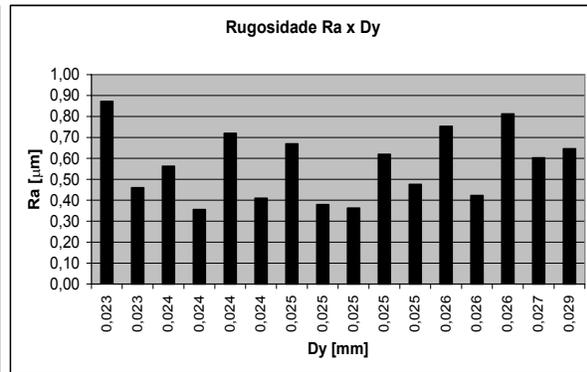


Figura 4.6 – Variação da Rugosidade “Ra” em relação ao deslocamento “Dy”

4.4 Análise e Discussão dos Resultados da 4ª Fase dos Ensaios

Nesta fase foram realizados os ensaios de vida da ferramenta. Na figura 4.7 são apresentados os resultados obtidos utilizando-se como variáveis de influência o comprimento de fixação da ferramenta representado pela relação $b=L/D$ em dois níveis, de $b=7$ e de $b=8$, os dois níveis de velocidade de corte estabelecidos pelas rotações da árvore, $n=3000$ rpm e $n=2500$ rpm, e a rugosidade da superfície anterior ao acabamento, também em dois níveis, aproximadamente $Ra=1$ µm e $Ra=3$ µm. As variáveis de resposta nas medições foram as deflexões “Dx” e “Dy” obtidas com a aquisição de dados com os sensores de deslocamento.

Os dados apresentados nas figuras 4.7 a) e b) são os valores das deflexões em “Dx” RMS considerando-se o comprimento usinado até o final da vida e para os valores de $b=L/D=7$ e $b=L/D=8$. Os dados apresentados na figura 4.7c) e d) são os valores das deflexões em “Dy” RMS considerando-se o comprimento usinado até o final da vida e para os valores de $b=L/D=7$ e $b=L/D=8$.

Ao analisar os dados da figura 4.7 pode-se observar que as deflexões “Dy” são substancialmente maiores do que as deflexões “Dx”. Isto ocorreu porque as forças de

profundidade (“F_y”) são maiores do que as forças de avanço (“F_x”), como visto no item anterior. Isto era de se esperar, pois a geometria do corte já pressupõe uma força maior na direção “Y”. Como se tem uma aresta circular com raio maior que a profundidade de usinagem “a_n” a projeção da secção de cavaco na direção de profundidade é bastante grande, bem maior que a espessura de cavaco média (“h_m”) que é proporcional à força de avanço “F_x”. Novamente nesta figura confirma-se o citado no item anterior, isto é, os valores de “D_x” são maiores quando se tem o menor balanço da ferramenta (b=L/D = 7).

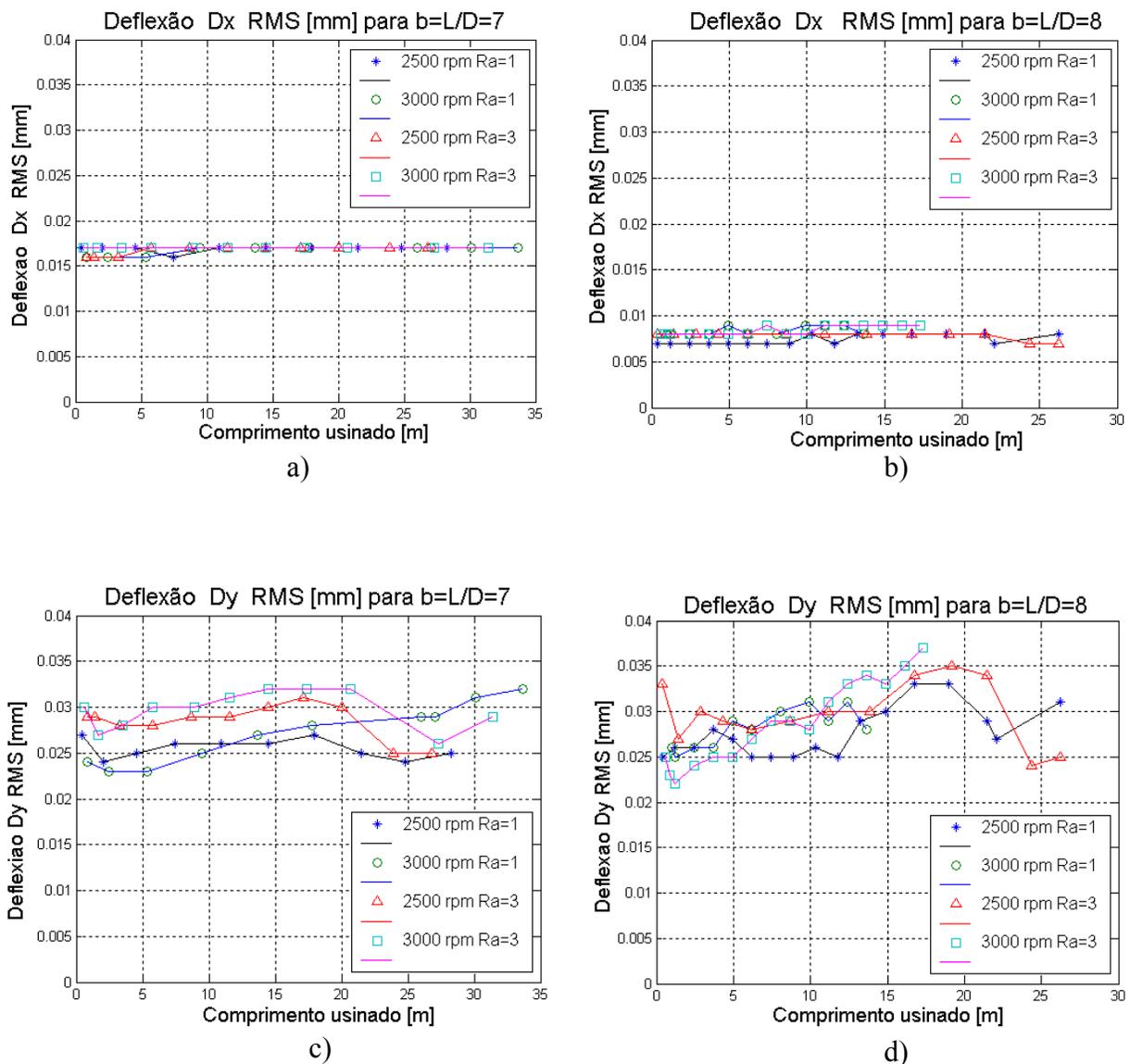


Figura 4.7 – RMS das deflexões de “D_x” e “D_y”

Com relação à influência do desgaste da ferramenta na sua vibração, verifica-se que praticamente o deslocamento da ferramenta na direção de avanço (“Dx”) não é influenciado pelo desgaste, pois ele praticamente não variou com o comprimento usinado. Assim, a ferramenta continua rígida para suportar um suposto aumento da força nesta direção causado pelo desgaste da ferramenta. Há que se lembrar ainda que as forças na direção “X” são menores que na direção “Y”, como mostrado no item anterior. Então, mesmo um possível crescimento da força ainda não foi capaz de superar a rigidez da ferramenta e, assim, causar aumento de deflexão da ferramenta nesta direção. Já para o deslocamento na direção de profundidade, o comportamento foi outro.

Em algumas condições, como nos casos dos ensaios com $b = 7$, $Ra_{ant} = 1,0 \mu\text{m}$ e $n = 3000$ rpm, do ensaio com $b = 8$, $Ra_{ant} = 3,0 \mu\text{m}$ e $n = 3000$ rpm e do ensaio com $b = 8$, $Ra_{ant} = 1,0 \mu\text{m}$ e $n = 3000$ rpm, houve um crescimento contínuo do deslocamento “Dy” com o comprimento usinado. Nos outros casos, houve crescimento inicial, seguido por queda ao fim da vida da ferramenta. Para que se possa entender estes comportamentos há que se examinar as figuras 4.8 e 4.9, que mostram o desgaste da ferramenta contra o comprimento usinado para todas as condições testadas. Nas duas condições em que ocorreram desgastes acentuados das ferramentas ($b = 8$, $Ra_{ant} = 1,0 \mu\text{m}$ e $n = 3000$ rpm e $b = 8$, $Ra_{ant} = 3,0 \mu\text{m}$ e $n = 3000$ rpm) ocorreu também crescimento contínuo do deslocamento da ferramenta.

Então, pode-se dizer que um desgaste acentuado da ferramenta causa crescimento de “Dy” que, por sua vez, também causa um crescimento maior do desgaste. Porém, esta não é a única causa, pois no ensaio com $b = 7$, $Ra_{ant} = 1,0 \mu\text{m}$ e $n = 3000$ rpm, o deslocamento cresceu continuamente, mas o desgaste não chegou a valores grandes. Porém, neste ensaio, apesar do deslocamento ter crescido continuamente com o comprimento usinado, a inclinação de sua curva de crescimento é baixa, bem menor que a dos outros dois ensaios em que houve crescimento contínuo de “Dy”.

Quando os valores de desgaste permaneceram baixos, o deslocamento “Dy” oscilou entre valores altos e baixos. Muito provavelmente, este comportamento deve ter ocorrido com a força nesta direção (as forças não foram medidas neste ensaio de vida). Dependendo do tipo de desgaste da ferramenta, pode-se ter aumento ou diminuição dos esforços de corte.

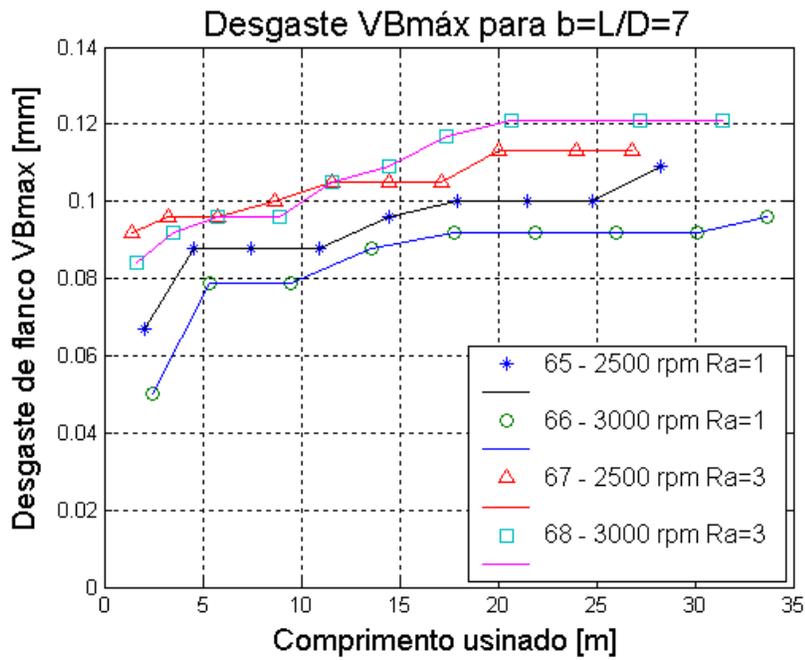


Figura 4.8 – Desgaste da aresta da ferramenta para b=L/D=7

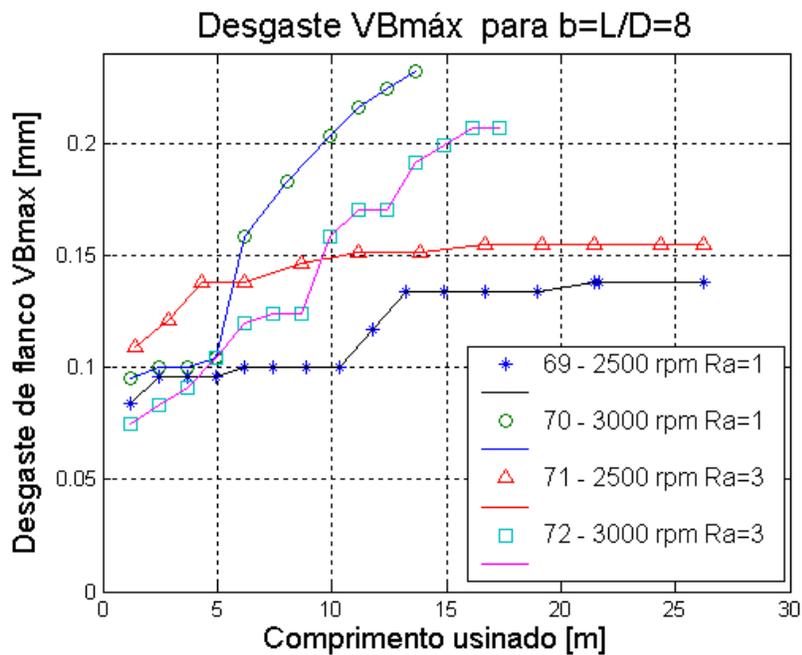


Figura 4.9 – Desgaste da aresta da ferramenta para b=L/D=8

O desgaste de cratera, por exemplo, devido ao fato de que aumenta o ângulo efetivo de saída da ferramenta, tende a diminuir os esforços de corte. Já o desgaste de flanco, devido ao aumento que causa na área de contato ferramenta-peça, tende a aumentar os esforços de corte (Diniz, Marcondes e Coppini, 2003). Assim, a força “ F_y ” deve ter oscilado seus valores à medida que o comprimento usinado crescia, devido às variações nas formas do desgaste da ferramenta. Somente quando o desgaste era bastante acentuado é que “ F_y ” deve ter crescido bastante e, assim, “ D_y ” cresceu bastante.

Pode-se ver na figura 4.8 que para $b=L/D=7$ nem a rugosidade da operação anterior, nem a velocidade de corte “ v_c ” influenciaram substancialmente o desgaste da ferramenta. Depois de 30 m usinados, todos os desgastes estão na faixa de 0,09 a 0,13 mm ainda muito longe do que poderia ser considerado o fim da vida da ferramenta. Somente quando se utilizou $b=L/D=8$ (fig 4.9) é que a velocidade de corte influenciou fortemente o desgaste da ferramenta (a rugosidade da operação anterior em nenhum ensaio influenciou o desgaste da ferramenta). Este resultado contraria a literatura que afirma que a velocidade de corte influencia bastante o desgaste e a vida da ferramenta, independentemente de outros fatores como, no caso, o balanço da ferramenta. Crê-se que a velocidade de corte não influenciou o desgaste das ferramentas com $b = 7$ porque os ensaios foram interrompidos antes que eles atingissem um valor maior que permitisse uma diferenciação entre eles. Muito provavelmente, se os 4 ensaios mostrados na figura 4.8 fossem continuados para que maiores valores de V_B fossem atingidos, a influência da velocidade de corte seria demonstrada. Isto pode ser comprovado com os resultados mostrados na figura 4.9 na qual, a conjunção de dois fatores danosos ao desgaste da ferramenta, como a alta velocidade de corte e o alto balanço da ferramenta, fez com que os desgastes crescessem rapidamente e assim pudesse ser notada a influência da velocidade de corte.

Deste trabalho pode-se extrair duas conclusões importantes: a) com “ b ” pequeno (no caso de $b=7$) pode-se utilizar velocidades de corte mais altas que, mesmo assim, a vida da ferramenta ainda será alta (no caso, maior de 30 m de comprimento usinado); b) o “ b ” grande (no caso de $b=8$) pode ser utilizado quando se deseja usinar cavidades mais profundas, porém há que se tomar cuidado de se utilizar velocidades de corte menores, a fim de que a vida da ferramenta não seja muito pequena.

O fato da rugosidade da operação anterior não ter influenciado nos desgastes da ferramenta demonstra que o aumento deste parâmetro causou um aumento desprezível do volume de cavaco removido nesta operação e, assim, não foi influente no desgaste.

Ao se comparar as figuras 4.7 e 4.8, verifica-se que houve influência do balanço no desgaste da ferramenta, principalmente quando se utilizou alta (a maior) velocidade de corte. Para a velocidade de corte obtida com a rotação $n=2500$ rpm, depois de 30 m usinados, os desgastes estavam entre 0,11 e 0,12 mm para $b=7$ e entre 0,13 e 0,16 mm para $b=8$. Já quando se utilizou $n=3000$ rpm, para os mesmos 30 m usinados, os desgastes para $b=7$ estavam entre 0,09 e 0,13 mm e para $b=8$ estavam já maiores do que 0,2 mm. Pode-se então concluir que a conjugação de alto balanço da ferramenta com alta velocidade de corte é bastante danosa à ferramenta.

As figuras 4.10 a 4.15 mostram as arestas de corte ao fim dos ensaios. Pode-se notar nestas figuras que, no ensaio que o desgaste de flanco ultrapassou 0,2 mm (figuras 4.12 e 4.13), a aresta já estava bastante danificada, tendo já havido a junção do desgaste de flanco com o de cratera. Muito provavelmente, se o corte tivesse continuado um pouco mais, ocorreria a quebra total da aresta, haja vista a condição em que ela já se encontrava. Nas figuras relativas ao ensaio realizado com $b = 7$ e $n = 2500$ rpm (figuras 4.10 e 4.11), em que o desgaste de flanco estava em torno de 0,1 mm ao fim do ensaio, vê-se um desgaste ainda homogêneo, sem a presença de lascamentos, pelo menos aqueles que são visíveis, com o nível de ampliação utilizado nas figuras. Já na figuras 4.14 e 4.15 ($b = 8$, $n = 2500$ rpm), em que o desgaste de flanco estava em torno de 0,15 mm, já se pode notar a presença de pequenos lascamentos.

Portanto, pode-se criar uma hipótese sobre o mecanismo de desgaste das ferramentas utilizadas nestes ensaios. Até um valor de V_B da ordem de 0,1 mm, o desgaste é razoavelmente homogêneo. Quando ele chega próximo a 0,15 mm, lascamentos começam a ocorrer devido aos repetidos choques da aresta, já fragilizada, contra a peça. Com valores de desgaste em torno de 0,2 mm, os diversos lascamentos da aresta cresceram de tal maneira que causaram a completa deterioração da aresta.

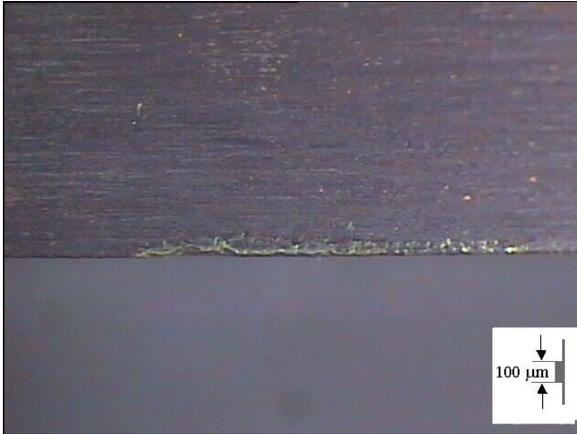


Figura 4.10 – $b = 7$, $n = 2500$ rpm aresta 1

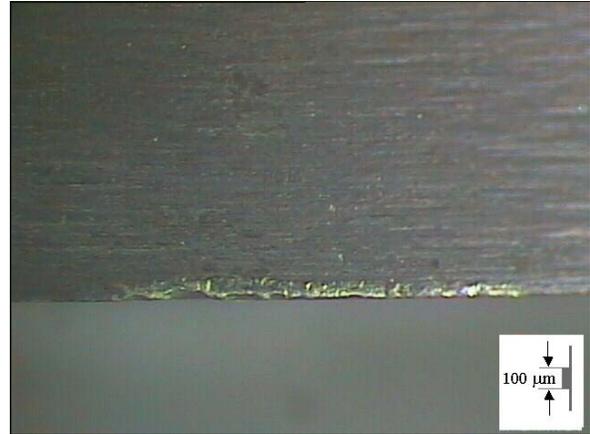


Figura 4.11 – $b = 7$, $n = 2500$ rpm aresta 2

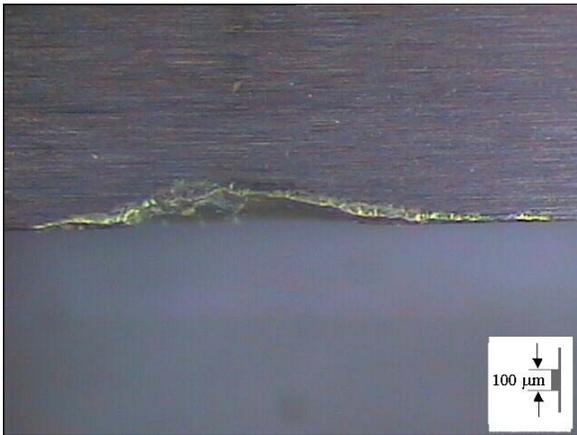


Figura 4.12 – $b = 8$, $n = 3000$ rpm aresta 1



Figura 4.13 $b = 8$, $n = 3000$ rpm aresta 2

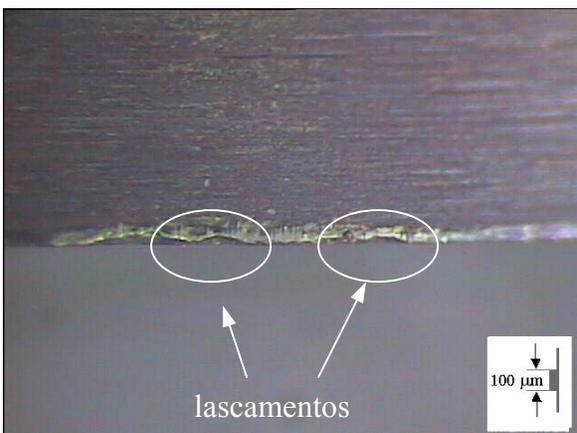


Figura 4.14 – $b = 8$, $n = 2500$ rpm aresta 1

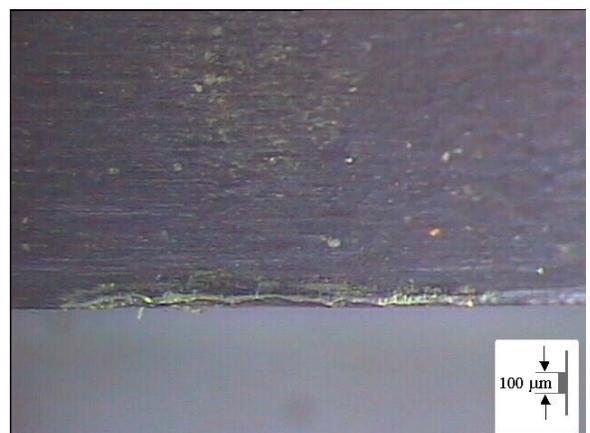


Figura 4.15 – $b = 8$, $n = 2500$ rpm aresta 2

Com o objetivo de se verificar que valores de rugosidade poderiam ser obtidos ao utilizar as ferramentas com as arestas no final da vida, de acordo com os critérios estabelecidos, foram realizados ensaios com cada pastilha, com as mesmas condições de usinagem dos ensaios de vida. No entanto, os corpos de prova foram utilizados com as superfícies anteriores à usinagem com acabamento de retificação, aproximadamente $Ra=0,2 \mu\text{m}$. Este critério de utilizar as superfícies retificadas foi para evitar que a rugosidade do pré-acabamento pudesse influenciar na rugosidade final acabada com as pastilhas desgastadas.

Portanto nesta fase foram medidas as rugosidades geradas pelas pastilhas desgastadas e os dados obtidos estão demonstrados na tabela 4.6. A rugosidade foi medida tanto na direção perpendicular ao avanço (perpendicular a “vf” na figura) quanto na direção paralela a ele. Uma avaliação comparando a variação da rugosidade para a variação do desgaste de flanco $V_{B\text{max}}$ pode ser feita observando-se a figura 4.16.

Tabela 4.6 – Rugosidades com pastilhas no final da vida

Nº da Pastilha no fim da vida	Ensaio	b=L/D	n [rpm]	Perpendicular a vf		Paralelo a vf		VBmax [mm]
				Ra [μm]	Ry [μm]	Ra [μm]	Ry [μm]	
19	65	7	2500	0,65	3,93	0,23	1,33	0,11
20	66	7	3000	0,39	2,49	0,30	1,57	0,10
17	67	7	2500	0,67	3,62	0,27	1,49	0,11
18	68	7	3000	0,60	3,11	0,28	1,41	0,12
15	69	8	2500	0,75	4,67	0,61	3,83	0,14
8	70	8	3000	0,56	3,12	0,31	2,09	0,23
16	71	8	2500	0,64	3,03	0,40	2,06	0,16
11	72	8	3000	0,74	4,37	0,40	2,16	0,21

A análise de variâncias (ANOVA) dos resultados da 4ª fase é apresentada na tabela 4.7. Pode-se observar que as rugosidades “Ra” tanto paralela quanto perpendicular à direção de avanço não sofreram influências significativas dos parâmetros de entrada, o balanço da ferramenta “b” e a velocidade de corte obtida pela rotação “n”. No entanto, o desgaste da

ferramenta “ V_B ” foi influenciado fortemente pela variação do balanço “ b ” da ferramenta, visto que o valor de “ $P = 0,008$ ” é bem menor que 0,05. A variação da velocidade de corte, estabelecida pela rotação “ n ” não exerceu influência significativa no desgaste “ V_B ”.

Tabela 4.7 – Análise de Variâncias para as respostas de “ Ra perp”, “ Ra paralelo” e “ V_B ”

Fator	Níveis	Valor Mín	Valor Máx	“P valor” para		
				Ra perpendicular a vf	Ra paralelo a vf	V_{Bmax}
b	2	7	8	0,252	0,097	0,018
n	2	2500	3000	0,214	0,499	0,145
Ra ant	2	1	3	0,351	0,753	0,809

Alguns pontos são notados na tabela 4.7, quais sejam:

- a) a rugosidade perpendicular ao avanço foi sempre maior que a rugosidade na direção do avanço. Este resultado deve-se ao fato de que a contribuição geométrica do avanço por dente “ fz ” (ou da espessura de cavaco média – “ h_m ”) em conjunto com o raio da pastilha para o resultado da rugosidade, que é o principal fator de geração de rugosidade na direção de avanço, é menor que a contribuição geométrica do par a_{et}/a_n em conjunto com o raio da pastilha (a explicação desta contribuição é tratada no item 2.7 do capítulo 2), que é o principal componente responsável pela geração da rugosidade na direção perpendicular ao avanço. O valor de “ fz ” (ou de “ h_m ”, que é o valor que deve ser colocado na equação 2.7 mencionada no capítulo 2, em lugar de “ a_e ” para se estimar o valor da rugosidade máxima “ h ” na direção de avanço) é muito pequeno, muito menor que “ a_{et} ” e “ a_n ”, responsáveis pela rugosidade na direção perpendicular ao avanço.
- b) O balanço da ferramenta e a velocidade de corte também não influenciaram a rugosidade no final da vida da ferramenta, em que a ANOVA apresentou valores “ P ” maiores que 0,05 – isto mostra que as maiores deflexões na direção “ Y ”, ocorridas em alguns ensaios, também não foram importantes para a rugosidade. Estes deslocamentos provavelmente ocorreram de tal maneira que não aumentaram a altura das “microbacias” de rugosidade

da peça. Provavelmente estas “microbacias” ficaram mais largas, mas não mais altas, o que teria feito a rugosidade aumentar.

- c) Nem os altos valores de desgaste de flanco dos ensaios com $b = 8$ e 3000 rpm geraram valores maiores de rugosidade. Isto pode ser comprovado observando-se a figura 4.16. Por exemplo, quando V_B era 0,23 mm a rugosidade da peça no sentido perpendicular ao avanço foi menor do que quando teve $V_B=0,11$ mm e quando V_B era 0,21 mm a rugosidade foi muito próxima de quando $V_B=0,14$ mm. Para que o desgaste de flanco cause crescimento da rugosidade, é necessário que a forma da ponta da ferramenta também seja alterada, para que a contribuição geométrica da ponta da ferramenta para a rugosidade seja também alterada. Porém, o maior desgaste não causou alteração substancial da forma da ponta da ferramenta e, assim, a rugosidade permaneceu praticamente estável.
- d) Observando-se a figura 4.16 nota-se que não há uma relação entre as rugosidades e o desgaste de flanco V_{Bmax} tanto medidas perpendicularmente à direção de “ v_f ” quanto paralelamente.

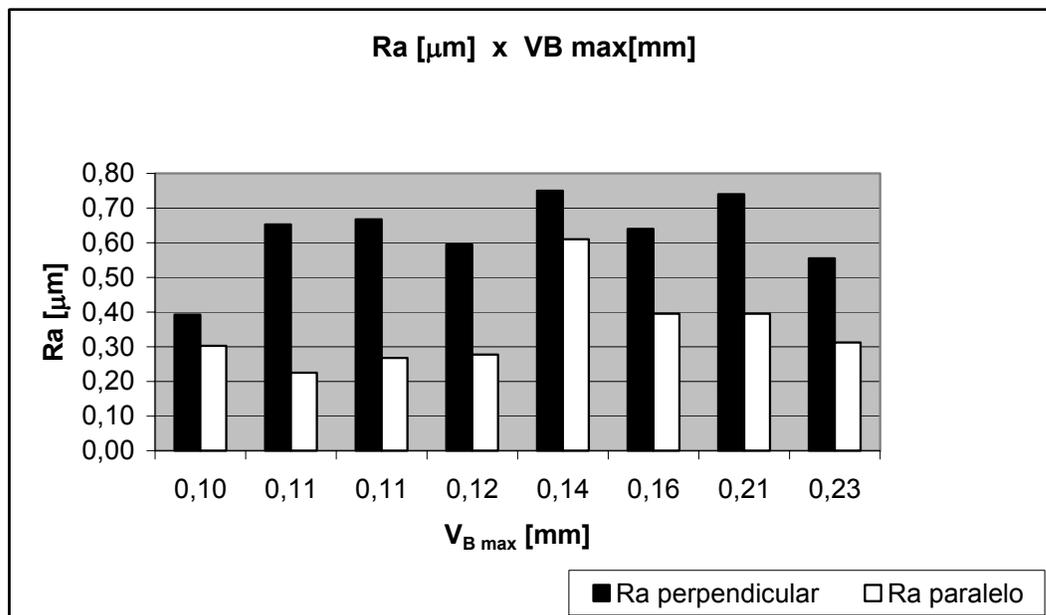


Figura 4.16 – Comparativo entre as Rugosidades Ra e o Desgaste de flanco V_{Bmax}

- e) Um último ponto a ser considerado é que, utilizando-se estes parâmetros de corte com o nível de desgaste da ferramenta destes testes, ainda se tem valores de rugosidade aceitáveis para a operação de fresamento de matrizes de aço endurecido (R_a sempre menor que $0,8 \mu\text{m}$)

Capítulo 5

Conclusões e sugestões para trabalhos futuros

A análise dos resultados obtidos neste trabalho permite concluir que, nas condições estudadas:

1. O comprimento de fixação da ferramenta, expresso como “ $b=L/D$ ”, para os valores e para as condições estudadas neste trabalho, exerce influência significativa na vida da ferramenta, principalmente quando um alto valor de “ b ” é associado a uma alta velocidade de corte “ vc ”;

2. A rugosidade da peça obtida na operação anterior (“ Ra_{ant} ”), dentro dos parâmetros ensaiados neste trabalho, influencia pouco nos resultados da rugosidade “ Ra ” da peça gerada e nos desgastes “ V_B ”, neste tipo de fresamento;

3. Em termos de desgaste da ferramenta:

- a rugosidade da operação anterior “ Ra_{ant} ” não é importante;
- a velocidade de corte (“ vc ”) e o balanço (“ b ”) são importantes e não devem ser usados conjuntamente com valores altos;

4. Em termos de rugosidade da peça:

- os fatores importantes são, na ordem que causam maior influência, “ a_{et} ” (resultados da fase 1) e “ f_z ” (resultados da fase 3). Estes parâmetros devem ser utilizados com valores baixos, para se obter baixas rugosidades;

- o balanço da ferramenta (“ b ”) não é importante para a rugosidade no início da vida da ferramenta. Porém, quando já se tem desgaste da ferramenta maior ou igual à $V_B = 0,1$ mm um balanço mais alto da ferramenta gerou maior rugosidade da peça;

5. As rugosidades obtidas após as arestas de corte atingirem os critérios de fim de vida estabelecidos neste trabalho podem ainda ser consideradas aceitáveis para a produção de matrizes com material AISI D2 endurecido, pois mesmo variando-se as condições de corte dentro dos limites utilizados nestes ensaios, apresentaram-se menores do que o valor de $Ra = 0,8 \mu m$, geralmente especificado nos projetos;

Com base no estudo realizado neste trabalho e das conclusões obtidas, pode-se sugerir os seguintes temas para a realização de trabalhos futuros:

1. Estudar o desempenho e a influência da variação da classe da pastilha no desgaste da aresta de corte avaliando-se também a ação da vibração na ferramenta;

2. Analisar e comparar os resultados obtidos com o uso de haste de metal duro em relação ao aço comumente usado nas hastes estabelecendo-se as mesmas condições testadas neste trabalho;

3. Estudar o desempenho de ferramentas de haste de metal duro com comprimentos de fixação maior do que $b = L/D = 8$;

4. Comparar diferentes estratégias de usinagem utilizando-se ferramentas com haste de metal duro;

5. Estudar a influência de rugosidades da peça obtidas na operação anterior ao acabamento maiores do que $3 \mu\text{m}$ nas rugosidades e na vida da aresta da pastilha;

6. Realizar estudos e ensaios de abertura de cavidades no material endurecido AISI D2 e em demais materiais utilizando-se as ferramentas similares às empregadas neste trabalho para determinar as condições viáveis para a fabricação de moldes e matrizes.

Referências Bibliográficas

- ABRARI, F., ELBESTAWI, M. A., SPENCE, A. D., *On The Dynamics Of Ball End Milling: Modeling of Cutting Forces And Stability Analysis*, Int. J. Mach. Tools Manufacture, vol 38, N. 3, pp.215-237, 1998
- ALTINTAS, Y., *Modeling Approaches And Software For Predicting The Performance Of Milling Operations At MAL-UBC-In*, CIRP 2000 Machining Workshop, 7, 2000, Sydney University Of New South Wales, www.malinc.com/cutpro/cirp_altintas.pdf.
- AL-SHURAFI, A. M., *Summary And Simplification Of The ISO Balancing Standard 1940/1-Determination Of Balancing Quality Limits*, Saudi Electricity Company-Ghazlan Power Plant, 2003, site www.plant-maintenance.com/articles/balancingqualitylimits.pdf-acesso em 28/02/05.
- BECZE, C.E., CLAYTON, P., CHEN, L., EL-WARDANY, T. I., ELBESTAWI, M. A., *High-Speed Five-axis Milling Of Hardened Tool Steel*, International Journal Of Machine Tools & Manufacture, v.40, p.869-885, 2000
- BROWN, JAMES, *Advanced Machining Technology Handbook*, USA, McGraw-Hill, 1998. 579p.
- CHEN, J.S., HUANG, Y.K., CHEN, M.S., *A Study Of The Surface Scallop Generating Mechanism In The Ball-end Milling Process*. International Journal Of Machine Tools & Manufacture, v.xx, p.1-8, 2005

CHEN, J.S., HUANG, Y.K., CHEN, M.S., *Feedrate Optimization And Tool Profile Modification For The High-efficiency Ball-end Milling Process*. International Journal Of Machine Tools & Manufacture, v.xx, p.1-7, 2005

DAGILOKE, I.F., KALDOS, A., DOUGLAS, S., MILLS, B. *High-speed Machining: An Approach To Process Analysis*, Journal of Materials and Processing Technology, n. 54, p. 82-87, 1995.

DEWES, R. C. e ASPINWALL, D. K., *A Review of Ultra High Speed Milling of Hardened Steels*, Journal of Materials and Processing Technology, n. 69, p. 1-17, 1997.

DEWES, R. C., NG, E., CHUA, K. S., NEWTON, P. G. e ASPINWALL, D. K., *Temperature Measurement When High Speed Machining Hardened Mould/Die Steel*, Journal of Materials Processing Technology, n.92-93, p.293-301, 1999.

DINIZ, A. E., MARCONDES, F. C. e COPPINI, N. L., *Tecnologia da Usinagem dos Materiais*. 3^a ed., São Paulo, Artliber Editora, 2001. 244p.

ENGIN, S., ALTINTAS, Y. , *Mechanics And Dynamics Of General Milling Cutters. Part I: Helical End Mills*. International Journal Of Machine Tools & Manufacture v.41, p.2195-2212, 2001

ENGIN, S., ALTINTAS, Y. , *Mechanics And Dynamics Of General Milling Cutters. Part II: Inserted Cutters*. International Journal Of Machine Tools & Manufacture v.41, p.2213-2231, 2001

FALLBÖHMER, P. , RODRÍGUEZ C.A., ÖZEL, T. , ALTAN, T., *T High-speed Machining Of Cast Iron And Alloy Steels For Die And Mold Manufacturing.*, Journal of Materials Processing Technology, v. 98, p.104-115, 2000.

FERRARESI, D., *Fundamentos Da Usinagem Dos Metais*. São Paulo: Editora Edgar Blücher Ltda., 1997, 751p.

GOMES, JEFFERSON DE OLIVEIRA., *Fabricação De Superfícies De Forma Livre Por Fresamento No Aço Temperado DIN 1.2083, Na Liga De Alumínio (AMP8000) E Na Liga De Cobre (CuBe)*. Florianópolis: Universidade Federal De Santa Catarina, 2001. 150 P. Tese (Doutorado)

IKUA, B.W., TANAKA, H., OBATA, F., SAKAMOTO, S., *Prediction Of Cutting Forces And Machining Error In Ball End Milling Of Curved Surfaces – I Theoretical Analysis*. Journal Of the International Societies for Precision Engineering and Nanotechnology, v.25, p.266-273, 2001

IKUA, B.W., TANAKA, H., OBATA, F., SAKAMOTO, S., KISHI, T., ISHII, T. *Prediction Of Cutting Forces And Machining Error In Ball End Milling Of Curved Surfaces – II Experimental Verification*. Journal of the International Societies for Precision Engineering and Nanotechnology, v.26, p.69-82, 2002

IRD, B., *Balance Quality Requirements Of Rigid Rotors - The Practical Application Of ISO 1940/1*, IRD Balancing Technical Paper 1- IRD Balancing Offices, Disponível em: www.irdbalancing.com, Acesso em: 10/02/2005.

JUNG, Y.H., KIM, J. S., HWANG, S.M. , *Chip Load Prediction In Ball-end Milling*, Journal Of Materials Processing Technology. v.111, p.250-255, 2001

KIM, S.W., LEE, C.M., LEE, D.W., KIM, J.S., JUNG, Y.H., *Evaluation Of Thermal Characteristics In High-speed Ball End Milling*, Journal Of Materials Processing Technology. v.113, p.406-409, 2001

- KIM, S.W., LEE, D.W., KANG, M.C., KIM, J.S., *Evaluation of Machinability By Cutting Environments In High-speed Milling Of Difficult-to-cut Materials*, Journal Of Materials Processing Technology. v.111, p.256-260, 2001
- KITA, Y., FURUIKE, H., KAKINO, Y., NAKAGAWA, H., HIROGAKI, T. , *Basic Study Of Ball End Milling On Hardened Steel*, Journal Of Materials Processing Technology. v.111, p.240-243, 2001
- KOA, T. J., KIM, H. S., PARK, S. H., *Machinability In NURBS Interpolator Considering Constant Material Removal Rate*, Int. J. Mach. Tools Manufacture, n. xx, p.1-7, 2004.
- KOSHY, P, DEWES, R.C., ASPINWALL, D.K., *High Speed End Milling Of Hardened AISI D2 Tool Steel (~ 58 HRC)*. Journal Of Materials Processing Technology. v.127, p.266-273, 2002
- LEE, P. and ALTINTAS, Y., *Prediction Of Ball-End Milling Forces From Orthogonal Cutting Data*, Int. J. Mach Tools Manufacture, vol 36, N. 9, p.1059-1072, 1996.
- MACKERLE, J., *Finite-element Analysis and Simulation Of Machining: A Bibliography (1976-1996)*. Journal Of Materials Processing Technology v.86, p.17-44, 1999
- NEVES, DAVI, *Uma Contribuição Ao Fresamento De Matrizes Com Fresa De Topo Esférico*, Universidade Estadual de Campinas, 2002.142 P. Dissertação (Mestrado)
- NING. Y., RAHMAN M., WONG Y. S. *Investigation Of Chip Formation In High Speed End Milling*. Journal Of Materials Processing Technology, v.113, p.360-367, 2001
- POLLI, M. L., *Análise Da Estabilidade Dinâmica Do Processo De Fresamento A Altas Velocidades De Corte 2005*, Florianópolis: Universidade Federal De Santa Catarina, 2005. 214 P. Tese (Doutorado).

ROY, R., RIEDEL J. C.k.h., *Design And Innovation In Successful Product Competition*, Technovation, v.17 (10), p.537-548, 1997.

ROSSI, M., *Estampado Em Frio De La Chapa: Estampa, Matrices, Punziones, Prensas y Máquinas. 9ª ed.* Editorial Rossat S.A., 1979, 712 p.

SANDVIK COROMANT, *Fabricação De Moldes E Matrizes: Guia De Aplicação*, Sandvik Coromant, 1999. 208p.

SANDVIK COROMANT, *Produtos Para Usinagem De Metais – Ferramentas Rotativas*, Sandvik Coromant, 2003. 665p.

SANDVIK COROMANT, *Produtos Para Usinagem: Novas Ferramentas- Sandvik Coromant – Suplemento Do Catálogo De Ferramentas Rotativas E Do Catálogo De Ferramentas Para Torneamento*, Sandvik Coromant, 2004. 208p.

SCHMITZ, T. e ZIEGERT, J., *Examination Of Surface Location Error Due To Phasing Of Cutter Vibrations*, Precision Engineering, v.23, p.51–62, 1999.

SILVA, A. L. C. e MEI, P. R., *Aços E Ligas Especiais. 2ª ed.*, Sumaré, SP, Eletrometal S.A., Metais Especiais, 1998. 528p.

SONG, Y. D., OTANI, N., AOKI, T., KAMAKOSHI, Y., OHARA, Y., TAMAKI, H., *A New Approach To Cutting State Monitoring In End-mill Machining*, Int. J. Mach Tools Manufacture, v. 45, p.909-921, 2005.

STERN, E., Good Vibrations. *Cutting Tool Engineering*. v.12, p.39-44, 1995.

SWISS-TEK, *Movic-Lubricity Coating For Wear Parts And Dry Machining*. Swiss-Tek Coatings Inc., Disponível em: www.swiss-tekcoatings.com. Acesso em: 26/02/2005.

TOH, C.K., *Surface Topography Analysis In High Speed Finish Milling Inclined Hardened Steel*, Precision Engeneering, 2004, v. xxx, p.xxx-xxx, 2004

TOH, C.K., *Cutter Path Orientations When High-speed Finish Milling Inclined Hardened Steel*, Int J Adv Technol, DOI 10.1007/s00170-004-2206-4, 2005

URBANSKI, J. P., KOSHY P., DEWES, R.C., ASPINWALL, D.K., *High Speed Machining Of Moulds And Dies For Net Shape Manufacture*, Materials & Design v.21 p.395-402, 2000.

VILLARES, Aços S/A-SP- *Aços Para Ferramentas – Aços Para Trabalho A frio*.

WEINGAERTNER, W. L., SCHROETER, R. B., POLLI, M. J., GOMES, J. O., *Seleção De Parâmetros de Corte Para Evitar Vibrações A Alta Velocidade*. In: XVII Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica (COBEM). São Paulo. Associação Brasileira de Ciências Mecânicas (ABCM), 2003.

WEINGAERTNER, W. L., SCHROETER, R. B., POLLI, M. J., GOMES, J. O., *Seleção De Parâmetros De Corte Para Evitar Vibrações A Alta Velocidade*. Máquinas e Metais. Aranda Editora Técnica Cultural LTDA. N. 459.p.320-333, 2004.

Anexos

A-1. Programa parametrizado para a usinagem

; PECA ALINHADA E ZERO X NO MEIO DO COMPRIMENTO

; CONDIÇÕES FIXAS PARA CADA INICIO DO PROGRAMA

N100 R0 = 0; DISTANCIA DO FUNDO DO DISPOSITIVO A PONTA DA FERRAMENTA

N200 R1 = 8; RAI0 DA FERRAMENTA ESFERICA

N300 R2 = 52; MEIO COMPRIMENTO DO CDP MAIS FOLGA NA ENTRADA E OU SAIDA DA FERRAMENTA

N400 R3 = 12; LARGURA DO CDP MAIS FOLGA INFERIOR E SUPERIOR DA FERRAMENTA

N500 R4 = 5; RAI0 DE APROXIMACAO E AFASTAMENTO

N600 R5 = 15; ANGULO DA INCLINACAO DA PAREDE EM RELACAO A VERTICAL

; VARIÁVEIS DEPENDENTES DA CONDICAO DE USINAGEM

N700 R10 = 0.2; VALOR DE a_{et} : MEDIDO NO PLANO INCLINADO

N800 R11 = 0.2; VALOR DE a_n : MEDIDO PERPENDICULAR A DIREÇÃO DO PLANO INCLINADO

N900 R12 = 3000; ROTACAO DA ARVORE

N1000 R13 = 1200; VELOCIDADE DE AVANÇO

;MOVIMENTO ASCENDENTE E CONCORDANTE

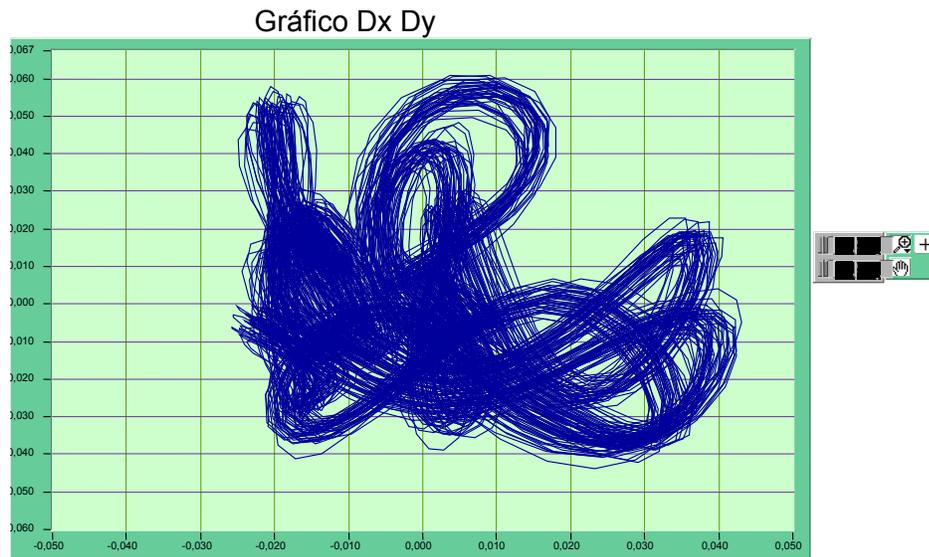
N1100 R20 = R3/R10 ; CALCULO APROXIMADO DO NUMERO DE PASSADAS

N1200 R21 = R10*SIN(R5); INCREMENTO EM Y EM FUNCAO DO a_{et}

N1300 R22 = R10*COS(R5); INCREMENTO EM Z EM FUNCAO DO
 N1400 R23 = R11*COS(R5); INCREMENTO EM Y EM FUNCAO DO a_n
 N1500 R24 = -R11*SIN(R5); INCRMENTO EM Z EM FUNCAO DO a_n
 N1600 R25 = 0; NUMERO DA PASSADA
 N1700 G40 G60 G54
 ;N1800 T = "Fresa_0_16MM"
 ;N1900 M6
 N1800 G90 G0 X0 Y0 Z175
 N1900 G90 G0 X = (R2) Y = (-2*R4) Z100 S = R12 F = R13 M3 M7
 N2000 G0 Z=60
 N2100 LABEL:
 N2200 G1 Z = (R0 + R22*R25 +R24)
 N2300 G1 X = (R2) Y = (-2*R4+R21*R25 +R23)
 N2400 G3 X = (R2) Y = (R21*R25 +R23) I = AC(R2) J = AC(-R4 + R21*R25 +R23)
 N2500 G1 X = (-R2)
 N2600 G3 X = -(R2) Y=(-2*R4 + R21*R25 + R23) I=AC(-R2) J=AC(-R4 + R21*R25 + R23)
 N2700 G0 X = (R2)
 N2800 R25 = R25 + 1
 N2900 IF R25 <= (R20) GOTOB LABEL
 N3000 G0 Z100
 N3100 M30

A-2. Ilustração dos deslocamentos da ferramenta no plano XY

Ensaio 66 – Pastilha 20 – 8192 pontos – Filtro “cut of low” 1000 HZ



Ensaio 66 – Pastilha 20 – 2000 pontos – Filtro “cut of low” 200 HZ

