


ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE A REDAÇÃO FINAL DA
TESE DEFENDIDA POR MARCELO MENDES
DE AGUIAR..... E APROVADA
PELA COMISSÃO JULGADORA EM 02/02/2012


.....
ORIENTADOR

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

Marcelo Mendes de Aguiar

**Análise da influência das condições de corte
sobre o fresamento em acabamento de aços
endurecidos usando altas velocidades**

Campinas, 2012

Marcelo Mendes de Aguiar

Análise da influência das condições de corte sobre o fresamento em acabamento de aços endurecidos usando altas velocidades

Dissertação apresentada ao Curso de Mestrado da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas, como requisito para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Orientador: Anselmo Eduardo Diniz

Campinas
2012

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

Ag93a Aguiar, Marcelo Mendes de
Análise da influência das condições de corte sobre o fresamento em acabamento de aços endurecidos usando altas velocidades / Marcelo Mendes de Aguiar. – Campinas, SP: [s.n.], 2012.

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

1. Rugosidade de superfície. 2. Fresamento. 3. Usinagem. 4. Metais-corte. 5. Metais - Acabamento . I. Diniz, Anselmo Eduardo . II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

Título em Inglês: Analysis of the cutting conditions influence on the finish of hardened steels using high speed milling

Palavras-chave em Inglês: Surface roughness, Milling, Machining, Metal-cutting, Metals-finishing

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Titulação: Mestre em Engenharia Mecânica

Banca examinadora: Olívio Novaski, Adriano Fagali de Souza

Data da defesa: 02/02/2012

Programa de Pós Graduação: Engenharia Mecânica

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DA FABRICAÇÃO


DISSERTAÇÃO DE MESTRADO ACADÊMICO

**Análise da influência das condições de corte
sobre o fresamento em acabamento de aços
endurecidos usando altas velocidades**

Autor: Marcelo Mendes de Aguiar

Orientador: Anselmo Eduardo Diniz

A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Dissertação:



Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz, Presidente
Universidade Estadual de Campinas – UNICAMP



Prof. Dr. Olívio Novaski
Universidade Estadual de Campinas – UNICAMP



Prof. Dr. Adriano Fagali de Souza
Sociedade Educacional de Santa Catarina – SOCIESC

Campinas, 02 de Fevereiro de 2012

Dedicatória

Dedico este trabalho aos meus pais, Antônio e Mercedes, bem como ao meu irmão Antônio Marcos. Família indivisível, que, dentro da simplicidade e possibilidades, e da sua maneira, foram a base da minha formação pessoal, profissional e acadêmica.

Dedico também à minha esposa Edna, pela compreensão e colaboração. De maneira alguma poderia esquecer da minha querida filha Lívia que, na sua inocência e carinho infantis, me estimulou com gestos e palavras, pequenos pelo seu tamanho, mas gigantes em significado. A estas duas pessoas, que foram fonte inesgotável de incentivo, devo grande parte desta vitória.

Agradecimentos

Primeira e principalmente a Deus, pela vida, pela saúde e disposição.

Ao professor Anselmo Eduardo Diniz, pela oportunidade, pelos ensinamentos e paciência. Exemplo de humildade e acessibilidade, que me proporcionou ingressar nesta jornada, às vezes vista como inacessível.

Aos amigos Adilson José de Oliveira, Armando Ítalo Sette Antonialli e José Manuel Arroyo Osorio, por todos os momentos de ensinamentos, incentivo, sugestões e colaborações, principalmente no início dos trabalhos, em que quase tudo era desconhecido.

Também devem ser lembrados Silvia, Carlos, Daniel, Henrique e Yaner, pelas inúmeras oportunidades em que precisei de ajuda, e que sempre fizeram com afinco.

Aos alunos, professores e funcionários da Faculdade de Engenharia Mecânica da Unicamp, pelos conhecimentos e pela disposição em ajudar, e que não ousei citar nomes para não correr o risco de esquecer de alguém.

À empresa Emicol, por intermédio de sua Diretoria e Gerência, nas pessoas dos Srs. Marcello Fontana, Tadeu Leite, Marcelo Erchemberger e Carlos Souza, pela compreensão, pelo apoio, e pela disponibilidade de equipamentos.

A todos os amigos e colaboradores da empresa Emicol, que me auxiliaram de alguma forma, principalmente aos Srs. Wagner de Paula Ventura e Jairo Modesto da Silva, pela colaboração irrestrita e infindáveis idéias e sugestões. Também aos Srs. Douglas Faccioli e Walmir Figueiredo, pela paciência e colaboração nas tarefas relacionadas à aquisição de imagens e valores de desgaste das arestas das ferramentas utilizadas nos experimentos.

À empresa Kennamould, pela confiança depositada, e pela cessão das ferramentas utilizadas nos experimentos.

“Mantenha a mente jovem e ativa, e sua passagem pelo mundo terá sido útil”

“Quando te pedirem para carpir até a cerca, carpa um palmo a mais”

Pedro Rodrigues de Aguiar, avô que, na sua simplicidade caipira, deixou a herança da dignidade.

Resumo

AGUIAR, Marcelo Mendes de, *Análise da influência das condições de corte sobre o fresamento em acabamento de aços endurecidos usando altas velocidades*, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2012. 123 p. Dissertação (Mestrado).

Normalmente, a utilização de aços ferramenta endurecidos, juntamente com as formas complexas típicas das peças utilizadas na área de moldes e matrizes, oferecem dificuldade na usinagem por fresamento, principalmente nas operações de acabamento que exijam o uso de ferramentas longas. A técnica de fresamento HSM (*High Speed Machining* – usinagem em altas velocidades, ou ainda *High Speed Milling* – fresamento em altas velocidades) tem se tornado uma alternativa para realizar este tipo de usinagem, reduzindo, ou às vezes até eliminando operações de eletro-erosão e polimento. Tipicamente, as fresas de pastilhas de metal duro intercambiáveis tem sido usadas em operações de desbaste e semi-acabamento, enquanto nas operações de acabamento ou em usinagem de geometrias que exijam ferramentas com pequenos diâmetros ainda predomina o uso de fresas inteiriças. O objetivo principal deste estudo é avaliar a influência de cinco variáveis de processo de fresamento com alta velocidade de corte, sobre o acabamento da superfície usinada. A influência do desgaste das ferramentas sobre o acabamento superficial, ao longo de 400 minutos de usinagem, também foi avaliado, além de uma comparação entre ferramentas inteiriças de metal duro e ferramentas de pastilha intercambiável montada em corpo de metal duro, a fim de avaliar a viabilidade técnica do uso deste segundo tipo de ferramenta, em substituição às tradicionais fresas inteiriças utilizadas em operações de acabamento. Na maioria dos experimentos realizados, pequenos valores de rugosidade foram mantidos, demonstrando que operações de acabamento em aço ABNT H13 IM com dureza de 50 HR_C é possível com vida longa de ferramenta, mesmo utilizando-se valor de 500 m/min para velocidade de corte. Além disto, a análise da influência das variáveis de processo utilizadas neste trabalho mostrou que é possível, sob algumas condições, utilizar tanto ferramentas inteiriças, quanto de pastilha intercambiável montada em corpo de metal duro em operações de acabamento.

Palavras-chave

- Fresamento de aços endurecidos, metal duro, rugosidade, usinagem em alta velocidade

Abstract

AGUIAR, Marcelo Mendes de, *Analysis of the cutting conditions influence on the finish of hardened steels using high speed milling*, Campinas: Mechanical Engineering Faculty, State University of Campinas, 2012. 123 p. Thesis (MSc).

Typically, the use of hardened tool steels, along with complex shapes typical of the parts used in the field of molds and dies, offer difficulty in machining by milling, mainly in finishing operations that demand the use of long tool. The HSM (*High Speed Machining* or *High Speed Milling*) has become a possible alternative for making this type of machining, reducing, or sometimes eliminating electric discharge machining and polishing operations. Usually, indexable carbide insert mills has been used for roughing and semi-finishing, while in finishing operations or when the machining geometries that require tools with small diameters the integral tools are used yet. The main objective of this study is to evaluate the influence of five process variables, with high cutting speed, on the finish of the machined surface. The influence of tool wear on surface finish through 400 minutes of milling was also evaluated, as well as a comparison between integral carbide mills and indexable insert mounted at cemented carbide toolholder endmills, in order to evaluate the technical feasibility of using this second type of tool, replacing the traditional integral carbide endmills used in finishing operations. In most experiments, small roughness values were maintained, showing that finishing operations on AISI H13 IM with a hardness of 50 HR_C is possible with long tool life, even using the cutting speed of 500 m/min. Furthermore, the analysis of the influence of process variables used in this study showed that is possible, under some conditions, the use either integral carbide tools, or indexable insert mounted at cemented carbide toolholder endmills on finishing operations.

Key words

- Milling of hardened steels, carbide, roughness, high speed machining

Sumário

Dedicatória	iv
Agradecimentos	v
Resumo	vii
Abstract	viii
Sumário	ix
Lista de Figuras	xii
Lista de Tabelas	xv
Lista de Equações	xvi
Nomenclatura	xvii
Capítulo 1	1
1.1 - Introdução	1
1.2 - Justificativa, objetivos e organização da dissertação	3
Capítulo 2	6
Revisão de literatura	6
2.1 - Usinagem em altas velocidades (<i>HSM</i>)	6
2.2 - Requisitos técnicos relacionados ao uso da tecnologia HSM	11
2.2.1 - Máquina-ferramenta/CNC	12
2.2.2 - Ferramentas para fresar aço endurecido	14
2.2.3 - Fixação de ferramentas	15
2.2.4 - Balanceamento e batimento	20

2.2.5 - Tecnologia CAD/CAM	22
2.2.6 - Estratégias de usinagem no aço endurecido	22
2.2.7 - Fresamento de superfícies complexas	26
2.3 - Dinâmica do processo de corte	28
2.3.1 - Formação de cavaco	28
2.3.2 - Temperatura	30
2.3.3 - Força	32
2.3.4 - Deflexão	34
2.3.5 - Vibração	37
2.3.6 - Desgaste de ferramenta	40
2.3.7 - Caracterização da superfície usinada	41
Capítulo 3	50
Métodos, equipamentos e materiais	50
3.1 - Equipamentos e materiais	52
3.1.1 - Máquina-ferramenta	52
3.1.2 - Ferramentas, porta-ferramentas e sistemas de fixação	52
3.1.3 - Materiais usinados	58
3.1.4 - Rugosímetro e dinamômetro	59
3.2 - Planejamento experimental	60
3.2.1 - Fase 1	60
3.2.2 - Fase 2	62
3.2.3 - Fase 3	63
3.2.4 - Considerações sobre a definição dos parâmetros de entrada	64
3.2.4.1 - Velocidade de corte e Rotações	64

3.2.4.2 - Rugosidades teóricas, profundidade axial de corte e avanço por dente	65
3.2.4.3 - Sobremetal (a_n)	66
3.2.4.4 - Coeficiente de esbeltez, comprimento em balanço e espessura média de cavaco	67
3.3 - Procedimentos Experimentais	69
3.3.1 - Operação de semi-acabamento	69
3.3.2 - Fase 1 dos experimentos	70
3.3.3 - Fase 2 dos experimentos	71
3.3.4 - Fase 3 dos experimentos	72
Capítulo 4	73
Resultados e discussão	73
4.1 - Dados auxiliares para análise	73
4.1.1 - Análise dos resultados	76
4.1.2 - Fase 1 dos experimentos	76
4.1.2.1 - Rugosidade	76
4.2 - Fase 2 dos experimentos	87
4.3 - Fase 3 dos experimentos	99
Capítulo 5	106
Conclusões e Sugestões para trabalhos posteriores	106
Referências bibliográficas	109

Lista de Figuras

Figura 2.1 - Influência da velocidade de corte na temperatura de corte da usinagem de alumínio	7
Figura 2.2 - Os processos na fabricação de moldes	10
Figura 2.3 - Requisitos técnicos relacionados à tecnologia HSM	12
Figura 2.4 - Sistemas de fixação: a) BT, b) HSK 63 A	17
Figura 2.5 - Mecanismo de funcionamento do sistema de fixação por deformação a frio	20
Figura 2.6 - Estratégia de desbaste por níveis	23
Figura 2.7 - Estratégia de desbaste trocoidal	24
Figura 2.8 - Material remanescente após usinagem por fresa toroidal (a) e de topo reto (b)	25
Figura 2.9 - Estratégias “zig” (a) e “zig-zag” (b)	26
Figura 2.10 - Estratégias de corte	26
Figura 2.11 - Morfologia da cavaco obtido em usinagem convencional e HSM	29
Figura 2.12 - Cavaco formado sob condições de processo: estável (a) e instável (b, c e d)	30
Figura 2.13 - Efeito da inclinação da peça sobre a velocidade de corte	32
Figura 2.14 - Mudança do ângulo de contato α ao longo do caminho da ferramenta	33
Figura 2.15 - Relação entre deflexão da ferramenta δ e erro dimensional ε	35
Figura 2.16 - Efeito regenerativo	38
Figura 2.17 - Conceito de usinagem convencional e HSM	44
Figura 2.18 - Fresas de topo esférico e toroidal	46
Figura 2.19 - Caminhos para usinagem de superfícies inclinadas com fresa de topo esférico	47
Figura 3.1 - Centro de usinagem utilizado nos experimentos	52

Figura 3.2 - Fresas utilizadas:	54
Figura 3.3 - Microgeometrias das ferramentas	57
Figura 3.4 - Corpo de prova utilizado nos experimentos da Fase 1	59
Figura 3.5 - Medição do perfil de rugosidade	60
Figura 3.6 - Diâmetro efetivo máximo em função de D , α e a_p	65
Figura 3.7 - Método para definição da espessura média do volume do cavaco indeformado	68
Figura 3.8 - Definição do coeficiente de esbeltez da ferramenta	69
Figura 3.9 - Corpo de prova montado na mesa da máquina	71
Figura 4.1 - Valores médios de rugosidade (R_z) dos ensaios da Fase 1	77
Figura 4.2 - Relação entre os valores médios de R_z e R_{th} dos ensaios da Fase 1	79
Figura 4.3 - Relações R_a Trans/ R_a Long e R_z Trans/ R_z Long	80
Figura 4.4 - Diagramas de Pareto para a Rugosidade (R_a): Transversal (a) e Longitudinal (b)	81
Figura 4.5 - Efeitos principais das variáveis sobre a Rugosidade R_a	81
Figura 4.6 - Diagramas de Pareto para a Rugosidade (R_z): Transversal (a) e Longitudinal (b)	82
Figura 4.7 - Efeitos principais das variáveis sobre a Rugosidade R_z	82
Figura 4.8 - Perfil de rugosidade transversal e longitudinal do Ensaio 8	85
Figura 4.9 - Perfil de rugosidade transversal e longitudinal do Ensaio 28	85
Figura 4.10 - Gráficos de correlação entre acabamento superficial e taxa de remoção	86
Figura 4.11 - Rugosidades obtidas nos experimentos da Fase 2	88
Figura 4.12 - Desgaste ($VB_{Bmáx}$) das fresas	91
Figura 4.13 - Arestas das ferramentas após 400 minutos de utilização na fase 2	93
Figura 4.14 - Gráficos de resposta em frequência do dinamômetro Kistler 9257B	95
Figura 4.15 - Espectros de frequência dos ensaios da Fase 2	97
Figura 4.16 - Valores de rugosidade obtidos nos ensaios da Fase 3	100

Figura 4.17 - Desgaste ($VB_{Bmáx}$) das fresas	101
Figura 4.18 - Desgastes das ferramentas utilizadas nos ensaios da Fase 3	102
Figura 4.19 - Espectros de frequência dos ensaios da Fase 3	104

Lista de Tabelas

Tabela 3.1 - Microdurezas das ferramentas _____	55
Tabela 3.2 - Composição química dos substratos nas ferramentas (principais elementos em % em massa) _____	55
Tabela 3.3 - Planejamento fatorial 2^5 da Fase 1 _____	61
Tabela 3.4 - Planejamento Fatorial 2^2 da Fase 2 de experimentos _____	62
Tabela 3.5 - Planejamento da Fase 3 de experimentos _____	63
Tabela 3.6 - Valores de rotação em função de $D_{EF\text{ máx}}$ e R_{th} _____	65
Tabela 3.7 - Variação dos valores de a_p e f_z em função dos valores de R_{th} _____	66
Tabela 3.8 - Valores de comprimento total de ferramentas em balanço (L_t) utilizados _____	69
Tabela 3.9 - Condições de corte para a operação de semi-acabamento _____	70
Tabela 4.1 - Valores das frequências naturais das ferramentas utilizadas _____	74
Tabela 4.2 - Espessuras médias dos cavacos indeformados para ensaios da Fase 1 _____	75
Tabela 4.3 - Valores RMS da componente XY da força [N] nas usinagens da Fase 2 _____	90
Tabela 4.4 - Valores RMS da componente XY da força [N] nas usinagens da Fase 3 _____	101

Lista de Equações

Equação 2.1	21
Equação 2.2	21
Equação 2.3	36
Equação 2.4	36
Equação 2.5	44
Equação 2.6	45
Equação 3.1	64
Equação 3.2	68

Nomenclatura

Letras Latinas

a_e	Profundidade radial de usinagem	[mm]
a_n	Sobremetal	[mm]
a_p	Profundidade axial de usinagem	[mm]
CE	Coefficiente de esbeltez da ferramenta	[mm ⁻¹]
D_e	Diâmetro equivalente	[mm]
$D_{EF\ máx}$	Diâmetro efetivo máximo	[mm]
E	Módulo de Elasticidade	[GPa]
F	Força	[N]
f_d	Frequência de entrada de dentes	[Hz]
f_n	Frequência natural	[Hz]
f_{seg}	Frequência da segmentação	[Hz]
F_{xy}	Componente XY dos esforços de corte	[N]
f_z	Avanço por dente	[mm/dente]
G	Classe de desbalanceamento	[mm/s]
HB	Hardness Brinell – Dureza Brinell	[kgf/mm ²]
h_m	Espessura média do cavaco	[mm]
HR _C	Hardness Rockwell – Dureza Rockwell	[kgf/mm ²]
HV	Hardness Vickers – Dureza Vickers	[kgf/mm ²]
K_s	Pressão específica de corte	[kg/mm ²]
L	Comprimento em balanço da ferramenta	[mm]

L_t	Comprimento total em balanço da ferramenta	[mm]
M	Massa	[Kg]
R	Raio da ferramenta	[mm]
R_{EF}	Raio efetivo da ferramenta	[mm]
R_{th}	Rugosidade teórica	[μ m]
$R_{th\ LONG}$	Rugosidade teórica longitudinal	[μ m]
$R_{th\ TRANS}$	Rugosidade teórica transversal	[μ m]
S	Rotações por minuto	[rpm]
U	Desbalanceamento aceitável	[g.mm]
$VB_{Bmáx}$	Desgaste de flanco máximo	[μ m]
v_c	Velocidade de corte	[m/min]
v_f	Velocidade de avanço	[mm/min]
z	Número de dentes da ferramenta	[]

Letras Gregas

α	Ângulo de inclinação da parede	[graus]
δ	Deflexão máxima da ferramenta	[mm]

Abreviações

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	American Iron and Steel Institute - Instituto Americano do Ferro e Aço
CAD	Computer Aided Design - Projeto Assistido por Computador
CAE	Computer Aided Engineering - Engenharia Assistida por Computador
CAM	Computer Aided Manufacturing - Manufatura Assistida por Computador
CNC	Computed Numeric Control - Controle Numérico Computadorizado
EDM	Electrical Discharge Machining - Usinagem por descarga elétrica

FFT Fast Fourier Transform – Transformada rápida de Fourier

ISO International Organization for Standardization - Organização Internacional para Padronização

HSM High Speed Machining – Usinagem em altas velocidades ou High Speed Milling – Fresamento em altas velocidades

MQF Mínima Quantidade de Fluido

PVD Physical Vapour Deposition

Capítulo 1

1.1 - Introdução

O avanço da economia mundial em direção à redução de lotes, personalização de produtos e grande diversidade, redução do tempo de vida dos produtos e, principalmente do tempo de lançamento de produtos, impõem à indústria pressão para competir tanto em preço quanto em tempo de fabricação (HELLENO, 2004; COLDWELL et al., 2003; RYU, CHOI e CHU, 2006). O setor de fabricação de moldes e matrizes não é diferente; a rápida obsolescência dos produtos de consumo, os quais têm ciclo de vida cada vez menor, proporciona grande volume de trabalho para as ferramentarias, que precisam atender à demanda por moldes e matrizes e, por isso, expandem-se com grande velocidade (BAUCO, 2003).

Sob o ponto de vista da manufatura de uma matriz ou molde, o lote é frequentemente unitário e todos os custos de produção são atribuídos a um único produto (DINIZ, FERREIRA e SILVEIRA, 2004). Desta forma, o valor agregado de cada peça usinada é muito alto e o custo da ferramenta de corte não tem grande influência sobre o custo final. Porém a influência dos parâmetros de corte sobre o tempo de usinagem e sobre a qualidade da peça não pode ser desconsiderada (LÓPES de LACALLE et al., 2002a).

Fallböhmer et al. (2000) afirmam que mais de 50% do tempo gasto para a fabricação de um molde é gasto na usinagem, sendo as operações de acabamento as responsáveis pela maior parte do tempo gasto. Altan, Lilly e Yen (2001) e Boujelbene et al. (2004) citam que os custos de usinagem podem chegar a 30% do custo total do molde. A manufatura da cavidade consome na maioria das vezes por volta de 40% do tempo de manufatura do molde segundo Kecelj et al.

(2004). Lacalle et al. (2002a) afirmam que aproximadamente 65% do tempo total de manufatura é gasto em operações de usinagem e polimento, o qual frequentemente é realizado manualmente e pode consumir até 30% do tempo total gasto para o processo de manufatura de uma matriz.

A eficiência da manufatura pode ser melhorada através da redução do tempo de usinagem, redução e simplificação das operações, aumento da vida da ferramenta, além de alcançar qualidade das peças usinadas (CHAN et al., 2003).

Diante deste contexto, a usinagem em altas velocidades, comumente conhecida como HSM (abreviatura de *High Speed Machining* – usinagem em altas velocidades, ou ainda *High Speed Milling* – fresamento em altas velocidades) é um caminho para satisfazer estas condições, e é cada vez mais usada na manufatura de moldes e matrizes, os quais utilizam em sua construção aço-ferramenta endurecido tais como AISI H13, P20 e D2, para a produção de vasto campo de componentes automotivos e eletrônicos (COLDWELL et al., 2003). Segundo Gamarra (2003), a aplicação desta técnica pode representar redução de até 100% em operações de polimento, o que pode resultar em redução total no tempo de manufatura da ordem de 30-50%.

Koshy, Dewes e Aspinwall (2002) afirmam que 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. Além dos fatores econômicos, deve-se considerar a garantia de precisão dimensional e geométrica na superfície usinada, o que não é possível quando se utilizam operações manuais de acabamento (SOUZA, 2004; COLDWELL et al., 2003), por maiores que sejam a habilidade e a experiência do profissional responsável por esta operação.

No entanto, Souza (2004) afirma que a usinagem de formas geométricas complexas, comuns na área de moldes e matrizes, apresenta dificuldades de execução, tais como:

- Pequenos raios entre superfícies adjacentes;
- Paredes verticais;
- Áreas com elevada profundidade de cortes e difícil acesso;
- Variação de volume de material a ser removido;

- Constante alteração do ponto de contato entre a ferramenta de corte e a peça, devido às diversas alterações de curvatura da superfície.

Estas características tornam a fabricação de moldes e matrizes uma tarefa árdua, pois é difícil obter a qualidade superficial requerida nesta aplicação utilizando operações de usinagem, além de constantemente existirem grandes ineficiências (SOUZA, 2004), devido, entre outros motivos, aos parâmetros de corte normalmente serem conservadores (ERDIM, LAZOGLU e OZTURK, 2006).

Souza (2001) afirma que, apesar de sua implementação em ambiente fabril ainda possa ser considerada um processo de risco pelo alto investimento necessário numa tecnologia que ainda se encontra em desenvolvimento, a tecnologia HSM é considerada promissora, devido aos benefícios propiciados. Como demonstração disto, observa-se altos investimentos no desenvolvimento da Tecnologia HSM pelas empresas que estão relacionadas com seu desenvolvimento.

Contudo, para se usinar com alto desempenho e conseqüentemente reduzir os custos e tempo de processo, bem como aumentar a qualidade do produto usinado, é essencial que todo o processo seja analisado como uma cadeia de requisitos, tais como, a escolha da ferramenta de corte, os parâmetros de usinagem, a seleção de estratégias de corte, etc. (WU, KITA e IKOKU, 2007).

1.2 - Justificativa, objetivos e organização da dissertação

A usinagem de peças fabricadas em aço endurecido com geometrias que envolvem grandes alturas de usinagem e pequenos raios de canto, comuns em moldes e matrizes, ainda oferece dificuldade para as operações de acabamento por fresamento, já que ferramentas longas e com diâmetros pequenos são requeridas. Na maioria dos casos, fresas inteiriças de metal duro são utilizadas, porque oferecem maior precisão construtiva, quando comparadas com fresas de pastilhas intercambiáveis. Além disto, não existe a disponibilidade do segundo tipo de ferramentas com diâmetros pequenos.

Porém, a constante evolução das tecnologias de fabricação abre possibilidades do uso de fresas de pastilhas, já com diâmetros relativamente pequenos. Quando estas pastilhas são

montadas em porta-ferramenta com corpo de metal duro, a diferença de desempenho em relação às fresas inteiriças diminui, o que torna este tipo de ferramenta uma alternativa interessante para operações de acabamento.

A operação de acabamento em moldes e matrizes tem como principal objetivo atender às especificações dimensionais, de forma e de posição, além da rugosidade determinada no projeto. As tolerâncias dimensionais dependem, principalmente, da aplicação à qual se destina o molde ou matriz e também de seu tamanho. As especificações de rugosidade em moldes e matrizes frequentemente recomendam valores inferiores a $R_a = 0,6 \mu\text{m}$ (OLIVEIRA, 2007).

A previsão dos resultados da usinagem pode contribuir para a definição eficiente dos parâmetros de corte, sem comprometer a qualidade do produto. Uma vez que as operações de acabamento ocupam grande parte do tempo de usinagem, sua otimização pode trazer benefícios inquestionáveis, sob todos os aspectos.

O objetivo principal deste estudo é avaliar a influência das condições de processo de fresamento com alta velocidade de corte sobre o acabamento da superfície usinada com fresas de topo esférico, com grandes comprimentos em balanço e com parâmetros de corte típicos, e que ainda possibilitem a obtenção de valores de rugosidade de no máximo $0,6 \mu\text{m}$ (R_a), adotados como referência para as peças usinadas na área de moldes e matrizes. As condições de corte foram alteradas mediante cinco variáveis de entrada, quais sejam:

- Rugosidade teórica (R_{th}), que foi utilizada para variar conjuntamente os valores de profundidade axial de corte (a_p) e avanço por dente (f_z). Esta variação conjunta teve a função de fixar valores de R_{th} iguais tanto para o sentido transversal, quanto para o sentido longitudinal à direção de avanço;
- Sobremetal, ou profundidade de corte normal à superfície usinada (a_n), que indica o material remanescente na superfície antes da operação de acabamento;
- Diâmetro de ferramenta;
- Tipo de ferramenta, em que foram utilizadas, ou fresas inteiriças de metal duro ou fresa de pastilha intercambiável de metal duro montada em porta-ferramenta com corpo de metal duro;

- Coeficiente de esbeltez (CE), que foi considerado como sendo a relação L^3/D^4 , em que L é o comprimento em balanço e D é o diâmetro da ferramenta. Os valores utilizados para este parâmetro resultaram em comprimentos totais de ferramenta em balanço de até 8,5 vezes o respectivo diâmetro.

Além disto, outras análises foram feitas, e seguem descritas:

- Influência do desgaste das ferramentas sobre o acabamento superficial, ao longo de 400 minutos de usinagem;
- Comparação do desempenho relacionado ao acabamento superficial obtido através da usinagem por fresas inteiriças ou fresas de pastilha intercambiável montada em corpo de metal duro, a fim de avaliar a viabilidade técnica do uso deste segundo tipo de ferramenta, em substituição às tradicionais fresas inteiriças utilizadas em operações de acabamento.

A variável de resposta foi sempre rugosidade que, na maioria dos casos, foi avaliada através do parâmetro R_z , o qual, neste trabalho, foi associado à rugosidade teórica. Esta comparação é considerada por muitos autores como coerente, já que fornece uma melhor noção dos desvios, embora o parâmetro R_a seja o mais utilizado para avaliar a qualidade da superfície usinada.

Depois da introdução, no segundo capítulo é apresentada uma síntese da literatura sobre o assunto, em que são apresentados os pontos considerados importantes para o desenvolvimento dos estudos.

O terceiro capítulo trata dos métodos, planejamento experimental e dos materiais utilizados para os experimentos.

Os resultados e discussões são tratados no quarto capítulo, em que são apresentados os comparativos entre as condições de usinagem ensaiadas, sempre com o foco no acabamento superficial das superfícies usinadas.

No quinto capítulo estão apresentadas as principais conclusões a respeito dos resultados obtidos, bem como algumas sugestões para trabalhos futuros.

Capítulo 2

Revisão de literatura

2.1 - Usinagem em altas velocidades (*HSM*)

O trabalho realizado por Cal J. Salomon é reconhecido como início dos trabalhos do que se denomina “Usinagem em Alta Velocidade de Corte”. Este trabalho propôs que a temperatura de corte em uma operação de usinagem crescia com a velocidade de corte até certo valor de velocidade e que, após este valor ser atingido, os valores de temperatura começavam a diminuir progressivamente (SOUZA, 2004; DEWES et al., 1999).

No entanto, estudos realizados desde então não têm comprovado esta afirmação (COSTA, 2003). Mc Gee (1979) *apud* Dewes et al. (1999) propôs que a temperatura de corte sobe com o aumento da velocidade de corte até um máximo igual ao ponto de fusão da peça. Em seu trabalho não ocorreu redução de temperatura em altas velocidades de corte, como demonstra a Figura 2.1. Isto explica porque não existe limite físico para a velocidade de corte quando se usina ligas de alumínio, a não ser aquele imposto pelas condições da máquina-ferramenta. Por outro lado, Trent e Wright (2000), afirmam que na usinagem de materiais com pontos de fusão altos, como as ligas ferrosas, o limite da velocidade de corte utilizada é definido em função da máxima temperatura suportada pelo material da ferramenta utilizada.

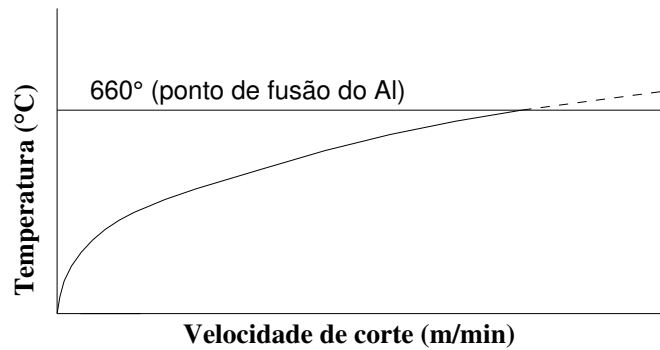


Figura 2.1 - Influência da velocidade de corte na temperatura de corte da usinagem de alumínio
(DEWES et al., 1999)

Ning, Rahmam e Wong (2001) também estudaram o comportamento da temperatura na usinagem de material endurecido (H13 – 55 HR_C) através dos cavacos gerados durante os experimentos. Os autores constataram que a temperatura de usinagem aumentou com o aumento da velocidade de corte e profundidade de corte.

Quanto à definição da técnica, usualmente se afirma que HSM é a usinagem com altas velocidades de corte e altas taxas de avanço, ou usinagem com altas rotações (DEWES et al., 1999). Fallböhmer et al. (2000) definem que HSM é baseada no tipo de material da peça que está sendo usinada. Alguns autores sustentam que a HSM ocorre quando a frequência do passe do dente se aproxima de uma fração substancial da frequência natural dominante da máquina e do sistema de ferramentas (KOELSCH, 2003). Smith e Tlusty (1997) definem a faixa do processo em altas velocidades baseados na estabilidade do corte. Eles dizem que o processo HSM se inicia quando a frequência de passagem do dente se torna maior que aproximadamente 1/4 da frequência natural do modo principal de vibração do sistema e termina quando a frequência de entrada do dente é de duas a três vezes maior que a frequência natural do sistema. Paris, Peigne e Mayer (2004) concordam com a definição dada por Smith e Tlusty (1997) e afirmam que a definição de HSM está intimamente ligada à frequência natural do modo de vibração dominante.

De outra forma, alguns autores (DOLINSEK, EKINOVIC e KOPAC, 2004; KRAJNIK e KOPAC, 2004) classificam a HSM com relação ao cavaco formado, sendo a formação do cavaco segmentado o divisor entre as velocidades de corte convencional e HSM.

O fundamento desta técnica para fresamento recai sobre o fato de a usinagem HSM envolver baixos valores de incremento axial (a_p) e radial (a_e) (URBANSKI et al., 2000; OLIVEIRA, 2003), para que haja uma melhora no acabamento superficial (FALLBÖHMER e SCURLOC, 1996). Para evitar acréscimo de tempo pelo uso destes baixos valores de incrementos axial e radial, altas taxas de avanço são necessárias, as quais requerem altas rotações para que a espessura de cavaco se mantenha aproximadamente iguais aos valores usados em usinagem convencional (FALLBÖHMER e SCURLOC, 1996; SCHULZ, ABELE e SAHM, 2001). Estas altas rotações resultam automaticamente em altas velocidades de corte (FALLBÖHMER e SCURLOC, 1996).

Desta forma, a força de corte reduzida proveniente da combinação dos parâmetros de entrada tornam possíveis excelentes resultados em termos de acabamento superficial e tolerâncias dimensionais. Viabiliza-se também o uso de ferramentas de metal duro em HSM com bons resultados, porque se tem uma situação em que as altas velocidades de corte tendem a aumentar o calor gerado, mas por outro lado os baixos valores de a_p e principalmente a_e (em que pequenos ângulos de contato são gerados), tendem a reduzir o calor gerado, levando a níveis térmicos suportáveis pela aresta de corte (OLIVEIRA, 2003).

O desenvolvimento de materiais de ferramenta capazes de fresar materiais endurecidos, e também o desenvolvimento e disponibilidade comercial de eixos-árvore de altas rotações, máquinas-ferramenta rígidas e de alto desempenho dimensional e dinâmico e CNC's de maior rapidez de processamento, bem como da tecnologia CAD/CAM, possibilitaram a aplicação de HSM, seja por viabilidade econômica ou por vantagens de tempo e flexibilização (LÓPES de LACALLE et al., 2002b; DINIZ, FERREIRA e SILVEIRA, 2004; FACCIO, 2002; COELHO, 2002; PARIS, PEIGNE e MAYER, 2004; LIU, LOFTUS e WHITTEN, 2005; WANG e ZHENG, 2003; TOH, 2004b; BUDAK, 2006).

As primeiras aplicações para a tecnologia HSM foram para atender a indústria aeroespacial para abertura de bolsões de alívio de peso, na usinagem de ligas de alumínio (SCHULZ e MORIWAKI, 1992; DEWES e ASPINWALL, 1997). Existem também relatos de diversas aplicações na indústria automotiva na usinagem de blocos e cabeçote de motores de ferro fundido e alumínio (OLIVEIRA, 2003). Dentre as aplicações da HSM ainda podem ser citadas: Peças e

componentes de pequeno lote produtivo (KITAGAWA, KUBO e MAEKAWAI, 1997), eletrodos em grafite e cobre para a eletro-erosão (FACCIO, 2002), aplicações para usinagem de paredes finas, (DEWES e ASPINWALL, 1997; TLUSTY, 1993), aplicações com necessidades de redução de rebarbas laterais após a usinagem (NAKAYAMA e ARAI, 1987).

Apesar dos muitos exemplos de aplicação em diferentes áreas da indústria, é no fresamento de aços endurecidos na fabricação de moldes e matrizes que esta técnica vem encontrando maior força para se difundir (OLIVEIRA, 2003).

As maiores vantagens da tecnologia HSM estão relacionadas com a alta taxa de remoção de material (quando comparada às operações de eletro-erosão), redução do tempo de produção, redução do número de máquinas-ferramenta necessárias, baixas forças de corte, dissipação de calor com o cavaco resultando em menores distorções na peça e melhor integridade superficial, e melhor precisão e acabamento superficial da peça (FALLBÖHMER et al., 2000; CHEVRIER et al., 2003; KOSHY, DEWES e ASPINWALL, 2002).

A técnica HSM também torna viável o fresamento de aços endurecidos, especialmente para fabricação de moldes e matrizes. Segundo Oliveira (2003), a HSM tem a capacidade de usinar materiais temperados com dureza de até 63 HR_C. Resultados do trabalho de Koshy, Dewes e Aspinwall (2002) demonstraram que, apesar da pequena vida da ferramenta, o uso de HSM em usinagem de aço AISI D2 (58 HR_C) mostrou-se praticável.

Entre suas limitações, a HSM apresenta basicamente o alto custo do equipamento, do ferramental de corte e de fixação. A este respeito, Fallböhrmer et al. (2000) e Chevrier et al. (2003) citam que as desvantagens comuns da HSM são o desgaste excessivo de ferramenta, necessidade de máquinas-ferramenta especiais e caras, fixação apropriada, suportes porta-ferramenta balanceados, e materiais de ferramentas de corte e coberturas avançadas.

A rota do processo típico de fabricação de moldes e matrizes é cara e demanda um longo tempo para construção. Consiste na usinagem inicial de desbaste da peça no estado recozido, e semi-acabamento, tratamento térmico e acabamento realizados com a peça no estado duro usando uma combinação de EDM (e aqui se deve usar eletrodos paralelamente), retificação e polimento manual (GELDART et al., 2003; DEWES e ASPINWALL, 1997; KOSHY, DEWES e

ASPINWALL, 2002; AXINTE e DEWES, 2002; DOLINSEK, EKINOVIC e KOPAC, 2004; HOUMING, CHENGYONG e ZHENYU, 2008).

A Figura 2.2 demonstra a diminuição das etapas de fabricação promovida pela tecnologia de HSM na fabricação de moldes de matrizes (LÓPES de LACALLE et al., 2002b). Esta figura está dividida em 3 partes, quais sejam:

1. O processo tradicional antes do advento da tecnologia de HSM;
2. O processo de fabricação com as operações de acabamento feitas com HSM;
3. A tecnologia do fresamento HSM feito totalmente já com o material tratado termicamente.

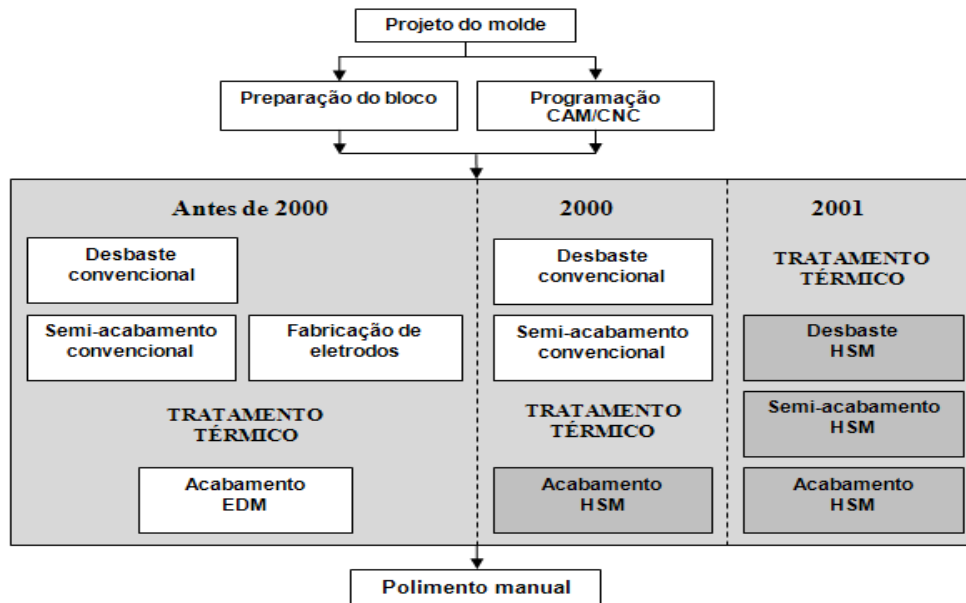


Figura 2.2 - Os processos na fabricação de moldes

(LACALLE et al., 2002b)

Sobre a comparação de uma peça produzida por HSM ou EDM, Kecelj et al. (2004) afirmam que a vida de uma ferramenta de forjamento fresada com HSM é aproximadamente 30% maior que a mesma usinada com eletro-erosão. As tensões geradas pelo fresamento são muito menores, e problemas com integridade superficial, tais como zonas afetadas pelo calor, trincas, camadas brancas e tensões residuais tratativas são comumente encontradas em componentes

usinados por EDM, fatores que podem conduzir à falha dos mesmos (DEWES et al., 1999; NOVOVIC, 2004).

Em alguns casos, os processos de HSM e EDM competem entre si, e existem dois fatores envolvidos nesta comparação: Primeiro, sob o ponto de vista de custo e tempo, a vantagem da HSM é clara, podendo esta vantagem ser maior ou menor de acordo com o tipo e tamanho do molde a ser manufaturado. Segundo, com relação à precisão dimensional e rugosidade, em HSM existe dependência de fatores como precisão da máquina e erros advindos da deflexão da ferramenta, principalmente em casos em que, devido à geometria da peça, grandes balanços de ferramenta são usados (LÓPES de LACALLE et al., 2002b), situações em que o uso de HSM é dificultado. A vantagem da HSM sobre EDM está principalmente relacionada à taxa de remoção de material, em que o processo de HSM apresenta benefícios incontestáveis. Esta é, talvez, a mais importante vantagem, o que representa por si só uma grande redução no tempo de fabricação e, conseqüentemente, nos custos de execução do ferramental (COSTA, 2003). Além da própria operação de usinagem, a manufatura de eletrodos adiciona tempo e custo ao processo de EDM (DEWES e ASPINWALL, 1997). Lópes de Lacalle et al. (2002b) afirmam que o limite para o uso da HSM, quando compara-se com EDM, está em função da dureza da peça e a razão comprimento/diâmetro (L/D) da ferramenta. Afirmam ainda que a redução em custo é menor que em tempo porque o custo por hora de HSM é maior.

2.2 - Requisitos técnicos relacionados ao uso da tecnologia HSM

O conceito de HSM não está unicamente relacionado à velocidade de corte, mas ao desenvolvimento de um conjunto de elementos envolvidos neste processo de manufatura (OLIVEIRA, 2007), os quais servirão como sua base de sustentação (HELLENO, 2004). A Figura 2.3 ilustra este conjunto, e uma breve explanação de alguns destes elementos será feita a seguir:

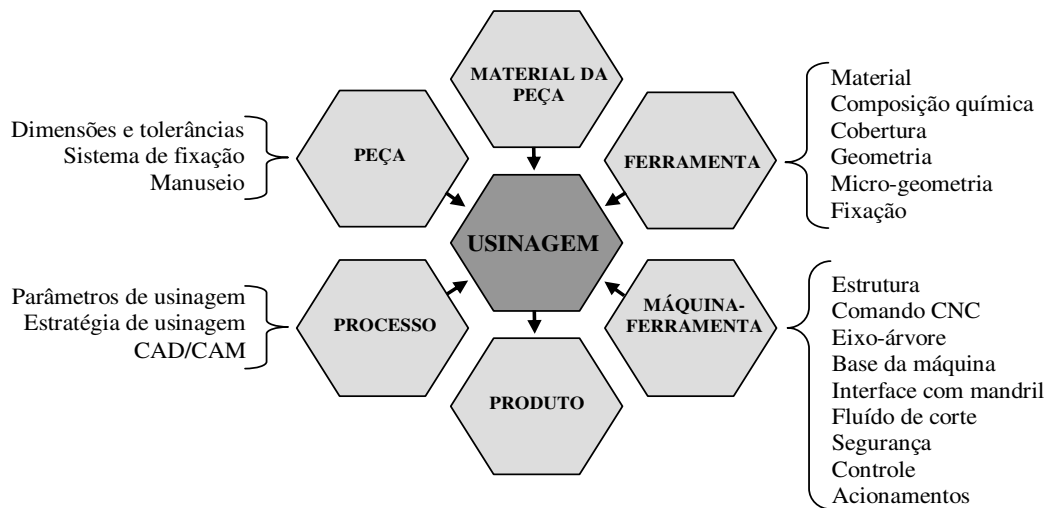


Figura 2.3 - Requisitos técnicos relacionados à tecnologia HSM

(adaptado de SCHULZ e MORIWAKI, 1992)

2.2.1 - Máquina-ferramenta/CNC

O projeto de máquinas-ferramenta para HSM necessita de componentes leves, mas com suficiente rigidez dos componentes estruturais e com propriedades de amortecimento de vibrações (OLIVEIRA, 2007). Segundo Dewes e Aspinwall (1997) é necessário que as partes da máquina (principalmente as móveis) apresentem um valor de massa e de inércia baixos, para que a máquina possa atingir altas velocidades de avanço e suportar as altas taxas de acelerações com segurança, mantendo a precisão.

Estas máquinas-ferramenta normalmente utilizam sistemas de acionamento eletromecânicos, nos quais um motor elétrico é associado a elementos mecânicos que transformam o movimento de rotação do motor em movimento linear. Devido à alta eficiência, os fusos de esferas recirculantes são os mecanismos mais utilizados para transformar a rotação do motor em movimento linear (PRITSCHOW, 1998).

O eixo-árvore é um componente mecânico de elevada importância para a HSM (OLIVEIRA, 2007). Ele pode representar um grande problema para os usuários devido à sua fragilidade (LÓPES de LACALLE et al., 2002b), tendo tempo de vida tipicamente entre 5000 e 10000 horas na rotação máxima (DEWES e ASPINWALL, 1997). Ele deve girar em diferentes

rotações e fixar o conjunto porta-ferramenta/ferramenta. A rigidez estática e dinâmica do eixo-árvore afeta diretamente a produtividade da máquina-ferramenta e a qualidade das peças usinadas. As características de um eixo-árvore dependem do dimensionamento do eixo, do motor, do sistema de fixação do mandril, do tipo e da configuração em que os rolamentos foram montados (MAEDA, CAO e ALTINTAS, 2005).

Quanto ao comando, o tempo de processamento de bloco é requisito básico, uma vez que pode representar uma limitação à velocidade de avanço (COELHO, 2002). É o tempo que o CNC leva para ler um bloco de informação, processar e transmitir estas informações para a máquina executar o movimento (HELLENO, 2004), exercendo assim, influência direta na velocidade de avanço máxima permitida dos eixos de uma máquina (MOREIRA, 2003).

Os comandos devem também ser capazes de executar, além de trajetórias lineares e circulares, também trajetórias de interpolação baseadas em funções polinomiais, cada vez mais requisitadas para usinagem de superfícies complexas. Devem incorporar ainda controle de aceleração, que permite à máquina uma transição mais suave entre mudanças bruscas de direção, o que, possivelmente, é mais importante que altos valores de taxas de avanço na usinagem de cavidades complexas em aços duros (MOREIRA, 2003; URBANSKI et al., 2000). Adicionalmente, os comandos devem ter a função de *look ahead*, que através do pré-processamento de blocos, permite uma previsão de mudanças de direção e, conseqüentemente, a suavização do movimento, para que a ferramenta descreva com maior fidelidade a trajetória comandada (COELHO, 2002). Esta função é uma alternativa para gerenciamento da aceleração e frenagem dos eixos (FACCIO, 2002), o que torna possível a usinagem em velocidades médias de avanço superiores às proporcionadas por máquinas convencionais (COELHO, 2002).

Das novas gerações de máquinas-ferramenta/CNC exige-se ainda que, simultaneamente à desaceleração do movimento de avanço dos eixos, seja também reduzida a rotação do eixo-árvore, de forma a manter constante a espessura do cavaco formado no fresamento. O controlador de um CNC pode calcular o raio de contato da fresa de topo esférico baseado no ângulo do caminho da ferramenta e controlar os valores de rotação e avanço a fim de manter carregamento constante (ALTAN, LILLY e YEN, 2001), permitindo manter a precisão dimensional na peça (COELHO, 2002). Kuljanic, Sortino e Totis (2008) afirmam ainda que a máquina-ferramenta

deveria ser capaz de executar automaticamente atividades como detecção e supressão de vibração, monitoramento das condições da ferramenta, otimização dos parâmetros de corte e detecção e prevenção de colisão.

2.2.2 - Ferramentas para fresar aço endurecido

A ferramenta de corte para HSM deve resistir a condições severas, uma vez que é submetida a elevadas tensões, temperaturas e à fadiga, e ao mesmo tempo deve fornecer uma vida suficientemente longa. Nesta situação, um material de ferramenta ideal deveria combinar características de elevada dureza, tenacidade e estabilidade química, embora não haja um único material que alcance valores altos simultaneamente em todas estas três propriedades (FALLBÖHMER e SCURLOC, 1996; KUSTAS, FEHREHNBACHER e KOMANDURI, 1997; BYRNE, DORNFELD e DENKENA, 2003).

Dentre as opções de material para ferramentas de corte estão o nitreto de boro cúbico (PCBN), cerâmica, cermet, diamante policristalino (PCD), além do metal duro, que é o material predominante. Para aplicações em aço endurecido o metal duro é invariavelmente recoberto com o objetivo de aumentar a dureza, minimizar o atrito entre cavaco e ferramenta, e melhorar a estabilidade química, com camadas duras como TiN, TiC, TiCN, TiAlN, CrN, TiAlCrYN, normalmente depositadas pelo processo de PVD (URBANSKI et al., 2000; FALLBÖHMER et al., 2000; COLDWELL et al., 2003; ASLAN, 2005). Segundo Lópes de Lacalle et al. (2002a), estas coberturas têm a função de melhorar a resistência ao desgaste abrasivo, redução de afinidade química entre o material da peça e da ferramenta, ou uma melhora nas condições de atrito.

As temperaturas de corte relativamente baixas (DEWES et al., 1999), devido aos pequenos ângulos de contato no corte, gerando tendência à redução do calor gerado (OLIVEIRA, 2003), explicam porque o metal duro pode ser usado com sucesso por HSM de aços endurecidos (DEWES et al., 1999).

Para ferramentas de pequenos diâmetros, ferramentas inteiriças de metal duro são geralmente preferidas por serem fabricadas com alta precisão e não existir perigo da aresta de corte se soltar em altas rotações, além da maior disponibilidade de tipos de coberturas. Elas

também possuem melhores características de rigidez e batimento que conduzem a maior precisão de usinagem (URBANSKI et al., 2000) e melhores níveis de rugosidade (LÓPES de LACALLE et al., 2002a). Além disso, por serem disponíveis com maior número de arestas de corte comparado com ferramentas de insertos indexáveis, elas podem ser operadas em maiores taxas de avanço resultando em maior produtividade. Estas afirmações podem justificar o fato de ferramentas inteiriças de metal duro normalmente serem usadas para acabamento, com produtos de insertos intercambiáveis restritos primariamente ao desbaste e semi-acabamento (URBANSKI et al., 2000).

As ferramentas inteiriças de metal duro podem também proporcionar maior vida de ferramenta quando comparadas com ferramentas de pastilhas intercambiáveis (LÓPES de LACALLE et al., 2002a), o que pode estar relacionado com as menores forças de corte atuantes sobre a ferramenta, já que as ferramentas inteiriças normalmente são mais afiadas que as ferramentas de pastilha intercambiável, uma vez que a preparação de aresta em pastilhas geralmente envolve um chanfro ou arredondamento (*hone*) (URBANSKI et al., 2000).

Por outro lado, a utilização de pastilha intercambiável leva vantagem em relação ao uso de ferramenta inteiriça com relação ao custo (principalmente nas ferramentas de grande diâmetro), embora para diminuí-lo, as ferramentas inteiriças possam ser reafiadas e receber nova cobertura (URBANSKI et al., 2000; LÓPES de LACALLE et al., 2002a).

Quanto à geometria da ferramenta, Mativenga e Hon (2005) afirmam que ângulos de saída nulos são mais apropriados para a usinagem HSM de aços-ferramenta, pois ângulos de saída positivos resultam em forças de corte e desgaste por cratera menores, porém a aresta de corte fica sujeita a lascamento. Por outro lado, ângulos de saída negativos proporcionam melhor estabilidade da aresta de corte, mas são mais susceptíveis ao desgaste de cratera e resultam em maior força de corte.

2.2.3 - Fixação de ferramentas

A interface entre o eixo-árvore e a ferramenta exerce influência direta no resultado da usinagem, e o seu projeto deve garantir troca rápida e alta precisão de repetibilidade. Além destes requisitos, no fresamento HSM, exigências adicionais são: pequeno erro de balanceamento, alta

concentricidade, alta precisão geométrica e reduzidas forças centrífugas, influenciadas por menores dimensões radiais e massa do conjunto (SCHULZ e MORIWAKI, 1992).

A respeito da interface eixo-árvore/mandril, os mandris mais utilizados pelos fabricantes de máquinas-ferramenta são os conhecidos como CAT e BT, e apresentam uma ampla variedade de tamanhos. Cones com estas características não são adequados para o uso na HSM porque existe uma tendência à deformação do fuso da máquina quando submetido a altas rotações, que consiste na sua expansão devido à força centrífuga à qual é exposto durante o giro. Nestes mandris, essa expansão natural do fuso tem efeitos mais acentuados, pois estes têm várias desvantagens em termos de precisão de posicionamento e rigidez, já que o mandril tem apenas contato radial com o eixo-árvore, o que faz com que o cone seja movimentado mais para dentro do fuso durante a usinagem. Além disto, o contato entre o mandril e o eixo-árvore reduz-se substancialmente, quando submetido a altas rotações (BAIER, 2003; STEPHENSON e AGAPIOU, 1996; CAVICHIOLLI, 2003; AYOAMA e INASAKI, 2001; LÓPES de LACALLE e LAMIKIZ, 2009).

Uma outra alternativa é o mandril com sistema BIG-PLUS – fabricados sob licença da Big Daishowa, do Japão. Trata-se, na realidade, de um cone ISO em sua configuração básica, mas com tolerâncias e dimensões de construção, de maneira a proporcionar duplo contato (face e cone). Porém é necessário que o fuso da máquina seja também construído de acordo com essa tecnologia, do contrário não haverá o contato entre as faces (LÓPES de LACALLE e LAMIKIZ, 2009; CAVICHIOLLI, 2003).

A solução mais adequada para o fresamento HSM é a utilização do mandril HSK (do inglês *Hollow Shank Taper*, ou cone vazado), o qual possibilita o contato simultâneo de flange e cone. Sua geometria fornece excelente desempenho em termos de precisão de posicionamento e de rigidez axial e radial. Este tipo de fixação oferece uma rigidez radial até cinco vezes maior que um mandril tipo BT, por exemplo. Existem opções de modelos de A até F com formas diferentes, sendo as mais utilizadas para HSM as formas A, C e E. Os tamanhos variam de HSK25 até HSK100, com 25 e 100 sendo o diâmetro do flange do mandril (LÓPES de LACALLE e LAMIKIZ, 2009; AYOAMA e INASAKI, 2001; CAVICHIOLLI, 2003; BAIER, 2003; HANNA, AGAPIOU e STEPHENSON, 2002).

A Figura 2.4 demonstra exemplos de mandris modelo BT e HSK.

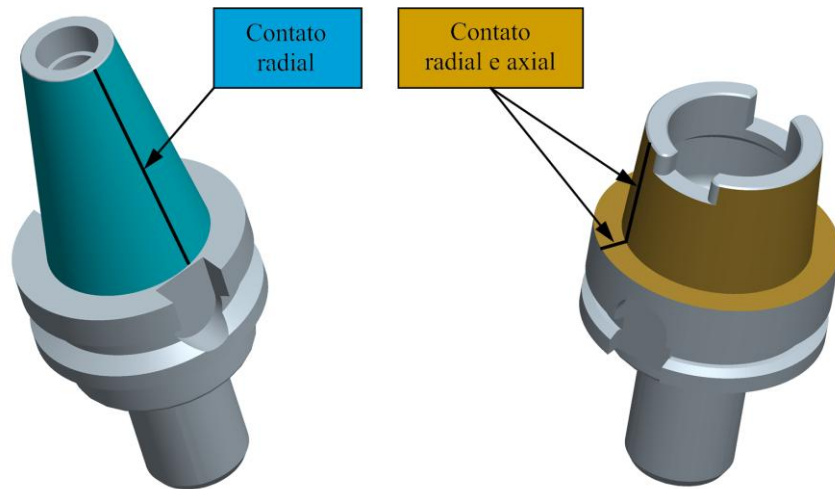


Figura 2.4 - Sistemas de fixação: a) BT, b) HSK 63 A

Existem ainda outras opções de mandris que têm sido projetados especialmente por alguns fabricantes, como Sandvik Coromant® Capto™, Kennametal® KM™ ou Komet® ABS™. Estes mandris têm a forma de polígono trilateral cônico, e proporcionam também duplo contato. A forma poligonal é justificada pela distribuição da força sobre o corpo e não sobre chavetas (LÓPES de LACALLE e LAMIKIZ, 2009; CAVICHIOLLI, 2003).

Com relação à interface mandril/porta-ferramenta/ferramenta, existem as seguintes opções:

a) **Porta-Pinças:** Os tradicionais porta-pinças apresentam várias deficiências para o uso em usinagem HSM, tais como escorregamento da ferramenta dentro da pinça, em operações que exigem um pouco mais da ferramenta, como nos desbastes; e altos valores de batimento (CAVICHIOLLI, 2003).

Outra desvantagem está nas forças radiais existentes nas operações de fresamento que fazem com que a fresa incline durante a usinagem, inclinando também a pinça; a força de fixação da porca do porta-pinça sobre a pinça não permite que ela e, conseqüentemente a ferramenta voltem para sua posição de origem. Isso causa o aumento de batimento da ferramenta, diminuindo drasticamente a vida, além de afetar a precisão da usinagem.

b) **Mandris hidráulicos:** Os mandris de fixação hidráulica têm como característica básica a existência de uma câmara interna preenchida com óleo hidráulico que, quando acionado por meio

de um pistão, pressiona a parede interna do mandril que está em contato com a haste da ferramenta, fixando-a (CAVICHIOILLI, 2003). Suas principais vantagens estão no excelente nível de batimento e a absorção de possíveis vibrações, uma vez que existe uma câmara de óleo entre a parede que prende a ferramenta e o restante do sistema. Vantagens adicionais deste sistema são a possibilidade de menor tempo de troca de ferramenta, já que pode ser feita com o conjunto montado no fuso da máquina e não existe a necessidade de equipamentos periféricos para a utilização.

Por outro lado, seu uso não é recomendado para operações de fresamento em desbaste, devido às forças radiais existentes no processo. Embora seja mais recomendado para operações como furação e alargamento, em que a resultante das forças de corte é basicamente axial (CAVICHIOILLI, 2003), seu uso em operações de fresamento em acabamento não apresenta risco.

Um cuidado que deve ser tomado no uso é que o parafuso de acionamento deve sempre estar na mesma posição, quando na condição apertado, pois isto pode afetar o balanceamento.

c) **Mandris de fixação por contração (Shrink Fit):** Esta tecnologia é baseada no aquecimento por indução e no resfriamento localizado do mandril. Assim, o mandril é colocado em um indutor e aquecido na região na qual será montada a ferramenta. Com a expansão do diâmetro interno, devido ao aumento da temperatura, monta-se a haste da ferramenta, seguido por um resfriamento (OLIVEIRA, 2007), que pode ser forçado por sistemas apropriados, ou até mesmo feito ao ar ambiente.

Este tipo de mandril pode ser comparado em desempenho com um suporte monolítico (STEPHENSON e AGAPIOU, 1996), e por isso tem na rigidez um ponto forte do sistema. Este sistema de fixação atende muito bem a exigência de batimento e possui, dentre os sistemas de fixação, o maior valor de transmissão de torque.

É considerado o sistema mais eficiente para usinagem HSM. Porém, alguns autores (CAVICHIOILLI, 2003), afirmam que estes mandris podem sofrer a ação do calor gerado, sendo assim recozidos na região de fixação, conduzindo a marcas profundas e arranhões com o decorrer de apenas alguns meses de utilização, o que obviamente os torna inadequados para o uso. Problema ainda maior pode ser causado para os cones curtos, como os cones HSK, pois o

aquecimento se irradia para a área da interface mandril/eixo-árvore e afeta a dureza do acoplamento. Estes problemas não são citados por Stephenson e Agapiou (1996) que observam que a temperatura a que são submetidos os cones estão abaixo da temperatura de recozimento.

Uma vantagem significativa dos mandris de contração térmica é que eles são perfeitamente simétricos. Não são necessários parafusos para acionar cilindros hidráulicos ou fixar a ferramenta, permitindo que sejam fabricados com níveis muito baixos de desbalanceamento (ARNONE, 1998).

A questão da impossibilidade do uso de buchas redutoras neste sistema também gera discussão. O investimento na aquisição de mandris é maior, porém elimina-se uma fonte de possíveis erros de batimento e/ou balanceamento, além de o custo de um mandril deste tipo ser normalmente inferior a outros tipos de mandris.

O fator segurança aqui merece atenção maior, pois o fato de que o mandril deve ser aquecido para montagem e desmontagem da ferramenta deve ser visto como um risco freqüente para a pessoa que opera o sistema.

d) **Mandris de fixação por deformação a frio:** A empresa alemã Schunk®, tem no mercado o sistema de fixação Tribos™, que tem a deformação a frio como princípio de funcionamento. Este sistema consiste em um mandril monobloco com o furo central na forma poligonal, que prende a ferramenta por três linhas de contato, quando adquire a forma circular mediante forças aplicadas em três pontos equidistantes no cilindro externo. Depois de aplicadas as forças, a haste da ferramenta pode ser inserida, e assim que as forças são cessadas, a ferramenta é presa pela ação do corpo ao tentar retornar à sua forma poligonal original. A Figura 2.5 ilustra este sistema:

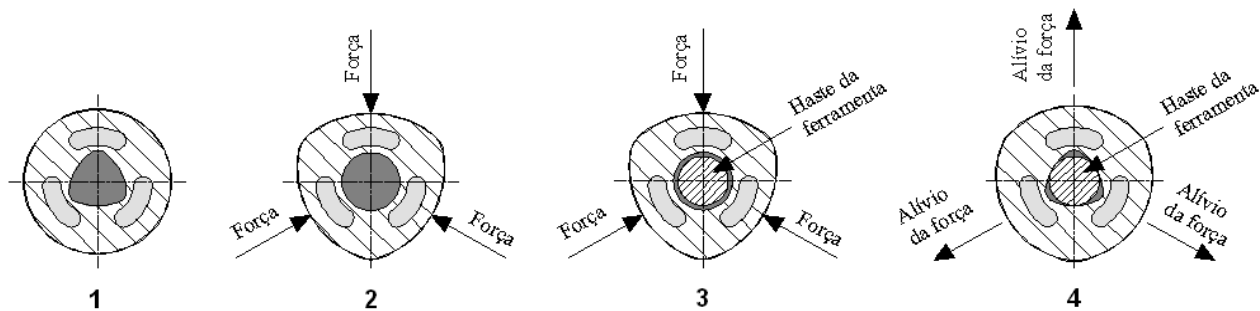


Figura 2.5 - Mecanismo de funcionamento do sistema de fixação por deformação a frio

(SCHUNK, 2009)

Este sistema apresenta valores de força de fixação próximos aos dos valores obtidos pelos mandris hidráulicos, tendo a vantagem sobre esses de não possuir elementos intermediários por se tratar de um corpo monobloco. Possui bom nível de batimento e tem fácil operação, apesar de necessitar de equipamentos periféricos.

2.2.4 - Balanceamento e batimento

Para que o desempenho do conjunto eixo-árvore/mandril/ferramenta seja maximizado, os requisitos de batimento e balanceamento merecem atenção especial. Estes são importantes para evitar oscilações nas forças centrífugas, corrosão por atrito entre o eixo-árvore e o suporte de ferramenta, quebra ou desgaste acentuado nos rolamentos do eixo-árvore, vida de ferramenta curta e acabamento superficial ruim devido à vibração (DEWES e ASPINWALL, 1997; STEPHENSON e AGAPIOU, 1996; LÓPES de LACALLE e LAMIKIZ, 2009), principalmente quando se usam altas rotações (ALTAN, LILLY e YEN, 2001).

O uso de mandris, bem como ferramentas que possibilitem bons níveis de batimento e balanceamento pode ser o diferencial para um processo de HSM bem sucedido. Altan, Lilly e Yen (2001) afirmam que cada 10 μm de batimento, em geral, diminui a vida da ferramenta em 50%, embora não tenham demonstrado como chegaram a estes resultados. Apesar de Miyaguchi et al. (2001) também afirmarem que a vida da ferramenta é diminuída quando esta trabalha com batimento, e atribuírem o fato às diferentes forças de corte atuantes em cada aresta, observam que valores de batimento menores que 0,02 mm têm pouco efeito sobre a vida.

O balanceamento é indispensável para o processo HSM, porém a rotação e outras condições nas quais ele se torna necessário não são claras. Embora apresente alguns problemas para determinadas aplicações, o padrão normalmente usado para estabelecer balanceamento é a norma ISO 1940-1. Nela são identificados valores para a classe, como por exemplo, G2.5 ou G1.0, as quais definem o máximo desbalanceamento aceitável, conforme a Equação 2.1 (ARNONE, 1998), em que U é o desbalanceamento aceitável [g.mm], G é a classe de desbalanceamento conforme norma ISO 1940-1 [mm/s], M é a massa total do conjunto montado [kg] e S é a rotação da ferramenta [rpm].

$$U = \frac{9549 * G * M}{S} \quad \text{Equação 2.1}$$

Segundo Urbanski et al. (2000), o uso de rotações acima de 10000 RPM e/ou ferramentas de pastilhas intercambiáveis aumentam problemas relacionados com balanceamento dinâmico do conjunto mandril/ferramenta/porta-ferramenta. Como regra geral, a experiência tem mostrado que o conjunto montado deve ser balanceado melhor do que a classe G6.3 para aplicações de HSM. Arnone (1998) cita o valor de 5 g.mm de desbalanceamento como adequado para a maioria das aplicações em HSM. Este mesmo autor afirma também que o desbalanceamento por si só não causa problemas, porém a combinação deste e da velocidade causa força vibratória na máquina, ferramenta e peça. O valor da força advinda desta combinação deve ser menor que o valor da força de corte, e é definido pela Equação 2.2, onde F é a força de desbalanceamento [N], U é o desbalanceamento aceitável [g.mm], e S a rotação da ferramenta [rpm].

$$F = U * \left(\frac{S}{9549} \right)^2 \quad \text{Equação 2.2}$$

Idealmente, todo o sistema eixo-árvore/suporte porta-ferramenta/ferramenta deveria estar balanceado dinamicamente, já nas condições de usinagem. Porém, no ambiente industrial isto é impraticável (ARNONE, 1998). Sendo assim, os fabricantes de máquinas e eixos-árvore para HSM recomendam classes de balanceamento G2.5 ou até G1.6 no conjunto mandril/porta-ferramenta/ferramenta.

2.2.5 - Tecnologia CAD/CAM

A tecnologia CAD/CAM deve ser considerada um dos pontos mais importantes da cadeia tecnológica da HSM (SOUZA, 2004). O caminho de ferramenta é um dos pontos principais não só para a eficiência da manufatura, mas também para a qualidade do produto final (DING et al., 2005).

Para o uso em HSM, os sistemas CAM devem ser capazes de gerar trajetórias baseadas em funções polinomiais (URBANSKI et al., 2000). Devem gerar trajetórias de ferramenta que proporcionem volume constante de remoção de cavacos, possuir recursos de entrada em rampa e hélice, capacidade de reconhecer o sobremetal remanescente e gerar caminho otimizado para sua remoção, possuir opções otimizadas de transição entre cortes (passes), usinar com trajetória trocoidal ou em mergulho (*plunge*), quando necessário (MARINAC, 2001).

Por outro lado, é necessário que os usuários de CAM tenham bons conhecimentos para a realização de um processo eficiente, pois cada estratégia de usinagem pode ser mais adequada para uma geometria específica, podendo representar grande influência sobre o tempo necessário para a usinagem, desgaste de ferramenta e qualidade superficial (SOUZA, 2004).

2.2.6 - Estratégias de usinagem no aço endurecido

O tempo de usinagem é identificado como um dos maiores custos na fabricação de moldes e matrizes (TANG, 2006). Altan, Lilly e Yen (2001) afirmam que o uso da estratégia de usinagem apropriada em fresamento duro pode gerar redução de custo de até 30%, enquanto Dépincé e Hascoët (2006) dizem que ganhos maiores são possíveis pelo aumento da taxa de remoção. Em contrapartida, dependendo da estratégia utilizada, as forças de corte se tornam mais importantes e podem induzir deformações na peça, na máquina-ferramenta e na ferramenta.

Assim, as estratégias de usinagem devem ser elaboradas de forma a otimizar os equipamentos disponíveis, minimizar o tempo de usinagem e a promover o menor desgaste nas ferramentas. Desta forma, é necessário conhecer todos os recursos disponíveis, bem como as características da peça a ser usinada para obtenção dos melhores resultados (TOH, 2004a; CHAN et al., 2003). Além disto, Choi, Kim e Jerad (1997) identificaram os fatores críticos para estratégias de corte para HSM, os quais incluem a ausência de colisão; o uso de caminhos de

ferramenta suaves e mecanismos de verificação dos mesmos; e o carregamento tão constante quanto possível sobre a ferramenta, de tal maneira que as forças durante a usinagem variem o mínimo possível.

Em geral, peças de pequeno porte, mesmo no estado endurecido, podem apresentar uma boa relação de custo/benefício se usinadas integralmente em uma única máquina. Mas para as peças maiores, geralmente é mais produtivo e econômico realizar-se operações de desbaste e de alívio de raios em máquinas convencionais, no material com menor dureza, e as operações de pré-acabamento e de acabamento em máquinas para HSM, com o material no estado de dureza final (DEONÍSIO, 2004; LÓPES de LACALLE et al., 2002b).

Normalmente existem três estágios principais na usinagem de moldes e matrizes em HSM (TOH, 2005b):

Desbaste: É a operação inicial, em que o material indesejado da peça é removido tão rápido quanto possível deixando sobremetal para as operações subsequentes. Aqui deve ser dada maior ênfase para minimização do tempo e melhor produtividade, em detrimento da precisão dimensional e da rugosidade. O caminho de ferramenta normalmente é feito em níveis, em que a usinagem ocorre pelo movimento relativo ferramenta/peça no plano X-Y, tirando material em camadas (TOH, 2005b; LÓPES de LACALLE et al., 2002a), demonstrada na Figura 2.6.

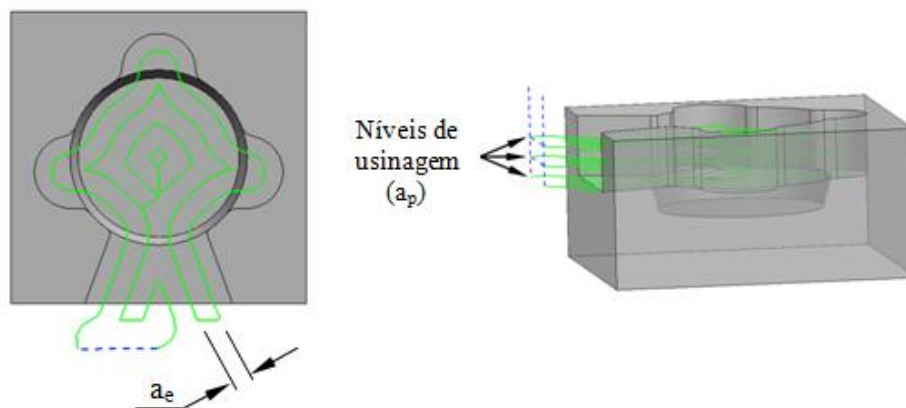


Figura 2.6 - Estratégia de desbaste por níveis

Uma opção à estratégia tradicional é a estratégia trocoidal, que pode ser utilizada nos casos em que a dureza da peça seja maior que 50 HR_C e sua geometria permita a entrada da ferramenta por fora do material. Esta estratégia normalmente é utilizada com elevados valores da

profundidade axial de usinagem (a_p), e consiste na utilização de movimento de avanço combinado com um movimento circular ou elíptico da ferramenta de usinagem, o que possibilita a redução no ângulo de contato entre ferramenta e peça quando comparada com outras estratégias (OLIVEIRA, 2007; LÓPES de LACALLE et al., 2002b), o que é demonstrado na Figura 2.7.

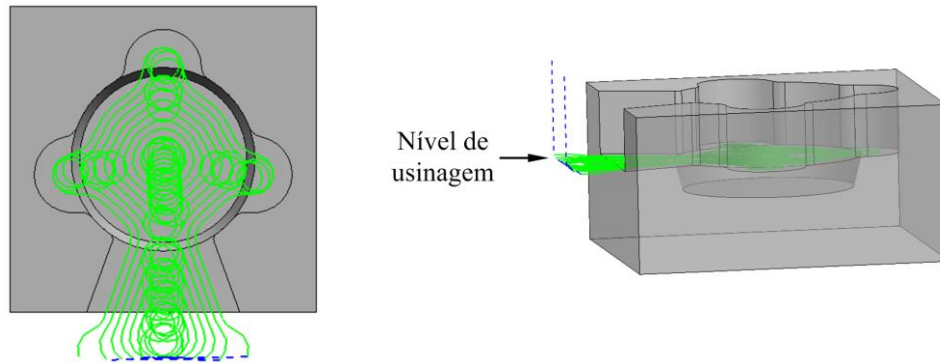


Figura 2.7 - Estratégia de desbaste trocoidal

Aqui uma avaliação é necessária, para definir se a operação será realizada antes ou depois de a peça ser tratada termicamente, pois do ponto de vista de tempo de usinagem a remoção do material no estado endurecido necessita um maior tempo quando comparada à realização da usinagem antes do tratamento térmico. Isto é devido aos parâmetros de usinagem mais agressivos usados na usinagem do material antes do tratamento térmico (OLIVEIRA, 2007). Entretanto, ao se realizar desbaste e acabamento no estado endurecido, uma preparação da máquina (ALTAN, LILLY e YEN, 2001) e conseqüentemente o tempo entre operações são eliminados (LÓPES de LACALLE et al., 2002b), além de facilitar também a obtenção de reduzidas tolerâncias de forma e de posição (WANG e ZHENG, 2003). Por outro lado, a realização de furos no material em estado endurecido é uma tarefa difícil, o que faz com que a furação, e possivelmente todo o desbaste, sejam muitas vezes feitos antes do tratamento térmico (OLIVEIRA, 2007).

Para estas operações, fresas de topo reto podem ser usadas porque têm melhor desempenho na questão taxa de remoção de material e oferecem máxima velocidade de corte na periferia, aumentando a eficiência. Porém problemas de lascamento, principalmente em aços endurecidos, tornam as fresas toroidais mais usuais (TOH, 2005b), pois o sobremetal deixado pela usinagem (com mesmos valores de a_p) é menor, minimizando operações de redesbaste e a diferença

excessiva de sobremetal em áreas diferentes na mesma peça (CHUANG e YAU, 2005), o que é demonstrado na Figura 2.8.

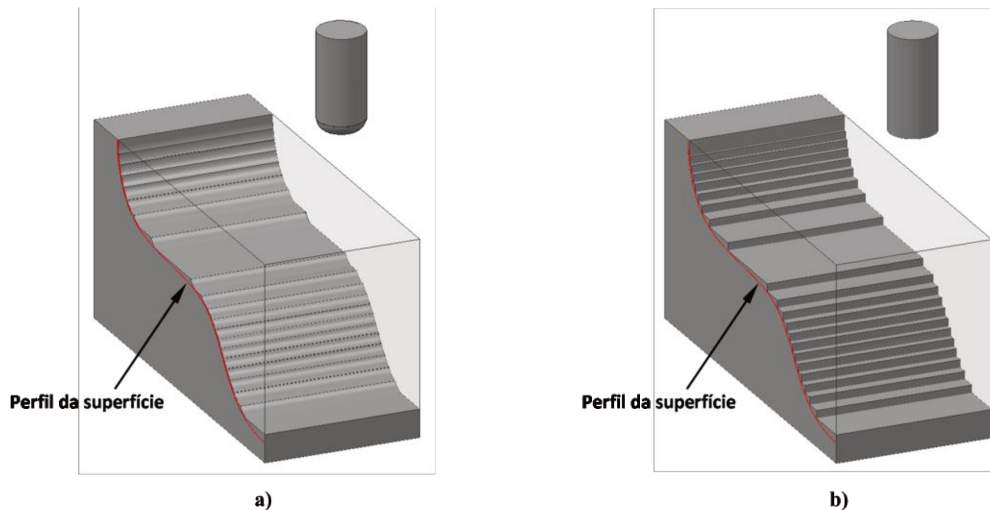


Figura 2.8 - Material remanescente após usinagem por fresa toroidal (a) e de topo reto (b)

(adaptado de CHUANG e YAU, 2005; SOUZA, 2004)

Semi-acabamento: Os objetivos desta operação são remover os degraus deixados na etapa de desbaste e deixar um sobremetal uniforme para o acabamento, a fim de manter uma taxa de remoção de material constante. Isto é particularmente importante em cantos e outras áreas de difícil acesso (TOH, 2005b). Nesta operação é importante que os valores de rugosidade no sentido longitudinal e transversal à direção de avanço sejam similares para que, na operação de acabamento, não ocorram grandes variações no carregamento da ferramenta (OLIVEIRA, 2007).

Acabamento: O objetivo no acabamento é alcançar a forma final da peça. Precisão dimensional e rugosidade superficial são os requisitos mais importantes (TOH, 2005b; LÓPES de LACALLE et al., 2002b), sendo necessário minimizar a taxa de remoção de cavaco, a fim de reduzir a força de usinagem e aumentar a vida da ferramenta (CHAN et al., 2003). A estratégia tradicional para acabamento de superfícies complexas é a estratégia “zig-zag” demonstrada na Figura 2.9, que combina as características dos cortes concordante e discordante na mesma operação. Esta estratégia resulta em um tempo de usinagem menor do que com a estratégia “zig”, devido aos menores tempos passivos, mas em contrapartida pode prejudicar a vida da ferramenta (LÓPES de LACALLE et al., 2002b).

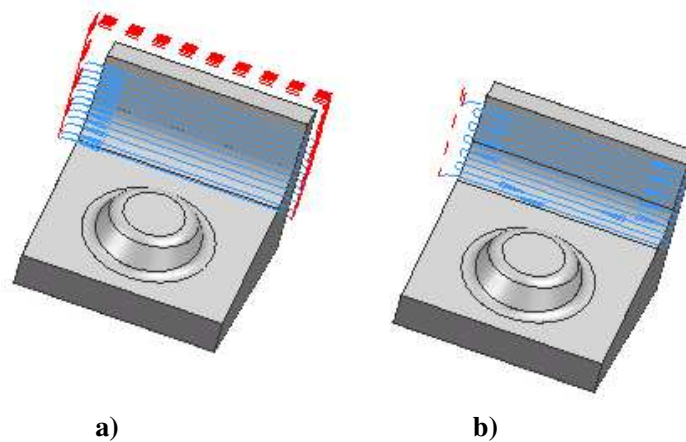


Figura 2.9 - Estratégias “zig” (a) e “zig-zag” (b)

Lópes de Lacalle et al. (2002b) afirmam que a melhor opção é abandonar os tradicionais “zig-zag” ou “zig” e usar estratégias mais adequadas para cada área da peça, dependendo das características geométricas de cada uma, como pode ser visualizado na Figura 2.10. Neste mesmo trabalho os autores recomendam que as superfícies com inclinações maiores que 60° sejam usinadas pela estratégia Z constante.

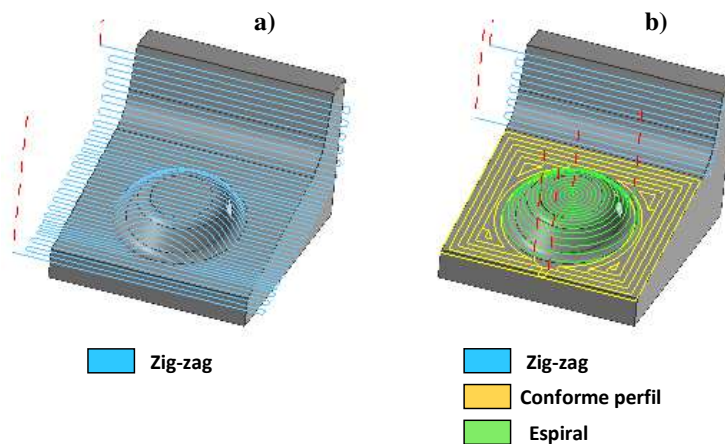


Figura 2.10 - Estratégias de corte

Caminho único para toda a geometria (a) e caminhos diferentes para cada região a ser usinada (b)

2.2.7 - Fresamento de superfícies complexas

Normalmente, são utilizadas fresas de topo esférico nas operações de acabamento em superfícies complexas, comuns na área de moldes e matrizes, devido à vantagem deste tipo de

ferramenta em usinar este tipo de superfícies (ERDIM, LAZOGLU e OZTURK, 2006; LAMIKIZ et al., 2004). O uso de fresas com esta geometria, no fresamento de aço endurecido, 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). Desta maneira, recursos de programação e controle rigorosos são necessários, já que 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 (ENGIN e ALTINTAS, 2001). Em caso contrário, os processos e a programação tornam-se planejados com parâmetros conservativos, tentando-se evitar eventos não desejados como deflexão excessiva da ferramenta ou a quebra da mesma, resultando em longos tempos de usinagem e baixa produtividade (JUNG, KIM e HWANG, 2001; ERDIM, LAZOGLU e OZTURK, 2006).

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 com as influências e resultados obtidos, permitindo assim, predizer 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).

O fresamento com fresa de topo esférico pode produzir uma variedade de velocidades de corte dependendo do ponto de contato da ferramenta com a peça, decorrentes da mudança de raio efetivo com a rotação constante (ALTAN, LILLY e YEN, 2001). No centro da ferramenta a velocidade de corte é igual a zero e o espaço efetivo do cavaco é muito pequeno, e isto leva a lascamento da aresta de corte, bem como qualidade da peça ruim (SCHULZ, 1995; CHEN, HUANG e CHEN, 2005a). Portanto, desgaste central é um fenômeno que diminui a vida da ferramenta e tem influência negativa na rugosidade superficial (SOKOVIC et al., 2004). Esta condição desfavorável de corte pode ser melhorada por uma inclinação do eixo da ferramenta em relação à normal da superfície (SCHULZ, 1995; SOKOVIC et al., 2004; CHEN, HUANG e CHEN, 2005a).

2.3 - Dinâmica do processo de corte

Öktem, Erzurumlu e Çöl (2006) afirmam que a qualidade superficial dos produtos obtidos por moldes de injeção plástica é fortemente afetada pela qualidade superficial da peça obtida por fresamento, que por sua vez depende, fundamentalmente, dos parâmetros do processo como, por exemplo, a velocidade de corte, a profundidade de corte e a velocidade de avanço (PIVETTA, 2005). Segundo López de Lacalle e Lamikiz (2009), as principais fontes de erros resultantes do processo de corte são deflexão e desgaste de ferramenta, e vibração da máquina, ferramenta ou peça. Mativenga e Hon (2005) afirmam que o conhecimento da força de corte e temperatura é crucial para a aplicação de rotações cada vez maiores, e pode trazer informações a respeito da ferramenta, acabamento superficial, estabilidade dinâmica, e outras propriedades.

2.3.1 - Formação de cavaco

O processo de formação de cavaco é um dos problemas fundamentais no corte de metal, uma vez que pode gerar problemas de acabamento superficial, precisão da peça e vida de ferramenta. As características físicas, forma, volume e cor do cavaco são diretamente relacionados com as características do processo de usinagem que o gerou, e uma pequena mudança nestas características pode refletir na qualidade superficial e dimensional da peça, bem como em alterações na vida da ferramenta, principalmente em HSM, em que pequenas alterações no cavaco têm relevância na estabilidade do processo (HE et al., 2002; NING, RAHMAN e WONG, 2001; SOUZA, 2004). A influência da formação do cavaco no desgaste da ferramenta e na integridade superficial ainda não é bem entendida, porém, certamente a formação do cavaco é fonte de flutuação das forças de corte (FALLBÖHMER et al., 2000; KISHAWY e BECZE, 2002).

A alta temperatura gerada no corte é praticamente transferida toda para o cavaco, sendo que no lado de baixo do cavaco a temperatura será maior, devido mais à alta deformação do processo que o atrito na saída do cavaco. Isto pode ser verificado pela cor do cavaco, geralmente mais escura na ponta devido à oxidação causada pela alta temperatura (BATISTA, 2006).

Dados experimentais mostram que quando se usina aços endurecidos, a microestrutura do material da peça (não somente a dureza) e propriedades térmicas afetam o fluxo de cavaco. Neste

tipo de usinagem, com aumento da velocidade de corte, a formação do cavaco muda, tendendo a uma forma de cavaco mais segmentada do que no processo convencional (FALLBÖHMER et al., 2000; OLIVEIRA, 2003; ALTAN, LILLY e YEN, 2001). Segundo Becze (2002), cavaco segmentado ocorre normalmente durante a usinagem em altas taxas de avanço, altas velocidades de corte e materiais de alta dureza ou propriedades térmicas muito pobres. Barry e Byrne (2002) afirmam que a segmentação do cavaco é favorecida pelo aumento da dureza do material da peça, da velocidade de corte, da espessura do cavaco indeformado e do desgaste de flanco, além de um ângulo de saída da ferramenta mais negativo.

Em trabalho realizado por Dolinsek, Ekinovic e Kopac (2004) em aço ferramenta X63CrMoV51, foram analisadas a frequência da segmentação (f_{seg}), dimensão e forma do cavaco, bem como os tamanhos das partes deformada e não-deformada dos segmentos. Os resultados demonstraram que com o aumento da velocidade de corte, a frequência da segmentação aumentou e a parte deformada do cavaco diminuiu. Observou-se também que, neste caso, a segmentação do cavaco começou com a velocidade de corte de 150 m/min. Os autores classificaram a faixa de formação de cavaco segmentado como o início da usinagem HSM, o que é demonstrado na Figura 2.11.

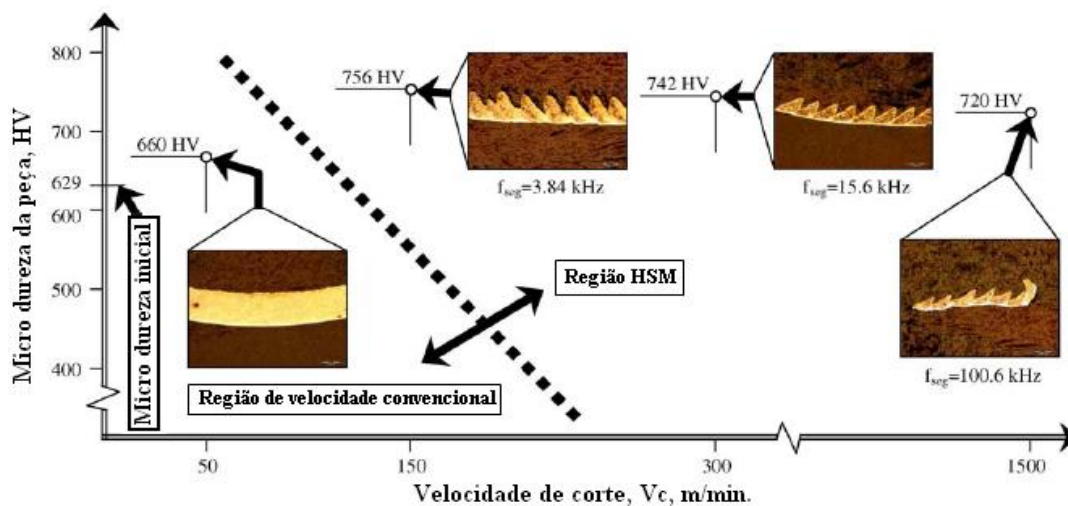


Figura 2.11 - Morfologia da cavaco obtido em usinagem convencional e HSM

(DOLINSEK, EKINOVIK e KOPAC, 2004)

Ning, Rahman e Wong (2001), verificaram o comportamento da usinagem HSM do aço AISI H13, com fresa de topo esférico e velocidades de corte de 10000 a 30000 m/min, através

dos cavacos gerados durante os experimentos. Classificaram os cavacos gerados em quatro tipos, relacionando-os com a estabilidade do processo. A classificação feita foi a seguinte: Tipo 1 - cavaco completo, tipo 2 - cavaco instável, tipo 3 - cavaco crítico, e tipo 4 - cavaco severo, demonstrados na Figura 2.12. Somente o primeiro tipo de cavaco é produto de usinagem estável, sendo todos os outros gerados sob condições de vibração auto-excitada de diferentes severidades. Os autores afirmam que o processo de cisalhamento adiabático não ocorre na formação de cavaco na usinagem HSM, e associam a segmentação do cavaco ao movimento das arestas de cortes sob vibração.

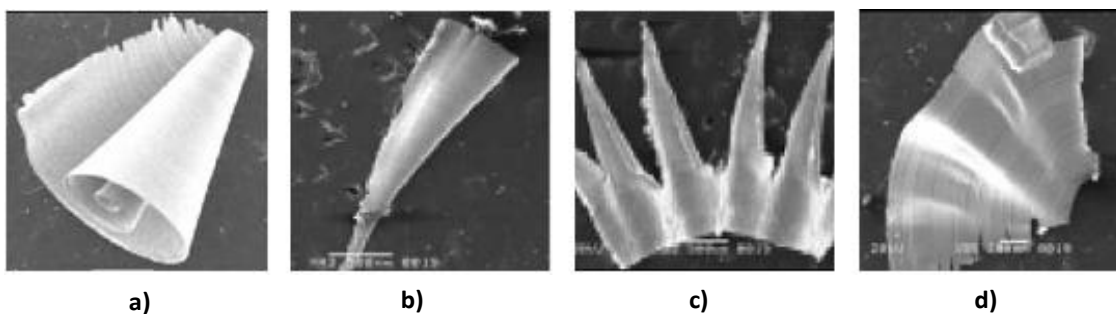


Figura 2.12 - Cavaco formado sob condições de processo: estável (a) e instável (b, c e d)

(NING, RAHMAN e WONG, 2001)

2.3.2 - Temperatura

A temperatura de corte é uma condição de processo importante na análise e monitoramento dos efeitos do processo de corte dos metais. O calor gerado na usinagem tem grande influência sobre a integridade superficial, precisão da peça e vida de ferramenta (da SILVA e WALLBANK, 1999; KOSHY, DEWES e ASPINWALL, 2002; MING et al., 2003), já que as altas temperaturas conduzem a processos de difusão e oxidação (KOPAC, SOKOVIC e DOLINSEK, 2001).

A geração de calor aumenta a partir de diversas fontes: a zona de cisalhamento primária na interface peça-ferramenta, a zona de cisalhamento secundária na interface cavaco-ferramenta, e a geração de calor no contato da superfície de folga (TOH, 2005a). É largamente aceito que a maior parte deste calor (~80%) do calor gerado é transferida para o cavaco (DEWES et al., 1999; NING, RAHMAN e WONG, 2001).

Dagiloke et al. (1995) determinaram que a temperatura do cavaco e da superfície de saída da ferramenta aumenta progressivamente com o aumento da velocidade de corte em uma faixa de valores que vai até 10.000 m/min. Nos mesmos ensaios, observou-se que a temperatura da peça sofre uma pequena redução com o aumento da velocidade de corte, porque há menos tempo disponível para o calor gerado ser conduzido para a peça, sendo então efetivamente carregado com o cavaco, o que também foi afirmado por Altan, Lilly e Yen (2001). Além desta afirmação, Matsumoto e Hsu (1987) concluíram que as temperaturas foram maiores e a penetração do calor mais profunda quando a dureza do aço usinado aumentou.

Segundo Fallböhmer et al. (2000), elevadas temperaturas da ferramenta são consequência inevitável na HSM. Abukhshim, Mativenga e Sheikh (2006) afirmam que isto é devido a muitas razões: mais calor é gerado, a geração de calor é concentrada sobre uma pequena área e a natureza adiabática do processo, em que menos calor é dissipado da zona de corte devido ao pequeno tempo de contato.

O estado de afiação da ferramenta é outro fator que apresenta grande influência na temperatura de corte gerada no fresamento de aço endurecido, o que é atribuído ao aumento da área de contato cavaco-ferramenta quando a área do desgaste aumenta (YOUNG, 1996). Em trabalho realizado por Toh (2005a) em aço AISI H13, foi afirmado que ocorreu um aumento da temperatura na superfície do cavaco com o aumento do desgaste da ferramenta, independentemente da profundidade axial (a_p) e da orientação de corte. Dewes et al. (1999) fizeram observações similares na usinagem HSM em aço H13 endurecido em uma operação de desbaste, em que os valores de temperatura atingidos por uma ferramenta com um desgaste de flanco de 0,3 mm foram muito maiores do que os valores encontrados quando a ferramenta utilizada era nova. Neste mesmo trabalho afirmaram que, usinando paredes com inclinações diferentes, a temperatura será maior naquela situação em que o ângulo é maior, conforme demonstra a Figura 2.13. Isto é devido às maiores velocidades de corte referentes aos diâmetros efetivos na situação das paredes mais inclinadas.

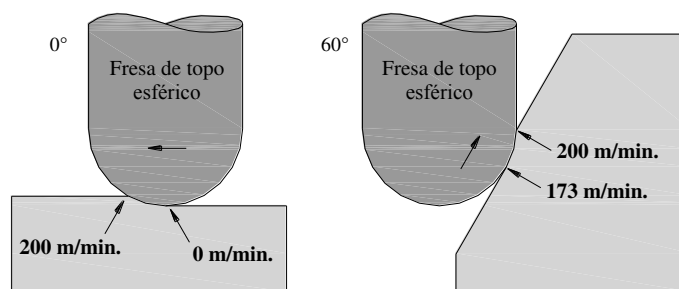


Figura 2.13 - Efeito da inclinação da peça sobre a velocidade de corte

(DEWES et al., 1999)

Na usinagem de aços endurecidos, a temperatura ainda tem a função de amolecer o material da peça na área e corte, decrescendo assim as forças de corte e a energia necessária para causar o cisalhamento (ABUKHSHIM, MATIVENGA e SHEIKH , 2006). Por outro lado, em altas velocidades, a taxa de transferência de calor para o cavaco aumenta e conseqüentemente reduz a transferência para a ferramenta e peça (BATISTA, 2006). Estas questões devem ser bem avaliadas, pois a dinâmica do corte tem grande influência no resultado da usinagem, e um bom balanceamento pode ser decisivo.

2.3.3 - Força

A precisão das operações de usinagem é afetada pela exatidão de posicionamento da ferramenta em relação à peça e pelas deformações estruturais relativas entre elas no ponto de contato. Estas são produzidas por cargas térmicas e solicitações mecânicas durante o corte, e contribuem para o surgimento de desvios em relação às dimensões desejadas da peça, resultando em erros de forma (ALTINTAS, 2000).

Uma das principais vantagens da técnica HSM refere-se à diminuição dos esforços de corte graças ao aumento da velocidade de corte, porém, nem sempre esse fato ocorre de forma nítida ou completa. Acredita-se que existam, na verdade, faixas de velocidade de corte nas quais há queda da força de corte, embora se saiba que em usinagem, os fenômenos são altamente dependentes de diversas variáveis de processo (RODRIGUES, 2005)

A força de corte exerce influência direta sobre a precisão, qualidade superficial, vibração, requerimentos de potência e vida de ferramenta (IKUA et al., 2001), e é influenciada por vários

fatores, incluindo a geometria da ferramenta, as propriedades do material da peça, as condições de corte, o sentido de corte, a estratégia de usinagem usada, a qual influencia a força tanto em magnitude quanto em direção. O desgaste de ferramenta também exerce importante influência sobre a força de corte, que aumenta devido ao aumento da área de contato da aresta de corte com a superfície. Por outro lado, forças de corte excessivas podem causar lascamento e efeito cascata, em que sucessivos lascamentos surgem, inutilizando a ferramenta rapidamente (TOH, 2004a; TANG, 2006).

Outro fator que influencia a força de corte é a geometria da peça a ser usinada, devido à mudança do comprimento do arco de contato da ferramenta no corte, mesmo com sobremetal constante durante o caminho da ferramenta, como demonstra a Figura 2.14 (CHAN et al., 2003; KLOYPAYAN e LEE, 2002). Esta questão de mudança de carregamento sobre a ferramenta torna-se ainda mais sério em HSM, em que uma pequena mudança de direção de corte pode causar um acréscimo significativo das forças de corte, que podem danificar tanto a superfície que está sendo usinada quanto a ferramenta (KLOYPAYAN e LEE, 2002). Na usinagem de superfícies complexas com fresa de topo esférico não é diferente, e a constante mudança na condição de contato entre a ferramenta e a peça causa mudança na força de corte.

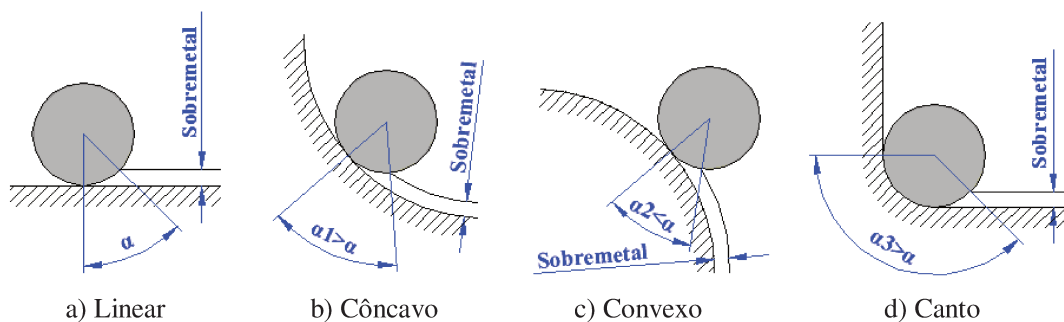


Figura 2.14 - Mudança do ângulo de contato α ao longo do caminho da ferramenta

(adaptado de UDDIN et al., 2006)

Gomes (2001) afirma que formular uma equação que leve em conta todas as variáveis influentes na força de usinagem ainda não é possível no atual estado de conhecimento da usinagem, e os resultados obtidos por equações teóricas devem ser consideradas como uma solução aproximada, diante da grande divergência entre resultados práticos e teóricos.

Dagiloke et al. (1995) afirmam utilizando um modelo matemático que para valores até 1.200 m/min a velocidade de corte não influencia a força de corte. Esta afirmação contraria Schulz e Moriwaki (1992) que afirmam que a força diminui com o aumento da velocidade de corte. Segundo Flow e Komanduri (1989) *apud* Capla (2006), a força de corte diminui com o aumento da velocidade de corte até atingir um valor mínimo, voltando então a aumentar lentamente.

2.3.4 - Deflexão

A deflexão do sistema máquina/mandril/ferramenta, além da própria peça e sua fixação é decorrente principalmente das forças de corte (ARMAREGO e DESHPANDE, 1991; YANG e CHOI, 1998; FENG e MENQ, 1996; SEGAWA, SASAHARA e TSUTSUMI, 2004; BUDAK, 2006). Esta deflexão resulta em erros geométricos significantes (ERDIM, LAZOGLU e OZTURK, 2006), que são especialmente importantes quando altas relações comprimento/diâmetro da ferramenta (L/D) são usadas, quando a inclinação da superfície é alta, e quando o desgaste de flanco é aumentado (LÓPES de LACALLE et al., 2002a).

A deflexão deve ser bem controlada, principalmente em operações de acabamento, já que compromete a qualidade superficial e a vida útil da ferramenta (GEIST, 1999). López de Lacalle et al. (2004) ainda afirmam que em alguns casos a melhor estratégia para minimizar deflexão pode ter aspectos negativos, por exemplo, induzir mais problemas dinâmicos e desgaste de ferramenta, e nestes casos, uma solução otimizada será um compromisso.

Em alguns testes em moldes usinados, alguns autores encontraram erros derivados desta deflexão que excediam 100 μm . Em testes realizados por Kecelj et al. (2004), usinando com fresa de topo esférico e com balanços $L/D=7$ e $L/D=10$, os resultados mostraram que a deflexão da ferramenta é maior em superfícies com inclinação próxima da horizontal, como consequência das más condições de corte no centro da ferramenta, especialmente com pequenos valores de incremento axial de corte (a_p). Esta afirmação está de acordo com os resultados de López de Lacalle et al. (2002b), que encontraram os maiores erros em superfícies com inclinação menores que 15°, os quais foram atribuídos aos efeitos do escorregamento de cavacos pequenos e da distorção do corte com o topo da ferramenta. López de Lacalle et al. (2002a) também

encontraram resultados coerentes com os anteriores, embora afirmem que estes foram contrários ao que poderiam ser esperados, já que os maiores erros ocorrem quando a inclinação da superfície é alta. Esta última afirmação também foi feita por Oliveira (2007), o qual observa que, comparando-se a deflexão em paredes inclinadas a 45° e 75° em relação ao plano perpendicular ao eixo da ferramenta, a maior deflexão do porta-ferramenta se dá no fresamento da parede com inclinação de 75°, devido ao maior carregamento radial quando comparado com o fresamento de uma parede com inclinação de 45°. A Figura 2.15 demonstra a relação entre deflexão da ferramenta e o erro dimensional.

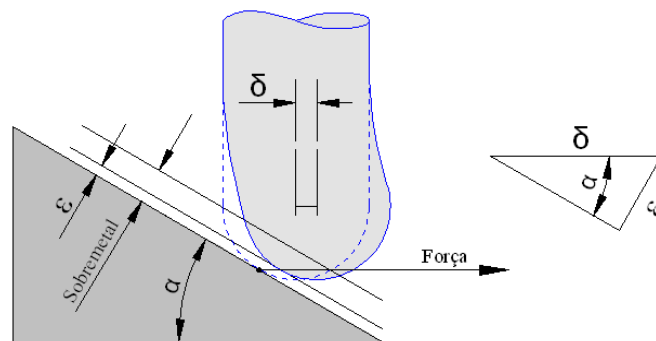


Figura 2.15 - Relação entre deflexão da ferramenta δ e erro dimensional ϵ

(LÓPES de LACALLE et al., 2004)

Lópes de Lacalle et al. (2007) citam outro fenômeno causado pela deflexão, ao qual se referem como “*trail effect*”, e que está relacionado com o corte zig-zag para acabamento de superfícies complexas. Este fenômeno conduz a maiores valores de rugosidade porque, no movimento da volta, a ferramenta flexiona e segue o caminho anteriormente produzido pelo movimento de ida, resultando assim em um movimento sem retirada de material. Porém, no passe subsequente, a ferramenta corta o dobro do que deveria cortar, gerando assim os altos valores de rugosidade.

Estes erros derivados da deflexão, somados aos outros existentes no processo, são críticos no setor de moldes e matrizes, em que as tolerâncias comumente estão na faixa de 0,05-0,10 mm para matrizes de estampagem, e menores que 0,04 mm para moldes para injeção (LÓPES de LACALLE et al., 2004; SALGADO et al., 2005). Obviamente estes valores de tolerância são dependentes do tipo de produto que serão gerados por estas matrizes, e comumente podem chegar a valores menores.

Um modelo difundido para o estudo da deflexão é aquele que considera a ferramenta fixada no suporte porta-ferramenta como um cilindro mono-engastado (ou em balanço) (SUH, CHO e HASCOET, 1996). Este modelo não inclui considerações dinâmicas, mas oferece condições de previsões coerentes, já que em operações de acabamento, em que os valores de a_p são pequenos, a estabilidade do processo é alcançada (LÓPES de LACALLE et al., 2002b) e o comportamento da ferramenta é sempre quase estático (SALGADO et al., 2005). A este respeito, Xu et al. (2003) afirmam que, sob circunstâncias estáveis de corte, a deflexão estática da ferramenta é mais significativa do que a dinâmica.

Então a deflexão é calculada pela Equação 2.3, em que δ é a deflexão máxima, F é a força de corte perpendicular ao eixo da ferramenta, E é o módulo de elasticidade do material de ferramenta e L^3/D^4 é o parâmetro de esbeltez da ferramenta (LÓPES de LACALLE et al., 2002a).

$$\delta = \left(\frac{64F}{3\pi E} \right) \left(\frac{L^3}{D^4} \right) \quad \text{Equação 2.3}$$

Em muitos trabalhos, L^3/D^4 foi usado como parâmetro de esbeltez da ferramenta, e a deflexão da ferramenta é função linear deste parâmetro. Aqui D é o diâmetro equivalente da ferramenta, que será menor que o diâmetro nominal da ferramenta, já que a forma helicoidal das arestas reduz a secção resistente (LÓPES de LACALLE et al., 2004). Este parâmetro D é válido para fresas inteiriças em que toda a extensão do corpo é do mesmo material e a parte helicoidal é relevante. Para ferramentas com pastilhas intercambiáveis, nas quais existem diferentes materiais e geometrias no corpo, outros critérios devem ser utilizados.

Thusty, Smith e Winfough (1996) afirmam que, como regra geral, quando o comprimento da ferramenta é aumentado, o incremento axial de corte (a_p) aceitável diminui. Kecelj et al. (2004) afirmam que a profundidade adequada pode ser definida pela Equação 2.4, em que R é o raio da ferramenta, K_2 é o coeficiente da dureza do material e K_3 é o coeficiente de rigidez da fresa.

$$a_p = R * K_2 * K_3 \quad \text{Equação 2.4}$$

Para dureza até 52 HR_C o valor do coeficiente de dureza K_2 está entre 0,10 e 0,12, e cai para 0,04 a 0,05 para dureza de 63 HR_C. Para os valores de coeficiente de rigidez K_3 , quando L/D=5, K_3 tem valor 1, e cai rapidamente para 0,10 para L/D=10, deixando evidente que nestes casos de ferramentas com pouca rigidez, a HSM em materiais endurecidos é possível somente com procedimentos especiais.

2.3.5 - Vibração

A máquina-ferramenta, a ferramenta de corte, a peça e os sistemas de fixação formam um complexo conjunto constituído de associações de elementos estruturais. Durante o corte, uma substancial quantidade de energia é dissipada através de deformações e atrito, e parte desta energia é transmitida aos elementos estruturais do sistema, induzindo vibrações (STEPHENSON e AGAPIOU, 1996).

A vibração que ocorre sob condições inadequadas de corte exerce grande influência sobre os resultados do processo, reduzindo o desempenho de todo o sistema (PARIS, PEIGNE e MAYER, 2004). Ela pode atingir níveis inaceitáveis, especialmente em situações em que há inerente falta de rigidez do sistema, situação normalmente encontrada na usinagem de moldes e matrizes, cujas geometrias requerem a utilização de ferramentas de grandes comprimentos para áreas profundas (TLUSTY, 1993). Deve ser minimizada devido à sua influência negativa na qualidade dimensional e na textura da superfície, devido ao desgaste acelerado e à probabilidade de quebra da ferramenta e, por último, devido ao desgaste acelerado na máquina-ferramenta (STEPHENSON e AGAPIOU, 1996; AL-REGIB, NI e LEE, 2003), afetando principalmente o eixo-árvore (TOH, 2004c).

Os principais tipos de vibrações envolvidos na HSM são as forçadas e as auto-excitadas (OLIVEIRA, 2007).

Vibrações forçadas são aquelas causadas por forças externas. Ocorrem em todas as operações de usinagem, mas são especialmente críticas em operações de acabamento, em que erros de forma e elevados valores de rugosidade não são desejados. Estas se tornam problemáticas quando a frequência de excitação está próxima de uma das frequências naturais do sistema e/ou de seus harmônicos por tornar o corte instável (STEPHENSON e AGAPIOU, 1996).

As vibrações auto-excitadas não são causadas por forças externas, mas por forças geradas pelo próprio corte do material pela ferramenta (POLLI, 2005). Ocorrem quando a capacidade de amortecimento dos sistemas envolvidos na máquina-ferramenta não é suficiente para absorver a porção de energia transmitida pelo corte (STEPHENSON e AGAPIOU, 1996), e resultam de um mecanismo de auto-excitação na geração da espessura do cavaco durante as operações de usinagem. Inicialmente, um dos elementos estruturais do sistema é excitado por forças de corte, e uma superfície ondulada resultante da passagem de uma aresta é removida pela subsequente, que também deixa uma superfície ondulada devido a vibrações estruturais (ALTINTAS, 2000). Quando existe uma diferença de fase entre as ondas de vibrações deixadas pelos dentes da ferramenta ao executar o corte (ALTINTAS, 2000), ocorre o efeito regenerativo, que gera ainda mais vibração, conhecida como “*chatter*” ou “*chattering*”. Esta é a forma mais significativa de vibração em processos de usinagem HSM (STEPHENSON e AGAPIOU, 1996; SOLIS et al., 2004), conforme demonstrado na Figura 2.16.

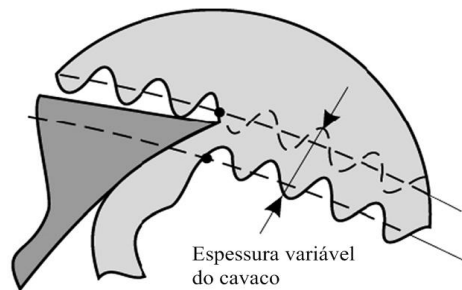


Figura 2.16 - Efeito regenerativo
(adaptado de ALTINTAS et al., 2008)

Este tipo de vibração pode ser distinguido da vibração forçada pelo fato de que desaparece quando a ferramenta não está em corte, diferente da vibração forçada que existe e frequentemente persiste, esteja a ferramenta cortando ou não (STEPHENSON e AGAPIOU, 1996; LÓPES de LACALLE e LAMIKIZ, 2009). Ou seja, caso a ferramenta esteja fora da operação de corte propriamente dita, com movimento apenas rotação, por exemplo, está sujeita apenas a vibração forçada. Quando ela entra em regime de corte, e eventualmente ocorre o efeito regenerativo, a ferramenta passa a estar sob o efeito de *chatter*, que existe apenas se existir geração de cavaco, já que este tipo de vibração ocorre apenas pela ação do efeito regenerativo.

A literatura cita alguns métodos para reduzir a tendência à vibração, embora poucos deles sejam de fato usados em ambiente industrial. Um dos métodos citados por Al-Regib, Ni e Lee (2003) é a redução das profundidades de corte, em detrimento da produtividade. Neste mesmo trabalho também é citado o uso de ferramentas com passo variável ou diferencial, uma vez que, segundo Costa (2003), ocasionam uma frequência variável de entrada das arestas da ferramenta no corte. Oliveira (2007) observa que este recurso gera diferentes espessuras de cavaco na usinagem, causando assim efeitos indesejados na rugosidade em superfícies complexas similares aos efeitos produzidos pelo batimento radial. Este efeito também ocorre no caso do uso de rotação variável (a menos que a velocidade de avanço acompanhe esta variação na rotação), pesquisada por Al-Regib, Ni e Lee (2003) e citada por Tlustý, Smith e Winfough (1996), que, além destes recursos, citam também a modificação do caminho de ferramenta e o uso de processos de amortecimento. Lópes de Lacalle e Lamikiz (2009) citam também o uso de mandris monoblocos como uma opção para reduzir vibrações.

Lópes de Lacalle e Lamikiz (2009) afirmam que a vibração auto-excitada pode ser completamente prevenida utilizando o chamado “Diagrama de Lóbulos de Estabilidade”, que consiste em indicar uma limitação de a_p para cada rotação, para um dado valor de a_e . Este método apresenta grande dificuldade de construção dos gráficos, uma vez que demanda um estudo da dinâmica da máquina e grande conhecimento do processo de usinagem e materiais, o que limita muito seu uso industrial.

A vibração pode ser controlada também pelo uso de sistemas de fixação, mandril e ferramenta mais rígidos. Oliveira (2007) estudou a influência de duas classes de material de ferramenta e de dois tipos de materiais do porta-ferramenta (metal duro e aço) na vida da ferramenta, nos fenômenos de desgaste e na rugosidade da peça. Os melhores resultados foram obtidos com o porta-ferramenta de metal duro, quando comparados ao porta-ferramenta de aço, os quais foram atribuídos à menor tendência à vibração, além da maior rigidez do porta-ferramenta de metal duro.

Muitos autores (PARIS, PEIGNE e MAYER, 2004; POLLI, 2005; HOUMING, CHENGYONG e ZHENYU, 2008) afirmam que, para evitar a vibração auto-excitada, e obter boa qualidade superficial, deve-se evitar que a frequência de passagem dos dentes da ferramenta

seja próxima dos harmônicos da frequência natural do sistema, que pode ser influenciada pelo comprimento em balanço da ferramenta, mudanças nos materiais das peças do conjunto mandril/porta-ferramenta/ferramenta, através da densidade e módulo de elasticidade, ou diferenças da conexão da ferramenta com o mandril ou porta-ferramenta (DUNCAN, TUMMOND e SCHMITZ, 2005; POLLI, 2005).

2.3.6 - Desgaste de ferramenta

Embora a tecnologia de HSM seja recurso importante na usinagem de moldes e matrizes, o aumento da temperatura na área de contato ferramenta-peça, decorrente das altas velocidades de corte na usinagem de materiais endurecidos conduz a desgaste de ferramenta acelerado (KO, KIM e LEE, 2001; POULACHON et al., 2001; HABER et al., 2004; LIAO, LIN e CHEN, 2007). Isto causa não somente imprecisão e acabamento ruim, como também marcas na superfície no caso da necessidade da troca de ferramenta durante a usinagem, tornando a vida de ferramenta um fator extremamente importante no processo de acabamento de usinagem de moldes e matrizes (KANG et al., 2001; URIARTE et al., 2007).

Os mecanismos de desgaste das ferramentas de corte são alterados quando se trabalha em HSM (FALLBÖHMER e SCURLOC, 1996) e são controlados pelas propriedades mecânica e físico-química do material de trabalho e da ferramenta, e pelas condições de corte (MOLINARI e NOUARI, 2002), já que a tensão e a temperatura na aresta de corte da ferramenta são principalmente influenciadas pela velocidade de corte e taxa de avanço (SOKOVIC et al., 2004). Normalmente ocorre uma transição de mecanismo de desgaste mecânico para desgaste químico à medida que a velocidade de corte é aumentada (FALLBÖHMER e SCURLOC, 1996).

Embora exista a possibilidade de diferentes mecanismos ocorrerem concomitantemente, o mais provável mecanismo de desgaste na usinagem HSM de aços, de acordo com Fallböhmer e Scurloc (1996) e Arsecularatne, Zhang e Montross (2006), é a difusão, resultado da interação química entre os materiais da peça e da ferramenta decorrente das altas temperaturas atingidas no processo de corte.

Porém, apesar dos avanços, as questões do mecanismo de desgaste de ferramenta ainda permanecem abertos (HABER et al., 2004), e uma identificação precisa do mecanismo de

desgaste para um determinado condição de usinagem é difícil. Algumas das maiores dificuldades são: a complexidade do processo de usinagem, o qual envolve condições extremas de deformações, taxas de deformação e temperatura; e a falta de dados adequados. Além disto, a vida de ferramenta depende de um grande número de variáveis que inclui a máquina-ferramenta, material e geometria da ferramenta, material de trabalho e condições de corte (ARSECULARATNE, ZHANG e MONTROSS, 2006).

Oliveira (2007) fez um estudo do desgaste de ferramenta em aços com altas velocidades de corte. Em operações de semi-acabamento em aço ABNT H13, concluiu que, ao longo da vida, a progressão do desgaste da ferramenta de metal duro com cobertura de TiN/TiCN envolveu diferentes mecanismos de desgaste: no início da vida principalmente abrasão e difusão, e no final da vida adesões e microlascamentos decorrentes de trincas de origem térmica e mecânica. Nas ferramentas de cermet o desgaste foi composto de lascamento e adesão. Nas mesmas operações de semi-acabamento, quando usinou-se com a aplicação da técnica MQF, ocorreram trincas de origem térmica, as quais conduziram a microlascamentos e reduziram a vida da ferramenta quando comparada com o fresamento sem a aplicação de fluido. Nas operações de acabamento em aço ABNT D2 com ferramenta de metal com cobertura TiAlN, os desgastes foram compostos principalmente de lascamento e adesão.

Miyaguchi et al. (2001) afirmam em trabalho realizado com aço SKD61 (equivalente ao aço AISI H11), que a probabilidade de quebra da ferramenta aumenta quando o produto dos incrementos radial e axial é $0,25 \text{ mm}^2$ e, quando a relação entre incremento axial/incremento radial é igual a um, a vida da ferramenta é maximizada.

2.3.7 - Caracterização da superfície usinada

Os principais indicadores da qualidade da peça usinada são a integridade geométrica (rugosidade e textura superficiais, e precisão dimensional e de forma) e a integridade física da superfície (microestrutura, dureza e tensões residuais) (SOUZA, 2001; DOLINSEK, EKINOVIC e KOPAC, 2004; OZCELIK e BAYRAMOGLU, 2005).

O acabamento da superfície usinada, na maior parte dos casos, é requerimento técnico para produtos mecânicos, pois tem papel fundamental no comportamento funcional de uma peça.

(ÇOLAK, KURBANOGLU e KAYACAN, 2007; BENARDOS e VOSNIAKOS, 2003). Shaw (2004) afirma que acabamento superficial é a característica mais importante da superfície usinada.

As características tribológicas e de escoamento do material dentro do molde são diretamente dependentes da qualidade superficial (BATISTA, 2006). Çolak, Kurbanoglu e Kayacan (2007) também concordam que a melhoria da rugosidade promove uma melhoria de certas características como diminuição do atrito, diminuição da fadiga, desgaste e conseqüente aumento da vida útil, melhor capacidade de distribuir e reter lubrificantes e melhor capacidade de aceitar coberturas superficiais, ou seja, atributos extremamente importantes para moldes. No entanto, dados oriundos de trabalhos sobre HSM de aço endurecido indicam que boa rugosidade superficial, microestrutura, micro-dureza e distribuição de tensões residuais são improváveis de serem obtidas para a mesma combinação de parâmetros de corte. Esta combinação deve ser apropriada para uma determinada condição previamente estabelecida, requerida para a peça a ser fabricada (AXINTE e DEWES, 2002), ou seja, um único conjunto de parâmetros de corte não resolve todos os problemas da usinagem, ou conduz a resultados ótimos sob todos os aspectos. Além disto, devido aos erros dimensionais e vibração decorrentes da força de corte e inerentes ao processo de fresamento, os programadores e processistas tendem a ser conservadores ao definir parâmetros de corte, a fim de evitar eventos não desejados como quebra e excessiva deflexão da ferramenta (ERDIM, LAZOGLU e OZTURK, 2006). Estas tentativas resultam em longos tempos de usinagem e baixa produtividade (JUNG, KIM e HWANG, 2001).

Procura-se em operações de acabamento, alcançar não somente precisão, mas também bons níveis de rugosidade (LÓPES de LACALLE et al., 2004), a qual é freqüentemente o parâmetro primário especificado em tolerância de acabamento. O parâmetro mais difundido e comumente usado para a inspeção e tolerância de superfícies usinadas é o R_a (STEPHENSON e AGAPIOU, 1996; VIVANCOS et al., 2004), embora Liu e Loftus (2006) afirmem que o parâmetro R_z pode fornecer dados da superfície considerando os erros de forma, uma vez que é mais sensível à presença de grandes picos e vales, fornecendo uma melhor noção dos desvios (STEPHENSON e AGAPIOU, 1996).

No entanto, irregularidades superficiais estão presentes invariavelmente em todas as peças usinadas, as quais têm origem no processo de fabricação e dependem de muitos fatores. Quando a velocidade de corte aumenta, a qualidade superficial melhora em operações de fresamento. A profundidade de corte afeta indiretamente a qualidade superficial, pois forças de corte, vibração e temperatura de corte são aumentadas com maiores profundidades de corte. Outros fatores que também exercem influência na rugosidade são o aumento do avanço, raio de ponta e desgaste da ferramenta, estratégias de corte, o sistema de CAM e o caminho de ferramenta usado na usinagem, material da peça, condição de refrigeração/lubrificação, bem como os parâmetros dinâmicos da usinagem, como força de corte, deflexão da ferramenta e vibração, e até alguns fenômenos térmicos (ÇOLAK, KURBANOGLU e KAYACAN, 2007; BENARDOS e VOSNIAKOS, 2003; VIVANCOS et al., 2004; STEPHENSON e AGAPIOU, 1996).

O uso de altas velocidades de corte na usinagem HSM resulta em altas taxas de avanço, o que possibilita aumentar o número de passes de acabamento (com incrementos radiais ou axiais menores) e não adicionar tempo na usinagem. Desta forma, bons níveis de acabamento superficial são normalmente inerentes ao processo (LÓPES de LACALLE et al., 2002a; FALLBÖHMER et al., 2000; SCHULZ, 1995; CHEN, HUANG e CHEN, 2005a), uma vez que as cristas deixadas pela usinagem são menores.

Uma recomendação muito utilizada para alcançar bons níveis de acabamento superficial em operações de acabamento utilizando fresas de topo esférico e a técnica HSM é utilizar o valor do avanço por dente (f_z) similar ao valor da distância entre picos, formada pelos diversos passes de usinagem, como demonstrado na Figura 2.17. Chen, Huang e Chen (2005b) afirmam que superfícies com alto índice de formação de cavidades são obtidas quando se usa este método, o que pode melhorar o desempenho funcional da superfície. Neste sentido, Hioki (2006) realizou experimentos com aço ABNT H13 para entender a influência da topografia no desempenho tribológico de superfícies fresadas com parâmetros de usinagem diferentes. Os resultados demonstram que superfícies com alto índice de formação de cavidades apresentam um desempenho melhor que as superfícies com menos cavidades, e estão associados à capacidade de retenção de lubrificante nas cavidades. Toh (2004b) também cita esta técnica em trabalho realizado para análise da topografia da superfície em aço AISI H13 (52 HRC) em usinagem de acabamento, e afirma que este método resulta em superfícies relativamente isotrópicas, o que é

favorável no acabamento de moldes e matrizes, uma vez que a rugosidade é consistente em todas as direções.

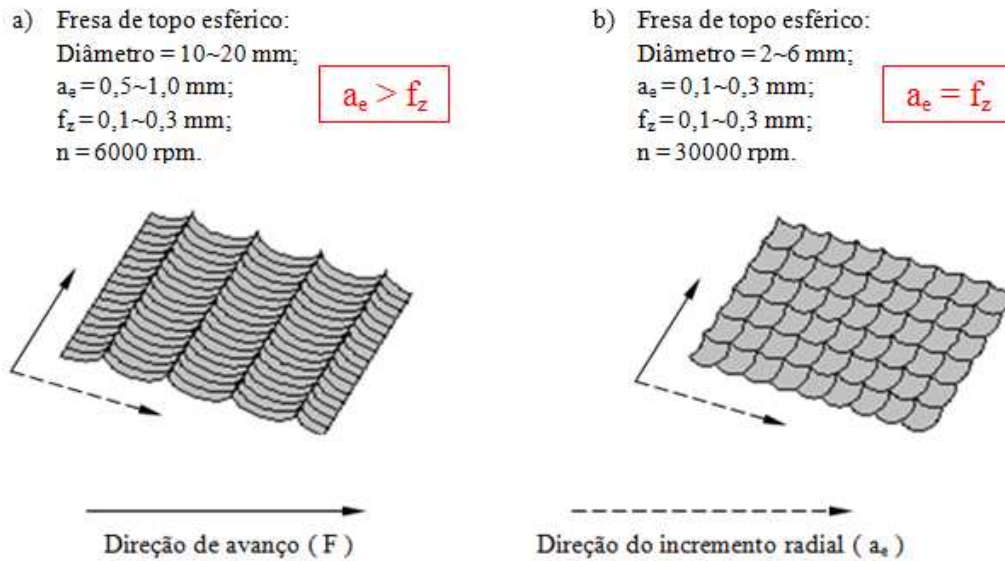


Figura 2.17 - Conceito de usinagem convencional e HSM

(adaptado de CHEN, HUANG e CHEN, 2005b)

Na usinagem de superfícies planas inclinadas com ferramentas toroidais ou esféricas, a rugosidade teórica é determinada nas direções transversal e longitudinal à direção de avanço. Utilizando a estratégia de usinagem de contorno, a rugosidade teórica na direção transversal à direção de avanço (Rth_{TRANS}), determinada geometricamente pela combinação do raio da ferramenta (R), do incremento axial (a_p) e do ângulo de inclinação da parede em relação ao plano de trabalho (α), obedece a Equação 2.5 (FALLBÖHMER et al., 2000; OLIVEIRA, 2007).

$$Rth_{TRANS} = R - \sqrt{\frac{(2R)^2 - \left(\frac{a_p}{\text{sen}\alpha}\right)^2}{4}} \quad \text{Equação 2.5}$$

No sentido longitudinal à direção de avanço, a rugosidade teórica (Rth_{LONG}) pode ser descrita conforme a Equação 2.6, em que (f_z) representa o avanço por dente e (R_{EF}) o raio efetivo de corte da ferramenta medido paralelamente ao plano de trabalho. O raio efetivo de corte tem

relação com a inclinação da parede usinada, pois quanto maior o ângulo de inclinação maior será o raio efetivo de corte (OLIVEIRA, 2007).

$$\mathbf{Rth}_{\text{LONG}} = \frac{(\mathbf{f}_z)^2}{8 * \mathbf{R}_{\text{EF}}} \quad \text{Equação 2.6}$$

Contudo, apesar de muitos estudos e teorias, os fenômenos que conduzem à formação da rugosidade superficial são muito complexos e uma solução prática ainda não foi descoberta. Portanto, os valores reais de rugosidade normalmente diferem dos valores teóricos (BENARDOS e VOSNIAKOS, 2003; VIVANCOS et al., 2004), embora uma previsão na HSM seja mais precisa devido à redução da formação de aresta postiça de corte, o que conduz a menores rugosidades (STEPHENSON e AGAPIOU, 1996; WANG e ZHENG, 2003).

Em experimentos realizados por Axinte e Dewes (2002), observaram-se altos valores de rugosidade, os quais foram atribuídos ao desbalanceamento da ferramenta em altas velocidades de corte, juntamente com os efeitos da vibração causada pelas maiores forças de corte. Chen, Huang e Chen (2005a) afirmam que valores de rugosidade de três a quatro vezes maiores que os previstos são comuns em usinagem HSM com fresa de topo esférico, e a principal razão para tal é que os modelos teóricos consideram somente o efeito de rotação da fresa, desprezando a translação existente no movimento de corte.

De acordo com Fallböhrmer e Scurlock (1996), o corte com uma ferramenta com certo desgaste, às vezes gera uma melhor rugosidade que uma ferramenta nova, porque rugosidade é uma reprodução do perfil da ferramenta na peça superfície da peça. Elbestawi et al. (1997) concorda com esta afirmação, justificando que a ferramenta nova corta melhor as cristas, resultando em maiores rugosidades. Diniz, Ferreira e Silveira (2004) chegaram a resultados práticos neste sentido usinando aço H13 com ferramenta toroidal em condições de corte para semi-acabamento. Neste mesmo raciocínio, em trabalho realizado por Lópes de Lacalle et al. (2002a), observou-se que a rugosidade real ficou em níveis mais baixos que a rugosidade teórica, o que foi atribuído ao desgaste de ferramenta. Uma possível explicação para todas estas afirmações é que os valores de rugosidade podem estar associados a possíveis falhas existentes na cobertura das ferramentas, como citado por Oliveira (2007), as quais interferem na rugosidade já

no início da vida da ferramenta. Dependendo do tipo de desgaste, e com a evolução do mesmo, estas imperfeições podem se espalhar por toda a aresta de corte que entra em contato com o material que está sendo usinado, tornando-a mais uniforme e interferindo, neste caso, positivamente nos valores de rugosidade.

A usinagem com fresas de topo esférico, quando comparada com fresas de topo toroidal de um mesmo diâmetro, reduz a rugosidade teórica tanto no sentido transversal quanto no sentido longitudinal à direção de avanço, pois proporciona um raio de ponta maior, que é fator influente no cálculo, conforme Equação 2.6 (OLIVEIRA, 2007). A Figura 2.18 ilustra estes dois tipos de fresas.

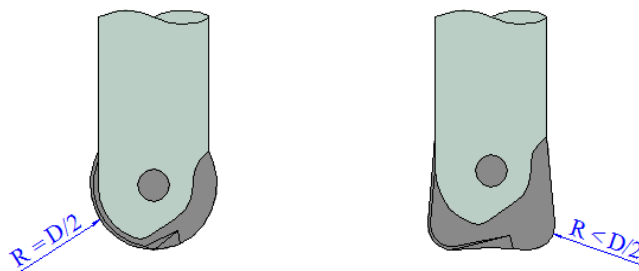


Figura 2.18 - Fresas de topo esférico e toroidal

Outro recurso muito útil para melhorar não só o desempenho da ferramenta, como também a rugosidade e a integridade superficial neste tipo de usinagem é o ângulo de inclinação entre a ferramenta e a superfície a ser usinada (SCHULZ, 1995; URBANSKI et al., 2000). Axinte e Dewes (2002) encontraram valores menores de R_a quando usinaram uma superfície com ângulo de 60° em relação ao plano de trabalho, quando comparada com usinagem feita em uma superfície inclinada 0° , e atribuíram o fato à ausência da fricção causada pelo centro da ferramenta, o que pode conduzir a lascamento e desgaste severo segundo Ko, Kim e Lee (2001). Oliveira (2007) também estudou a influência da inclinação da superfície na usinagem de aço endurecido em operação de semi-acabamento com fresa toroidal, tendo chegado a resultados melhores de rugosidade em usinagem de superfície inclinada a 75° quando comparada com a usinagem de superfície inclinada a 45° .

Ko, Kim e Lee (2001) classificam oito diferentes métodos de corte, como ilustrado na Figura 2.19. Novamente, os resultados deste trabalho demonstraram que a inclinação entre a ferramenta e a superfície a ser usinada conduzem a resultados melhores quando comparados aos

resultados obtidos com a usinagem feita com a ferramenta perpendicular à superfície a ser usinada. A combinação de inclinação de 15°, corte concordante e estratégia de usinagem descendente proporcionou a maior vida de ferramenta na usinagem de superfícies inclinadas com fresa de topo esférico. Esta afirmação está de acordo com Schulz (1995) e Chen, Huang e Chen (2005a), que afirmaram que ângulos de inclinação na faixa de 10° a 20° são as melhores opções para este tipo de fresamento.

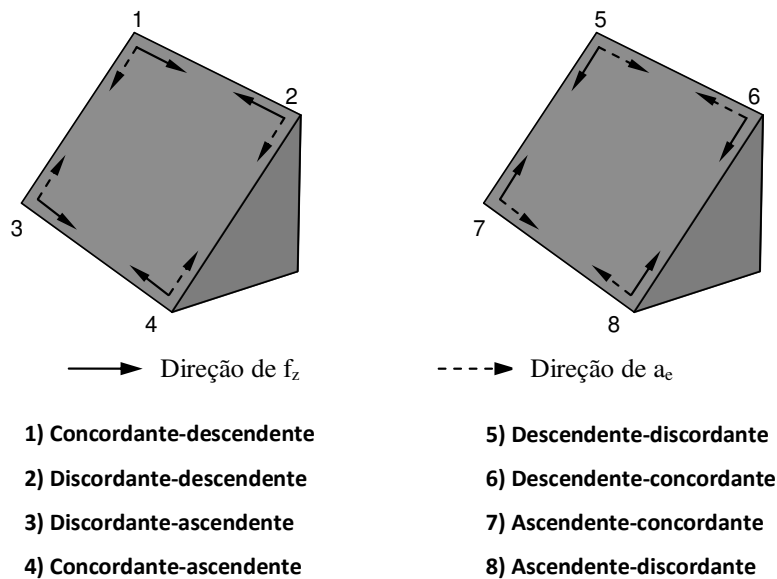


Figura 2.19 - Caminhos para usinagem de superfícies inclinadas com fresa de topo esférico

(KO, KIM e LEE, 2001)

Porém, Kang et al. (2001) observam que o corte descendente, além de resultar em velocidade de corte menor que o corte ascendente (para a mesma rotação da fresa), pode gerar instabilidade quando o corte é feito em superfícies com pequenos ângulos de inclinação, já que corte discordante e concordante ocorrem simultaneamente no topo da ferramenta. Estes mesmos autores sugerem somente quatro métodos de corte para a usinagem de planos inclinados, já que defendem que o corte concordante conduz a melhores resultados.

Quanto à direção do corte, o concordante normalmente é mais favorável que o discordante, o qual gera a espessura mínima do cavaco na entrada do corte, gerando assim mais calor que no corte concordante, devido ao maior atrito sobre a aresta de corte (KECELJ et al., 2004). Contrário a esta afirmação, Toh (2005a) afirmou em trabalho realizado, que corte concordante ou

discordante têm pouco efeito sobre a temperatura de corte gerada. As temperaturas para corte discordante em todas as condições de corte em geral foram menores que para o corte concordante em 3-8 %.

Kecelj et al. (2004) afirma que, no corte concordante, a aresta de corte é principalmente exposta a tensões compressivas, as quais são mais favoráveis para as propriedades do metal duro, assegurando menor desgaste de ferramenta. Kang et al. (2001) atribuem a melhor vida de ferramenta proporcionada pelo corte concordante à menor força de corte atuante. Ainda, no fresamento discordante, as forças radiais também são consideravelmente maiores, o que promove um efeito negativo nas vibrações e na vida do eixo-árvore da máquina-ferramenta (SANDVIK, 2006; KANG et al., 2001; SHULZ, 1995). Mativenga e Hon (2005), ao contrário, afirmam que o corte concordante gera forças de corte maiores que o corte discordante na usinagem de aço ferramenta.

Vivancos et al. (2004) afirmam que corte concordante conduz a melhor acabamento superficial que o corte discordante, embora López de Lacalle et al. (2004) tenham encontrado erros de deflexão menores no corte discordante em trabalho realizado com aço endurecido usinado com ferramenta inteiriça de diâmetro 6 mm. Capla (2006) afirma que o corte discordante conduz a melhores resultados no fresamento periférico em acabamento de materiais endurecidos. Liu e Loftus (2006) afirmam que a usinagem HSM de aço endurecido com corte concordante juntamente com ferramenta de metal duro de topo esférico com cobertura conduz às melhores condições de usinagem e melhor acabamento.

Além da fundamental importância do acabamento da superfície, Axinte e Dewes (2002) e Novovic et al. (2004) afirmam que as tensões residuais têm sido reconhecidas como uma das características que mais afetam as propriedades de fim de vida em estruturas e componentes. Estas tensões são as que permanecem na peça, mesmo depois de as solicitações externas às quais foi submetida serem cessadas, e são decorrentes de deformações plásticas não uniformes causadas por efeito térmico ou mecânico (OLIVEIRA, 2006; STEPHENSON e AGAPIOU, 1996).

O estudo dos efeitos das condições de corte sobre estas tensões é importante, pois geralmente a presença de tensão residual compressiva é benéfica, ao contrário da tensão residual

trativa que é prejudicial para a resistência à fadiga do componente (AXINTE e DEWES, 2002). Os efeitos térmicos tendem a trazer tensões residuais trativas, as quais podem gerar trincas, enquanto influências mecânicas contribuem para tensões residuais compressivas, que ao contrário, contribuem para a resistência à fadiga (AXINTE e DEWES, 2002; DEONÍSIO, 2004; SKOPECEK, SVOBODA e HOFMANN, 2004).

Stephenson e Agapiou (1996) citam alguns fatores que podem reduzir as tensões residuais, como a redução da velocidade de corte, aplicação de fluido de corte, aumento do ângulo de folga da ferramenta e a restrição do uso de ferramentas gastas. De acordo com Novovic et al. (2004), a técnica HSM com os parâmetros de usinagem corretos podem diminuir a deformação plástica/encruamento gerada pelo processo e conduzir à temperaturas moderadas, que resultam em tensão residual compressiva na superfície usinada. Sobre este aspecto, Dewes et al. (1999), afirmaram em trabalho realizado com aço AISI H13, que com as temperaturas medidas (< 400°C), seria esperado que problemas com integridade superficial fossem minimizadas usando HSM, comparando com EDM, já que a temperatura de revenimento deste aço (550° C) não foi excedida. A respeito das relações entre as condições de processo no fresamento e as tensões residuais na peça, estes mesmos autores afirmam que o aumento da velocidade de corte e avanço por dente pode induzir à diminuição da tensão compressiva na superfície, sob a ação do maior efeito térmico sobre a mesma. Maiores ângulos de inclinação da superfície usinada conduzem a menores níveis de tensão compressiva porque não existe aqui a fricção do centro da fresa na superfície.

Novovic et al. (2004) ainda fazem algumas observações:

- Quando os valores de rugosidade superficial (R_a) estão entre 2,5 e 5,0 μm , a tensão residual é fator significativo em relação à fadiga, e é também largamente dependente das propriedades do material e do encruamento;
- A presença de inclusões de magnitude maior que a rugosidade, geralmente sobrepõem o efeito da topografia nos valores de tensão residual.

Capítulo 3

Métodos, equipamentos e materiais

Neste capítulo, uma apresentação geral da parte experimental é feita. Todos os equipamentos e materiais utilizados, como também o planejamento experimental e os procedimentos utilizados são apresentados.

Os experimentos foram realizados na empresa Emicol Eletro Eletrônica S/A, que cedeu a máquina-ferramenta e todos os equipamentos necessários para a usinagem dos corpos de prova.

Os objetivos deste estudo foram: avaliar a influência de cinco variáveis de processo de fresamento com alta velocidade de corte sobre o acabamento da superfície usinada; estudar a influência do desgaste das ferramentas sobre o acabamento superficial, ao longo de 400 minutos de usinagem; e comparar o desempenho relacionado ao acabamento superficial de fresas inteiriças e ferramentas de pastilha intercambiável montada em corpo de metal duro, a fim de avaliar a viabilidade técnica do uso deste segundo tipo de ferramenta, em substituição às tradicionais fresas inteiriças utilizadas em operações de acabamento.

Para isto, o trabalho foi dividido em três fases:

- Na Fase 1 foi estudada a influência de cinco variáveis de entrada sobre a rugosidade da superfície usinada.
- Fase 2 avaliou-se a influência do desgaste de fresas inteiriças de metal duro sobre o acabamento da superfície usinada. Nesta fase foram adotadas algumas condições de corte já

utilizadas na Fase 1 e o acabamento superficial foi avaliado ao longo de 400 minutos de usinagem;

- Na Fase 3 comparou-se o desempenho de fresas inteiriças com o desempenho de fresas de pastilha intercambiável, mediante ensaios com o segundo tipo de ferramenta, comparados com alguns resultados vindos na Fase 2, em que foram testadas apenas fresas inteiriças. Aqui, novamente o acabamento foi avaliado ao longo de 400 minutos de usinagem;

A variável de resposta foi sempre rugosidade que, na maioria dos casos, foi avaliada através do parâmetro R_z , embora em algumas análises seja considerado o parâmetro R_a , já que este é o mais utilizado para avaliar a qualidade da superfície usinada.

Para embasar as análises, além de justificar alguns resultados obtidos, algumas análises auxiliares foram feitas:

- As ferramentas utilizadas nas usinagens foram cortadas, e foram feitas medições de microdureza dos substratos, que foram também analisados para determinação das composições básicas;
- A microgeometria da área de corte da aresta de cada ferramenta foi medida e fotografada;
- Os valores de frequência natural (f_n) do conjunto montado de cada ferramenta (mandril/porta-ferramenta/ferramenta) foram estimados através de análise por método de elementos finitos.

Além das análises auxiliares já citadas, nas Fases 2 e 3 foram feitas medições das três componentes ortogonais (X,Y, Z) dos esforços de corte nas condições ensaiadas, usando um corpo de prova fixado em um dinamômetro. Os dados dinâmicos da força foram convertidos do domínio do tempo para o domínio da frequência através do algoritmo *FFT* (do inglês *fast Fourier transform*, ou transformada rápida de Fourier), objetivando analisar as condições vibracionais de cada usinagem. Cada uma das condições de usinagem gerou dois gráficos de espectro de frequência, um com a ferramenta nova e outro com a ferramenta utilizada por um tempo de 400 minutos.

Os desgastes apresentados pelas ferramentas utilizadas por 400 minutos foram medidos e fotografados, e também serviram como embasamento das análises ou justificativa para os resultados obtidos, sempre tendo como objetivo a análise do acabamento superficial.

3.1 - Equipamentos e materiais

3.1.1 - Máquina-ferramenta

A máquina-ferramenta utilizada foi um Centro de Usinagem Vertical de 5 eixos da marca Mazak, modelo Variaxis 500 – 5X. Os principais dados da máquina-ferramenta são: motor do eixo-árvore com 15 Kw de potência, faixa de rotação entre 35 e 25000 rpm, magazine para 30 ferramentas com interface do sistema de fixação de ferramentas HSK 63A e comando numérico Mitsubishi, modelo Mazatrol 640M 5X. Os cursos dos eixos lineares X, Y, Z são, respectivamente, de 510, 510 e 460 mm, +30/-120 graus para o eixo A, sendo que o eixo C não tem fim de curso. O avanço rápido para os três eixos lineares é de 50 m/min, bem como 3600 graus/min para o eixo A e 7200 graus/min para o eixo C. A Figura 3.1 mostra a máquina-ferramenta.



Figura 3.1 - Centro de usinagem utilizado nos experimentos

3.1.2 - Ferramentas, porta-ferramentas e sistemas de fixação

As ferramentas de corte para a realização deste trabalho foram fornecidas pela Kennamould, distribuidor de ferramentas Kennametal.

Antes de cada ensaio de acabamento, utilizava-se uma fresa de topo toroidal de sistema de fixação modular com diâmetro 35 mm para usinar a superfície a fim de que a mesma tivesse

perfil de rugosidade típica de uma operação de semi-acabamento. O código do porta-ferramenta utilizado nesta operação era 35E03R043M16SRD12, no qual foram montadas três pastilhas redondas de diâmetro 12 mm de código RDPX12T3M0SHN com classe KC522M. Esta pastilha é composta por substrato grão fino classe K20/K30 com cobertura TiAlN depositada pelo processo PVD com espessura de ~ 2 µm. A ferramenta foi fixada em um mandril de código HSK 63AM16084M.

Para os ensaios de acabamento foram utilizadas quatro fresas de topo esférico, sendo duas delas de pastilhas intercambiáveis de metal duro montadas em porta-ferramenta com corpo de metal duro e outras duas inteiriças de metal duro. Os materiais das pastilhas e das fresas inteiriças eram similares.

As pastilhas de metal duro tinham cobertura monocamada TiAlN de espessura de 3-4 µm depositada pelo processo PVD. Uma primeira ferramenta de pastilha intercambiável era uma fresa de diâmetro 8 mm, cuja pastilha tinha o código KDMB08M0ERGN classe KC515M, aplicáveis, segundo o catálogo do fabricante, em usinagem de aço (classe P) e aço endurecido (classe H) com até 54 HRC de dureza, tendo geometria apropriada para operações de acabamento, e que era fixada em um porta-ferramenta de código KDMB08R150A08HN. O mandril utilizado tinha código 233332 Ø8 06074807, de fixação por deformação a frio, modelo Tribos da marca Schunk (vide item 2.2.3 - Fixação de ferramentas). A segunda ferramenta era uma fresa de diâmetro 12 mm, cujo código da pastilha era KDMB12M0ERGN classe KC515M, que possuía as mesmas características das pastilhas de diâmetro 8 mm, fixada em um porta-ferramenta de código KDMB12R160A12HNC. O mandril utilizado também era de fixação por deformação a frio, e tinha código 233334 Ø12 49060607.

As ferramentas inteiriças de metal duro eram uma fresa de topo esférico de diâmetro 8 mm e outra de diâmetro 12 mm, tendo respectivamente os códigos 70N108003RT e 70N112005RT, com cobertura TiAlN. Estas ferramentas eram montadas nos mesmos mandris de fixação por deformação a frio, como as ferramentas de pastilhas intercambiáveis.

Para eliminar uma fonte de variabilidade, os alívios nas hastes das fresas inteiriças, acima da área de corte, foram retrabalhados a fim de que ficassem com as mesmas dimensões dos alívios já existentes nos porta-ferramentas com corpo de metal duro, que podem ser vistos na

Figura 3.2. Estes alívios foram feitos por operação de retificação e não acrescentaram erros relevantes de batimento nas hastes das ferramentas, o que foi importante para que a massa desbalanceada não fosse aumentada. Ainda assim, existiam diferenças geométricas entre as fresas de pastilha intercambiável e as inteiriças, sendo que a mais importante era o corte helicoidal nestas últimas, com ângulo de inclinação de 30 graus.

Todas as ferramentas, já montadas nos respectivos mandris, estão ilustradas na Figura 3.2.

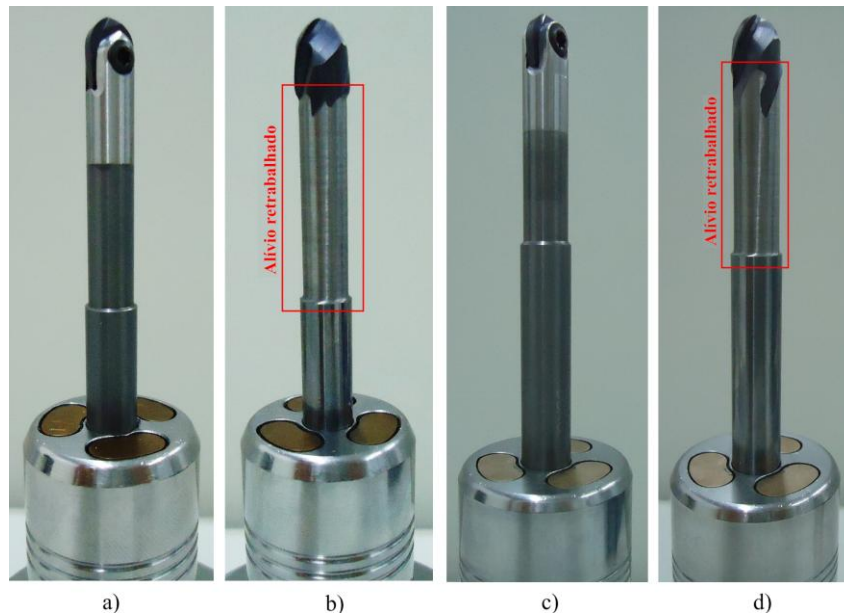


Figura 3.2 - Fresas utilizadas:

Pastilha D=8 mm (a), Inteiriça D=8 mm (b), Pastilha D=12 mm (c) e Inteiriça D=12 mm (d)

Todas as ferramentas utilizadas nos experimentos foram analisadas com o objetivo de investigar os principais componentes da liga dos respectivos materiais construtivos que interferem diretamente no desempenho das ferramentas, além de modificarem os valores de frequência natural das mesmas.

As amostras foram obtidas cortando-se os corpos das ferramentas, por meio de processo de eletro-erosão a fio, em seções transversais com espessura de 3 mm, as quais foram embutidas, lixadas e polidas. Nestas seções foram realizadas medições de microdureza tomadas na escala Vickers, em um microdurômetro da marca Shimazu, modelo HMV-2T E, que pertence ao Laboratório de Biomateriais e Biomecânica do Departamento de Engenharia de Materiais da Faculdade de Engenharia Mecânica da Unicamp. A Tabela 3.1 mostra os valores médios de

microdureza e o desvio padrão obtidos para cada amostra. Em cada uma delas realizaram-se 13 indentações, por 15 segundos, com carga de 1 kg.

Tabela 3.1 - Microdurezas das ferramentas

Ferramenta	Microdureza Vickers [HV]	Desvio padrão [HV]
Corpo de metal duro da ferramenta de pastilha D = 8,0 mm	1207	10,0
Corpo de metal duro da ferramenta de pastilha D = 12,0 mm	1178	8,9
Fresa inteiriça D = 8,0 mm	2013	35,6
Fresa inteiriça D = 12,0 mm	1955	19,8
Pastilha D = 8,0 mm	1824	33,6
Pastilha D = 12,0 mm	1875	51,1

Além das microdurezas, foram feitas análises da composição dos materiais das ferramentas, através de método semiquantitativo, em um equipamento de Espectrômetro de Fluorescência de Raios X, da marca Rigaku, modelo RIX3100, também pertencente ao Departamento de Engenharia de Materiais da Faculdade de Engenharia Mecânica da Unicamp. A Tabela 3.2 mostra os valores aproximados da composição do metal duro do substrato de cada ferramenta.

Tabela 3.2 - Composição química dos substratos nas ferramentas (principais elementos em % em massa)

Ferramenta	Elementos químicos		
	W	Co	Cr
Corpo de metal duro da ferramenta de pastilha D = 8,0 mm	85,34	14,54	0,12
Corpo de metal duro da ferramenta de pastilha D = 12,0 mm	85,71	14,17	0,12
Fresa inteiriça D = 8,0 mm	91,74	7,56	0,70
Fresa inteiriça D = 12,0 mm	91,57	7,81	0,62
Pastilha D = 8,0 mm	90,57	8,53	0,90
Pastilha D = 12,0 mm	90,79	8,41	0,80

Os dados obtidos nestas análises comprovam que as fresas inteiriças tinham maiores valores de dureza que os corpos das ferramentas de pastilha. Isto é decorrente das maiores quantidades de carboneto de tungstênio presentes nas composições das fresas inteiriças, além de menos cobalto, que têm a função de aglomerante no metal duro. Estas composições foram utilizadas para definir os valores do Módulo de Elasticidade (E) dos respectivos materiais para análise por método de elementos finitos dos valores de frequência natural das ferramentas, que será discorrida a seguir.

Observam-se também maiores concentrações de cromo nas fresas inteiriças, quando comparadas com a composição dos corpos de metal duro das ferramentas de pastilha. O cromo normalmente é utilizado para inibir o crescimento de grãos (OLIVEIRA, 2007), o que pode sugerir tenacidade maior nas fresas inteiriças do que nos corpos de metal duro.

Quanto à geometria da ferramenta, Mativenga e Hon (2005) afirmam que ângulos de saída positivos resultam em menores forças de corte e menores desgastes por cratera, embora a aresta esteja sujeita a lascamento. Por outro lado, ângulo de saída negativo reforça a aresta de corte, mas os esforços de corte e desgaste por cratera são maiores. Com relação à microgeometria, Oliveira (2007) afirma que no corte de materiais de difícil usinagem, a ferramenta requer um pequeno raio de aresta em função dos limitados valores de avanço por dente e da espessura do cavaco. Caso o raio de aresta seja muito maior do que a espessura do cavaco ocorrerá esmagamento da porção do material no plano de cisalhamento, o qual deveria formar o cavaco. Este fenômeno implica no aumento da pressão específica de corte e reduz a vida da ferramenta.

Por estas razões, todas as ferramentas foram cortadas, suas arestas foram analisadas e os raios de arredondamento (R) medidos, a fim de embasar possíveis justificativas dos resultados obtidos nos ensaios, e estão mostradas na Figura 3.3.

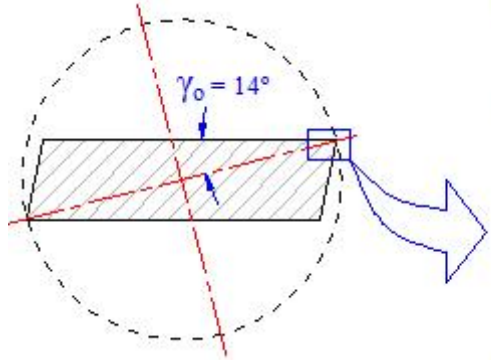
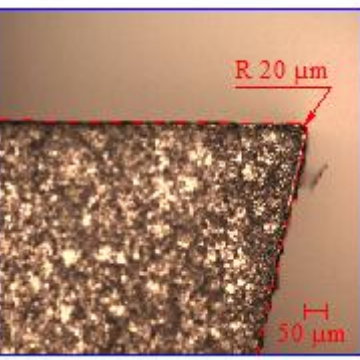
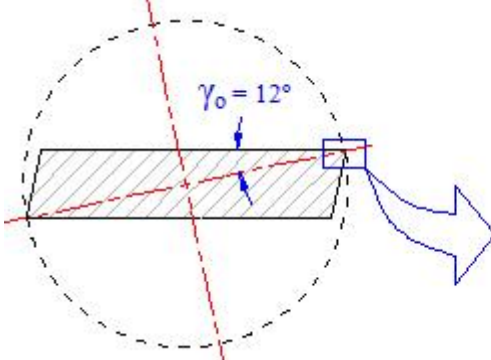
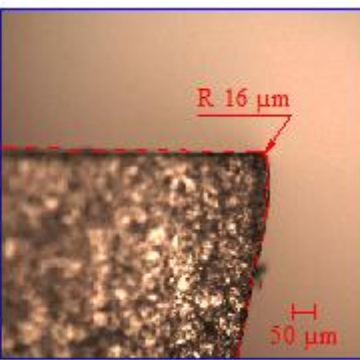
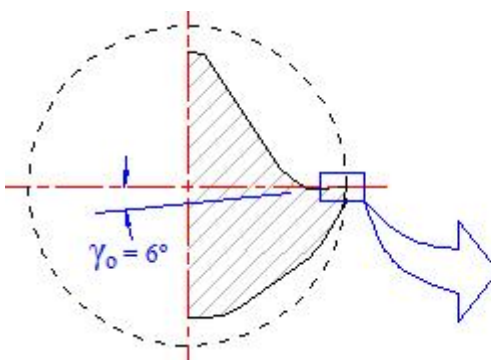
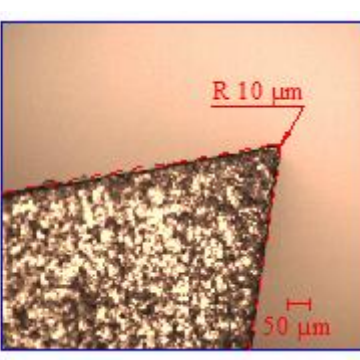
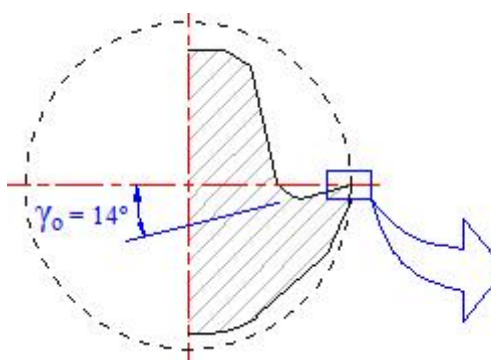
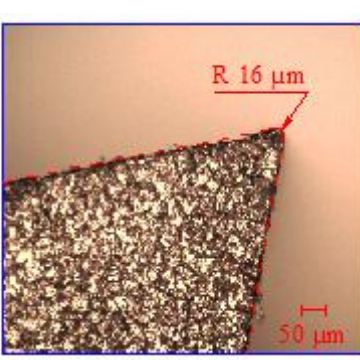
Pastilha D=8,0		
Pastilha D=12,0		
Inteira D=8,0		
Inteira D=12,0		

Figura 3.3 - Microgeometrias das ferramentas

A análise das imagens da Figura 3.3 mostra que as microgeometrias de todas as ferramentas utilizadas nos experimentos tinham raios de arredondamento muito pequenos, o que as tornam muito afiadas, e pode permitir que o cisalhamento do cavaco ocorra satisfatoriamente mesmo com pequenos valores de espessura. Porém, verifica-se que eles são maiores que a espessura média dos cavacos, o que, como já visto, resulta em aumento da pressão de corte.

Os ângulos de saída das pastilhas são negativos, tendo valores de 14 e 12 graus para as pastilhas de diâmetro 8 e 12 mm, respectivamente. Estes ângulos são resultado da geometria plana na superfície de saída das pastilhas, em conjunto com suas espessuras. A pastilha de diâmetro 12 mm apresenta uma faixa com pequeno ângulo de folga, o que pode aumentar o atrito desta superfície com a superfície que está sendo formada, podendo prejudicar o acabamento, além de aumentar os esforços e a temperatura do processo de corte. Por outro lado, esta ferramenta tem menos propensão a lascamentos, visto que sua cunha de corte é mais reforçada quando comparada com as outras ferramentas.

As fresas inteiriças tem geometria positiva nas regiões utilizadas nos cortes, o que, em teoria, poderia conduzir a bons resultados de acabamento superficial, devido aos menores esforços de corte resultantes na usinagem. No entanto, sob condições instáveis de corte, estas fresas estão mais suscetíveis a lascamentos, além de possuírem um volume menor de material para dissipar o calor gerado na usinagem. Se, por um lado não sofrem grandes choques térmicos, por outro precisam resistir a temperaturas de corte mais altas, embora nas condições ensaiadas, a maior parte do tempo, a aresta não está efetivamente cortando, devido aos pequenos valores de ângulo de contato, característicos de operações de acabamento.

3.1.3 - Materiais usinados

Os ensaios foram realizados com corpos de prova fabricados a partir de barras de aço laminado ABNT H13 IM, temperados e revenidos para a dureza de 50 HR_C. A Figura 3.4 representa a geometria dos corpos de prova utilizados nos experimentos da Fase 1 de experimentos.

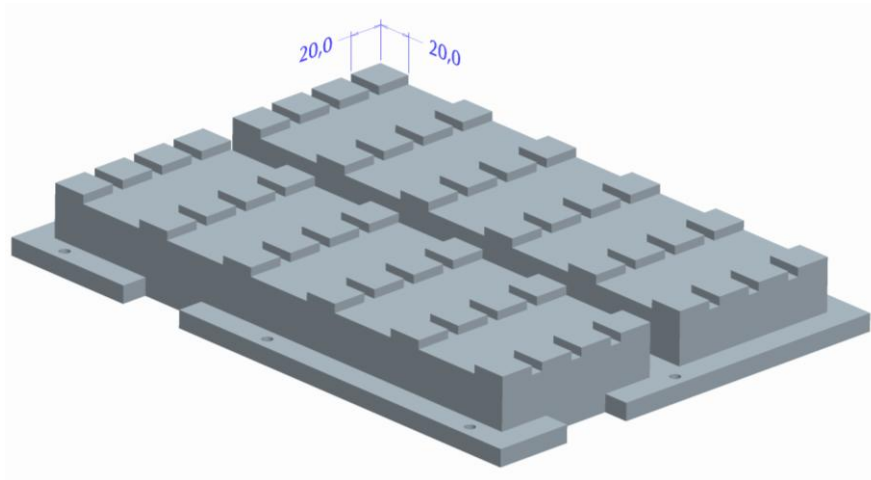


Figura 3.4 - Corpo de prova utilizado nos experimentos da Fase 1

A fixação dos corpos de prova foi realizada através de 10 parafusos M6 x 20 mm sobre uma placa de dimensões de 45 x 250 x 350 mm fabricada em aço ABNT 1045, que serviu como calço de apoio para garantir distância segura entre a superfície a ser usinada e a mesa da máquina, uma vez que, por se tratar de uma máquina de cinco eixos, o posicionamento da superfície a ser trabalhada se deu pela inclinação da mesa (eixo A). As faces do calço de apoio, bem como a face inferior dos corpos de prova foram retificadas para garantir planicidade e perfeita fixação. O calço de apoio foi fixado na mesa da máquina através de quatro parafusos M14 x 50 mm.

Para as fases 2 e 3 de experimentos, os mesmos corpos de prova foram utilizados, tendo como única diferença a inexistência dos ressaltos de 20 x 20 mm, a fim de criar uma área maior para os ensaios de vida das ferramentas. As dimensões das duas áreas a serem usinadas nesta fase eram 100 x 320 mm.

3.1.4 - Rugosímetro e dinamômetro

Para a verificação do perfil de rugosidade, utilizava-se um Rugosímetro Portátil Mitutoyo, modelo SJ-201P, conectado a um computador que continha o programa SurfTest[®] SJ210 Serial Communication 3.00 para aquisição dos dados do perfil de rugosidade. A rugosidade foi avaliada utilizando-se os parâmetros R_a e R_z com um cut-off de 0,8 mm, medidas tanto transversal, quanto longitudinalmente à direção de avanço da ferramenta. A Figura 3.5 demonstra o equipamento.

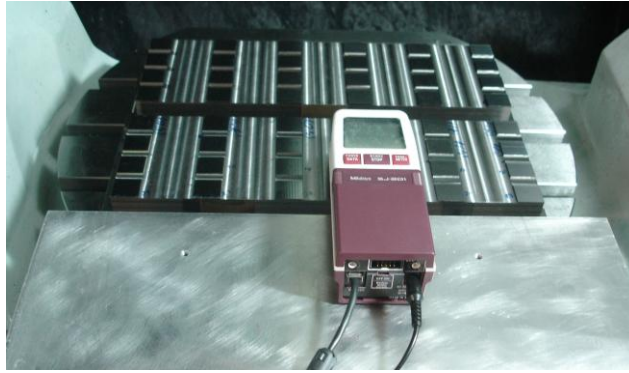


Figura 3.5 - Medição do perfil de rugosidade

Com o objetivo de medir as três componentes ortogonais (X,Y, Z) dos esforços de corte nas condições ensaiadas, foi utilizado um dinamômetro estacionário incorporado com amplificador de carga Kistler 9257B em conjunto com uma unidade de controle Kistler 5019B e uma placa de aquisição A/D National Instruments PCI-6025E conectada a um computador contendo o programa LabVIEW[®] 8.5, da empresa National Instruments.

3.2 - Planejamento experimental

3.2.1 - Fase 1

O objetivo da primeira fase da pesquisa era avaliar a influência de cinco variáveis de processo sobre a rugosidade da superfície usinada, em operação de acabamento com fresa de topo esférico. Embora o parâmetro R_a seja o mais difundido para avaliação da rugosidade, optou-se aqui por analisar apenas o parâmetro R_z , porque este foi o parâmetro associado às rugosidades teóricas (R_{th}). As variáveis de entrada para a Fase 1 de experimentos estão listadas a seguir:

1. Rugosidade teórica (R_{th}), que era utilizada para variar conjuntamente os valores de a_p e f_z (ver item 0);
2. Sobremetal, ou profundidade de corte normal à superfície usinada (a_n);
3. Diâmetro da ferramenta (D);
4. Tipo da ferramenta (pastilha ou inteiriça);
5. Coeficiente de esbeltez da ferramenta (CE) (ver item 3.2.4.4).

Os valores de velocidade de corte e ângulo de inclinação da parede com relação ao plano XY (α) foram mantidos em todos os ensaios. Cada uma das variáveis de entrada foi aplicada em dois níveis, resultando em um planejamento fatorial 2^5 , que está exposto na Tabela 3.3. Os experimentos foram realizados de forma aleatória e com 3 réplicas em cada condição ensaiada.

Tabela 3.3 - Planejamento fatorial 2^5 da Fase 1

Ensaio	Vc [m/min]	α [graus]	R_{th} [μm]	a_n [mm]	D [mm]	Ferramenta	CE [mm⁻¹]
01	500	75	0,20	0,10	8,00	Pastilha	20
02			0,40				
03			0,20	0,20			
04			0,40				
05			0,20	0,10	12,00		
06			0,40				
07			0,20	0,20			
08			0,40				
09			0,20	0,10	8,00	Inteiraça	
10			0,40				
11			0,20	0,20			
12			0,40				
13			0,20	0,10	12,00		
14			0,40				
15			0,20	0,20			
16			0,40				
17			0,20	0,10	8,00	Pastilha	
18			0,40				
19			0,20	0,20			
20			0,40				
21			0,20	0,10	12,00		
22			0,40				
23			0,20	0,20			
24			0,40				
25			0,20	0,10	8,00	Inteiraça	
26			0,40				
27			0,20	0,20			
28			0,40				
29			0,20	0,10	12,00		
30			0,40				
31			0,20	0,20			
32			0,40				

3.2.2 - Fase 2

Para a segunda fase da pesquisa decidiu-se estudar a evolução da rugosidade à medida que o tempo de utilização da ferramenta crescia. Aqui, decidiu-se não terminar os experimentos com um desgaste pré-determinado, mas sim quando as ferramentas atingissem 400 minutos de usinagem. Isto foi necessário porque, depois de usar este tempo, as ferramentas apresentavam pequenos desgastes, sendo então necessários tempos muito elevados de usinagem para que as mesmas atingissem um desgaste de flanco de 0,20 mm, por exemplo. Estes altos tempos de usinagem tornariam os experimentos demasiadamente demorados e inviáveis de serem feitos em ambiente industrial. Desta forma, em vez de se utilizar o tempo de vida útil da ferramenta como uma variável de resposta, avaliou-se o desgaste de cada ferramenta utilizada, ao final dos 400 minutos de utilização.

Embora os resultados da Fase 1 de experimentos tenham demonstrado que as ferramentas de pastilha intercambiável potencialmente poderiam substituir as fresas inteiriças nas operações de acabamento (o que será discorrido mais adiante), decidiu-se avaliar nesta fase apenas o desempenho das fresas inteiriças.

Sendo assim, para esta fase, foram mantidos fixos os valores de velocidade de corte e inclinação da parede (como na Fase 1), além do tipo de ferramenta (como já explicado) e dos valores das variáveis Rugosidade Teórica e Sobremetal, sendo então estudadas as influências das variáveis de entrada Diâmetro da Ferramenta e Coeficiente de Esbeltez, resultando em um Planejamento Fatorial 2^2 , que está descrito na Tabela 3.4. Os experimentos nesta fase foram feitos com uma seqüência aleatória e com 2 réplicas em cada condição ensaiada.

Tabela 3.4 - Planejamento Fatorial 2^2 da Fase 2 de experimentos

Ensaio	v_c [m/min]	α [graus]	R_{th} [μm]	a_n [mm]	Ferramenta	D [mm]	CE [mm^{-1}]
33 (09 da Fase 1)	500	75	0,20	0,10	Inteiriça	8,0	20
34 (13 da Fase 1)						12,0	20
35 (25 da Fase 1)						8,0	45
36 (29 da Fase 1)						12,0	45

A variável R_{th} teve seu valor fixado no nível inferior do planejamento da Fase 1 (0,20 μm), o que, em teoria, conduz a melhores resultados.

Para o sobremetal, decidiu-se utilizar o valor de 0,10 mm já que, na faixa de valores definidas para os ensaios da Fase 1, esta variável não foi significativa nos valores de rugosidade.

3.2.3 - Fase 3

Nesta fase de experimentos decidiu-se comparar o comportamento de ferramentas de pastilha intercambiável com alguns resultados da Fase 2, em que utilizou-se apenas fresas inteiriças. O objetivo desta etapa foi avaliar a possibilidade do uso de ferramentas de pastilha em operações de acabamento, em substituição às fresas inteiriças.

Uma observação importante é que em ensaios preliminares desta Fase 3 de experimentos, a condição utilizando-se ferramenta de pastilha de diâmetro 8 mm com CE=45, apresentou valores de rugosidade muito altos já no início do experimento, com valores de 1,71 e 0,78 μm (R_a), medidos transversal e longitudinalmente à direção de avanço, respectivamente, chegando a valores de 1,88 e 0,69 μm quando a ferramenta havia usinado durante 100 minutos. Este fato eliminou a possibilidade de utilização de valores de CE=45 nesta fase de ensaios.

Desta maneira, decidiu-se avaliar dois diâmetros diferentes (8 e 12 mm), para um mesmo valor de CE (20), resultando no planejamento experimental demonstrado na Tabela 3.5.

Tabela 3.5 - Planejamento da Fase 3 de experimentos

Ensaio	v_c [m/min]	α [graus]	R_{th} [μm]	a_n [mm]	Ferramenta	D [mm]	CE [mm^{-1}]
33 (09 da Fase 1)	500	75	0,20	0,10	Inteiriça	8,0	20
37 (01 da Fase 1)					Pastilha		
34 (13 da Fase 1)					Inteiriça	12,0	
38 (05 da Fase 1)					Pastilha		

Neste planejamento, os experimentos 33 e 34 foram feitos na Fase 2, e os resultados foram usados para comparação com os resultados dos experimentos 37 e 38. Os experimentos foram feitos de forma aleatória e com 2 réplicas em cada condição ensaiada.

3.2.4 - Considerações sobre a definição dos parâmetros de entrada

3.2.4.1 - Velocidade de corte e Rotações

A escolha do valor de velocidade de corte (500 m/min) a ser utilizado neste estudo se deu pela limitação da máquina, que oferecia no máximo 25.000 rpm. Além disto, observou-se em testes preliminares que, quando se utilizavam rotações acima de 21.000 rpm para as ferramentas de diâmetro 8 mm, ocorriam falhas catastróficas logo no início da usinagem, com grandes lascamentos nas arestas de corte, o que impossibilitou a utilização de valores de rotação maiores. De qualquer forma, de acordo com trabalho realizado por Dolinsek, Ekinovic e Kopac (2004), velocidades de corte a partir de 150 m/min são consideradas alta velocidade de corte nos aços endurecidos, o que justifica o uso do valor de 500 m/min neste trabalho.

As rotações utilizadas foram calculadas a partir do Diâmetro Efetivo Máximo ($D_{EF\ máx}$), que obedece à Equação 3.1, e foi calculado como função dos valores do ângulo de inclinação da superfície (α), profundidade axial de corte (a_p) e do diâmetro da ferramenta de topo esférico (D), para paredes inclinadas, corte descendente e em “Z constante”, como demonstrado na Figura 3.6.

$$D_{EF\ máx} = \frac{a_p}{\operatorname{tg}\alpha} + \sqrt{(D \cdot \operatorname{sen}\alpha)^2 - a_p^2} \quad \text{Equação 3.1}$$

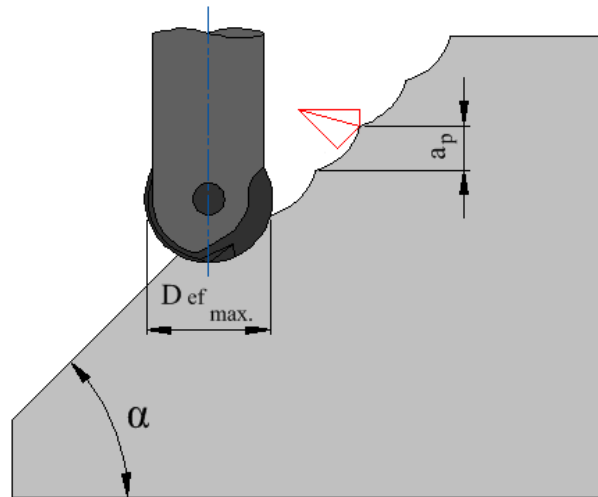


Figura 3.6 - Diâmetro efetivo máximo em função de D , α e a_p

A Tabela 3.6 mostra os valores de rotação (para $v_c = 500$ m/min) em função dos valores do Diâmetro Efetivo Máximo e da Rugosidade Teórica, além dos valores das frequências de entrada de dentes para cada condição.

Tabela 3.6 - Valores de rotação em função de $D_{EF\ máx}$ e R_{th}

Diâmetro [mm]	R_{th} [μm]	$D_{EF\ máx}$ [mm]	Rotação [rpm]	Frequência de entrada de dentes [Hz]
8,00	0,20	7,748	20542	684,7
	0,40	7,756	20520	684,0
12,00	0,20	11,616	13701	456,7
	0,40	11,626	13689	456,3

3.2.4.2 - Rugosidades teóricas, profundidade axial de corte e avanço por dente

O parâmetro associado à rugosidade teórica (conforme Equação 2.5 e Equação 2.6) foi o R_z que, como já afirmado anteriormente, é mais sensível à presença de grandes picos e vales, fornecendo uma melhor noção dos desvios (STEPHENSON e AGAPIOU, 1996; LIU e LOFTUS, 2006). Segundo Oliveira (2007) e Batista (2006), considera-se coerente a comparação deste

parâmetro com a rugosidade teórica, já que este parâmetro considera a diferença média entre os cinco maiores picos e os cinco maiores vales no comprimento de amostragem.

A escolha dos valores de R_{th} , os quais foram 0,20 e 0,40 μm , se deu pela prática industrial, e que permitem obter rugosidades típicas em operações de acabamento por fresamento. Estes valores também estão de acordo com valores encontrados em alguns trabalhos consultados (LÓPES de LACALLE et al., 2002b; CAMUSCU e ASLAN, 2005; OLIVEIRA, 2007; IQBAL et al., 2009).

Os valores de a_p e f_z foram definidos de acordo com a Equação 2.5 para o valor de a_p , e de acordo com a Equação 2.6 para os valores de f_z . Estes valores variam conjuntamente nos experimentos, em função dos valores de R_{th} , ou seja, variando-se os valores de R_{th} , alteram-se na verdade, os valores de a_p e f_z a serem utilizados em cada ensaio. Este recurso foi utilizado para que se pudesse ter, em teoria, uma superfície usinada com calotas simetricamente distribuídas tanto na direção transversal, quanto na direção longitudinal à direção de avanço.

Sendo assim, os valores das profundidades axiais de corte (a_p) e avanço por dente (f_z) foram resultantes dos valores escolhidos para R_{th} nas direções transversal e longitudinal à direção de avanço, e estão mostrados na tabela 3.7.

Tabela 3.7 - Variação dos valores de a_p e f_z em função dos valores de R_{th}

Diâmetro [mm]	R_{th} [μm]	a_p [mm]	f_z [mm]
8,00	0,20	0,077	0,079
	0,40	0,109	0,111
12,00	0,20	0,095	0,096
	0,40	0,134	0,136

3.2.4.3 - Sobremetal (a_n)

A escolha dos valores de sobremetal (0,10 e 0,20 mm) se deu da mesma maneira que para os valores das rugosidades teóricas e obedeceram a prática industrial e valores encontrados em

alguns trabalhos consultados (OLIVEIRA, 2007; SOUZA, 2004; CAPLA, 2006, DEONÍSIO, 2004). Outro fator considerado para a escolha destes valores foram os grandes comprimentos das ferramentas em balanço, que são limitantes na escolha dos valores dos parâmetros de corte.

3.2.4.4 - Coeficiente de esbeltez, comprimento em balanço e espessura média de cavaco

Antes da abordagem sobre coeficiente de esbeltez e comprimentos em balanço de cada ferramenta, cabe uma explanação de como foi calculada a espessura média do cavaco indeformado, além do respectivo ponto do centro de gravidade.

Para a definição do centro de gravidade do cavaco indeformado foi utilizado o software de CAD Pro-Engineer Wildfire 4 e o método consistiu em:

1. Modelar um bloco com uma superfície que representasse o perfil de rugosidade teórico da operação de semi-acabamento, sendo este, o resultado da interação dos parâmetros de corte a_p e f_z , bem como da geometria da ferramenta usada para realizar a usinagem;
2. Determinar o volume do cavaco indeformado através do modelamento do perfil de rugosidade teórico da operação de acabamento sobre o bloco contendo o perfil de rugosidade teórico anterior (semi-acabamento), considerando a geometria da ferramenta e os parâmetros de corte (a_p , f_z e a_n) de cada ensaio;
3. Determinar o Centro de Gravidade do volume do cavaco.

Seguindo neste mesmo procedimento definiu-se a espessura média do cavaco indeformado (h_m) para cada condição ensaiada. O método consistiu em:

1. Construir dois planos de corte, nomeados de *Plano Normal de Corte* e *Plano ZY*. O *Plano Normal de Corte* era normal à superfície gerada pela usinagem e passava pelo C.G. do cavaco, e o *Plano ZY* era paralelo ao plano ZY do sistema de coordenadas da máquina ferramenta, passando também pelo C.G. do cavaco;
2. Efetuar corte no volume do cavaco indeformado nos dois planos, dividindo desta forma este volume em quatro partes. A espessura média era medida no ponto de cruzamento dos dois planos de corte, conforme mostrado na Figura 3.7.

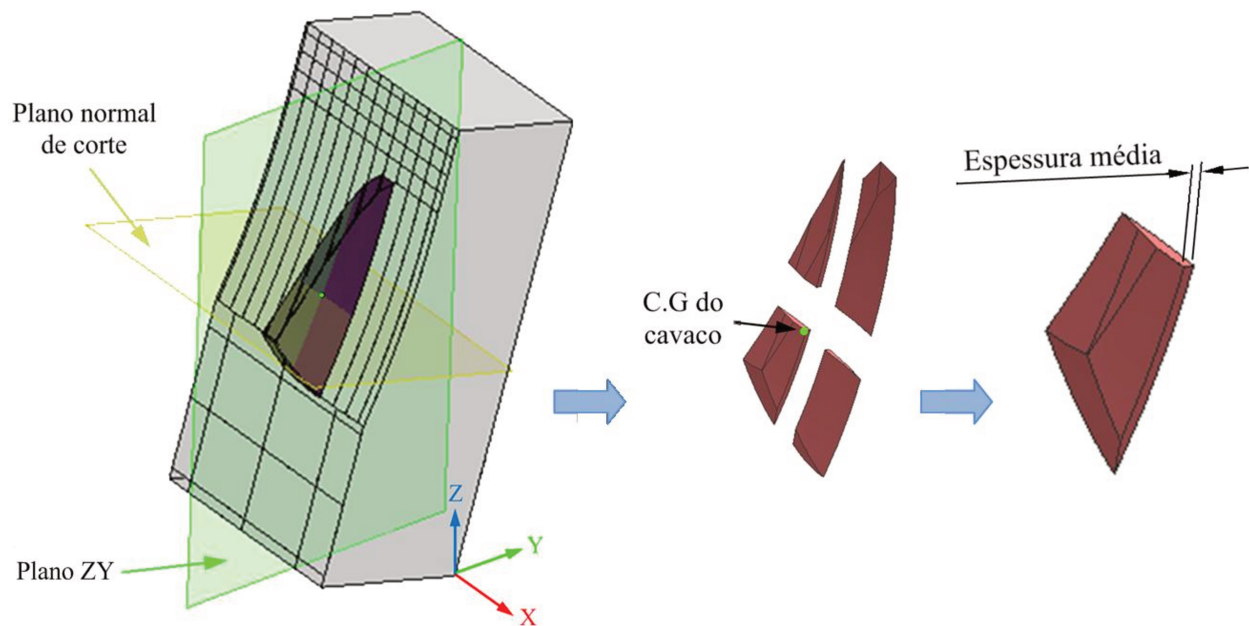


Figura 3.7 - Método para definição da espessura média do volume do cavaco indeformado

Quanto aos comprimentos em balanço da ferramenta, os quais interferem diretamente na rigidez da ferramenta, adotou-se o conceito L^3/D^4 , utilizado em muitos trabalhos como coeficiente de esbeltez da ferramenta (LÓPES de LACALLE et al., 2004), e chamado neste trabalho de *CE*. Os valores adotados para o estudo foram 20 e 45, que foram definidos considerando as limitações de comprimento das ferramentas utilizadas nos experimentos. O comprimento em balanço da ferramenta (*L*) foi considerado como sendo a distância entre o topo do mandril e o centro de gravidade (*C.G.*) do volume do cavaco indeformado, como mostra a Figura 3.8. Este parâmetro foi calculado de acordo com a Equação 3.2, e foi obtido em função do valor do coeficiente de esbeltez (*CE*) e do diâmetro da ferramenta (*D*).

$$L = \sqrt[3]{CE * D^4}$$

Equação 3.2

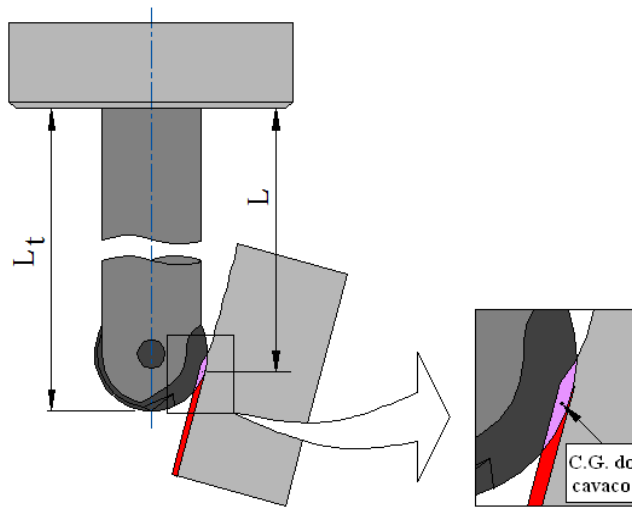


Figura 3.8 - Definição do coeficiente de esbeltez da ferramenta

A Tabela 3.8 mostra os valores de comprimento total em balanço das ferramentas (L_t) utilizados nos ensaios, os quais eram os valores calculados pela Equação 3.2 somados à distância compreendida entre o C.G. do cavaco indeformado até o topo da ferramenta, como mostrado também na Figura 3.8.

Tabela 3.8 - Valores de comprimento total de ferramentas em balanço (L_t) utilizados

Diâmetro [mm]	CE [mm^{-1}]	L_t [mm]
8,00	20	45,78
	45	59,26
12,00	20	78,25
	45	101,40

3.3 - Procedimentos Experimentais

3.3.1 - Operação de semi-acabamento

Para garantir perfil de rugosidade típico de operação de semi-acabamento, antes de todo ensaio de acabamento, usinava-se a superfície a ser avaliada utilizando-se ferramenta de diâmetro

35 mm de topo toroidal com pastilhas intercambiáveis de diâmetro 12 mm. Os parâmetros de corte utilizados foram definidos de forma que resultassem em rugosidade típica para esta operação, e estão expostos na Tabela 3.9.

Tabela 3.9 - Condições de corte para a operação de semi-acabamento

PARÂMETROS DE CORTE	VALORES
Velocidade de corte (vc) [m/min]	300
Incremento axial (a_p) [mm]	0,25
Sobremetal (a_n) [mm]	0,30
Avanço por dente (f_z) [mm]	0,35

Os valores de rugosidades resultantes tinham valores sempre próximos a 3,00 (R_z) medidos transversal e longitudinalmente à direção de avanço.

3.3.2 - Fase 1 dos experimentos

Os ensaios consistiram em fresar cada uma das áreas de 20x20 mm mostradas na Figura 3.4 com passes, tanto quanto necessários (dependendo dos valores de a_p), com passes em Z constante (ou em níveis), com sentido de corte concordante e descendente, e com fluxo de ar comprimido sendo direcionado para a região de corte.

Como adotado por Oliveira (2007), o comprimento de usinagem em cada passe era incrementado, na entrada e na saída da ferramenta do corpo-de-prova, em 30 mm, gerando, portanto, um movimento em vazio de 30 mm no início do corte, e outro no final do corte. Este procedimento foi adotado a fim de que, ao atingir o corpo-de-prova, a aceleração da máquina-ferramenta não tivesse influência na velocidade de avanço efetiva. A Figura 3.9 ilustra o corpo de prova já fixado na mesa da máquina.

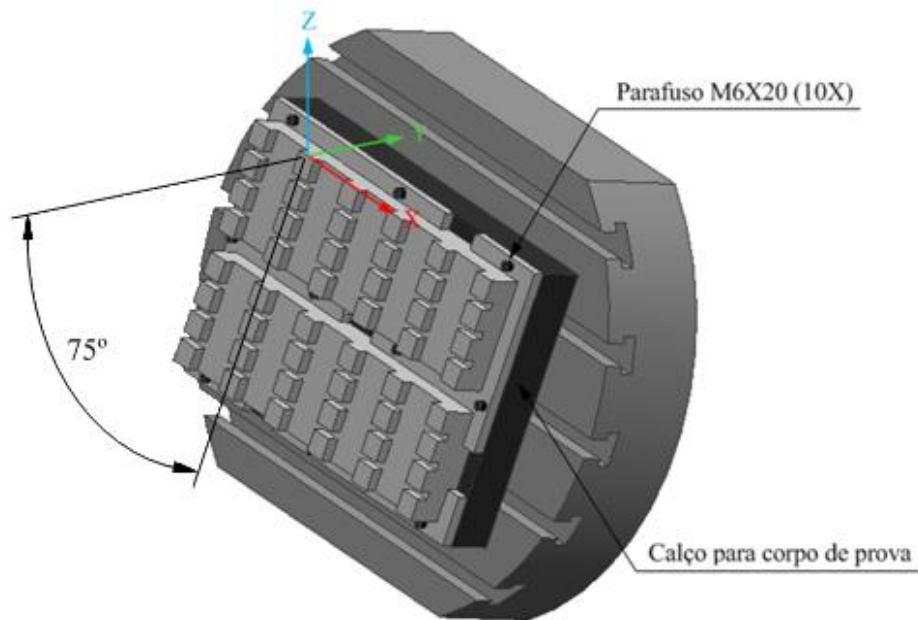


Figura 3.9 - Corpo de prova montado na mesa da máquina

O batimento radial de todas as ferramentas utilizadas nos experimentos foi verificado, com o conjunto ferramenta/porta-ferramenta/mandril já fixado no eixo-árvore da máquina, antes da utilização. Em todas as avaliações, os valores de batimento radial ficaram abaixo de 10 μm .

O tempo máximo de utilização das ferramentas em corte nestes ensaios era 15 minutos, para que fossem consideradas como sendo novas, sendo, portanto, os desgastes de ferramenta desconsiderados nas análises.

3.3.3 - Fase 2 dos experimentos

Como já mencionado, nesta fase de experimentos, foram retiradas as áreas de 20x20 mm existentes nos corpos de prova, e que foram utilizadas para os experimentos da Fase 1. Assim, os blocos a serem usinados tinham duas áreas com dimensões de 100x320 mm cada uma.

Os ensaios consistiram em fresar cada uma das áreas, com os mesmos procedimentos de usinagem e avaliação da ferramenta adotados na Fase 1. A usinagem em cada área era programada para 100 minutos, sendo então usinadas 4 faces para cada um dos ensaios, totalizando 400 minutos de corte em cada ensaio.

As rugosidades foram medidas em intervalos de tempo de 50 minutos de usinagem, acrescentando-se uma medição no tempo de 25 minutos de corte. Ou seja, a primeira medição da rugosidade em cada experimento foi feita após os primeiros minutos de corte, a segunda medição aos 25 minutos de corte, a terceira aos 50 minutos de corte, sendo que, a partir daí, as outras medições seguiram o intervalo de 50 minutos. Este procedimento era feito com o objetivo de avaliar os valores de rugosidade com intervalo de tempo menor no início da vida da ferramenta. Eram feitas, no mínimo, 3 tomadas de rugosidade tanto transversal como longitudinalmente à direção de avanço em cada intervalo de tempo, e o valor de rugosidade considerado era a média de todos os valores obtidos nas medições.

3.3.4 - Fase 3 dos experimentos

O objetivo nesta fase era comparar o desempenho de fresas inteiriças contra fresas de pastilha intercambiável, para avaliar a viabilidade do uso do segundo tipo de ferramenta em operações de acabamento. Para isto, todos os procedimentos utilizados na Fase 2 foram mantidos, tendo como única diferença a utilização de fresas de pastilhas intercambiáveis, em vez de fresas inteiriças.

Capítulo 4

Resultados e discussão

Neste capítulo estão apresentados os resultados obtidos nos experimentos, bem como comentários a respeito das influências de cada variável de entrada nos resultados. Serão feitas também análises para demonstrar e/ou justificar estes resultados.

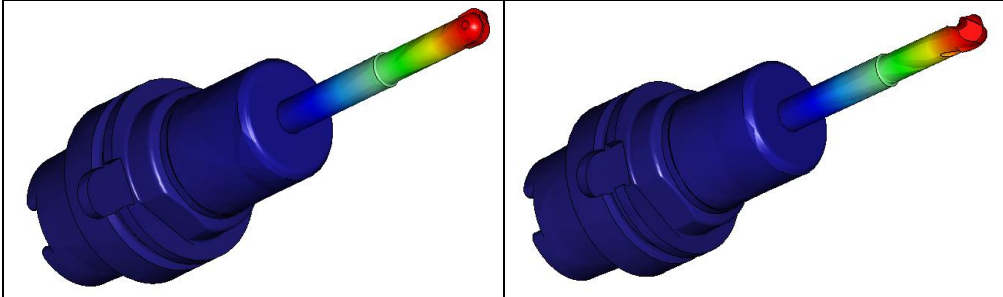
4.1 - Dados auxiliares para análise

Segundo Houming, Chengyong e Zhenyu (2008), em HSM é necessário manter as frequências de rotação e de excitação distantes da frequência natural do conjunto mandril/porta-ferramenta/ferramenta. Desta forma, utilizando o módulo Mechanica (CAE) do Pro-Engineer Wildfire 4, foram feitas análises por Método de Elementos Finitos para identificação das frequências naturais dos conjuntos montados de todas as ferramentas utilizadas nos ensaios. Embora este método envolva aproximações (POLLI, 2005), Houming, Chengyong e Zhenyu (2008) demonstraram que é possível obter bons resultados quando comparados com método de análise experimental.

Polli (2005) afirmou que quando o mandril é incluído na análise, os resultados se aproximam dos experimentais. Assim, as análises por elementos finitos foram feitas considerando o conjunto montado, e foram adotados valores de Módulo de Elasticidade encontrados em alguns trabalhos consultados (SANTHANAM, TIERNEY e HUNT, 1990; HOUMING, CHENGYONG e ZHENYU, 2008; LÓPES de LACALLE et al., 2004; KIVANC e BUDAK, 2004), relacionando-os com os dados da Tabela 3.2 de composição dos substratos, o

que resultou nos valores utilizados de 590 GPa para o metal duro das pastilhas e das fresas inteiriças, e 549 GPa para o metal duro das hastes das ferramentas de pastilha. Estes mesmos trabalhos embasaram a definição dos valores de Densidade, apesar de, neste caso, os valores terem sido definidos através de um método prático que consistiu na pesagem de cilindros retirados dos respectivos materiais das hastes das ferramentas, que tinham os volumes conhecidos e que foram pesados em balança com precisão de centígrama, resultando nos valores de 13,92 gr/cm³ para o material das hastes das ferramentas de pastilha, e 14,35 gr/cm³ para o material das fresas inteiriças. Os valores de frequência natural (primeiro modo) das ferramentas utilizadas nos experimentos estão na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 - Valores das frequências naturais das ferramentas utilizadas



Tipo	Pastilha				Inteiriça			
	8,00		12,00		8,00		12,00	
Diâmetro	L_t [mm]	f_n [Hz]	L_t [mm]	f_n [Hz]	L_t [mm]	f_n [Hz]	L_t [mm]	f_n [Hz]
CE=20 [mm ⁻¹]	45,78	3511	78,25	1976	45,78	3078	78,25	1764
CE=45 [mm ⁻¹]	59,26	2381	101,40	1218	59,26	2059	101,40	1100

Comparando-se os mesmos diâmetros e CE 's, nota-se que os conjuntos montados das ferramentas de pastilha apresentaram valores de frequência natural maiores que os conjuntos das fresas inteiriças. Para verificar se existiam inconsistências nas análises, calculou-se, por este método, a frequência natural de uma ferramenta hipotética que possuísse o material da fresa inteiriça em todo o corpo das fresas de pastilha com $CE=20$, e foi feita uma análise comparativa. Então, o valor de frequência natural passou de 3511 para 3084 Hz na fresa de diâmetro 8,0 mm, e de 1976 para 1666 na fresa de diâmetro 12,0 mm. Estes valores se aproximaram dos valores

calculados para a fresa inteiriça correspondente através da análise, o que comprova que as diferenças de materiais construtivos nas ferramentas de pastilha, neste caso, não prejudicaram o comportamento destes conjuntos com relação à frequência de vibração natural, ao contrário, esta característica aumentou os valores em todos os conjuntos analisados.

Esta diferença de valores de frequência natural menores para as fresas inteiriças, quando comparadas com as fresas de pastilhas pode estar associada ao retrabalho de retificação feito nos alívios das fresas inteiriças para que estas tivessem as mesmas geometrias dos corpos das ferramentas de pastilhas, conforme visto na Figura 3.2. Caso estes alívios não tivessem sido feitos, os valores de frequência natural dos conjuntos teriam ficado mais próximos, o que talvez tenha sido previsto no projeto original destas ferramentas.

Quando o planejamento da Fase 1 foi feito, incluíram-se os valores de espessura média do cavaco indeformado (h_m), os quais foram obtidos por modelamento em software CAD, conforme já mencionado, e demonstrado na Tabela 4.2. Notou-se que as variáveis que definiram a variação da espessura média foram Rugosidade Teórica e Sobremetal. Isto está coerente, visto que as variáveis Coeficiente de Esbeltez (CE) e Tipo da ferramenta (pastilha ou inteiriça) não têm influência geométrica neste parâmetro (desconsiderando as diferenças geométricas das arestas de corte de cada tipo de ferramenta). A influência da variável Diâmetro (D) na espessura média do cavaco ocorre porque os valores de Rugosidade teórica (R_{th}) estão em função deste (e obviamente dos valores de a_p e α).

Tabela 4.2 - Espessuras médias dos cavacos indeformados para ensaios da Fase 1

ENSAIOS								h_m [μm]
01	05	09	13	17	21	25	29	4
02	06	10	14	18	22	26	30	7
03	07	11	15	19	23	27	31	5
04	08	12	16	20	24	28	32	8

4.1.1 - Análise dos resultados

4.1.2 - Fase 1 dos experimentos

O emprego dos planejamentos e a análise dos resultados foram feitos com o auxílio do Excel 2007[®], e também o software de ferramentas estatísticas Minitab[®] versão 15. Todos os gráficos demonstram os resultados dos experimentos realizados na primeira fase, representando as médias dos resultados obtidos entre as três réplicas de cada experimento e o erro admitido descreve um intervalo de confiança de 95 % em torno da média.

As análises dos resultados de rugosidade que serão feitas a seguir se referem aos dados obtidos em usinagens realizadas por ferramentas com, no máximo, 15 minutos de utilização. Desta maneira, a evolução do desgaste da ferramenta será desprezada nesta análise.

4.1.2.1 - Rugosidade

A variável de resposta para a Fase 1 de experimentos era a rugosidade da superfície usinada. Assim, estão expressos na Figura 4.1 todos os valores médios de rugosidade R_z , medidos tanto no sentido transversal, quanto no sentido longitudinal à direção de avanço. Estes valores representam a média entre as três réplicas realizadas para cada um dos ensaios, e as linhas de dispersão representam ± 1 desvio padrão. As condições da usinagem para cada ensaio estão na Tabela 3.3.

O planejamento experimental determinou valores de R_{th} iguais tanto para o sentido transversal, quanto para o sentido longitudinal à direção de avanço (Equação 2.5 e Equação 2.6). No entanto, em todos os ensaios, os valores das rugosidades R_z transversais foram maiores que as longitudinais, como pode ser comprovado na Figura 4.1. Uma possível explicação para este fato é que no sentido transversal à direção de avanço, as imperfeições da aresta de corte são mais evidenciadas, já que a forma da aresta de corte é transferida para a superfície durante a ação do corte, formando o perfil de rugosidade. Este efeito é atenuado no perfil de rugosidade longitudinal, por causa do movimento de rotação da fresa e do sentido de medição perpendicular

aos defeitos da aresta. O perfil de rugosidade transversal à direção de avanço pode também ser mais influenciado pela deflexão radial da fresa.

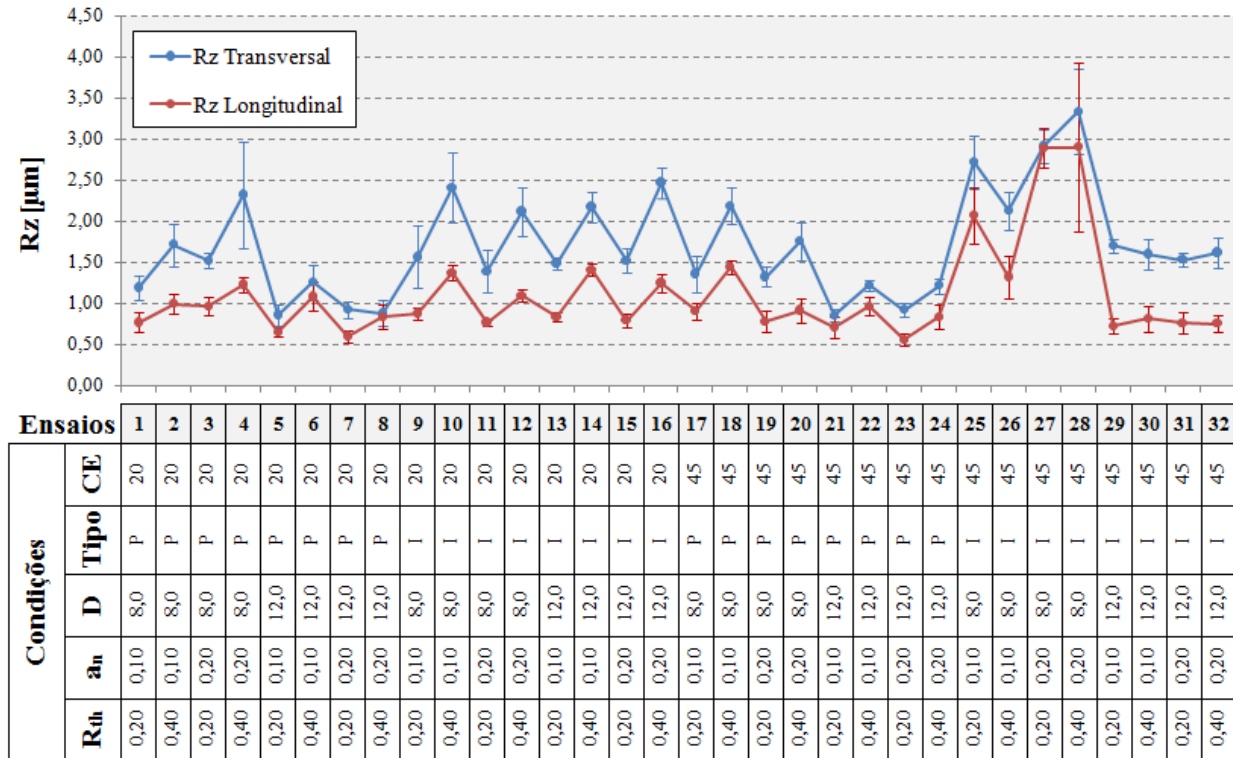


Figura 4.1 - Valores médios de rugosidade (R_z) dos ensaios da Fase 1

A Figura 4.1 mostra também que a faixa entre os ensaios 5 a 8, e a faixa entre os ensaios 21 a 24, que utilizaram ferramentas de pastilha intercambiável de diâmetro 12 mm, foram as que apresentaram menores valores de rugosidade, quando são considerados os valores de rugosidade transversal e longitudinal à direção de avanço conjuntamente. Embora aqui tenham sido avaliadas apenas superfícies usinadas com ferramentas novas, este fato demonstra a possibilidade da utilização das ferramentas de pastilha intercambiável para operações de acabamento. Esta possibilidade deve ser avaliada utilizando-se este tipo de ferramenta por tempos de usinagem mais longos, já que a evolução do desgaste da ferramenta pode prejudicar o acabamento superficial.

Por outro lado, a faixa entre os ensaios 25 e 28 se destaca no gráfico. Neste conjunto de ensaios foram utilizadas fresas inteiriças de diâmetro 8 mm com $CE=45$, e os valores de rugosidade alcançados foram altos.

Polli (2005) afirmou que vibrações com elevadas amplitudes ocorrem quando os harmônicos das frequências de passagem de dentes (f_d) aproximam-se da frequência natural do sistema. Esta afirmação pode explicar o fato ocorrido neste bloco de ensaios, já que o valor da frequência natural (f_n) da ferramenta utilizada no bloco de ensaios que abrange do ensaio 25 ao ensaio 28 tinha valor de 2059 Hz, conforme mostra a Tabela 4.1. Este valor está muito próximo do terceiro harmônico das frequências de entrada de dentes, os quais eram de 684 e 684,7 Hz, dependendo do valor do diâmetro efetivo máximo da ferramenta utilizada, através do qual era calculada a rotação utilizada em cada ensaio.

No entanto, dentro deste mesmo bloco, o ensaio 26 resultou em valores de rugosidade menores e próximos do restante dos ensaios desta fase de experimentos, mesmo tendo como única diferença a combinação dos valores de R_{th} e a_n , que para este ensaio foram 0,40 μm e 0,10 mm, respectivamente.

Para explicar este fato, foi feito um estudo estatístico localizado apenas neste bloco de ensaios, que tinha como variáveis apenas R_{th} e a_n , e mostrou que esta última variável, neste caso era significativa, e que o aumento do valor de 0,10 para 0,20 mm resultava no aumento dos valores de rugosidade, como o ocorrido nos ensaios 27 e 28 ($a_n = 0,20$ mm). Então, sob esta análise, restou apenas a variável R_{th} para determinar os resultados dos ensaios 25 e 26, e uma possível justificativa é que as espessuras médias de cavaco (h_m) nestes dois ensaios eram de 4 e 7 μm , respectivamente. Comparando-se estes dois valores, a espessura média de cavaco do ensaio 26 teve valor mais próximo do raio de arredondamento da aresta de corte (10 μm conforme Figura 3.3), o que pode ter favorecido o cisalhamento do cavaco e diminuído a pressão específica de corte neste ensaio, conduzindo aos menores valores de rugosidade.

Sendo assim, mesmo com a possível presença de grande vibração (*chatter*) em todos os ensaios deste bloco, a combinação da utilização de sobremetal menor e maiores valores para f_z e a_p resultaram em valores de rugosidade menores para o ensaio 26, quando comparado com os outros ensaios.

Observando-se a Figura 4.2, que mostra os valores da razão entre a rugosidade R_z e a rugosidade teórica R_{th} , nota-se que as rugosidades R_z são sempre maiores que R_{th} , como já demonstrado por muitos autores (OLIVEIRA, 2007; BENARDOS e VOSNIAKOS, 2003;

VIVANCOS et al., 2004). Fica demonstrado também que as relações entre R_z e R_{th} têm sempre valores maiores no sentido transversal à direção de avanço, o que confirma que, neste sentido, o perfil de rugosidade é mais influenciado pelas condições de processo do que no sentido longitudinal.

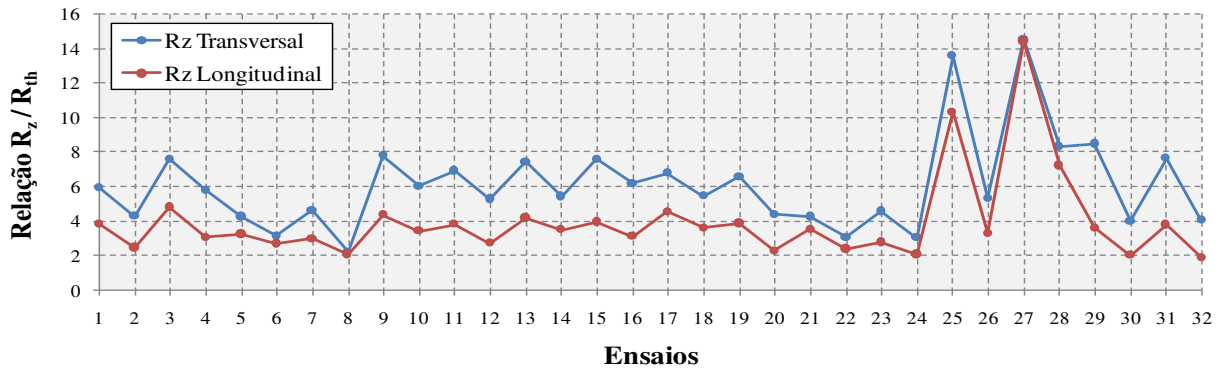


Figura 4.2 - Relação entre os valores médios de R_z e R_{th} dos ensaios da Fase 1

Analisando-se ainda o gráfico da Figura 4.2, nota-se que os valores da relação entre R_z e R_{th} variam desde 1,9 até 14,6.

No ensaio 8, os valores desta relação foram 2,2 e 2,1 para os valores de rugosidade transversal e longitudinal, respectivamente. Os valores médios de rugosidade R_z - 0,88 μm no sentido transversal, e 0,83 μm no sentido longitudinal - ficaram próximos do valor de R_{th} que era 0,40 μm , e também próximos um do outro, que seria o alvo em todos os ensaios, visto que os valores de R_{th} foram os mesmos nos dois sentidos. Isto sugere que a usinagem neste experimento ocorreu em condições estáveis, mesmo com comprimento em balanço da ferramenta relativamente grande. O coeficiente de esbeltez utilizado neste ensaio foi $CE=20$, ou 78,25 mm do topo do mandril até o *C.G.* do cavaco, para uma fresa de diâmetro 12 mm, o que resulta em um valor da relação comprimento em balanço sobre diâmetro da fresa (L/D) próximo a 6,5.

Por outro lado, os valores médios da relação entre R_z e R_{th} no ensaio 27 foram 14,6 e 14,5, para as rugosidades transversal e longitudinal, respectivamente. Estes valores são muito altos, mesmo considerando as influências de todos os fatores que determinam os valores de rugosidade real, já discutidos anteriormente, não só para o ensaio 27, mas também para os ensaios 25 e 28.

Outro resultado indicativo de que o corte ocorreu sob condições instáveis nos ensaios 25, 26, 27 e 28 são as grandes dispersões encontradas nos valores de rugosidade para este bloco de ensaios, tanto entre os valores dentro dos ensaios, bem como entre as três réplicas realizadas. Este fato pode ser verificado principalmente no ensaio 28, no qual ocorreram desvios padrão de 0,52 e 1,03 μm para os valores de R_z transversal e longitudinal, respectivamente, enquanto no ensaio 32 ocorreram desvios padrão de 0,18 e 0,10 μm tendo como única diferença a alteração do diâmetro da ferramenta de 8 para 12 mm.

Outra observação é que a relação entre as rugosidades transversais e longitudinais nos valores de R_z foi sempre maior que a relação observada entre as rugosidades transversais e longitudinais nos valores de R_a , o que pode ser comprovado na Figura 4.3. Além disso, pode ser observado nesta figura que os ensaios de 25 a 29 não se destacaram, como ocorreu quando se utilizou a relação R_z/R_{th} .

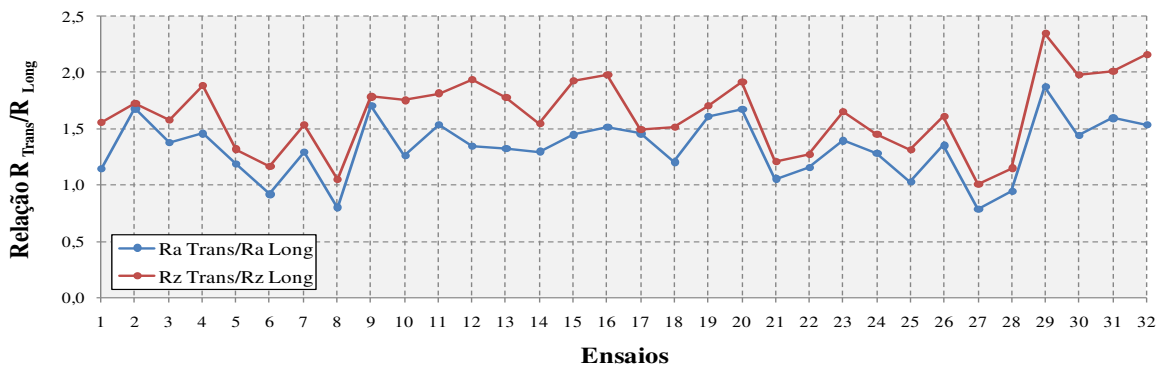


Figura 4.3 - Relações R_a Trans/ R_a Long e R_z Trans/ R_z Long

Uma possível explicação pode estar na afirmação de Stephenson e Agapiou (1996) de que o perfil de rugosidade R_z é mais sensível à presença de picos e vales existentes na superfície avaliada, podendo assim fornecer dados da superfície considerando os erros de forma, como já mencionado.

A Figura 4.4, a Figura 4.5, a Figura 4.6 e a Figura 4.7 mostram os Gráficos de Pareto e os Gráficos de Efeitos Principais, que serão úteis na análise e comprovação dos resultados obtidos e embasarão justificativas a respeito destes. A linha vertical vermelha refere-se ao valor P, que indica o limite dos erros experimentais, abaixo do qual não se podem considerar os resultados obtidos nos experimentos como significativos.

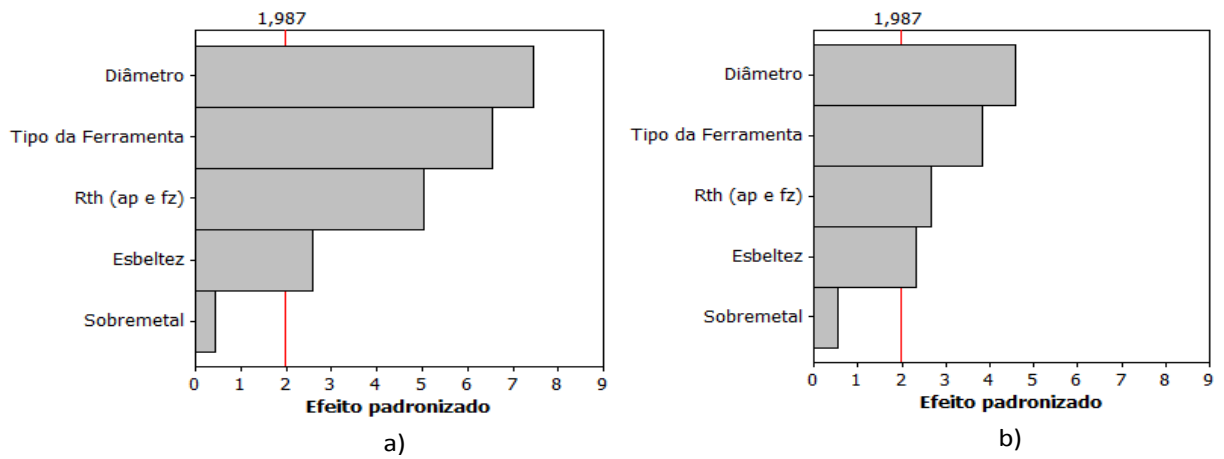


Figura 4.4 - Diagramas de Pareto para a Rugosidade (R_a): Transversal (a) e Longitudinal (b)

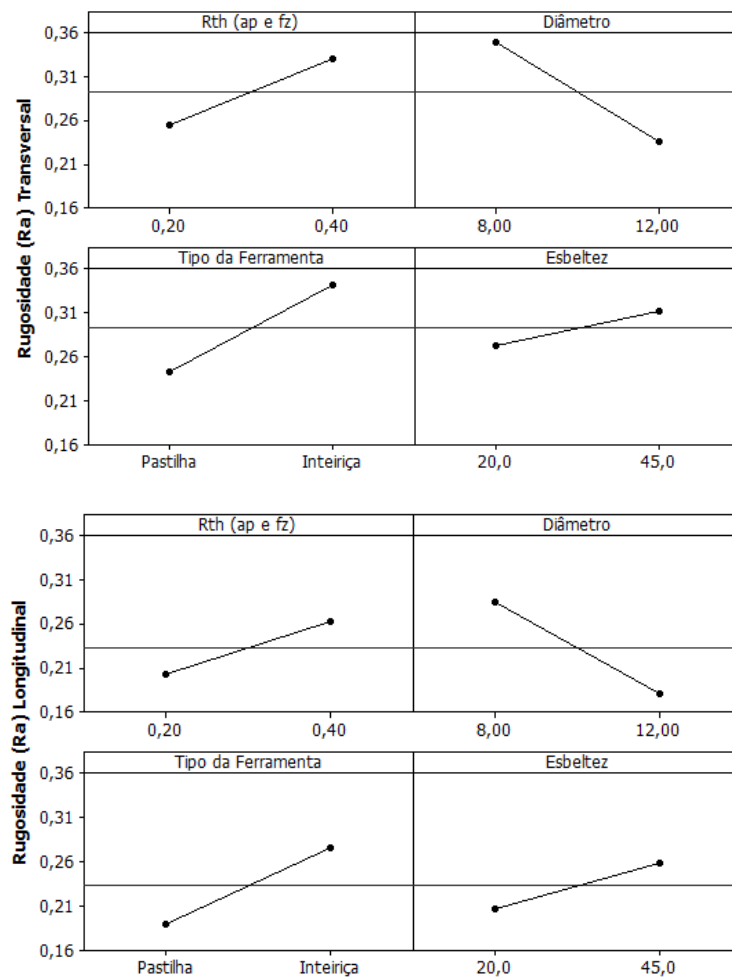


Figura 4.5 - Efeitos principais das variáveis sobre a Rugosidade R_a

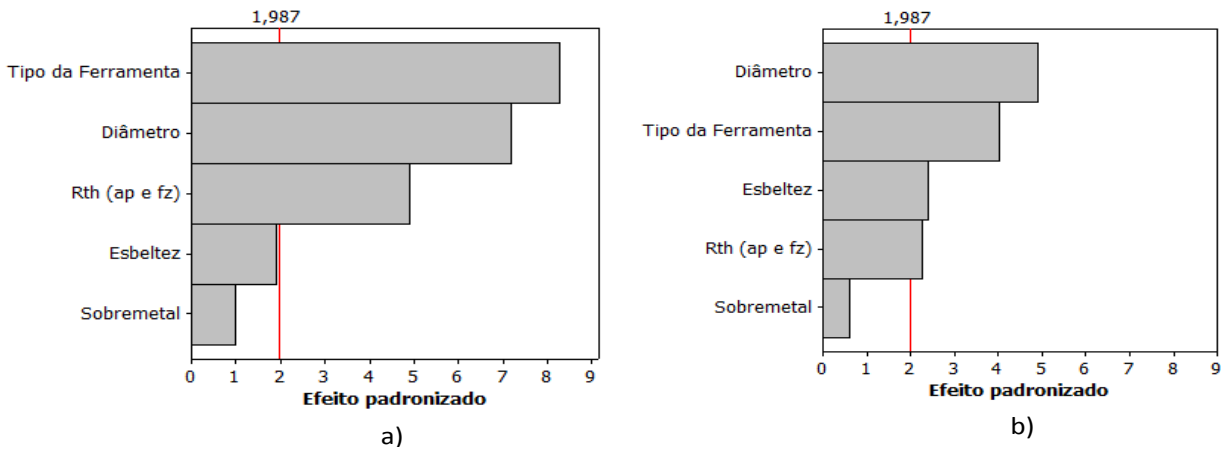


Figura 4.6 - Diagramas de Pareto para a Rugosidade (R_z): Transversal (a) e Longitudinal (b)

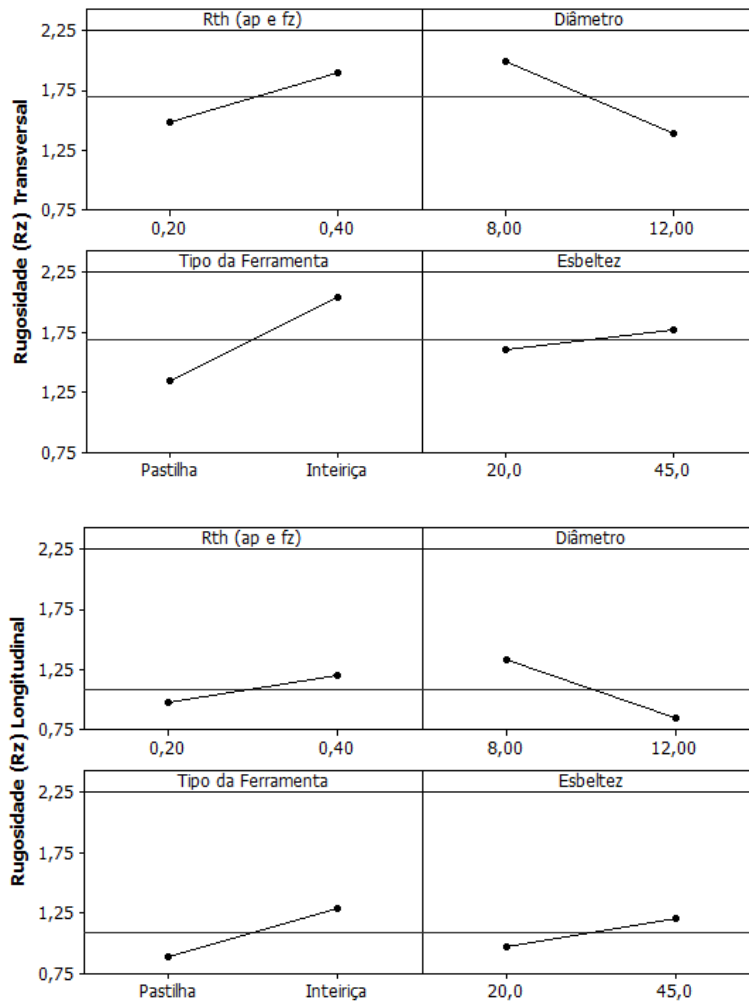


Figura 4.7 - Efeitos principais das variáveis sobre a Rugosidade R_z

As variáveis mais significativas para os valores de rugosidade obtidos foram *Diâmetro da ferramenta* e *Tipo de ferramenta*.

Os gráficos de efeitos principais demonstram que quando o diâmetro da ferramenta aumentou de 8 para 12 mm, os valores das rugosidades, tanto em R_a , quanto em R_z diminuíram. Uma hipótese para a explicação deste fato é que, para o diâmetro maior o ângulo de contato é menor, já que os valores de sobremetal utilizados para os ensaios com os dois diâmetros foram os mesmos (0,10 e 0,20 mm), o que conduz a tempos maiores para amortecimento de possíveis vibrações nas ferramentas com diâmetros maiores, devido aos menores tempos efetivos de corte em cada rotação. Sob este mesmo raciocínio, os valores de rotação menores para as fresas de maior diâmetro também conduzem a tempos maiores de amortecimento.

As ferramentas de pastilha intercambiável resultaram em valores de rugosidade menores quando comparadas com as fresas inteiriças, tanto no sentido transversal quanto no longitudinal à direção de avanço, o que está comprovado nos Gráficos da Figura 4.5 e da Figura 4.7. Este resultado é importante, porque mostra a possibilidade das ferramentas com pastilhas intercambiáveis, potencialmente, substituírem as fresas inteiriças nas operações de acabamento. Uma possível explicação para isto está nos valores de frequência natural mais altos para as ferramentas de pastilha, quando comparados com os valores de frequência natural das fresas inteiriças, conforme mostrado na Tabela 4.1, o que pode ter resultado em usinagens mais estáveis com este tipo de ferramenta. Outro ponto que poderia resultar em menores valores de rugosidade seriam os raios de arredondamento de aresta, mas a Figura 3.3 demonstra que os raios, tanto nas pastilhas, quanto nas fresas inteiriças, eram muito pequenos (mas mesmo assim maiores que a espessura média de cavaco) e de dimensões aproximadas entre si, o que sugere que esta característica geométrica das ferramentas não interferiu nos resultados.

O aumento do valor da variável *Rugosidade Teórica* de 0,20 para 0,40 μm naturalmente resultou no aumento dos valores de rugosidade, mas os gráficos de Efeitos Principais mostram que, quando se deu esta alteração de R_{th} , os valores de R_z não acompanharam proporcionalmente, visto que não apresentaram o dobro dos seus valores quando se dobrou o valor de R_{th} . Este fato sugere que com valores de R_{th} maiores, a influência da microgeometria da aresta é menor, já que as maiores espessuras de cavaco conduzem à formação do cavaco em uma região mais positiva

da aresta, o que diminui o fluxo lateral e a deformação do cavaco, por exemplo. Embora com valores de rugosidade maiores, a topografia da superfície não é fortemente influenciada pelo aumento do valor de R_{th} . Isto pode ser útil quando se pensa na produtividade, pois, mesmo com maiores valores de a_p e f_z (que resultam em maiores taxas de remoção de material), decorrentes dos maiores valores de R_{th} , bons níveis de acabamento superficial puderam ser alcançados. Ou seja, já que os valores de rugosidade não sofrem grande influência, pode-se avaliar a utilização de parâmetros mais agressivos, sem grandes prejuízos para o acabamento da superfície usinada. Sob outro raciocínio, evitar a utilização de parâmetros de corte que resultem em baixas espessuras de cavaco pode, além de influenciar pouco o acabamento da superfície, contribuir positivamente para a produtividade.

A variável *Coefficiente de Esbeltez* não teve grande influência nos valores de rugosidade, embora os valores tenham aumentado com a diminuição da rigidez (ou aumento da esbeltez) da ferramenta. A Tabela 4.1 mostra que os conjuntos montados com $CE=45$ tiveram uma diminuição nos valores de frequência natural, quando comparados com os conjuntos montados com $CE=20$, mas provavelmente, para as condições ensaiadas, os valores adotados não foram suficientes para interferir fortemente no processo, o que poderia ocorrer se os valores de CE fossem maiores.

Polli (2005) afirmou que o perfil de rugosidade da superfície gerada representa uma medida relativa para a estabilidade do processo e associou os perfis de rugosidade à condição dinâmica do corte. A Figura 4.8 e a Figura 4.9 mostram os perfis de rugosidade, tanto transversais quanto longitudinais, dos ensaios 8 e 28. O primeiro, além de apresentar valores de rugosidade baixos, também teve valores entre as rugosidades transversal e longitudinal, na média, muito próximos, e o segundo foi o ensaio em que os valores de rugosidade foram os maiores entre todas as condições ensaiadas. É importante lembrar que as variáveis de entrada do ensaio 8 foram $R_{th} = 0,40 \mu\text{m}$, $a_n = 0,20 \text{ mm}$, $D = 12 \text{ mm}$, fresa com pastilha e $CE = 20$, enquanto as do ensaio 28 foram $R_{th} = 0,40 \mu\text{m}$, $a_n = 0,20 \text{ mm}$, $D = 8 \text{ mm}$, fresa inteiriça e $CE = 45$. Então, como visto na análise feita anteriormente, as três variáveis de entrada que são diferentes nestes ensaios (o diâmetro da fresa, o tipo de fresa e o coeficiente de esbeltez) tendem a ser favoráveis em termos de rugosidade para o ensaio 8, que foi feito com fresa de maior diâmetro e de pastilha, e menor coeficiente de esbeltez.

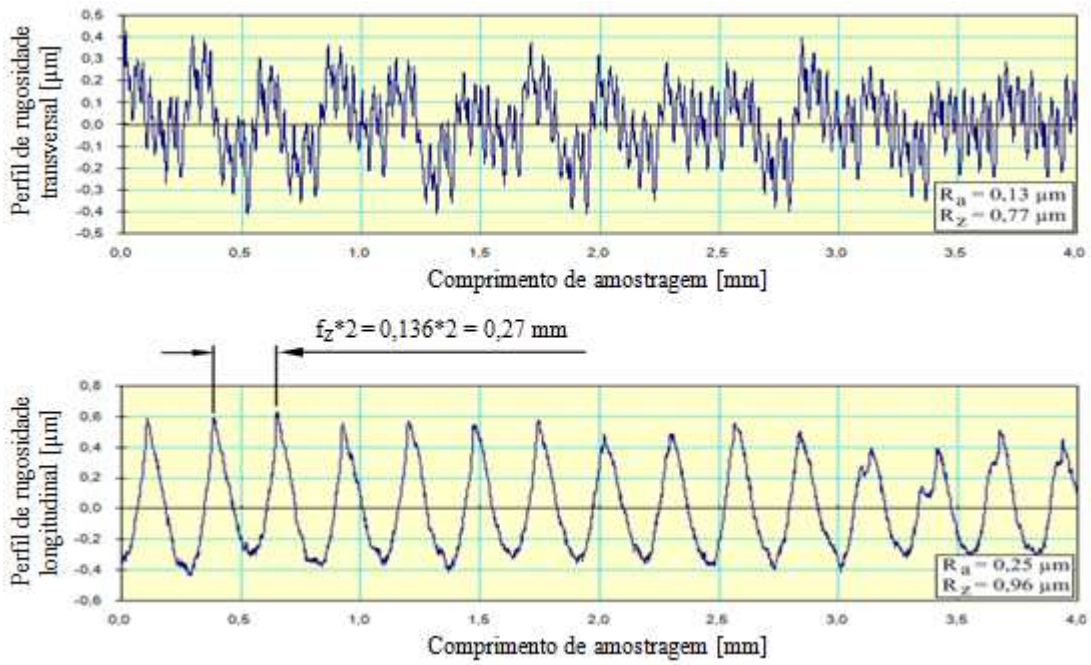


Figura 4.8 - Perfil de rugosidade transversal e longitudinal do Ensaio 8

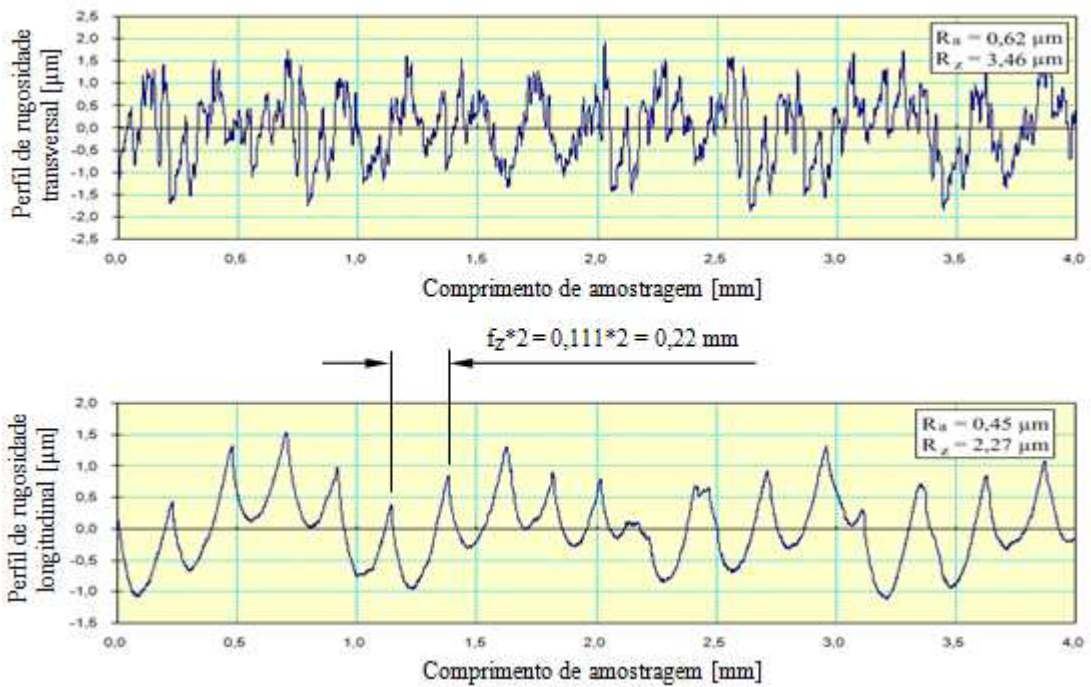


Figura 4.9 - Perfil de rugosidade transversal e longitudinal do Ensaio 28

Como já demonstrado por Oliveira (2007), comprova-se, pelo perfil de rugosidade longitudinal que a formação do perfil de rugosidade é realizada somente por uma aresta de corte em cada volta da ferramenta, já que a distância entre os picos, que deveria ser igual ao valor de f_z , experimentalmente foi o dobro deste valor. Este fenômeno fica evidente no perfil de rugosidade do ensaio 8, embora no ensaio 28, mesmo com a má qualidade do perfil de rugosidade, isto também possa ser percebido.

Uma associação dos valores de rugosidade obtidos com os respectivos valores de taxa de remoção de material torna possível relacionar os resultados alcançados nos experimentos com a produtividade possível de ser alcançada. Para isto, os gráficos da Figura 4.10 podem auxiliar de forma visual. Aqui, novamente apenas o gráfico de rugosidade R_z foi confrontado com os valores de taxa de remoção de material de cada ensaio realizado.

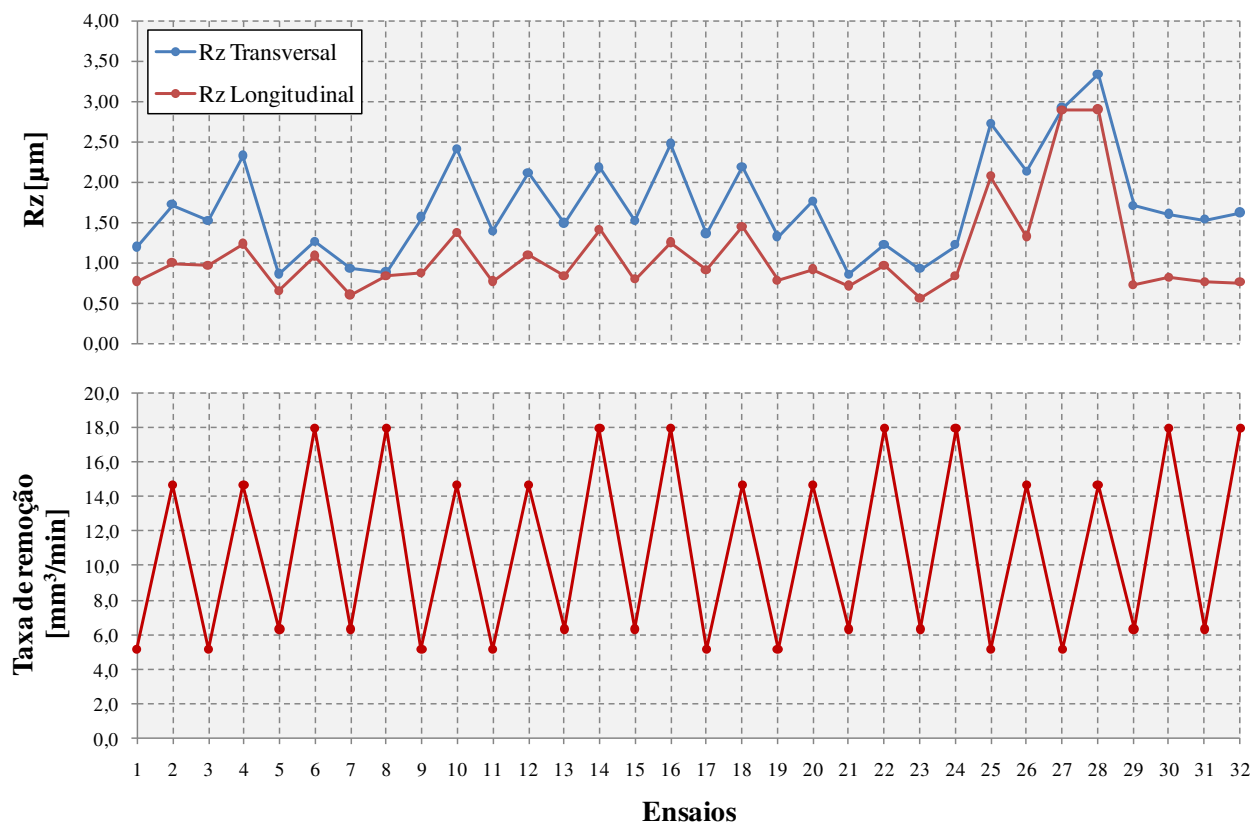


Figura 4.10 - Gráficos de correlação entre acabamento superficial e taxa de remoção

Sob o ponto de vista de acabamento superficial, a região compreendida entre os ensaios 5 a 8, e a região entre os ensaios 21 a 24 resultaram nos menores valores de rugosidade. Os

resultados nestas regiões foram obtidos com ferramentas de pastilhas intercambiáveis de diâmetro 12 mm, tendo como diferença entre as duas regiões a alteração do valor de esbeltez da ferramenta. Este fato comprova que, dentro das condições ensaiadas, a utilização de ferramentas de grandes comprimentos é possível, sem ocasionar grandes prejuízos para a qualidade superficial. A utilização da ferramenta de diâmetro 12 mm promove maiores taxas de remoção de material, quando comparada com a ferramenta de diâmetro 8 mm, o que também favorece a produtividade, embora tenha maiores limitações quanto aos raios internos mínimos no perfil a ser usinado. Assim, conjugando acabamento superficial e produtividade, as condições dos ensaios 6, 8, 22 e 24 seriam aquelas mais interessantes para utilização no meio industrial, dentre as testadas nesta fase do trabalho, já que resultaram em valores de rugosidade baixos, mas com taxa de remoção maior que os outros ensaios das duas regiões citadas. Obviamente, estes valores de rugosidade devem ser mantidos por tempos suficientemente altos à medida que a ferramenta for sendo utilizada, já que a avaliação foi feita em início de vida de ferramenta.

4.2 - Fase 2 dos experimentos

O objetivo nesta fase de experimentos foi avaliar o comportamento de fresas inteiriças com grandes comprimentos em balanço na usinagem de cavidades profundas com raios de canto pequenos. Desta forma, decidiu-se analisar as variáveis *Diâmetro da Ferramenta* e *Coefficiente de Esbeltez*, já que estas impõem limitações quanto à altura de usinagem, ou quanto ao menor raio canto da peça a ser usinada.

Os gráficos da Figura 4.11 mostram os valores médios de rugosidade ao longo dos 400 minutos usinados, obtidos nas 2 réplicas dos experimentos, e as linhas de dispersão representam ± 1 desvio padrão.

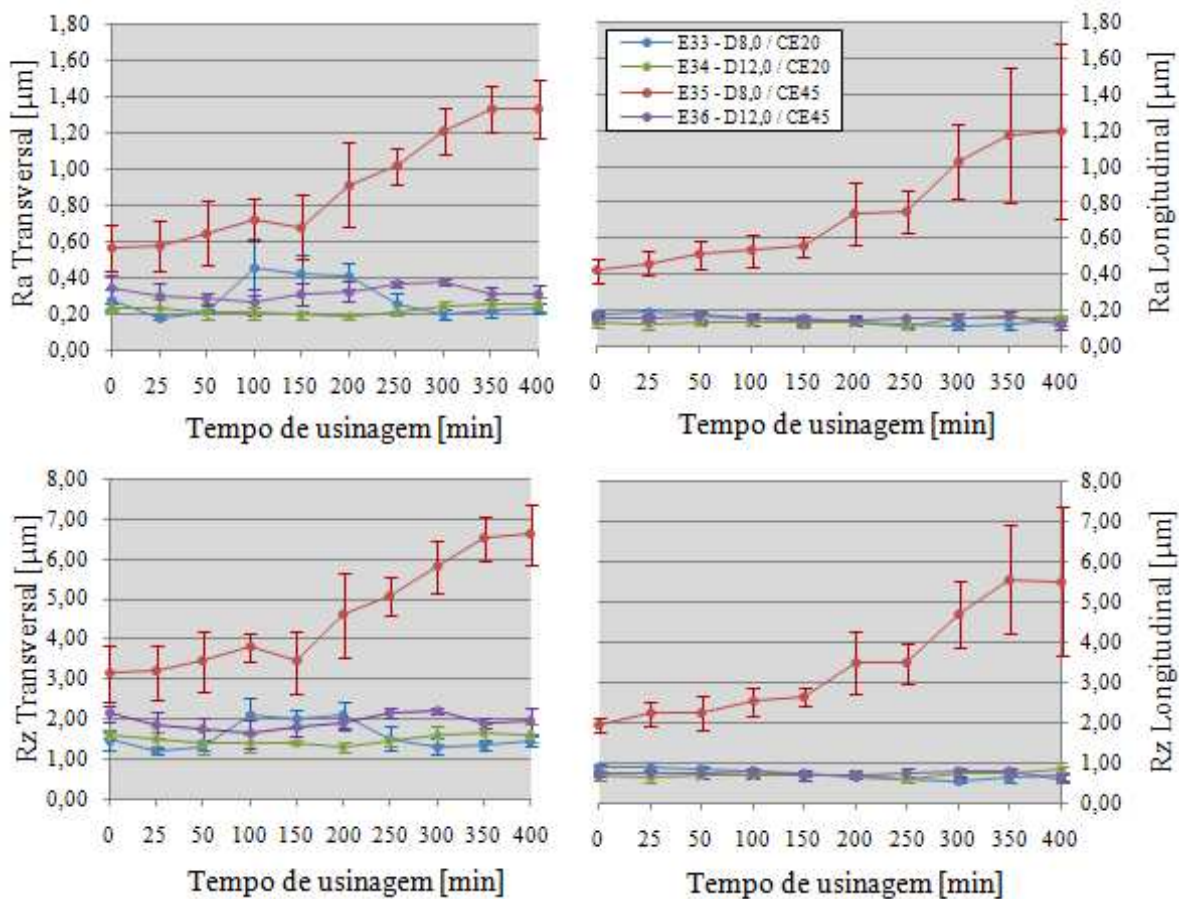


Figura 4.11 - Rugosidades obtidas nos experimentos da Fase 2

Nota-se que os valores de rugosidade transversal foram mais sensíveis às diferenças de parâmetros de entrada, quando comparados com os perfis de rugosidade longitudinal. Os resultados mostram que, ao longo dos 400 minutos avaliados, os valores de rugosidade transversal sempre tenderam a ser maiores do que no sentido longitudinal, como já observado nos resultados dos ensaios da Fase 1, quando foram avaliados os valores de rugosidade apenas em início de vida da ferramenta.

Quando se utilizou fresas de diâmetro 12 mm (ensaios 34 e 36), os valores médios de rugosidade não sofreram grandes alterações, o que conduz à conclusão que os valores de CE utilizados nos ensaios não interferiram nos resultados. Os valores de comprimento total em balanço (L_t) utilizados foram 78,25 e 101,40 mm, para CE de 20 e 45, respectivamente. Este fato demonstra a possibilidade do uso de fresas com este diâmetro com maiores comprimentos em

balanço, para usinagem em áreas mais profundas, sem comprometer a qualidade das superfícies, nem no início da vida da ferramenta, nem depois de 400 minutos de usinagem.

Quando se utilizou $CE=20$, o diâmetro da fresa não interferiu nos resultados, já que, tanto com diâmetro de 8, quanto com diâmetro de 12 mm, baixos valores médios de rugosidade foram alcançados, principalmente no sentido longitudinal à direção de avanço, com valores abaixo de $0,20 \mu\text{m}$ (R_a).

Ao contrário, quando se utilizou fresas de diâmetro 8 mm, o valor de $CE=45$ interferiu nos resultados, deixando evidente que este comprimento em balanço compromete a qualidade da superfície a ser usinada quando se utiliza fresa com diâmetro pequeno como este. Os resultados do ensaio 35 apresentaram altos valores de rugosidade já no início da vida da ferramenta, tendo valores médios de rugosidade R_a de $0,42 \mu\text{m}$ no sentido longitudinal e $0,57 \mu\text{m}$ no sentido transversal, obtidos no início do experimento. Estes valores estariam próximos ao valor de $0,60 \mu\text{m}$, os quais foram citados por Oliveira (2007) como valores máximos recomendados na área de moldes e matrizes. Ao longo da usinagem, os valores da rugosidade aumentaram ainda mais, e ocorreram marcas de vibração visíveis na superfície usinada. A baixa qualidade da superfície gerada pela usinagem neste ensaio fica evidenciada quando se observa a curva crescente de valores de rugosidade, tanto R_a , quanto R_z , e também os altos valores de desvio padrão, o que demonstra grandes variações nos valores de rugosidade. Desta forma, as condições utilizadas no ensaio 35 não atenderiam aos requisitos de qualidade para a usinagem de superfícies de moldes e matrizes.

Ao contrário, todas as outras condições testadas resultaram em valores de rugosidade baixos, que, ao longo do tempo de 400 minutos, atenderiam aos requisitos de acabamento superficial. Analisando-se as curvas dos gráficos de rugosidade dos ensaios 33, 34 e 36, e seus respectivos valores de desvio padrão, observam-se, ao longo dos 400 minutos avaliados, pequenas variações de valores de rugosidade, além de pequenos valores de desvio padrão. Aliás, quando se analisam as curvas de evolução da rugosidade dos ensaios 33 e 36, nota-se inclusive que ocorreram quedas nos valores de rugosidade em ambos os sentidos, quando a ferramenta já havia usinado durante 400 minutos. Os valores de rugosidade transversal e longitudinal no ensaio 33 começaram com $0,28$ e $0,18 \mu\text{m}$ R_a , respectivamente, e ao fim dos 400 minutos tinham valores

de 0,23 e 0,14 $\mu\text{m } R_a$. No ensaio 36, os valores de rugosidade no início da vida da ferramenta eram de 0,34 e 0,15 $\mu\text{m } R_a$, enquanto no tempo de 400 minutos de corte, estes valores eram de 0,31 e 0,12 $\mu\text{m } R_a$. Embora pequenas, estas quedas demonstram que, especialmente nestas condições, as ferramentas poderiam usinar por tempos muito maiores do que os tempos analisados neste trabalho, mantendo bons níveis de acabamento e, portanto, a qualidade das superfícies usinadas.

Em todas as condições ensaiadas, as três componentes ortogonais (X,Y, Z) dos esforços de corte foram medidas através da usinagem de um corpo de prova preso em um dinamômetro (ver ítem 3.1.4). Foram tomados os sinais de três cortes em cada condição de ensaio, e os valores RMS destes esforços foram calculados como sendo a média destes três cortes. Os valores considerados são as componentes XY dos esforços (F_{xy}), e estão mostrados na Tabela 4.3.

Tabela 4.3 - Valores RMS da componente XY da força [N] nas usinagens da Fase 2

	Ferramenta nova	Ferramenta com 400 minutos
E33 (D=8,0 / CE=20)	8,2	19,2
E34 (D=12,0 / CE=20)	11,7	18,9
E35 (D=8,0 / CE=45)	10,2	25,4
E36 (D=12,0 / CE=45)	10,9	21,5

O ensaio 35, em que os valores de rugosidade apresentaram crescimento acentuado teve um acréscimo grande da força, embora o ensaio 33, em que a rugosidade não teve grandes alterações ao longo dos 400 minutos de usinagem, também tenha tido crescimento similar. Pela análise da Figura 4.12 e da Figura 4.13, pode-se dizer que o desgaste apresentado pela ferramenta utilizada no ensaio 35 não foi maior que os desgastes das outras ferramentas, e a forma da aresta não sofreu grandes alterações depois de 400 minutos de utilização. Assim, neste ensaio não ocorreu aumento dos valores de força muito diferente dos ocorridos nos outros ensaios, e o valor e forma do desgaste também não foram piores que nos outros ensaios, embora neste ensaio tenha ocorrido um aumento acentuado nos valores de rugosidade.

Segundo Haber et al. (2004), embora os dois critérios normalmente utilizados para a definição do final da vida da ferramenta sejam falha catastrófica e alterações na geometria da aresta de corte, às vezes outros critérios podem ser usados, tais como: acabamento superficial degradado, alterações nas forças de corte, vibração, sinais de emissão acústica, aumento da potência consumida, superaquecimento e erros dimensionais. Caso seja feita uma avaliação seguindo este raciocínio, a ferramenta que realizou a usinagem do ensaio 35 deveria ser considerada em final de vida, em decorrência dos altos valores de rugosidade obtidos depois de 400 minutos de corte.

Sob o ponto de vista de desgaste, todas as ferramentas apresentaram baixos valores de desgaste de flanco, conforme o gráfico da Figura 4.12. Os valores mostrados na tabela são a média do valor de desgaste das quatro arestas (duas arestas em cada uma das fresas, nas duas réplicas de cada ensaio). As linhas de dispersão representam ± 1 desvio padrão.

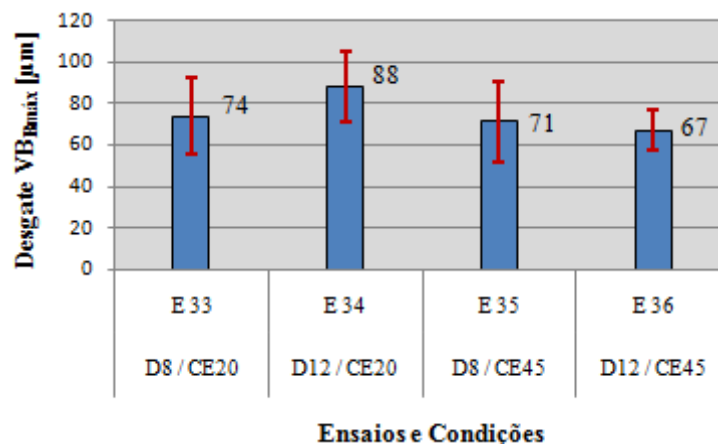


Figura 4.12 - Desgaste ($VB_{Bmáx}$) das fresas

Se as ferramentas fossem testadas até atingirem desgaste de $VB_{Bmáx} = 0,20$ mm por exemplo, os tempos de utilização aumentariam muito, o que inviabilizou fazer os ensaios até que os desgastes atingissem este valor. Por outro lado, o uso destas ferramentas, nestas condições, traria ótimos resultados em ambiente fabril, visto que poderiam usinar durante tempos bem maiores. Isto seria possível também porque, como já citado, com exceção dos resultados do ensaio 35, os valores de rugosidade ainda eram baixos ao final dos 400 minutos.

Como já exposto, os valores de desgaste de flanco apresentados pelas ferramentas utilizadas no ensaio 35 foram parecidos com os desgastes das ferramentas utilizadas nos outros ensaios. Porém os valores de rugosidade obtidos neste ensaio foram altos, além de ocorrerem sinais visíveis de vibração na superfície usinada, inviabilizando o uso das condições ensaiadas sob o ponto de vista do acabamento superficial.

A forma do desgaste da aresta pode influenciar a rugosidade já que no processo de corte sua forma é “impressa” na superfície que está sendo formada. Esta influência é maior nos valores de rugosidade transversal à direção de avanço, já que na direção longitudinal, a direção de medição do perfil de rugosidade e a rotação atenuam este efeito. A Figura 4.13 mostra as arestas das ferramentas utilizadas nesta fase de experimentos a fim de identificar a forma do desgaste da aresta depois de 400 minutos de utilização das ferramentas. Aqui, cada ferramenta está representada pela aresta que apresentou maior desgaste em cada réplica, sendo a imagem superior de cada ensaio correspondente à réplica 1 e a inferior relacionada à réplica 2.

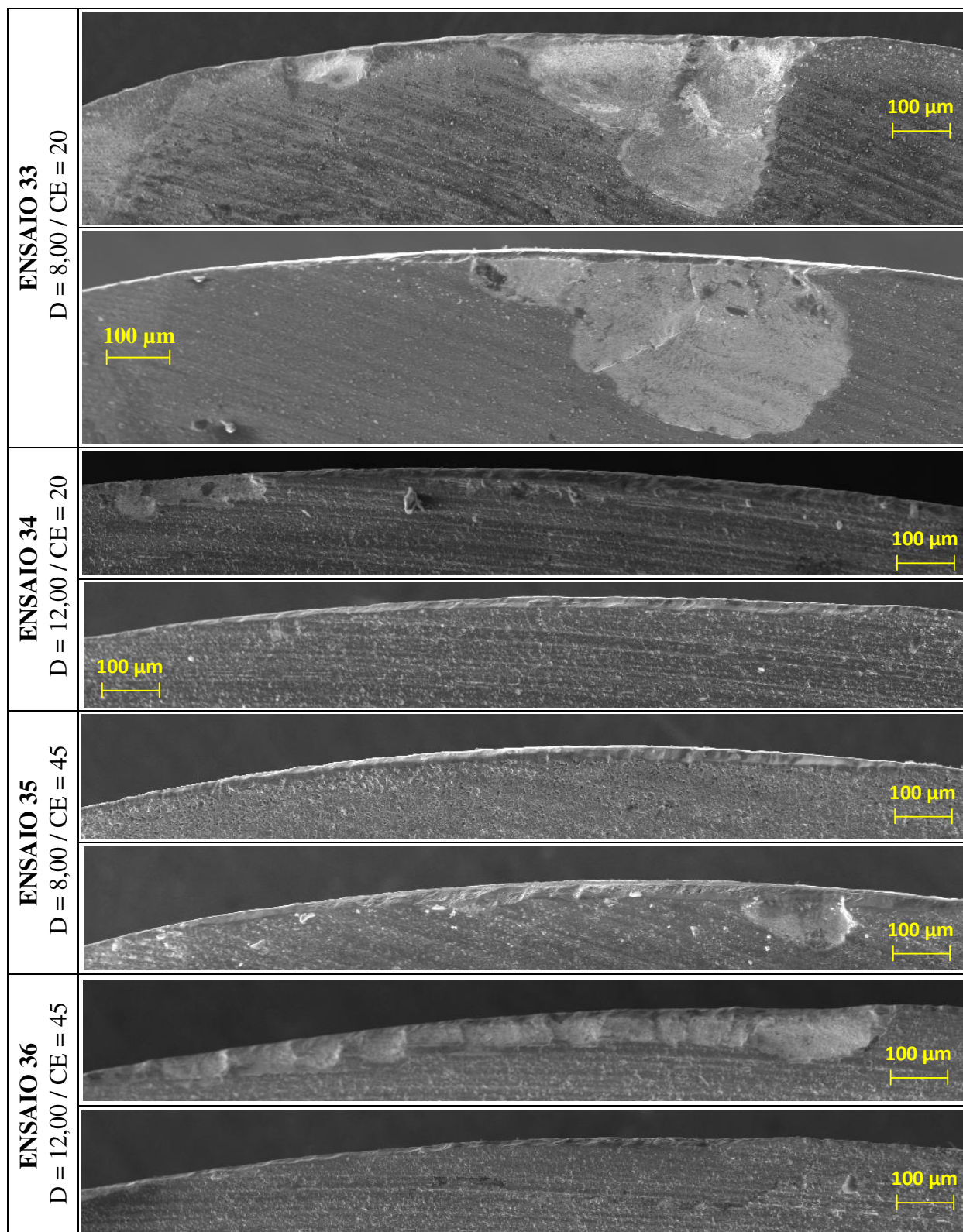


Figura 4.13 - Arestas das ferramentas após 400 minutos de utilização na fase 2

A análise das imagens das arestas conduz à afirmação que apenas uma das ferramentas do ensaio 33, utilizada na réplica 1, teve seu perfil original alterado, podendo ter influenciado a formação do perfil de rugosidade, principalmente no sentido transversal à direção de avanço, como já explicado. Nota-se que as ferramentas das duas réplicas do ensaio 33 apresentaram delaminação da cobertura, deixando o substrato das ferramentas expostos. Isto ocorreu em apenas uma das duas arestas de cada uma das ferramentas, podendo-se concluir que as principais responsáveis pela formação do perfil de rugosidade da superfície foram as arestas que não sofreram este tipo de desgaste. Esta afirmação pode ser feita admitindo-se que não exista erro de batimento relevante e, uma vez que o desgaste retira material da aresta avariada, esta passa a não atuar na formação do perfil de rugosidade da superfície. Por outro lado, se a aresta desgastada for a responsável pela formação do perfil de rugosidade, em decorrência do erro de batimento, estes defeitos nas arestas poderiam conduzir a defeitos no perfil de rugosidade, o que não pode ser confirmado, visto que os valores de rugosidade alcançados neste ensaio ficaram, na maior parte do tempo, com valores abaixo de $0,40 \mu\text{m}$ (R_a).

Além desta ferramenta, apenas aquela utilizada na réplica 1 do ensaio 36 sofreu uma pequena alteração na forma original, em conjunto com pequenos e sucessivos lascamentos em toda a superfície de saída, na área que entrou em contato com a superfície que estava sendo usinada, que poderiam representar algum prejuízo para os valores de rugosidade, que não são confirmados pela curva evolutiva de rugosidade da Figura 4.11.

As demais ferramentas apresentaram basicamente desgaste de flanco uniforme, inclusive as ferramentas utilizadas no ensaio 35. Portanto, a análise da forma dos desgastes não fornece justificativa para o fato dos valores de rugosidade deste ensaio crescerem acentuadamente durante os 400 minutos de usinagem.

Quanto à detecção de vibrações regenerativas no fresamento, a análise pode ser feita através do espectro da força de corte durante a usinagem (POLLI, 2005). Dimla e Lister (2000) afirmam que é apropriado transformar os dados dinâmicos da força do domínio do tempo para o domínio da frequência através da implementação do algoritmo *FFT*. Se o pico de energia com maior amplitude ocorrer na frequência de passagem dos dentes, dentro de uma pequena tolerância, então o sistema será estável. Caso contrário, o sistema estará vibrando em uma

freqüência próxima a um dos modos dominantes do sistema (POLLI, 2005; ENGIN e ALTINTAS, 2001).

Desta forma, os esforços de corte dos eixos X e Y, obtidos no domínio do tempo, foram convertidos para o domínio da freqüência. Uma análise nos espectros revelou que em todos os ensaios aparecerem picos de grande amplitude de energia em altas freqüências. No caso da análise do eixo X, ocorreram picos no terceiro ou no quarto harmônico da freqüência de entrada de dentes (f_d), tendo valores de 1826 Hz quando f_d era de 456,7 Hz (quarto harmônico), e 2053 Hz quando f_d era 684,7 Hz (terceiro harmônico). Para o eixo Y, ocorreu sempre um pico na freqüência de 1370 Hz, sendo este valor o segundo harmônico quando o valor de f_d era 684,7 Hz, e o terceiro harmônico quando o valor de f_d era 456,7 Hz.

Quando foram feitas as aquisições de sinais, foi utilizado filtro passa-baixa no condicionador de sinais com freqüência de corte em 3000 Hz, permitindo assim que estes valores aparecessem nos espectros, e que podem estar associado às freqüências de ressonância do conjunto dinamômetro/peça, como também afirmado por Polli (2005). Os gráficos de resposta em freqüência (apenas do dinamômetro) podem ser vistos na Figura 4.14.

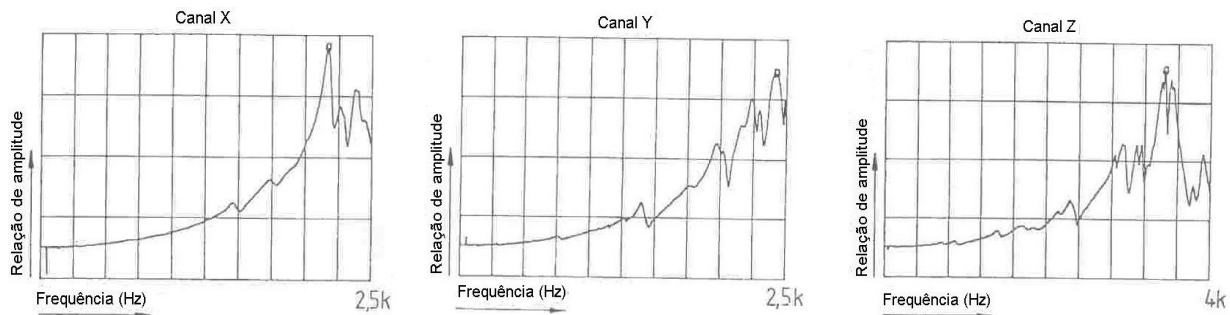


Figura 4.14 - Gráficos de resposta em freqüência do dinamômetro Kistler 9257B

(VENTURA, 2010)

Lópes de Lacalle et al. (2004) afirmam que a magnitude da deflexão da ferramenta e a estabilidade do processo de corte têm forte dependência do coeficiente de esbeltez (L^3/D^4), já que a probabilidade de ocorrência de vibração aumenta com o aumento deste coeficiente, culminando em operações de acabamento com níveis de acabamento ruins. Além disto, Toh (2004c) cita Ning, Rahman e Wong (2000), os quais afirmam que a componente transversal à direção de

avanço (F_y) é mais sensível à detecção de vibração regenerativa devido à menor taxa de amortecimento quando comparado aos outros dois eixos.

Então, admitindo-se que os picos de grande amplitude não apareceriam em condições reais de corte, uma vez que o bloco usinado era mais rígido do que o conjunto montado para as aquisições de sinais, e com a finalidade de se analisar apenas os trechos de frequências ocorridas efetivamente no corte, os sinais foram filtrados novamente, desta vez no software LabView versão 8.5, utilizando filtro-passa baixa com frequência de corte em 1000 Hz. Os gráficos dos espectros de frequência do eixo Y dos experimentos estão na Figura 4.15, que mostram também, associados a cada condição de ensaio, os valores de f_d , os valores RMS de F_{xy} , além dos valores de rugosidade, que neste caso foram associados ao parâmetro R_a , já que este é o mais comumente utilizado para análises comparativas de avaliação de superfícies usinadas. Os gráficos resultantes do corte com as ferramentas utilizadas durante 400 minutos mostram também os valores de desgaste de flanco - $VB_{Bmáx}$ - (conforme Figura 4.12) associados a cada condição de ensaio.

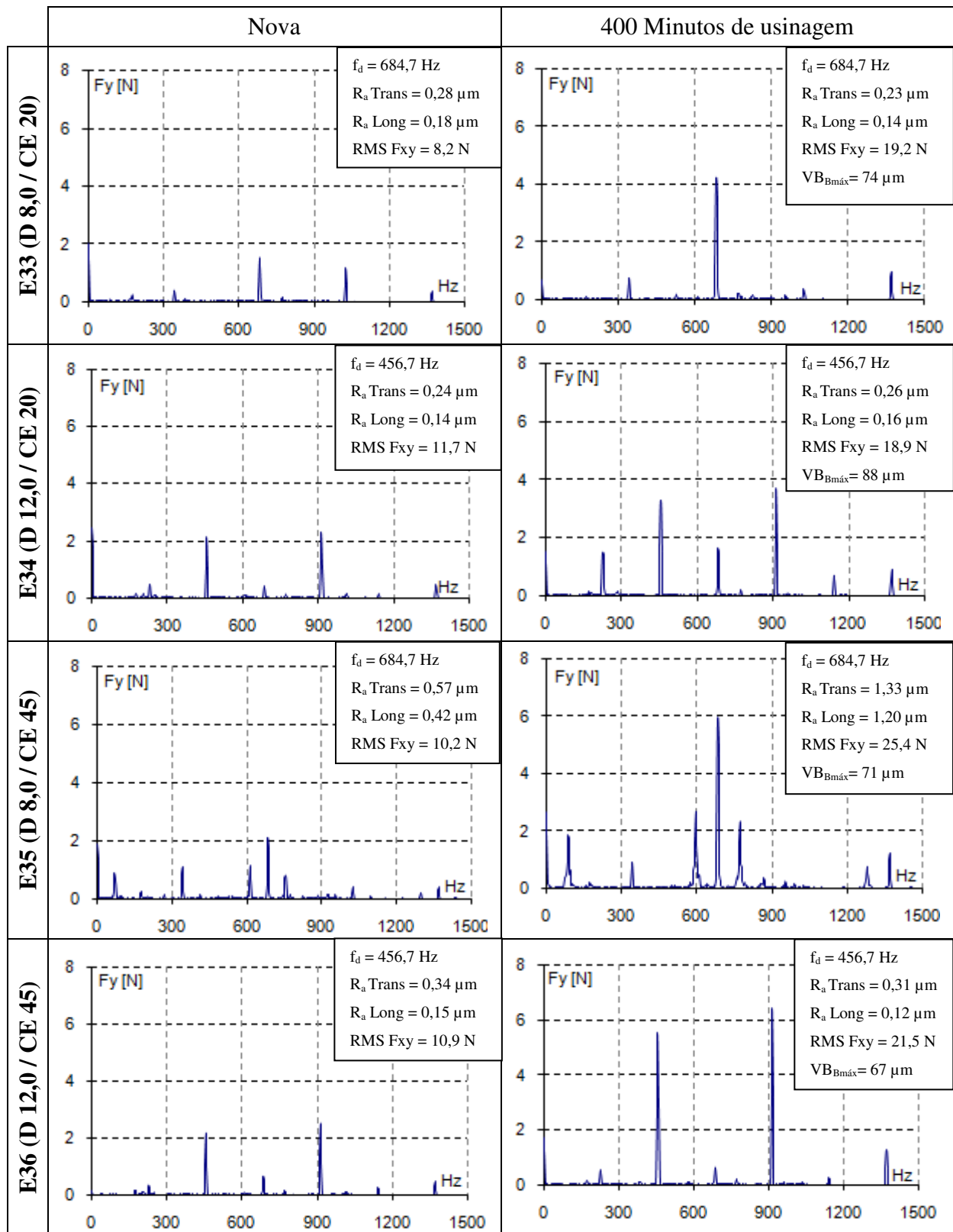


Figura 4.15 - Espectros de frequência dos ensaios da Fase 2

O fato principal quando se observam os espectros é que, quando a ferramenta estava com 400 minutos de usinagem, em todos os casos, os picos de frequência apresentaram maiores amplitudes. Este fato está coerente com os resultados de esforços de corte observados na Tabela 4.3, em que maiores valores de F_{xy} foram observados depois que as ferramentas haviam cortado durante este tempo. Haber et al. (2004) também afirmam que, quando uma ferramenta gasta é utilizada, todas as amplitudes da frequência de passagem dos dentes são maiores do que quando ferramentas novas são utilizadas. Os autores associam este fato ao aumento de energia requerido para cortar com ferramentas desgastadas.

Quando os desgastes de ferramentas são relacionados com os acabamentos superficiais obtidos, pode-se afirmar que eles não prejudicaram fortemente os resultados das usinagens, já que os valores de rugosidade em ambos os sentidos não apresentaram grandes aumentos, exceto no ensaio 35. Neste ensaio ocorreram picos de alta amplitude de energia em frequências próximas ao valor de f_d , com valores de 597 e 773 Hz, fato que não ocorreu em nenhuma outra condição ensaiada nesta fase de experimentos. Além disso, os valores de rugosidade R_a obtidos depois de 400 minutos de usinagem foram 1,33 e 1,20 μm , transversal e longitudinalmente à direção de avanço, e diferem muito dos valores obtidos nos demais ensaios. Estes fatos demonstram a presença de *chatter* no processo, comprometendo os valores de rugosidade logo no início de vida da ferramenta. Contudo, esta vibração não causou grandes avarias na ferramenta utilizada na usinagem, já que, pela Figura 4.12, nota-se que o valor de $VB_{Bmáx}$ ficou, na média, próximo aos valores observados nas outras ferramentas.

Todos os dados auxiliares para esta análise conduzem à afirmação que apenas os níveis de vibração do processo de corte do ensaio 35 influenciaram o resultado da rugosidade, já que os outros itens analisados - esforço de corte e desgaste de ferramenta - ficaram em níveis parecidos com os resultados obtidos nos ensaios 33, 34 e 36.

A afirmação feita por Polli (2005), que vibrações com elevadas amplitudes ocorrem quando os harmônicos das frequências de passagem de dentes (f_d) aproximam-se da frequência natural do sistema, pode também explicar este resultado, já que o valor de 2059 Hz está próximo do valor do terceiro harmônico de f_d , que era 684,7 Hz.

4.3 - Fase 3 dos experimentos

Os experimentos da Fase 1 demonstraram que, na média e no início da vida, o uso de ferramentas de pastilha conduziu a menores valores de rugosidade, abrindo a possibilidade da utilização deste tipo de ferramenta em vez de fresas inteiriças. Além disto, os resultados obtidos na fase 2 demonstraram que algumas condições ensaiadas foram limitantes para o desempenho até mesmo para as fresas inteiriças, como foi o caso do ensaio 35.

Além disto, como já mencionado, ensaios preliminares desta Fase 3 de experimentos mostrou que a condição utilizando-se ferramenta de pastilha com diâmetro de 8 mm e CE=45 conduziu a altos valores de rugosidade já no início do experimento, o que eliminou a possibilidade de utilização deste valor para este parâmetro nesta fase de ensaios.

Desta maneira, acredita-se que a comparação entre a utilização de ferramentas de pastilhas intercambiáveis e fresas inteiriças seja válida, mas no caso deste estudo, foram estudadas apenas as condições com CE=20, pelos motivos já apresentados.

Os gráficos da Figura 4.16 mostram os valores de rugosidade obtidos nos ensaios da Fase 3, comparando-os com os resultados dos experimentos 33 e 34 da Fase 2.

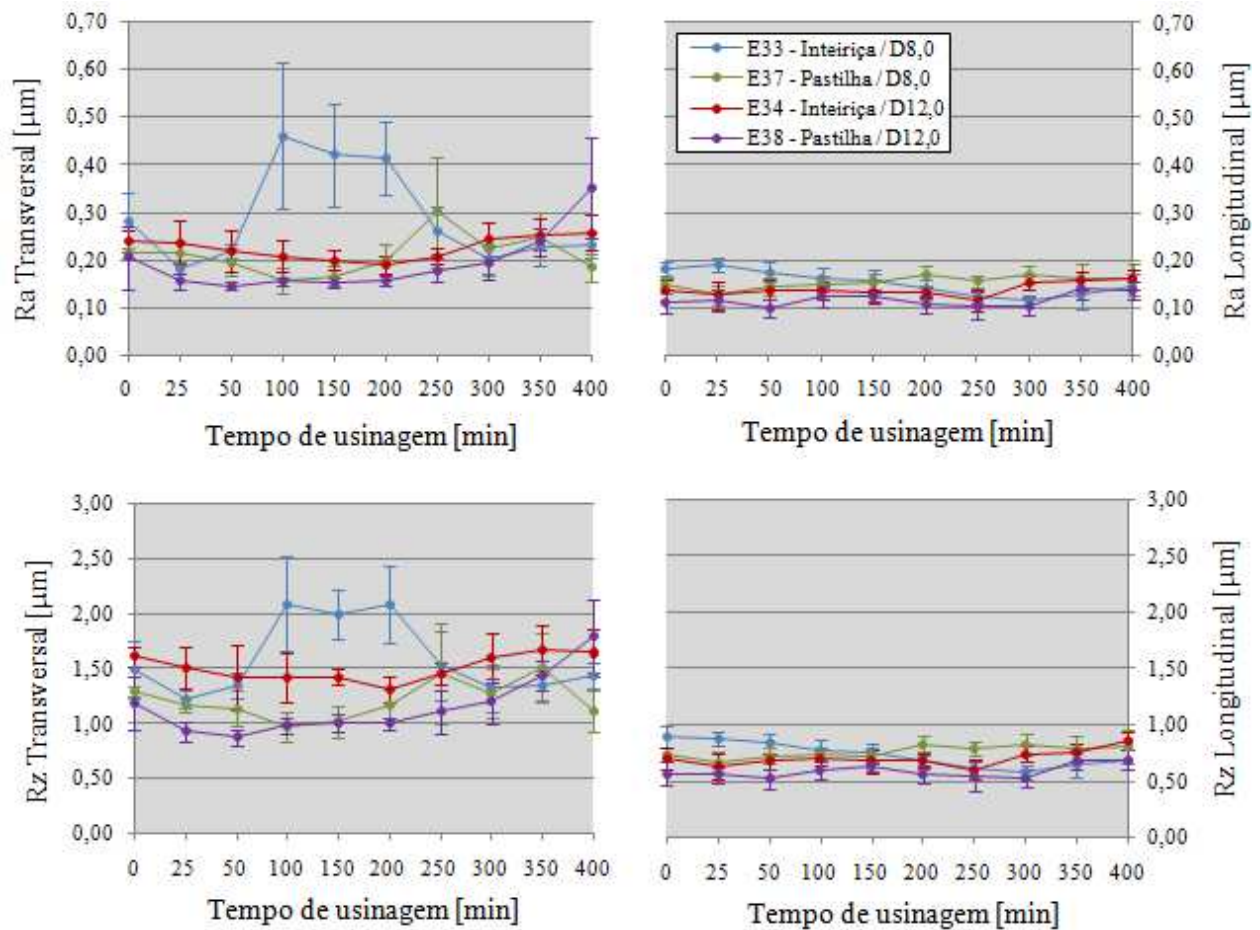


Figura 4.16 - Valores de rugosidade obtidos nos ensaios da Fase 3

Nota-se pelos gráficos que, novamente, os valores de rugosidade transversal tenderam a ser maiores que os de rugosidade longitudinal, ao longo dos 400 minutos de usinagem. Outro fato ocorrido também nesta fase de experimentos é que as rugosidades transversais foram mais afetadas pela alteração de condições de usinagem.

Os perfis de rugosidade R_a longitudinal, ao longo dos 400 minutos, foram muito semelhantes em todos os ensaios desta fase, tendo sempre valores entre 0,10 e 0,20 μm e entre 0,50 e 1,00 μm quando se avalia o parâmetro R_z . Além disto, os valores de desvio padrão para os valores de rugosidade longitudinal tenderam a ser menores do que os valores obtidos para as rugosidades transversais. Este fato demonstra claramente que é possível obter níveis de acabamento muito bons, mesmo quando são utilizadas ferramentas de pastilhas intercambiáveis.

A Tabela 4.4 mostra os valores da componente XY dos esforços de corte obtidos nos ensaios desta fase.

Tabela 4.4 - Valores RMS da componente XY da força [N] nas usinagens da Fase 3

	Ferramenta nova	Ferramenta com 400 minutos
E33 (Inteira / D=8,0)	8,2	19,2
E37 (Pastilha / D=8,0)	14,0	18,6
E34 (Inteira / D=12,0)	11,7	18,9
E38 (Pastilha / D=12,0)	8,6	32,5

Fica comprovado que, em todas as condições ensaiadas, os valores RMS das componentes XY aumentaram com 400 minutos de corte. No entanto, no ensaio 38 este aumento foi mais significativo, passando de 8,6 para 32,5 N. Este fato pode estar relacionado com a superfície de folga da pastilha de diâmetro 12 mm, que foi utilizada neste ensaio, como visto na Figura 3.3. Esta pastilha apresenta uma parte da superfície de folga com ângulo muito pequeno, que aumenta a área de contato com a superfície que está sendo usinada, acarretando maior atrito. Porém, este grande aumento da força não resultou na degradação do acabamento da superfície usinada.

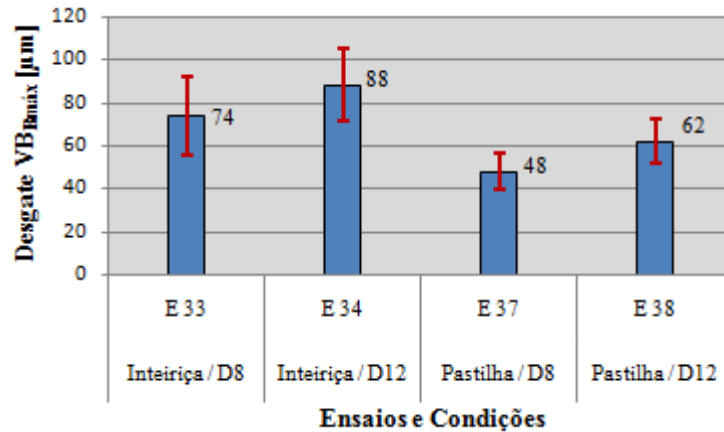


Figura 4.17 - Desgaste ($VB_{Bmáx}$) das fresas

(média das 2 arestas de cada ferramenta, nas 2 réplicas)

Da mesma forma utilizada na Fase 2, as arestas das ferramentas utilizadas foram fotografadas e estão mostradas na Figura 4.18.

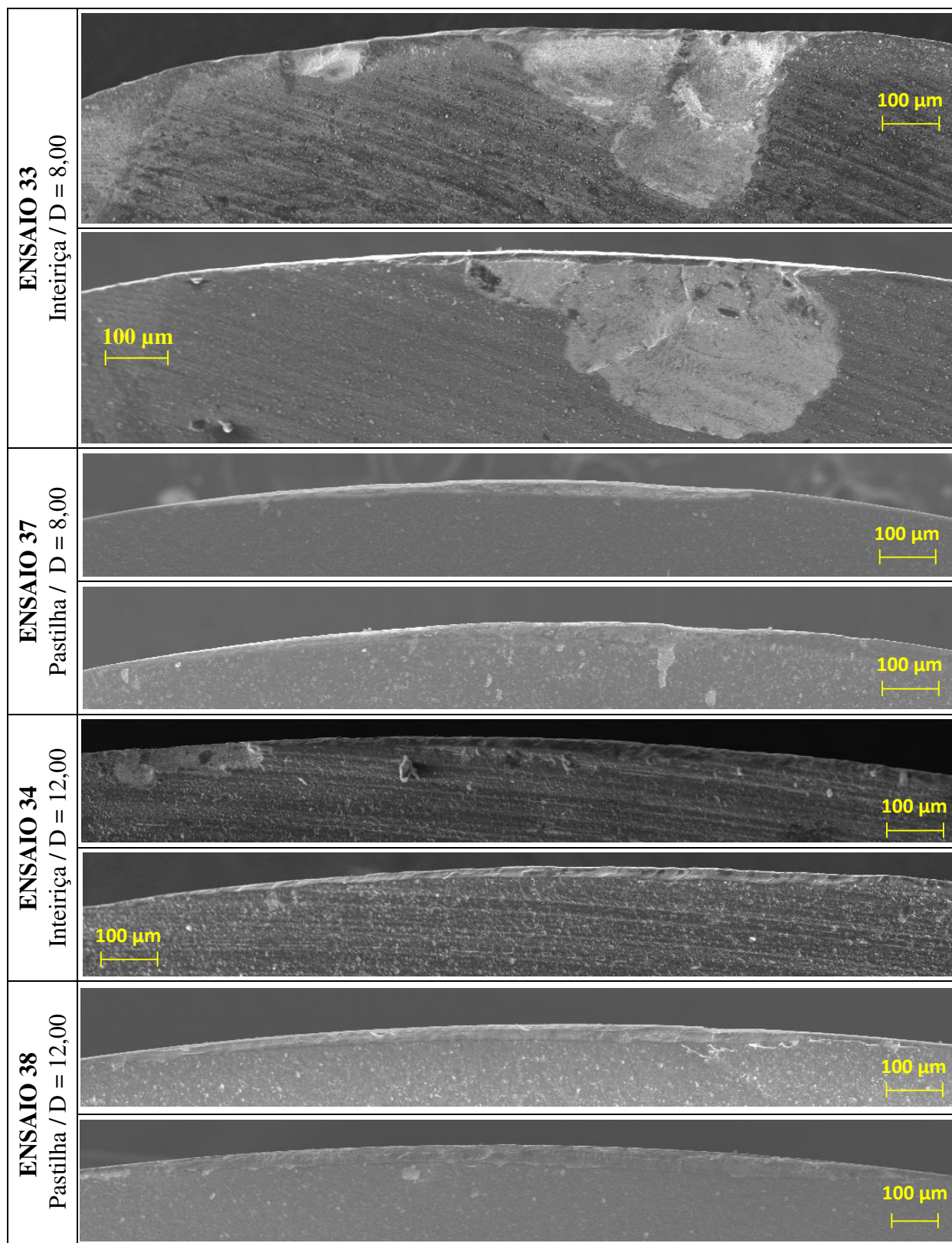


Figura 4.18 - Desgastes das ferramentas utilizadas nos ensaios da Fase 3

As imagens das arestas das fresas inteiriças (ensaios 33 e 34) são as mesmas da fase 2. Aqui, nota-se que as fresas utilizadas no ensaio 33 foram as que apresentaram maiores alterações nos perfis originais, não significando porém, que tiveram maiores desgastes de flanco. Esta alteração provavelmente influenciou o resultado, e na comparação com os outros ensaios desta fase fica nítido que os valores de rugosidade deste ensaio tiveram um aumento entre 50 e 250 minutos, voltando então a diminuir. Isto pode estar relacionado a algum mecanismo de desgaste (como a adesão, por exemplo) ocorrido neste período que levou ao aumento da rugosidade, tendo então cessado, o que resultou na diminuição dos valores.

As arestas das pastilhas apresentam basicamente desgaste de flanco, que são uniformes, tendo os perfis muito próximos aos perfis originais de cada uma delas.

Como na fase 2, a fim de analisar as condições dinâmicas do corte, os dados da força foram transformados para o domínio da frequência, e os espectros estão na Figura 4.19.

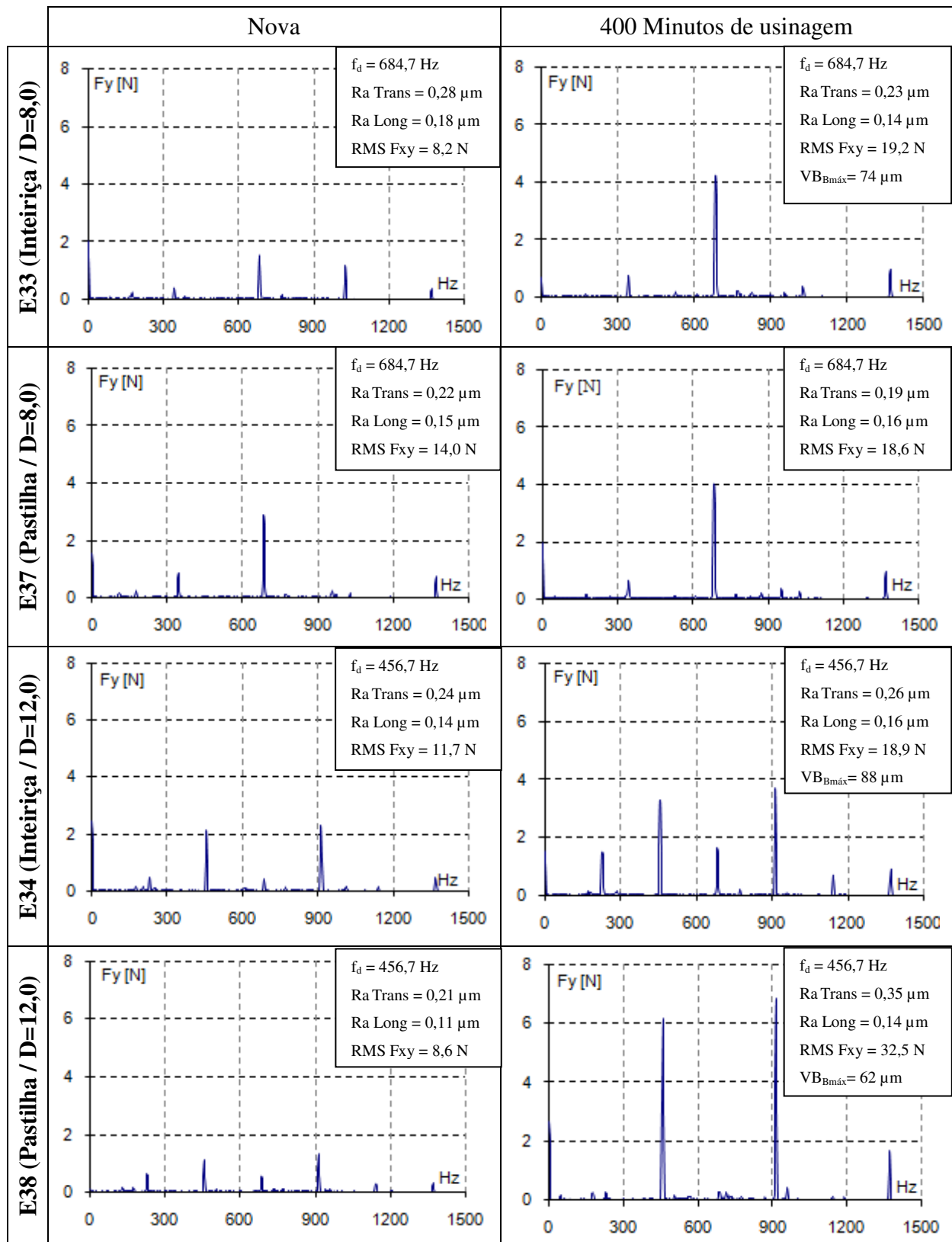


Figura 4.19 - Espectros de frequência dos ensaios da Fase 3

Pela análise dos espectros, pode-se afirmar que em nenhum dos ensaios ocorreram vibrações regenerativas (*chatter*). Em todos os casos, os valores das frequências naturais de cada conjunto mandril/ferramenta estiveram sempre distantes das respectivas frequências de entrada de dentes, bem como dos seus harmônicos.

Um fato que deve ser destacado é que no ensaio 38, com o tempo de usinagem de 400 minutos, as amplitudes dos picos de frequência foram bem maiores do que os picos apresentados com a ferramenta nova. Este fato está de acordo com os valores RMS de F_{xy} da Tabela 4.4, e provavelmente esteja relacionado com a geometria da aresta, como já explicado anteriormente.

Uma análise final desta fase de experimentos é que aqui todas as condições atenderiam aos requisitos de qualidade superficial requerida para as peças da área de moldes e matrizes. Os valores de rugosidade obtidos ficaram sempre abaixo de $0,60 \mu\text{m}$ (R_a), resultado dos pequenos desgastes apresentados pelas ferramentas, bem como pela ausência de *chatter* no processo de corte, tanto nas fresas inteiriças quanto nas fresas de pastilha intercambiável com corpo de metal duro. O aumento dos valores de F_{xy} , verificado quando as ferramentas tinham usinado por 400 minutos, não comprometeram os resultados.

Este resultado mostra que, pelo menos quando se utiliza $CE=20$, a ferramenta com haste de metal duro e pastilhas de metal duro pode substituir a ferramenta inteiriça de metal duro no fresamento de acabamento de matrizes de aço H13, sem dano à qualidade da peça e ainda possibilitando pequenos desgastes da ferramenta após um tempo considerável (400 minutos) de utilização da ferramenta.

Capítulo 5

Conclusões e Sugestões para trabalhos posteriores

Diante dos resultados obtidos nos experimentos, as influências das condições de corte estudadas sobre a rugosidade da superfície usinada podem ser enumeradas:

- Considerando-se a usinagem somente com ferramentas novas, as variáveis de entrada que mais influenciaram o acabamento superficial foram *Diâmetro* e *Tipo* de ferramenta. A alteração conjunta dos valores de a_p e f_z para resultar em um determinado valor de *Rugosidade Teórica*, teve uma influência não linear na rugosidade da peça, já que, quando os valores de rugosidade teórica foram alterados de 0,20 para 0,40 μm , os valores de rugosidade obtidos nos experimentos não cresceram na mesma proporção. O *Coefficiente de Esbeltez* teve pouca, e o *Sobremetal* nenhuma influência sobre os resultados de rugosidade obtidos.
- Os níveis de desgaste apresentados pelas ferramentas utilizadas demonstram que, sob as condições ensaiadas, o desgaste da ferramenta não foi problema para a usinagem de aço ABNT H13 IM com dureza de 50 HR_C, já que, mesmo depois de 400 minutos de utilização em corte, as ferramentas apresentaram desgastes de flanco pequenos. Se o valor de desgaste de flanco tivesse sido fixado, por exemplo, em 200 μm , as ferramentas poderiam ter sido utilizadas por tempos muito maiores, sem grandes prejuízos para o acabamento das superfícies usinadas;

- Mesmo com altos valores de comprimento em balanço, com relações de comprimento/diâmetro de até 8,5 vezes, tanto fresas inteiriças, quanto ferramentas de pastilha ofereceram condições de usinar com baixos valores de rugosidade;
- A principal responsável pelo aumento da rugosidade foi a condição dinâmica em que usinagem foi realizada, já que em todas as condições analisadas, apenas aquela que apresentou *chatter* foi a que apresentou valores elevados de rugosidade, em níveis inaceitáveis para as peças da área de moldes e matrizes;
- Os resultados demonstram que, sob condição de $CE=20$, é possível realizar operações de acabamento com ferramentas de pastilhas intercambiáveis e haste de metal duro, podendo às vezes até alcançar melhores níveis de acabamento do que quando se utilizam fresas inteiriças.

Algumas sugestões para trabalhos futuros nesta mesma linha de pesquisa podem ser citadas:

- Realizar experimentos em cavidades ou machos com superfícies complexas, em vez de usinar superfícies planas com trajetória linear da ferramenta, a fim de avaliar a influência das variáveis de entrada sob condições reais de processo;
- Realizar estudos mais aprofundados sobre a ocorrência e influência das vibrações sobre o resultado das usinagens;
- Já que os desgastes apresentados pelas ferramentas foram pequenos, mesmo depois de um longo tempo de corte, é possível utilizar valores de velocidade de corte superiores aos utilizados neste trabalho, a fim de agilizar ainda mais o processo de usinagem, sem grandes comprometimentos para a ferramenta.
- Para o caso da utilização de velocidades de corte ainda maiores, as quais, além de resultar em maiores rotações, têm relação direta com o avanço de corte, a limitação passa a ser a máquina utilizada nas usinagens. Desta maneira, analisar e comparar desempenho de modelos diferentes de máquinas-ferramenta se faz necessário;
- Analisar o comportamento de eventuais coberturas mais modernas;
- O metal duro se mostra eficiente na usinagem de aço endurecido, e o material do corpo das ferramentas determina seu comportamento quanto à vibração, bem como à deflexão. É

necessário avaliá-los com mais detalhes, a fim de procurar soluções alternativas para melhorar o desempenho das ferramentas. A possibilidade da utilização de ferramentas de pastilha em operações de acabamento abre inúmeras possibilidades de pesquisa a respeito deste tipo de ferramenta;

- Realizar usinagens com maiores relações comprimento/diâmetro de ferramenta (ou L^3/D^4 , ou ainda CE^3 s), atentando-se para os valores de f_n dos conjuntos já que, pelos resultados, este foi o fator decisivo para os altos valores de rugosidade do ensaio 35. Para isto, são necessárias ferramentas mais longas, visto que, neste trabalho, os valores máximos de CE foram limitados pelo comprimento total de algumas ferramentas;
- Comparar desempenho de diferentes opções de mandris de fixação oferecidos no mercado, para avaliar os comportamentos sob condições dinâmicas adversas, resultantes dos parâmetros de corte mais agressivos.

Referências bibliográficas

ABUKHSHIM, N. A.; MATIVENGA, P. T.; SHEIKH, M. A. Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 46, p. 782–800, 2006

AL-REGIB, E.; NI, J.; LEE, S-H. Programming spindle speed variation for machine tool chatter suppression. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 43, p. 1229–1240, 2003.

ALTAN, T.; LILLY, B.; YEN, Y. C. Manufacturing of dies and molds. *Annals of the CIRP*, v. 50, n. 2, p. 405-423, 2001.

ALTINTAS. Y.; STEPAN, G.; MERDOL, D.; DOMBOVARI, Z. Chatter stability of milling in frequency and discrete time domain. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, v. 1, p. 35–44, 2008.

ALTINTAS, Y.; Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics. Machine Tool Vibrations, and CNC Design, New York: 1. ed. Cambridge University Press, 288 p. 2000.

ARMAREGO, E. J. A.; DESHPANDE, N. P. Computerized End-Milling Force Predictions with Cutting Models Allowing for Eccentricity and Cutter Deflections. *Annals of the CIRP*, v. 40, n. 1, p. 25-29, 1991.

ARNONE, A. High Performance Machining. USA, Cincinnati: Hanser Gardner Publications, 1998. ISBN 1-56990-246-1.

ARSECULARATNE, J. A.; ZHANG, L. C.; MONTROSS, C. Wear and tool life of tungsten carbide, PCBN and PCD cutting tools. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 46, p. 482-491, 2006.

ASLAN, E. Experimental investigation of cutting tool performance in high speed cutting of hardened X210 Cr12 cold-work tool steel (62 HR_C). *Materials and Design*, v. 26, p. 21–27, 2005.

AXINTE, D. A.; DEWES, R. C., Surface integrity of hot work tool steel after high speed milling-experimental data and empirical models. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 127(3), p. 325-335, 2002.

AYOAMA, T.; INASAKI, I.; Performances of HSK tool interfaces under high rotational speed. *Annals of the CIRP*, vol. 50, p. 281-284, 2001.

BAIER, S. Spindles and their relationship to high-speed toolholders – Part I. Mold Making Technology. Ago, 2003. Disponível em: <http://moldmakingtechnology.com/articles/080303.html>.

BARRY, J.; BYRNE, G. The mechanisms of chip formation in machining hardened steels. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, v.124, p. 528-535, 2002.

BATISTA, M. F. *Estudo da rugosidade de superfícies planas usinadas por fresas de topo esférico*. 2006. 103 p. Dissertação (Mestrado) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Escola de Engenharia de São Carlos, São Carlos.

BAUCO, S. A. High Speed Machining na Indústria de Moldes e Matrizes. In: Francisco Carlos Marcondes; Klaus Schützer. (Org.). Usinagem em Altíssimas Velocidades. 1ª ed. São Paulo, 2003, p. 111-124.

BECZE, Charles Edward. E. A thermo-mechanical force model for machining hardened steel. 2002. 236 p. Tese (Doutorado) – Mc Master University, Ontário.

BENARDOS, P. G.; VOSNIAKOS, G. C. Predicting surface roughness in machining: a review. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 43, n. 8, p. 833-844, 2003.

BOUJELBENE, M.; MOISAN, A.; TOUNSI, N.; BRENIER, B. Productivity enhancement in dies and molds manufacturing by the use of C¹ continuous tool path. *International Journal of Machine Tool & Manufacture*, Amsterdam, V. 44, n. 1, p. 101-107, 2004.

BUDAK, E. Analytical models for high performance milling. Part I: Cutting forces, structural deformations and tolerance integrity. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 46, p. 1478–1488, 2006.

BYRNE, G.; DORNFELD, D.; DENKENA, B. Advancing cutting technology. *Annals of the CIRP*, v. 52, n. 2, p. 483-507, 2003.

CAMUSCU, N.; ASLAN, E. A comparative study on cutting tool performance in end milling of AISI D3 tool steel. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 170, p. 121-126, 2005.

CAPLA, Renato Lemes. *Estudo da influência do sobremetal excedente de desbaste na operação de acabamento aplicando usinagem com altas velocidades*. 2006. 102 p. Dissertação (Mestrado) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Escola de Engenharia de São Carlos, São Carlos.

CAVICHIOILLI, F. A. High Speed Machining na Indústria de Moldes e Matrizes. In: Francisco Carlos Marcondes; Klaus Schützer. (Org.). *Usinagem em Altíssimas Velocidades*. 1ª ed. São Paulo, 2003, p. 136-146.

CHAN, K. W.; CHIU, W.K.; TAN, S.T.; WONG, T. N. A high-efficiency rough milling strategy for mould core machining. *Proceedings of Institution of Mechanical: part B - Engineers Journal of Engineering Manufacture*, v. 217, n. 3, p. 335-348, 2003.

CHEN, J-S.; HUANG Y-K.; CHEN, M-S. A study of the scallop generation mechanism in the ball-end milling process. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 45, p.1077–1084, 2005a

CHEN, J-S.; HUANG Y-K.; CHEN, M-S. Feedrate optimization and profile modification for the high-efficiency ball-end milling process. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 45, p.1070–1076, 2005b

CHEVRIER, P.; A. TIDU, A.; BOLLE, B.; CEZARD, P.; TINNES, J. P. Investigation of surface integrity in high speed end milling of a low alloyed steel. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 43, p.1135–1142, 2003

CHOI, B. K.; KIM, D. H.; JERAD, R. B.; C-space approach to tool path generation for die and mould machining. *Computer-Aided Design*, v. 29(9), p.657–669, 1997

CHUANG, C-M; YAU, H-T; A new approach to z-level contour machining of triangulated surface models using fillet endmills. *Computer-Aided Design*, v. 37, pg. 1039–1051, 2005.

COELHO, R. T. Junto com a rapidez é preciso ganhar eficiência, Revista Máquinas e Metais, 2002, Setembro.

ÇOLAK, O.; KURBANOĞLU, C.; KAYACAN, M. C. Milling surface roughness prediction using evolutionary programming methods. *Materials & Design*, v. 28, p. 657-666, 2007.

COLDWELL, H.; WOODS, R.; PAUL, M.; KOSHY, P.; DEWES, R.; ASPINWALL, D. Rapid machining of hardened AISI H13 and D2 moulds, dies and press tools. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 135, n. 2/3, p. 301-311, 2003.

COSTA, Alex Ribeiro. *Otimização do Processo de Fresamento de Cavidades com Fresas de Insertos Intercambiáveis*. 2003. 106 p. Dissertação (Mestrado) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

DA SILVA, M. B.; WALLBANK, J.; Cutting temperature: prediction and measurement methods – a review, *Journal of Materials Processing Technology*, v. 88, p. 195-202, 1999.

DAGILOKE, I. F.; KALDOS, A.; DOUGLAS, S.; MILLS, B. High-speed machining: an approach to process analysis. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 54, p. 82-87, 1995.

DEONÍSIO, Carlos César de Castro. *Estudo de fresamento da aço D2 endurecido em altas velocidades de corte*. 2004. 214 p. Tese (Doutorado) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

DÉPINCÉ, P.; HASCOËT, J-Y. Active integration of tool deflection effects in end milling. Part 2. Compensation of tool deflection, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 46, p. 945-956, 2006.

DEWES, R. C.; NG, E.; CHUA, K. S.; NEWTON, P.G.; 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.

DEWES, R. C.; ASPINWALL, D. K. A review of ultra high speed milling of hardened steels. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 69, p. 1-17, 1997.

DIMLA, D. E.; LISTER, P. M. On-line metal cutting tool condition monitoring. I: force and vibration analysis. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 40, p. 739-768, 2000.

DING, S.; MANNAN, M. A.; POO, A. N.; YANG, D. C. H.; HAN, Z. The implementation of adaptive isoplanar tool path generation for the machining of free-form surfaces. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 26, p. 852-860, 2005.

DINIZ, A. E.; FERREIRA, J. R.; SILVEIRA, J. F. Toroidal Milling of Hardened SAE H13 Steel. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences*, v. XXVI, nº 1, p. 17-21, 2004.

DOLINSEK, S.; EKINOVIC, S.; KOPAC, J. A contribution to the understanding of chip formation mechanism in high-speed cutting of hardened steel. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 157-158, p. 485-490, 2004.

DUNCAN, G. S.; TUMMOND, M. F.; SCHMITZ, T. L. An investigation of the dynamic absorber effect in high-speed machining. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 45, pg. 497-507, 2005.

ELBESTAWI, M. A.; CHEN, L.; BECZE, C. E; EL-WARDANY, T. I. High-speed milling of dies and moulds in their hardened state, *Annals of the CIRP*, v. 46, p. 57-62, 1997.

ENGIN, S.; ALTINTAS, Y. Mechanics and dynamics of general milling cutters. Part I: helical end mills. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 41, n. 15, p. 2195-2212, 2001.

ERDIM, H., LAZOGLU, I., OZTURK, B. Feedrate scheduling strategies for free-form surfaces. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 46, p. 747-757, 2006.

FACCIO, Ian. *Investigações sobre o acabamento superficial de usinagens com altíssimas velocidades de corte* 2002. 126 p. Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo.

FALLBÖHMER, P.; RODRÍGUEZ, C. A.; ÖZEL, T.; ALTAN, 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.

FALLBÖHMER, P.; SCURLOCK, B. Milling Sculptured Surfaces. *Cutting Tool Engineering*, v. 48, p.1-4, 1996.

FENG, H. Y.; MENQ, C. H. A Flexible Ball-End Milling System Model for Cutting Force and Machining Error Prediction. *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME*, v. 118, n. 4, p. 461-469, 1996.

GAMARRA, J. R.; High Speed Machining na Indústria de Moldes e Matrizes. In: Francisco Carlos Marcondes; Klaus Schützer. (Org.). Usinagem em Altíssimas Velocidades. 1ª ed. São Paulo, 2003, p. 94-110.

GEIST, J.; Influence of HSC-appropriate machining parameters on NC programming. In: VI SEMINÁRIO INTERNACIONAL DE ALTA TECNOLOGIA. Santa Bárbara d'Oeste. 1999. p. 57-78.

GELDART, M.; WEBB, P.; LARSSON, H.; BACKSTROM, M.; GINDY, N.; RASK, K. A direct comparison of the machining performance of a variax 5 axis parallel kinetic machining centre with conventional 3 and 5 axis machine tools International. *Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 43, p.1107–1116, 2003.

GOMES, Jefferson de Oliveira. *Fabricação de superfícies de forma livre por fresamento no aço temperado ABNT 420, na liga de alumínio AMP8000 e na liga de cobre Cu-Be*. 2001. 150 p. Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

HABER, R. E.; JIMÉNEZ, J. E.; PERES, C. R.; ALIQUÉ, J. R. An investigation of tool-wear monitoring in a high-speed machining process. *Sensors and Actuators A*, v. 116, p. 539–545, 2004.

HANNA, I. M.; AGAPIOU, J. S.; STEPHENSON, D. A. Modeling the HSK toolholder-spindle interface. *Transactions of ASME*, v. 124, n. 1, p. 734-744, 2002.

HE, N.; LEE, T. C.; LAU, W. S.; CHAN, S. K. Assessment of deformation of a shear localized chip in high speed machining. *Journal of Materials Processing Technology*. v. 129, p. 101-104, 2002.

HELLENO, André Luís. *Investigação de métodos de interpolação para trajetória da ferramenta na usinagem de moldes e matrizes com alta velocidade*. 2004. 157 p. Dissertação (Mestrado) - Faculdade de Engenharia Mecânica e de Produção, Universidade Metodista de Piracicaba, Santa Bárbara d'Oeste.

HIOKI, Daniel. *Influência dos parâmetros de corte do fresamento HSM sobre o desempenho tribológico do aço AISI H13 endurecido*. 2006. 232 p. Tese (Doutorado) - Departamento de Engenharia Mecânica, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo.

HOUMING, Z.; CHENGYONG, W.; ZHENYU, Z. Dynamic characteristics of conjunction of lengthened shrink-fit holder and cutting tool in high-speed milling. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 207, p. 154–162, 2008.

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.

IQBAL, A.; DAR, N. U.; HE, N.; KHAN, I; LI, L. Optimizing cutting parameters in minimum quantity of lubrication milling of hardened cold work tool steel. *Journal of Engineering Manufacture*, v. 223, p.43-54, 2009.

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.

KANG, M. C.; KIM, K. K.; LEE, D. W.; KIM, J. S.; KIM, N. K. Characteristics of Inclined Planes According to the Variations of Cutting Direction in High-Speed Ball-End Milling. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 17, p. 323-329, 2001.

KECELJ, B.; KOPAC, J.; KAMPUS, Z.; KUZMAN, K. Speciality of HSC in manufacturing of forging dies. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 157–158 , p. 536–542, 2004.

KISHAWY, A. H.; BECZE, C. E. Morphology of chips formed during high speed milling of die and mold tool steel using ball end mills. *Society of Manufacturing Engineers*, v. MS02-199, p.1-8, 2002.

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.

KITAGAWA, T.; KUBO, A.; MAEKAWA, K. Temperature and wear of cutting tools in high-speed machining of Inconel 718 and Ti-6Al-6V-2Sn. *Wear*, v. 202, p. 142-148, 1997.

KIVANC, E. B.; BUDAK, E. Structural modeling of end mills for form error and stability analysis. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 44, p. 1151-1161, 2004.

KLOYPAYAN, J.; LEE, Y-S. Material engagement analysis of different endmills for adaptive federate control in milling processes. *Computers in Industry*, v. 47, p 55-76, 2002.

KO, T. J.; KIM, H. S.; LEE, S. S. Selection of the machining inclination angle in high-speed ball end milling. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 17, p. 163-170, 2001.

KOELSCH, J. R. Novas definições para novas estratégias de usinagem, Revista Máquinas e Metais, abril, 2003.

KOPAC, J.; SOKOVIC, M.; DOLINSEK, S. Tribology of coated tools in conventional and HSC machining. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 118, p. 377-384, 2001.

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.

KRAJNIK, P.; KOPAC, J. Modern machining of die and mold tools. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 157-158, p. 543-552, 2004.

KULJANIC, E.; SORTINO, M.; TOTIS, G. Multisensor approaches for chatter detection in milling. *Journal of Sound and Vibration*, v. 312, p. 672-693, 2008.

KUSTAS, F. M.; FEHREHNBACHER, L. L.; KOMANDURI, R. Nanocoatings on Cutting Tools For Dry Machining. *Annals of the CIRP*, v. 46/1, p. 39-42, 1997.

LÓPEZ de LACALLE, L. N.; LAMIKIZ, A.; SÁNCHEZ, J. A.; SALGADO, M. A. Effects of tool deflection in the high-speed milling of inclined surfaces. *International Journal of Advanced Manufature Technology*, v. 24, p. 621-631, 2004.

LÓPEZ de LACALLE, L. N.; LAMIKIZ, A.; SÁNCHEZ, J. A.; ARANA, J. L. Improving the surface finish in high speed milling of stamping dies. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 123, p. 292-302, 2002a.

LÓPEZ de LACALLE, L. N.; LAMIKIZ, A.; SALGADO, M. A.; HERRANZ, S.; RIVERO, A. Process planning for reliable high-speed machining of moulds. *International Journal of Production Research*, v.40, n. 12, p. 2789-2809, 2002b.

LÓPEZ de LACALLE, L. N.; LAMIKIZ, A.; MUÑOA, J.; SÁNCHEZ, J. A. The CAM as the centre of gravity of the five-axis high speed milling of complex parts. *International Journal of Production Research*, v. 43, pg. 1983–1999, 2005.

LÓPEZ de LACALLE, L. N.; LAMIKIZ, A.; SÁNCHEZ, J. A.; SALGADO, M. A. Toolpath selection based on the minimum deflection cutting forces in the programming of complex surfaces milling. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 47, p. 388–400, 2007.

LÓPEZ de LACALLE, L. N.; LAMIKIZ, A. Machine Tools for High Performance Machining. 1^a ed. Bilbao: Springer Editora, 2009. 442 p.

LAMIKIZ, A.; LÓPEZ de LACALLE, L. N.; SÁNCHEZ, J. A.; SALGADO, M. A. Cutting force estimation in sculptured surface milling. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 44, p. 1511–1526, 2004.

LIAO, Y. S.; LIN, H. M.; CHEN, Y. C. Feasibility study of the minimum quantity lubrication in high-speed end milling of NAK80 hardened steel by coated carbide tool. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 47, p. 1667–1676, 2007.

LIU, N.; LOFTUS, M. Prediction of surface quality from ball-nose milling in high-speed machining applications. *Journal of Engineering of Manufacture*, vol. 220 parte B, p. 571-578, 2006.

LIU, N.; LOFTUS, M.; WHITTEN, A. Surface finish visualisation in high speed, ball nose milling applications. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 45, p. 1152-1161, 2005.

MAEDA, O.; CAO, Y.; ALTINTAS, Y. Expert spindle design system. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 45, n. 4/5, p. 537-548, 2005.

MARINAC, Dan. Estratégias de trajetória da ferramenta. Revista máquinas e Metais, São Paulo, nº 425, p. 110-125, 2001.

MATIVENGA, P. T.; HON, K. K. B. An experimental study of cutting forces in High-Speed end milling and implications for dynamic force modeling. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, vol. 127, p. 251-261, 2005.

MATSUMOTO, Y.; HSU, D. C. Workpiece temperature rise during the cutting of AISI 4340 steel, *Wear*, v.116 (3) p.309–317, 1987.

MING, C.; FANGHONG, S.; HAILI, W.; RENWEI, Y.; ZHENGHONG, Q.; SHUQIAO, Z. Experimental research on the dynamic characteristics of the cutting temperature in the process of high-speed milling. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 138, pp. 468-471, 2003

MIYAGUCHI, T.; MASUDA, M.; TAKEOKA, E.; IWABE, H. Effect of tool stiffness upon tool wear in high spindle speed milling using small ball end Mill. *Precision Engineering*, v. 25, p. 145-154, 2001

MOLINARI, A.; NOUARI, M. Modeling of tool wear by diffusion in metal cutting. *Wear*, v. 252, p.135-149, 2002.

MOREIRA, J. Tecnologia CNC para usinagem a alta velocidade. Revista Máquinas e Metais, São Paulo, n.446, p. 148-159, 2003.

NAKAYAMA, K.; ARAI, M. Burr formation in metal cutting. *Annals of the CIRP*, v. 36, n. 1, p. 33-36, 1987.

NEVES, Davi. *Uma contribuição ao fresamento de matrizes com fresa de topo esférico*. 2002. 142 p. Dissertação (Mestrado) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

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.

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

ÖKTEM, H.; ERZURUMLU, T.; ÇÖL, M. A study of the Taguchi optimization method for surface roughness in finish milling of mold surfaces *International Journal of Advanced Manufacture Technology*, v. 28, p. 694-700, 2006.

OLIVEIRA, Adilson José de. *Análise do desgaste de ferramentas no Fresamento com Alta Velocidade de aços endurecidos*. 2007. 205 p. Tese (Doutorado) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

OLIVEIRA, Juliano Marcon. *Caracterização da integridade de superfícies usinadas para produção de moldes e matrizes*. 2006. 110 p. Dissertação (Mestrado) - Universidade de Caxias do Sul, Caxias do Sul.

OLIVEIRA, F. G. de, HSM – Conceito e Aplicações. In: Francisco Carlos Marcondes; Klaus Schützer. (Org.). *Usinagem em Altíssimas Velocidades*. 1ª ed. São Paulo, p. 29-35, 2003.

OZCELIK, B.; BAYRAMOGLU, M. The statistical modeling of surface roughness in high-speed flat end milling. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 46, p. 1395–1402, 2006.

PARIS, H.; PEIGNE, G.; MAYER, R. Surface shape prediction in high speed milling. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 44, p. 1567–1576, 2004.

PIVETTA, Carlos Sérgio. *Uma contribuição ao estudo do fresamento de aço endurecido com fresa de topo esférico*. 2005. 110 p. Dissertação (Mestrado) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

POLLI, Milton Luiz. *Análise da estabilidade dinâmica do processo de fresamento a altas velocidades de corte*. 2005. 214 p. Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

POULACHON, G.; DESSOLY, M.; LE CALVEZ, C.; LEBRUN, J. L.; PRUNET, V.; JAWAHIR I. S. An investigation of the influence of sulphide inclusions on tool-wear in high speed milling of tool steels. *Wear*, v. 250, p. 334–343, 2001.

PRITSCHOW, G. A comparison of linear and conventional eletromechanical drives. *Annals of the CIRP*, v. 47, n. 2, p. 541-548, 1998.

RODRIGUES, Alessandro Roger. *Estudo da geometria de arestas de corte aplicadas em usinagem com altas velocidades de corte*. 2005. 249 p. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos.

RYU, S. H.; CHOI, D. K.; CHU, C. N. Roughness and texture generation on end milled surfaces. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 46, p. 404–412, 2006.

SALGADO, M. A.; LÓPEZ de LACALLE, L. N.; LAMIKIZ A.; MUÑO A, J.; SÁNCHEZ, J. A.; Evaluation of the stiffness chain on the deflection of end-mills under cutting forces. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 45, p. 727-739, 2005.

SANDVIK COROMANT. Catálogo Principal. Catálogo. São Paulo, 2006. 1038p.

SANTHANAM, A. T.; TIERNEY, P.; HUNT, J. L. Cemented Carbides. In: *Metals Handbook*, 10 ed., v. 2 - Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials, Materials Park, ASM International, 1990. p. 950-977.

SCHULZ, H. High speed milling of dies and moulds – cutting conditions and technology. *Annals of the CIRP*, v. 44, n. 1, p. 35-38, 1995.

SCHULZ, H.; ABELE, E.; SAHM, A. High Speed Machining – Fundamentals and Industrial Application. In: 6º Seminário Internacional de Alta Tecnologia , 2001, Piracicaba, p. 25-44.

SCHULZ, H.; MORIWAKI, T. High-Speed machining. *Annals of the CIRP*, v. 41, n. 2, p. 637-643, 1992.

SCHUNK. Catálogo de Sistemas de Fixação. Lauffen, 2009. 423 p.

SEGAWA, T.; SASAHARA, H.; TSUTSUMI, M. Development of a new tool to generate compressive residual stress within a machined surface. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 44, p. 1215-1221, 2004.

SHAW, M. C. Metal cutting principles. 2 ed. New York: Oxford University Press, 2004. 651 p.

SKOPECEK, T.; SVOBODA, J.; HOFMANN, P. Prejuízos causados pelo calor no fresamento de materiais endurecidos. *Revista Máquinas e Metais*, São Paulo, n. 458, p. 22-30, março 2004.

SMITH, S.; TLUSTY, J. Current trends in high-speed machining. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, v. 199, p. 664-666, 1997.

SOKOVIC, M.; KOPAC, J.; DOBRZANSKI, L. A.; ADAMIAK, M. Wear of PVD-coated solid carbide end mills in dry high-speed cutting. *Journal of Materials Processing technology*, v. 157-158, p. 422-426, 2004.

SOLIS, E.; PERES, C. R.; JIMÉNEZ, J. E.; ALIQUÉ, J. R.; MONJE, J. C. A new analytical–experimental method for the identification of stability lobes in high-speed milling. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 44, p. 1591–1597, 2004.

SOUZA, Adriano Fagali de. *Análise das interpolações de trajetórias de ferramenta na usinagem HSC (High Speed Cutting) em superfícies complexas*. 2001. 89 p. Dissertação (Mestrado) - Faculdade de Engenharia Mecânica e de Produção, Universidade Metodista de Piracicaba, Santa Bárbara d'Oeste.

SOUZA, Adriano Fagali de. *Contribuições ao fresamento de geometrias complexas aplicando a tecnologia de usinagem com altas velocidades*. 2004. 171 p. Tese (Doutorado) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Escola de Engenharia de São Carlos, São Carlos.

STEPHENSON, D. A.; AGAPIOU, J. S. *Metal Cutting Theory and Practice*, 1º ed. New York: Editora Marcel Dekker, 1996. 898p.

SUH, S-H.; CHO, J-H.; HASCOET, J-Y. Incorporation of Tool Deflection in Tool Path Computation: Simulation and Analysis. *Journal of Manufacturing Systems*, V. 15, n. 3, pg. 190-199, 1996.

TANG, Y. Optimization strategy in end milling process for high speed machining of hardened die/mold steel. *Journal of University of Science and Technology Beijing*, v. 13, n. 3, pg. 240-244, 2006.

TLUSTY, J. High-Speed Machining. *Annals of the CIRP*, v. 42, n. 2, p. 733-738, 1993.

TLUSTY, J.; SMITH, S.; WINFOUGH, W. R. Techniques for the use of long slender end mills in high-speed milling. *Annals of the CIRP*, v. 45, n. 1, p. 393-396, 1996.

TOH, C. K. A study of the effects of cutter path strategies and orientations in milling. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 152, n. 3, p. 346-356, 2004a.

TOH, C. K. Comparison of chip surface temperature between up and down milling orientations in high speed rough milling of hardened steel. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 167, p. 110–118, 2005a.

TOH, C. K. Design, evaluation and optimisation of cutter path strategies when high speed machining hardened mould and die materials. *Materials and Design*, v. 26, p. 517–533, 2005b.

TOH, C. K. Surface topography analysis in high speed finish milling inclined hardened steel. *Precision Engineering*, v. 28, pg. 386–398, 2004b.

TOH, C. K. Vibration analysis in high speed rough and finish milling hardened steel. *Journal of Sound and Vibration*, v. 278, n. 1/2, p. 101-115, 2004c.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. Metal cutting, 4 ed. Woburn: Editora Butterworth-Heinemann, 2000. 446p.

UDDIN, M. S.; IBARAKI, S.; MATSUBARA, A.; NISHIDA, S.; KAKINO, Y. Constant engagement tool path generation to enhance machining accuracy in end milling. *JSME International Journal*, v. 49, n. 1, p.43-49, 2006.

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.

URIARTE, L.; HERRERO, A.; ZATARAIN, M.; SANTISO, G.; LÓPEZ de LACALLE, L. N.; LAMIKIZ, A.; ALBIZURI, J. Error budget and stiffness chain assessment in a micromilling machine equipped with tools less than 0.3 mm in diameter. *Precision Engineering*, v. 31, p. 1–12, 2007.

VENTURA, Carlos Eiji Hirata. *Estudo dos esforços de corte no processo HSM aplicado à abertura de cavidades*. 2010. 185 p. Dissertação (Mestrado) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

VIVANCOS, J.; LUIS, C. J.; COSTA, L. ; ORTÍZ, J. A. Optimal machining parameters selection in high speed milling of hardened steels for injection moulds. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 155-156, p. 1505-1512, 2004.

WANG, J. J. J.; ZHENG, M. Y. On the machining characteristics of H13 tool steel in different hardness states in ball end milling. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 22, p. 855–863, 2003.

WU, X.; KITA, Y.; IKOKU, K. New polishing technology of free form surface by GC. *Journal of Materials Processing Technology*, 2007.

XU, A.-P.; QU, Y.-X.; ZHANG, D.-W.; HUANG, T. Simulation and experimental investigation of the end milling process considering the cutter flexibility. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 43, p. 283–292, 2003.

YANG, M. Y.; CHOI, J. G. A Tool Deflection Compensation System for End Milling Accuracy Improvement. *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME*, v. 120, n. 2, p. 222-229, 1998.

YOUNG, H.T., Cutting temperatures responses to flank wear. *Wear*, v. 210 (1–2), p.117–120, 1996.