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

Análise do desgaste de ferramentas no Fresamento com Alta Velocidade de aços endurecidos

Autor: Adilson José de Oliveira Orientador: Anselmo Eduardo Diniz

07/2007

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

Análise do desgaste de ferramentas no Fresamento com Alta Velocidade de aços endurecidos

Autor: Adilson José de Oliveira Orientador: Anselmo Eduardo Diniz

Curso: Engenharia Mecânica Área de Concentração: Engenharia da Fabricação

Tese de doutorado apresentada à comissão de Pós-Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica, como requisito para obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

> Campinas, 2007 SP – Brasil

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

OL4a	Oliveira, Adilson José de Análise do desgaste de ferramentas no fresamento com alta velocidade de aços endurecidos / Adilson José de Oliveira Campinas, SP: [s.n.], 2007.
	Orientador: Anselmo Eduardo Diniz. Tese (Doutorado) - Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.
	 Usinagem. 2. Aço-ferramenta. 3. Desgaste mecânico. 4. Metalurgia do pó. 5. Cerâmica. I. Diniz, Anselmo Eduardo. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

Título em Inglês: Analysis of tool wear in high speed milling of hardened steels. Palavras-chave em Inglês: Machining, Tool steels, Tool wear, Cemented carbide, Cermet. Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação Titulação: Doutor em Engenharia Mecânica Banca examinadora: Álisson Rocha Machado, Jefferson de Oliveira Gomes, Antonio Batocchio e Eugênio José Zoqui. Data da defesa: 13/07/2007 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

TESE DE DOUTORADO

Análise do desgaste de ferramentas no Fresamento com Alta Velocidade de aços endurecidos

Autor: Adilson José de Oliveira

Orientador: Anselmo Eduardo Diniz

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

Vallan

Prof. Dr. Álisson Rocha Machado Universidade Federal de Uberlândia - UFU

Prof. Dr. Jefferson de Oliveira Gomes Instituto Tecnológico da Aeronáutica - ITA

Prof. Dr. Antonio Batocchio Universidade Estadual de Campinas – UNICAMP

Prof. Dr. Eugênia José Zoqui Universidade Estadual de Campinas – UNICAMP

Campinas, 13 de julho de 2007

Dedicatória

Dedico este trabalho aos meus pais, Antônio e Luzia, que sempre priorizaram os estudos dos filhos e foram fundamentais para meu desenvolvimento pessoal e acadêmico.

Agradecimentos

Este trabalho não poderia ser terminado sem a ajuda de diversas pessoas as quais presto minha homenagem:

Ao professor Anselmo Eduardo Diniz pela oportunidade, pelos fundamentos teóricos e pela paciência em todo o período do meu mestrado e doutorado.

Aos alunos, docentes, técnicos e secretárias da Faculdade de Engenharia Mecânica da Unicamp, que sempre estiveram dispostos a ajudar.

À empresa Sandvik Coromant, principalmente ao Francisco Marcondes, Flávia Silva e Aldeci, pelo suporte de equipamentos e financeiro para a realização desta pesquisa.

À empresa Villares Metals pelo fornecimento dos aços desta pesquisa.

À empresa HEF pelo tratamento térmico dos aços desta pesquisa.

Às funcionárias da Biblioteca da Área de Engenharia (BAE) pelo constante auxílio.

À minha namorada Lucilaine pela paciência e pelos incentivos em todos os momentos.

À minha prima Fabiana pelas incontáveis ajudas ao longo deste trabalho.

À CAPES pela concessão da bolsa de estudos durante o período do curso.

"Um longo caminho é percorrido com a somatória de inúmeros passos!"

Resumo

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

Normalmente, os componentes dos moldes e matrizes responsáveis pela forma das peças manufaturadas têm complexas geometrias e são confeccionados em materiais de elevada dureza, o que torna a atividade de usinagem mais difícil. A utilização do Fresamento com Altas Velocidades tem sido um caminho para a usinagem destes componentes. Esta pesquisa tem como objetivo melhorar a compreensão do desempenho e dos mecanismos de desgaste das ferramentas no Fresamento com Altas Velocidades de aços endurecidos utilizados nos moldes e matrizes. Em operação de semi-acabamento, avaliou-se a utilização de fresas de topo toroidal de metal duro e de cermet em diferentes condições de fresamento no aço ABNT H13 com 50 HR_c de dureza. Em operação de acabamento, avaliou-se a utilização de fresas de topo esférico de metal duro sólido e de pastilhas intercambiáveis montadas em porta-ferramentas de aço e de metal duro no fresamento do aço ABNT D2 com 61 HR_C de dureza. Os principais resultados em operação de semi-acabamento demonstram que a utilização de ferramentas de metal duro com cobertura promove uma maior vida de ferramenta, a inclinação da parede usinada tem forte influência na vida da ferramenta e que o desgaste das ferramentas envolve diferentes mecanismos: no início da vida, principalmente a abrasão, a difusão e/ou "attrition"; e no final da vida, as adesões e os microlascamentos. Em operação de acabamento, os resultados demonstram que a utilização de porta-ferramentas de metal duro proporciona os melhores resultados de vida de ferramenta quando comparada à utilização de porta-ferramentas de aço. Entretanto, os resultados de vida de ferramentas com a utilização de porta-ferramentas de metal duro são inferiores à utilização de fresas de metal duro sólido. O desgaste das ferramentas nas operações de acabamento foi caracterizado por adesões de material da peça na aresta de corte e por microlascamentos.

Palavras Chave

- usinagem, aços endurecidos, desgaste de ferramenta, metal duro, cermet

Abstract

OLIVEIRA, Adilson José de, *Analysis of tool wear in High Speed Milling of hardened steels*, Campinas,: Mechanical Engineering Faculty, State University of Campinas, 2007. 205 p. Thesis (PhD).

Usually, the die and moulds components, which are responsible for the part forms, have complex geometries and are made of high hardness materials, what cause difficulties for their machining. High Speed Milling has become an alternative for machining these components. This work aims to broaden the performance understanding and the wear mechanisms on tools used in High Speed Milling of hardened steels for dies and moulds. In semi-finishing operation, it was analyzed the use of cemented carbide and cermet tools in different cutting conditions in milling of ABNT H13 steel with 50 HR_C of hardness. In finishing operation, it was analysed the use of ball nose solid tools of cemented carbide and indexable inserts assembled on steel and cemented carbide toolholder in milling of ABNT D2 steel with 61 HR_{C} of hardness. The main results in semi-finishing operation showed that the use of coated cemented carbide tool exhibited longer life, the machined surface inclination has a strong influence on tool life, and the tool wear involves different mechanisms: in the beginning of tool life, mainly abrasion and diffusion and/or attrition, and in end of tool life, adhesions and micro chipping. In finishing operation, the results showed that the use of cemented carbide toolholder causes longer tool life than the use of steel toolholder. However, tool life using cemented carbide toolholder is shorter than the using solid tools of cemented carbide. The tool wear in finishing operation was characterized by adhesions of part material and by microchipping.

Key words:

machining, hardened steels, tool wear, cemented carbide, cermet

Sumário

Dedicatória	iv
Agradecimentos	V
Resumo	vii
Abstract	ix
Sumário	xi
Lista de Figuras	XV
Lista das Tabelas	xxii
Lista das Equações	xxiv
Nomenclatura	XXV
Capítulo 1	1
Introdução	1
Capítulo 2	4
Usinagem com Alta Velocidade em Moldes e Matrizes	4
2.1 – Introdução	4
2.2 – Moldes e matrizes	5

2.3 – Manufatura de moldes e matrizes	6
2.4 – Fresamento de aços endurecidos para moldes e matrizes	9
2.5 – Integridade da superfície nos moldes e matrizes	14
2.6 – Máquinas-ferramentas na Usinagem com Alta Velocidade	17
2.6.1 – Estrutura da máquina-ferramenta	17
2.6.2 – Acionamentos	20
2.6.3 – Eixo-árvore	22
2.6.4 – Interfaces entre o eixo-árvore e a ferramenta	24
2.7 – Vibrações na Usinagem com Altas Velocidades	30
2.8 – Estratégias de Usinagem no Fresamento com Altas Velocidades	32
Capítulo 3	41
Materiais de ferramentas no fresamento de moldes e matrizes	41
3.1 – Introdução	41
3.2 – Substrato no Metal Duro	42
3.3 – Substrato no Cermet	47
3.4 – Tratamento do substrato para deposição de coberturas	51
3.5 – Preparação da microgeometria na aresta de corte	54
3.6 – Deposição de coberturas	56
Capítulo 4	62
Materiais, equipamentos e planejamento experimental	62
4.1 – Introdução	62

4.2 – Máquina-ferramenta	63
4.3 – Ferramentas, porta-ferramenta e mandril	63
4.4 – Avaliação da microdureza do substrato das ferramentas	66
4.5 – Materiais usinados	66
4.6 – Aplicação da Mínima Quantidade de Fluido (MQF)	70
4.7 – Monitoramento do processo	71
4.8 – Procedimentos Experimentais	73
4.9 – Planejamento Experimental	75
Capítulo 5	80
Resultados e Discussões	80
5.1 – Fase 1 dos ensaios de fresamento em semi-acabamento	80
5.1.1 – Mecanismos de desgaste nas ferramentas	86
5.1.2 – Rugosidade	92
5.2 – Fase 2 dos ensaios de fresamento em semi-acabamento	99
5.2.1 – Mecanismos de desgaste nas ferramentas	103
5.2.2 – Rugosidade	116
5.3 – Fase 3 dos ensaios de fresamento em semi-acabamento	125
5.3.1 – Mecanismos de desgaste nas ferramentas	128
5.3.2 – Rugosidade	133
5.4 – Fase 4 com ensaios de fresamento em acabamento	136
5.4.1 – Mecanismos de desgaste nas ferramentas	145

5.4.2 – Rugosidade	154
5.5 – Fase 5 com ensaios de fresamento em acabamento	159
5.5.1 – Mecanismos de desgaste nas ferramentas	173
5.5.2 – Rugosidade	180
Capítulo 6	186
Conclusões e sugestões para trabalhos futuros	186
Referências bibliográficas	189
Anexo 1	203
Tabelas das Análises de Variância	203

Lista de Figuras

Figura 2.1 - Fatores relacionados ao conceito de Usinagem com Altas Velocidades (adaptado d
SCHULZ e MORIWAKI, 1992)
Figura 2.2 – Exemplos das fresas de topo (adaptado de SANDVIK, 2006)
Figura 2.3 – Geometria do corte com ferramenta esférica ou toroidal1
Figura 2.4 – Viabilidade econômica para reafiações de ferramentas sólidas (LACALLE et al. 2002a)12
Figura 2.5 – Topografia de superfícies fresadas em função dos parâmetros de usinagem (adaptado de HIOKI, 2006)10
Figura 2.6 – Dispositivo para deformação plástica superficial (LACALLE et al., 2005)1
Figura 2.7 – Análise por Elementos Finitos da estrutura de uma máquina-ferramenta (adaptado d ALTINTAS et al., 2005)1
Figura 2.8 – Eixo-árvore para máquina-ferramenta de Usinagem com Alta Velocidade2
Figura 2.9 – Interface mandril e ferramenta/porta-ferramenta2
Figura 2.10 – Deformação no eixo-árvore influenciada pela força centrífuga2
Figura 2.11 – Sistema de fixação do mandril HSK no eixo-árvore (HANNA, AGAPIOU
STEPHENSON, 2002) 29

Figura 2.12 – Variação no ângulo de contato em função da geometria da peça (CHAN et a 2003)	1., 33
Figura 2.13 – Usinagem de cavidade com estratégia de contorno3	35
Figura 2.14 – Usinagem de canal com estratégia trocoidal3	35
Figura 2.15 – Coeficiente de flexibilidade em função da relação L ³ /D ⁴ na deflexão para fresas o metal duro sólido (SALGADO et al., 2005)4	de 40
Figura 3.1 – Micrografia do metal duro com gradiente funcional (LENGAUER e DREYEI 2002)4	R, 16
Figura 3.2 – Microestrutura do cermet (ZACKRISSON e ANDRÉN, 1999)4	18
Figura 3.3 – Variação na microdureza em função da variação do Nitrogênio no Ti(C _{1-x} ,N (ZHANG, 1993)5	[_x) 50
Figura 3.4 – Estrutura de um gradiente funcional: (a) uma única fase de partículas duras e (acom mais do que uma fase de partículas duras (adaptado de LENGAUER e DREYER 2002)	b) R, 51
Figura 3.5 – Tratamentos de superfície no substrato de metal duro antes da deposição o cobertura (TÖNSHOFF et al., 1999)5	de 53
Figura 3.6 – Microgeometria em função da preparação da aresta de corte5	55
Figura 3.7 – Tipos de estruturas para deposição de coberturas (PRENGEL et al., 2001)6	50
Figura 4.1 – Centro de Usinagem Vertical Mori Seiki utilizado nos experimentos6	53
Figura 4.2 – Pastilhas, porta-ferramenta e mandril utilizados nos ensaios de semi-acabamento _6	54
Figura 4.3 – Pastilhas, porta-ferramenta e mandril utilizados nos ensaios de acabamento6	65
Figura 4.4 – Corpo-de-prova utilizado nos ensaios com inclinação de 45º e material H136	57
Figura 4.5 – Corpo-de-prova utilizado nos ensaios com inclinação de 75° e material H136	57
Figura 4.6 – Corpo-de-prova utilizado nos ensaios com inclinação de 75º e material D26	58

Figura 4.7 – Micrografia do aço ABNT H13 atacado com Nital 10%	69
Figura 4.8 – Micrografia do aço ABNT D2 atacado com Nital 10%	69
Figura 4.9 – Aplicação da Mínima Quantidade de Fluido (MQF) nos ensaios	71
Figura 4.10 – Verificação da rugosidade no sentido transversal e longitudinal	72
Figura 4.11 – Incremento na entrada e saída da ferramenta para manter a velocidade de av programada	vanço 74
Figura 4.12 – Geometria do corte com parede inclinada e ferramenta esférica	75
Figura 5.1 – Vida de ferramenta vs tipos de ferramentas para $v_c = 300$ m/min, $f_z = 0,20$ m incr. em $a_e = 0,5$ mm, incr. em $a_p = 0,25$ mm e inclinação da parede de 45°	1m/dt, 81
Figura 5.2 – Microestrutura do cermet (CT530) e do metal duro (GC1025)	83
Figura 5.3 – Microgeometria da aresta de corte nas ferramentas de cermet e de metal duro	85
Figura 5.4 – Superfície de folga na ferramenta de metal duro com cobertura (réplica 1)	87
Figura 5.5 – Superfície de folga na ferramenta de metal duro sem cobertura (réplica 2)	89
Figura 5.6 – Superfície de folga na ferramenta de cermet sem cobertura (réplica 2)	90
Figura 5.7 – Superfície de folga na ferramenta de cermet com cobertura (réplica 3)	91
Figura 5.8 – Rugosidade Média (R _a) vs tipos de ferramentas (réplica 1)	94
Figura 5.9 – Rugosidade Média (R _a) vs tipos de ferramentas (réplica 2)	94
Figura 5.10 – Rugosidade (Rz) vs tipos de ferramentas (réplica 1)	96
Figura 5.11 – Rugosidade (Rz) vs tipos de ferramentas (réplica 2)	96
Figura 5.12 – Superfície de folga das ferramentas novas de metal duro com cobertura	97
Figura 5.13 – Procedimento para determinação da espessura média do cavaco nos ensaios	_100

Figura 5.14 – Vida de ferramenta vs condições de usinagem para $v_c = 300$ m/min e increme em $a_p = 0.25$ mm	ento 100
Figura 5.15 – Decomposição da forca resultante em função da inclinação da parede	101
Figura 5.16 – Superfície de folga ($f_z = 0.25 \text{ mm/dt}$, incr. em $a_e = 0.40 \text{ mm}$, inclinação de 45°)	103
Figura 5.17 – Superfície de folga ($f_z = 0,30$ mm/dt, incr. em $a_e = 0,32$ mm, inclinação de 45°)	104
Figura 5.18 – Superfície de folga ($f_z = 0,20 \text{ mm/dt}$, incr. em $a_e = 0,51 \text{ mm}$, inclinação de 75°)	105
Figura 5.19 – Superfície de folga ($f_z = 0,30$ mm/dt, incr. em $a_e = 0,34$ mm, inclinação de 75°)	105
Figura 5.20 – Desgaste de flanco (VB _B) com 10 minutos de usinagem	107
Figura 5.21 – Desgaste de flanco (VB _B) com 20 minutos de usinagem	109
Figura 5.22 – Desgaste de flanco (VB _B) com 30 minutos de usinagem	111
Figura 5.23 – Desgaste de flanco (VB _B) com 40 minutos de usinagem	112
Figura 5.24 – Desgaste de flanco (VB _B) com 50 minutos de usinagem	113
Figura 5.25 – Desgaste de flanco (VB _B) com 60 minutos de usinagem	114
Figura 5.26 – Rugosidade Média (R _a) vs condições de usinagem (réplica 1)	117
Figura 5.27 – Rugosidade Média (R _a) vs condições de usinagem (réplica 2)	117
Figura 5.28 – Rugosidade (R _z) vs condições de usinagem (réplica 1)	119
Figura 5.29 – Rugosidade (Rz) vs condições de usinagem (réplica 2)	119
Figura 5.30 – Perfil de rugosidade longitudinal com inclinação de parede de 45°	122
Figura 5.31 – Perfil de rugosidade longitudinal com inclinação de parede de 75°	123
Figura 5.32 – Vida de ferramenta vs MQF (vazão de 12 ml/h e pressão de 4,5 bar)	126
Figura 5.33 – Superfície de folga com aplicação de MQF (Óleo Integral)	128
Figura 5.34 – Superfície de folga com aplicação de MQF (Óleo Integral com Teflon)	130

Figura 5.35 – Rugosidade Média (R _a) vs Mínima Quantidade de Fluido (réplica 1)133
Figura 5.36 – Rugosidade Média (R _a) vs Mínima Quantidade de Fluido (réplica 2)133
Figura 5.37 – Rugosidade (Rz) vs Mínima Quantidade de Fluido (réplica 1)134
Figura 5.38 – Rugosidade (R _z) vs Mínima Quantidade de Fluido (réplica 2)134
Figura 5.39 – Porta-ferramentas de metal duro e de aço para fixação de pastilha esférica137
Figura 5.40 – Vida de ferramenta vs condições de usinagem para incr. em $a_e = 0,25$ mm, $f_z = 0,15$ mm/dt , porta-ferramenta de metal duro e ferramentas da classe P20A139
Figura 5.41 – Relação entre tenacidade e resistência ao desgaste para os aços-ferramenta (ROBERTS e CARY, 1992)141
Figura 5.42 – Vida de ferramenta vs material de porta-ferramenta e classe do metal duro ($v_c = 250 \text{ m/min}, f_z = 0,15 \text{ mm/dt}, \text{ incr. em } a_p = 0,173 \text{ mm e incr. em } a_e = 0,15 \text{ mm}$)142
Figura 5.43 – Superfície de folga (pastilha da classe P10A e porta-ferramenta de metal duro)_145
Figura 5.44 – Superfície de saída (pastilha da classe P10A e porta-ferramenta de metal duro)_147
Figura 5.45 – Superfície de folga (pastilha da classe P20A e porta-ferramenta de metal duro)_148
Figura 5.46 – Superfície de saída (pastilha da classe P20A e porta-ferramenta de metal duro)_149
Figura 5.47 – Superfície de folga (pastilha da classe P10A e porta-ferramenta de aço)150
Figura 5.48 – Superfície de folga (pastilha da classe P20A e porta-ferramenta de aço)151
Figura 5.49 – Rugosidade Média (R _a) vs material de porta-ferramenta e classe do metal duro (réplica 1)155
Figura 5.50 – Rugosidade Média (R _a) vs material de porta-ferramenta e classe do metal duro (réplica 2)155
Figura 5.51 – Rugosidade (R_z) vs material de porta-ferramenta e classe do metal duro (réplica 1)

Figura 5.52 – Rugosidade (R_z) vs material de porta-ferramenta e classe do metal duro (réplica 2)

Figura 5.53 – Vida de ferramenta vs tipo e diâmetro de fresa para operação de acabamento (v_c =
250 m/min, $f_z = 0.15$ mm/dt, e incremento em $a_e = 0.15$ mm)161
Figura 5.54 – Montagens dos porta-ferramentas de metal duro nos respectivos mandris (diâmetros de 8, 12 e 16 mm)165
Figura 5.55 – Deflexão Máxima nos porta-ferramentas de diâmetro 8, 12 e 16 mm determinadas pelo Método dos Elementos Finitos166
Figura 5.56 – Rigidez nos porta-ferramentas de metal duro de 8, 12 e 16 mm167
Figura 5.57 – Secção transversal da fresa de metal duro sólido com diâmetro de 12 mm168
Figura 5.58 – Secção transversal da fresa de metal duro sólido com diâmetro de 8 mm168
Figura 5.59 – Deflexão Máxima nas fresas de metal duro sólido de diâmetro 12 e 8 mm determinadas pelo Método dos Elementos Finitos169
Figura 5.60 – Freqüência Natural e Freqüência de Usinagem para as ferramentas utilizadas nos ensaios de fresamento em operação de acabamento172
Figura 5.61 – Superfície de folga (fresa de metal duro sólido de diâmetro 8 mm)173
Figura 5.62 – Superfície de folga (fresa de metal duro sólido de diâmetro 12 mm)175
Figura 5.63 – Superfície de folga (pastilha montada em porta-ferramenta de metal duro de diâmetro 8 mm)177
Figura 5.64 – Superfície de folga (pastilha montada em porta-ferramenta de metal duro de diâmetro 12 mm)178
Figura 5.65 – Rugosidade Média (R _a) vs tipo e diâmetro da ferramenta (réplica 1)181
Figura 5.66 – Rugosidade Média (R _a) vs tipo e diâmetro da ferramenta (réplica 2)181
Figura 5.67 – Rugosidade (R _z) vs tipo e diâmetro da ferramenta (réplica 1)183

Figura 5.68 -	- Rugosidade	(R_z) vs tipo	e diâmetro da	ferramenta	(réplica 2)	183
0	0				\ I /	

Lista das Tabelas

Tabela 3.1 – Propriedades dos carbonetos utilizados no metal duro (EXNER, 1979)42
Tabela 3.2 – Influência da quantidade de aglomerante nas propriedades do metal duro (SANTHANAM, TIERNEY e HUNT, 1990)44
Tabela 3.3 – Propriedades do Cermet em função da composição química (TÖNSHOFF, WOBKER e CASSEL, 1994)49
Tabela 3.4 – Propriedades de diferentes materiais para coberturas (FOX-RABINOVICH, 2006; BUNSHAH, 2001; D'ERRICO e GUGLIELMI, 1998) 59
Tabela 4.1 – Composição química dos aços-ferramenta utilizados nos ensaios (% em massa)70
Tabela 4.2 – Condições de usinagem utilizadas na fase 1 dos experimentos76
Tabela 4.3 – Condições de usinagem utilizadas na fase 2 dos experimentos77
Tabela 4.4 – Condições de usinagem utilizadas na fase 3 dos experimentos77
Tabela 4.5 – Condições de usinagem utilizadas na fase 4 dos experimentos78
Tabela 4.6 – Condições de usinagem utilizadas na fase 5 dos experimentos79
Tabela 5.1 – Composição química dos substratos nas ferramentas da fase 1 (% em massa)83
Tabela 5.2 – Composição química e microdureza dos substratos nas ferramentas da fase 4143
Tabela 5.3 – Composição química e microdureza dos substratos nas ferramentas da fase 5162

Tabela 8.1 – Análise de Variância dos resultados da fase 1	203
Tabela 8.2 – Análise de Variância dos resultados da fase 2	204
Tabela 8.3 – Análise de Variância dos resultados da fase 3	204
Tabela 8.4 – Análise de Variância dos resultados da fase 4	204
Tabela 8.5 – Análise de Variância dos resultados da fase 5	205

Lista das Equações

Equação 2.1	38
Equação 2.2	38
Equação 2.3	38
Equação 5.1	93
Equação 5.2	93

Nomenclatura

Letras Latinas

ae	profundidade radial de usinagem	[mm]
a _p	profundidade axial de usinagem	[mm]
De	diâmetro equivalente	[mm]
E	Módulo de Elasticidade	
F	Força	[N]
$\mathbf{f}_{\mathbf{z}}$	avanço por dente	[mm/dente]
HB	Hardness Brinell – Dureza Brinell	[kgf/mm ²]
$h_{\rm m}$	espessura média do cavaco	[mm]
HR _C	Hardness Rockwell – Dureza Rockwell	[kgf/mm ²]
HV	Hardness Vickers – Dureza Vickers	[kgf/mm ²]
Ι	Momento de Inércia	[mm ⁴]
k	rigidez	[N/mm]
L	comprimento em balanço da ferramenta	[mm]
R _{EF}	Raio efetivo de corte da ferramenta	[mm]

	Rε	Raio da ferramenta	[mm]		
	Vc	velocidade de corte	[m/min]		
	$v_{\rm f}$	velocidade de avanço	[mm/min]		
Letras Gregas					
	α	ângulo de inclinação da parede	[graus]		
	δ	deflexão máxima da ferramenta	[mm]		
	μ	coeficiente de atrito			
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
- CVD Chemical Vapour Depositation Deposição Física a Vapor
- DLC *Diamond Like Carbon* Diamante como carbono
- EDS Spectroscopy of Dispersive Energy Espectroscopia de Energia Dispersiva
- MEV Microscópio Eletrônico de Varredura
- MQL Mínima Quantidade de Lubrificante
- TPB Tempo de Processamento de Bloco
- TRM Tempo de Resposta da Máquina

Capítulo 1

Introdução

A manufatura de um grande número de componentes na indústria depende de moldes e matrizes para processos como injeção de plástico, forjamento, metalurgia do pó, estampagem e fundição. Normalmente, os moldes e matrizes são compostos por peças com complexas geometrias confeccionadas em materiais de elevada dureza, o que torna a atividade de usinagem mais difícil. Apesar dos moldes e matrizes representarem um pequeno investimento comparado a todo programa de produção, seu projeto e manufatura representam um aspecto fundamental no tempo total de desenvolvimento. Outro fator importante é que, em determinados processos, a qualidade dos moldes e matrizes implica diretamente na qualidade das peças produzidas (ALTAN; LILLY e YEN, 2001; ALTAN et al., 1993).

As técnicas de construção rápida de protótipos (estereolitografia, impressão 3D, microfundição etc.) têm possibilitado a redução no tempo de execução física das unidades necessárias. Trata-se de técnicas de construção de peças que não necessitam de moldes ou matrizes a serem fabricados. Sintetizando, é a confecção da peça em uma máquina baseada em informações matemáticas ou desenho em sistemas CAD. Entretanto, os modelos construídos por estas técnicas têm uma séria limitação: não permitem que testes físicos sejam realizados, pois os materiais, geralmente, não são os mesmos das peças em produção. Outro inconveniente pode ser o acabamento superficial do protótipo, o qual é, normalmente, inferior aos de peças usinadas (ULRICH e EPPINGER, 2004; ROSOCHOWSKI e MATUSZAK, 2000).

Na indústria aeroespacial, modernas técnicas de manufatura incluem a usinagem de complexas geometrias nos componentes a partir de blocos monolíticos. Os componentes são caracterizados pela alta quantidade de material a ser removido, que pode ser superior a 80% de todo o volume da peça bruta. Estes componentes monolíticos substituem montagens de chapas de metal, resultando em substancial redução nos custos e melhoria no desempenho, pois são mais resistentes, leves e possuem dimensões mais precisas do que as chapas de metal. Esta troca ainda permite uma grande redução no inventário de gabaritos e sistemas de fixação para as montagens de chapas (WECK e STAIMER, 2003; SCHMITZ et al., 2001).

A utilização do conceito de Usinagem com Altas Velocidades tem sido um caminho comum para as áreas de prototipagem, componentes na indústria aeroespacial, automobilística, moldes e matrizes. O conceito de Usinagem com Altas Velocidades é o resultado de avanços em diferentes áreas do conhecimento: modelamento e simulação tridimensional utilizando ferramentas CAD/CAE/CAM; capacidade de armazenamento e processamento dos comandos numéricos computadorizados; estruturas, acionamentos e controle das máquinas-ferramentas; materiais, geometrias e coberturas das ferramentas de corte; sistemas de fixação das ferramentas e peças.

Muitas vantagens da utilização do conceito de Usinagem com Altas Velocidades podem ser citadas. As referências mais comuns são: as altas taxas de remoção de material, baixas forças de corte, mínimas distorções nas peças, a capacidade de usinar finas paredes, a utilização de simples dispositivos de fixação, ótimos acabamentos superficiais, pequeno ou nenhum dano térmico à integridade da superfície da peça, peças livres de rebarbas, fácil manuseio dos cavacos, redução no tempo total de produção e facilidade da construção de uma segunda peça. Por outro lado, alguns inconvenientes têm sido identificados: alta taxa de desgaste nas ferramentas, necessidade de dispendiosos materiais para ferramentas, balanceamento de ferramentas, portas-ferramentas de precisão, eixos-árvore com baixas vidas (tipicamente 5000 a 10000 horas na máxima rotação), alto investimento inicial nas máquinas-ferramentas e nos sistemas de controle (DEWES e ASPINWALL, 1997).

Para a usinagem da maioria das ligas de alumínio, a máxima velocidade de corte não é limitada pelo desgaste nas ferramentas de corte e a tecnologia para Usinagem com Altas Velocidades está disponível em termos de equipamentos e aplicativos. Entretanto, para a usinagem de ligas de titânio, aços endurecidos e ligas à base de níquel, a velocidade de corte é ainda limitada pelo desgaste das ferramentas (SCHULZ e MORIWAKI, 1992).

Ferramentas de metal duro com ou sem cobertura, cermets, cerâmicas e nitreto de boro cúbico (PCBN) são utilizadas na Usinagem com Alta Velocidade em aços endurecidos. Porém, essencial para a escolha do correto material de corte é o conhecimento das propriedades do material da ferramenta e dos mecanismos de desgastes no processo (SCHULZ, 1995; SCHULZ e MORIWAKI, 1992).

Devido ao aumento na temperatura de corte e na freqüência do processo, causadas pelas maiores velocidades de corte, os mecanismos de desgaste das ferramentas podem mudar em decorrência dos elevados carregamentos térmicos e mecânicos nos materiais de corte. Parâmetros de usinagem para cada situação não são encontrados com facilidade na literatura causando, em muitas situações, a utilização de parâmetros baseados na prática da usinagem convencional. Portanto, um acréscimo na vida da ferramenta pode ser alcançado pela determinação dos fenômenos de desgaste e posterior escolha apropriada dos materiais da ferramenta, parâmetros tecnológicos e estratégias de usinagem (DAVIES, BURNS e SCHMITZ, 1999).

Esta pesquisa tem como principal objetivo melhorar a compreensão do desempenho e dos mecanismos de desgastes atuantes nas ferramentas de metal duro e de cermet no fresamento de aço endurecido em operações de semi-acabamento, com fresas de topo toroidal; e no acabamento, com fresas de topo esférico de metal duro sólido e com pastilhas intercambiáveis montadas em porta-ferramentas. Assim, as seguintes variáveis serão consideradas nos ensaios de semi-acabamento: material do substrato, presença e ausência de cobertura, alteração no avanço por dente (f_z) e na profundidade radial de usinagem (a_e) mantendo a espessura média do cavaco (h_m) constante, inclinação da parede e aplicação da técnica de Mínima Quantidade de Fluido (MQF). Nos ensaios de acabamento, as seguintes variáveis serão consideradas: material do substrato, material do porta-ferramenta, diâmetro e tipo da fresa (metal duro sólido e pastilhas intercambiáveis montadas em porta-ferramenta).

Capítulo 2

Usinagem com Alta Velocidade em Moldes e Matrizes

2.1 – Introdução

A Usinagem com Altas Velocidades é conhecida como um dos mais efetivos processos de manufatura e de prototipagem rápida que proporcionam a usinagem de diversos materiais com excelente qualidade de forma e dimensão. Entretanto, o conceito de Usinagem com Altas Velocidades não é de simples definição. Normalmente ele define processos em que as velocidades de corte são de cinco a dez vezes superiores às velocidades de corte convencionais e com valores de avanço e de profundidade de usinagem bem menores do que aqueles utilizados nas usinagens convencionais. Entretanto, o conceito não está simplesmente relacionado à velocidade de corte. Fatores como máquina-ferramenta, ferramenta de usinagem, material e forma da peça a ser usinada, além do próprio processo a ser elaborado, interagem com o objetivo de obter resultados específicos nas operações de usinagem (SHIN et al., 2003; SANTOS et al., 2003; SCHULZ e MORIWAKI, 1992).

A compreensão dos diferentes elementos relacionados ao processo de Usinagem com Alta Velocidade (desgaste de ferramentas, estratégias de corte, vibrações, sistemas de fixação de peça e ferramenta) pode contribuir fortemente para a redução do tempo e dos custos do processo bem como para a melhoria da qualidade das peças, uma melhor utilização das ferramentas de usinagem e das máquinas-ferramentas além da segurança do operador.

O objetivo deste capítulo é discorrer sobre os elementos relacionados ao conceito da Usinagem com Altas Velocidades em moldes e matrizes, abordando assuntos ligados aos materiais usinados, à determinação do processo de usinagem, à integridade da superfície das peças usinadas, às máquinas-ferramentas e às estratégias de usinagem.

2.2 – Moldes e matrizes

Moldes e matrizes são agrupamentos de componentes funcionais e de suporte. Na injeção de plástico e fundição, os componentes funcionais são denominados cavidade e insertos; no forjamento, são chamados de matrizes e na estampagem são, usualmente, denominados punções e matrizes. Componentes de suporte são normalmente peças padronizadas e que asseguram o funcionamento da montagem em áreas como alinhamento, mecanismo de injeção, aquecimento e resfriamento do molde. Com a utilização de componentes padronizados, o tempo necessário de manufatura de um molde ou matriz é dedicado, principalmente, à confecção dos componentes os quais estão relacionados com a forma das peças produzidas pela ferramenta, ou seja, matrizes, punções, insertos etc. (ALTAN et al., 1993).

Para um produto ser atrativo, ele deve promover no potencial consumidor uma forte sedução visual. Entre os elementos associados com esta atração estão o tamanho, a forma e as cores alinhadas com últimas tendências (ULRICH e EPPINGER, 2004; SHIGLEY, MISCHKE, BUDYNAS, 2004). Do ponto de vista da forma, geometrias complexas cada vez mais são utilizadas com este objetivo e, como uma grande parcela dos produtos é dependente de moldes e matrizes para sua confecção, necessita-se que o negativo dessa forma seja confeccionado nos componentes funcionais dos moldes e matrizes. A complexidade dessas geometrias é um dos fatores determinantes no tempo de construção dos componentes funcionais e no custo dos moldes e matrizes.

Os aços-ferramenta são os materiais preferidos para a construção dos componentes funcionais dos moldes e matrizes, apesar de a participação de algumas ligas de alumínio em aplicações específicas para esses componentes em moldes para injeção venha sendo incrementada (UNGER, 2006). Segundo Rorberts e Cary (1992), a seleção de um aço-ferramenta para uma determinada operação deve correlacionar as propriedades do aço com as necessidades do processo. Muitos aços-ferramenta têm desempenho satisfatório na mesma aplicação e a escolha,

nestes casos, deve ser embasada no custo-benefício. As propriedades de maior importância para seleção dos aços-ferramenta são: dureza, resistência ao desgaste, tenacidade, dureza a quente, profundidade de têmpera e tamanho de grão.

A ampla variedade de aços-ferramenta empregados nessa função é um outro complicador a ser considerado na manufatura. Mais ainda, existe a possibilidade da utilização de um mesmo aço-ferramenta com diferentes propriedades em função do tratamento térmico escolhido. Para forjamento e fundição, a escolha é, geralmente, de aços-ferramenta para trabalho a quente (série H), os quais podem resistir às temperaturas envolvidas no processo, tipicamente entre 315 a 650 °C. Entre eles estão o H13 (alto teor de cromo) e H21 (alto teor de tungstênio), que são utilizados com dureza de 45 a 56 HR_c. Para a área de moldes plásticos, são empregados aços-ferramenta para trabalho a frio incluindo P20, P6, 01, S7 e alguns aços inoxidáveis. Durezas típicas de aplicação destes aços estão entre 32 e 58 HR_c. A ampla variedade de aços empregados na área de moldes plásticos reflete a diversidade de plásticos que podem ser processados. Para ferramental de estampagem, os aços-ferramenta A2, D2, D4, M2 e M4 são utilizados com dureza superior a 58 HR_c (FALLBÖHMER et al., 2000; DEWES e ASPINWALL, 1997; RORBERTS E CARY, 1992).

Do ponto de vista do mercado, conforme Coldwell et al. (2003) e Altan, Lilly e Yen (2001), entre os maiores desafios da indústria de moldes e matrizes estão: a redução dos preços e da margem de lucro, o que promove uma forte necessidade de controlar e reduzir os custos; a diminuição do tempo de manufatura; a extensão dos serviços como assistência no desenvolvimento do projeto, realização do lote inicial e manuseio; falta de mão-de-obra qualificada, resultando em elevados investimentos no treinamento para utilização de tecnologias atuais; a concorrência internacional e o grande número de empresas no segmento.

2.3 – Manufatura de moldes e matrizes

Os métodos para fabricação de moldes e matrizes sofreram grandes mudanças nas últimas duas décadas. É comum verificar na literatura de 20 anos atrás, entre as técnicas de usinagem de moldes e matrizes, a descrição de gabaritos (chapelonas), fresadoras copiadoras, acessórios para duplicação de geometrias, máquinas para gravação (pantógrafos), além da utilização de outros processos, como a cunhagem e a eletroerosão (GRANVILL e DENTON, 1980). Estes processos

tornaram-se capazes de construir complexas geometrias. Entretanto, necessitam de um extenso tempo de manufatura e exigem alta qualificação de funcionários na operação de determinados equipamentos.

A eletroerosão, a qual pode ser a fio ou de mergulho, é amplamente utilizada para a confecção de moldes em aços-ferramenta com elevada dureza. Este processo tem precisão, é capaz de produzir estreitas e profundas cavidades bem como proporcionar que a máquina não necessite da presença de um operador durante todo o tempo de operação. Além disso, a produtividade neste processo está mais relacionada com a condutividade elétrica do material a ser trabalhado do que com sua dureza (DEWES e ASPINWALL, 1997).

Contudo, o processo de eletroerosão apresenta algumas desvantagens. Inicialmente, em operações de desbaste, o processo é relativamente lento ao ser comparado, em volume de material removido, com o fresamento. No acabamento, esta relação torna-se ainda maior, devido ao fato de, no processo de eletroerosão, a necessidade de se alcançar a precisão e a integridade da superfície no molde ou matriz requerer maior prudência. Por esse motivo, é freqüente o emprego de técnicas de acabamento manual ou eletro-químico nos moldes e matrizes. Ainda, a confecção de eletrodos para a utilização no processo de eletroerosão é um dos fatores que consome grande parte do tempo e eleva o custo do processo. A utilização de fluidos dielétricos, na eletroerosão, causa problemas ambientais além de apresentar um potencial risco de fogo (KECELJ et al., 2004; DEWES e ASPINWALL, 1997; ALTAN et al., 1993).

Portanto, processos que possam superar estas desvantagens tornam-se interessantes para a indústria de moldes e matrizes. Contudo, a mudança para outra técnica depende principalmente de uma análise da geometria da peça a ser manufaturada. A utilização da técnica da Usinagem com Altas Velocidades tem sido cada vez mais empregada neste setor da indústria. Entretanto, uma idéia coerente é imaginar, em determinadas aplicações, estas técnicas como complementares e não como concorrentes (LÖTTGEN, 2003).

A técnica da Usinagem com Altas Velocidades foi inicialmente empregada na usinagem de componentes estruturais de ligas de alumínio na indústria aeroespacial. Entretanto, a indústria de moldes e matrizes tem empregado esta tecnologia para a produção de componentes, incluindo os manufaturados a partir de aços-ferramenta endurecidos (KOSHY, DEWES e ASPINWALL, 2002).

Do ponto de vista da velocidade de corte, no fresamento, o conceito de Usinagem com Alta Velocidade é geralmente designado ao se utilizar velocidades que são de 5 a 10 vezes superiores às velocidades convencionais. No caso de operações de acabamento de moldes e matrizes utilizando ferramentas esféricas com pequenos diâmetros efetivos de corte, com altas rotações do eixo-árvore, pequena profundidade radial de usinagem (a_e) e elevadas taxas de avanço, esta definição baseada na velocidade de corte deve ser ampliada (SCHULZ, ABELE e SAHM, 2001).

Portanto, o conceito de Usinagem com Altas Velocidades não está unicamente relacionado à velocidade de corte, mas ao desenvolvimento de um conjunto de elementos envolvidos neste processo de manufatura. A figura 2.1 demonstra os fatores relacionados ao conceito de Usinagem com Altas Velocidades.



Figura 2.1 – Fatores relacionados ao conceito de Usinagem com Altas Velocidades (adaptado de SCHULZ e MORIWAKI, 1992)

Como pode ser verificado na figura 2.1, a Usinagem com Alta Velocidade não está baseada simplesmente na velocidade de corte. O processo requer: a) uma máquina-ferramenta adequada

do ponto de vista de rigidez, rotação, velocidade de avanço, recursos no comando para processamento das informações, maior taxa de aceleração e desaceleração; b) ferramentas de corte com substratos de microgrãos específicos para cada situação, coberturas bastante resistentes ao desgaste e aresta de corte otimizada; c) cuidados específicos na fixação da ferramenta, na geração de estratégias de corte e na correta capacitação das pessoas envolvidas (ALTAN, LILLY e YEN, 2001).

2.4 – Fresamento de aços endurecidos para moldes e matrizes

Na construção de moldes e matrizes pelo processo de fresamento são, normalmente, utilizadas fresas de topo. Estas ferramentas proporcionam a execução de superfícies de formas complexas, rasgos e cortes de diferentes tipos e tamanhos. A versatilidade das fresas de topo está relacionada ao fato de estas possuírem arestas de corte tanto na sua periferia quanto no topo. A aresta lateral pode ser reta ou cônica e o topo pode ser reto, toroidal ou esférico. Construtivamente, as fresas de topo podem ser sólidas, com pastilhas soldadas ou com pastilhas intercambiáveis (SANDVIK, 2006). A figura 2.2 demonstra alguns exemplos de fresas de topo.



Figura 2.2 – Exemplos das fresas de topo (adaptado de SANDVIK, 2006)

Normalmente, o fresamento concordante é mais favorável do que o discordante. No fresamento discordante, devido à menor espessura de corte na entrada da ferramenta, a pressão específica de corte torna-se maior e, consequentemente, o calor gerado também aumenta. A vida útil da ferramenta, nestas condições de corte, torna-se menor, podendo chegar a uma redução de
50%. 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; SCHULZ, 1995).

No fresamento de superfícies complexas, a exata forma não pode ser usinada mesmo com a utilização de ferramenta esférica ou toroidal. O perfil apenas pode ser aproximado devido à rugosidade, a qual é principalmente determinada pela profundidade radial de usinagem (a_e) e pela profundidade axial de usinagem (a_p). Entretanto, devido à alta velocidade de corte e de avanço, é possível, com a Usinagem com Alta Velocidade, minimizar a rugosidade com a redução dos valores da profundidade radial de usinagem (a_e) e profundidade axial de usinagem (a_p) sem uma grande desvantagem no tempo de corte quando comparado a outros processos (SCHULZ, 1995).

Ferramentas esféricas e toroidais produzem um cavaco duplamente curvado, conforme a figura 2.3. Com as ferramentas esféricas e uma superfície usinada perpendicular ao eixo da fresa, a velocidade de corte no centro da ferramenta é zero e a espessura de corte é muito pequena. Estas características causam lascamentos na aresta de corte e, consequentemente, a deterioração na qualidade da superfície da peça. Entretanto, na maioria das usinagens com essas ferramentas, as superfícies geradas não são perpendiculares ao eixo da fresa. Com paredes inclinadas ou curvadas, o problema relacionado com a velocidade de corte é reduzido, pois o diâmetro efetivo de corte é aumentado (KANG et al., 2001; SCHULZ, 1995).



Figura 2.3 – Geometria do corte com ferramenta esférica ou toroidal

Schulz (1995) descreve que no fresamento com ferramentas esféricas, o processo de corte e o desgaste da ferramenta podem ser influenciados e otimizados pela inclinação do eixo da ferramenta em relação à superfície usinada. Utilizando-se o corte concordante, uma estratégia de corte descendente e uma inclinação da ferramenta em relação à superfície usinada entre 10° e 20°, obtêm-se os melhores resultados para o Fresamento com Alta Velocidade na indústria de moldes e matrizes. Entretanto, a manutenção do ângulo de contato da ferramenta e superfície usinada é uma difícil tarefa em superfícies complexas, mesmo com a utilização de uma máquina-ferramenta com 5 eixos.

O tempo de vida da ferramenta é outro importante fator no processo de acabamento dos moldes e matrizes. A determinação de parâmetros de usinagem adequados para que não ocorra troca de ferramenta durante a operação de acabamento deve ser realizada. Caso isto não seja possível, pequenas diferenças na nova montagem, normalmente, promovem marcas na superfície usinada. Assim, o melhor procedimento diante desta situação é repassar, com a nova ferramenta, toda a superfície usinada com a ferramenta anterior. Outro ponto a ser destacado é que o desgaste

e as avarias nas ferramentas não tornem a geometria menos precisa e/ou aumentem a rugosidade (LACALLE et al., 2002a).

O tempo de usinagem pode ser o fator decisivo para a tomada de decisão entre a utilização de ferramentas sólidas ou de pastilhas intercambiáveis no Fresamento com Alta Velocidade. Segundo Lacalle et al. (2002a), a utilização de ferramentas sólidas proporciona uma maior vida de ferramenta quando comparadas com pastilhas intercambiáveis. Entretanto, outros aspectos devem ser considerados na escolha da opção a ser utilizada: a utilização de pastilha intercambiável promove um menor custo e a troca da ferramenta é mais rápida; a utilização de ferramenta sólida aumenta a rigidez e facilita o balanceamento do conjunto de fixação de ferramentas, indispensável com elevadas rotações; com a utilização de ferramenta sólida, necessita-se a reafiação e nova deposição de cobertura, com o objetivo de minimizar os custos. A figura 2.4 demonstra um estudo de viabilidade econômica da reafiação de ferramentas sólidas quando comparadas à utilização de pastilhas intercambiáveis. O estudo demonstra a necessidade de, no mínimo, quatro reafiações para que seja economicamente viável a utilização de ferramenta sólida em substituição à utilização de pastilha intercambiável.



Figura 2.4 – Viabilidade econômica para reafiações de ferramentas sólidas (LACALLE et al., 2002a)

Normalmente, as ferramentas esféricas e toroidais de reduzidos diâmetros (menores do que 8 mm), utilizadas no acabamento de superfícies complexas com pequenos raios nos cantos, são sólidas devido à ausência de ferramentas com pastilhas intercambiáveis nestas dimensões. Com a utilização de reduzidos diâmetros e de relativos longos comprimentos em balanços, o problema passa ser a baixa rigidez. As forças de corte causam deflexão nas ferramentas, promovendo erros geométricos e redução na qualidade superficial da peça e na vida das ferramentas. A capacidade de prever as forças de corte e determinar os melhores parâmetros de usinagem nestas aplicações torna-se indispensável para a viabilidade do fresamento com ferramentas de reduzidos diâmetros, objetivando manter tolerâncias dimensionais, de forma e posição aliadas com a produtividade (IKUA et al., 2001; LIM e MENQ, 1997).

Portanto, na geração dos programas CNC para geometrias complexas, é importante conhecer os esforços de corte com diferentes geometrias. Algumas pesquisas (DOW, MILLER e GARRARD, 2004, IKUA et al., 2002, LIM, MENQ e YEN, 1997a; LIM, MENQ e YEN, 1997b) modelam, teoricamente, a geometria de corte para usinagem de geometrias complexas utilizando ferramentas esféricas, com o objetivo de prever a espessura do cavaco e as forças de corte em diferentes estratégias de usinagem. Apesar de os modelos não considerarem importantes aspectos, como o atrito entre ferramenta-peça e o desgaste das ferramentas, análises experimentais foram realizadas para validar as condições de corte, a otimização da taxa de avanço e os métodos de compensações de erros geométricos. Os resultados destas pesquisas demonstram que os erros geométricos nas peças podem ser reduzidos. A idéia do desenvolvimento destes modelos é gerar programas CNC que considerem e compensem os erros de deformação das ferramentas. Por outro lado, segundo Dow, Miller e Garrard (2004), esta não é uma tarefa simples devido à complexidade dos programas CAM e à ausência de informações necessárias desses programas.

Mas não é apenas nas operações de acabamento que os problemas da Usinagem com Alta Velocidade estão concentrados. Como, em muitos casos, a usinagem dos moldes e matrizes utiliza como forma básica blocos de material no estado endurecido, deve-se remover uma grande quantidade de material nas operações de desbaste.

Um ponto a ser destacado é se o desbaste da peça deve ser realizado com material no estado endurecido ou antes do tratamento térmico. 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. Este fato está relacionado à determinação de parâmetros de usinagem mais agressivos diante da usinagem do material antes do tratamento térmico. Entretanto, ao se realizar desbaste e acabamento no estado endurecido, uma preparação da máquina é eliminada (ALTAN, LILLY e YEN, 2001). Esta opção, além de minimizar o tempo de preparação de máquina, reduz também a cadeia do processo e facilita a obtenção de reduzidas tolerâncias de forma e de posição. 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, seja muitas vezes feita antes do tratamento térmico.

Ainda, a usinagem das peças no estado endurecido elimina o problema da realização do tratamento térmico com determinadas geometrias. Rorberts e Cary (1992) descrevem que grandes diferenças entre secções, gravações profundas, cantos vivos, entre outras, devem ser evitadas antes de tratamento térmico, com o objetivo de não causar falhas devido às concentrações de tensão durante o tratamento térmico.

2.5 – Integridade da superfície nos moldes e matrizes

Do ponto de vista da aplicação dos moldes e matrizes, Persson (2003) descreve que os principais mecanismos que limitam o desempenho das ferramentas de conformação e de injeção são: trincas por fadiga, devido aos elevados carregamentos mecânicos e choques térmicos; aderência, devido às interações químicas entre os materiais da peça e ferramenta; erosão e corrosão, devido à dissolução de material da ferramenta no material da peça. A integridade da superfície originada na usinagem do molde ou matriz contribui fortemente para um melhor desempenho do ferramental em sua aplicação final.

Ekmekci, Elkoca e Erden (2005) realizaram estudos de integridade da superfície no aço ferramenta DIN 1.2738 (composição similar ao P20) após usinagem por eletro-erosão com eletrodos de grafite e cobre. Identificaram a formação de microtrincas e a presença da camada branca na superfície do aço-ferramenta a qual é, neste caso, composta de cementita e martensita retidas em uma matriz austenítica. A camada branca caracterizava-se por uma microdureza superior à de regiões não afetadas pelo processo e pela presença das microtrincas que se propagam até encontrar uma região não afetada pelos danos térmicos. A combinação destas características descritas acima com tensões de tração na superfície do material, as quais são

características do processo de eletro-erosão, prejudicam o desempenho da peça usinada em relação à fadiga devido à fragilização da superficie e ao surgimento de microtrincas (BOSHEH e MATIVENGA, 2006; NOVOVIC et al., 2004).

Axinte e Dewes (2002) mostram resultados de integridade da superfície ao usinar com ferramentas esféricas de metal duro e com cobertura de TiAlN o aço H13 com dureza média de 48 HR_c. Os parâmetros de usinagem utilizados foram típicos de operações de acabamento de moldes e matrizes. Neste trabalho, não se observaram alterações na microestrutura e presença de camada branca utilizando um microscópio ótico com ampliação de 1000x. A análise de tensões residuais, próxima à superfície usinada, demonstrou tensões compressivas (até 760 MPa), fato associado aos efeitos mecânicos e térmicos da usinagem. Fatores de influência nessas tensões são: a velocidade de corte (v_c), avanço por dente (f_z) e o ângulo de contato ferramenta-peça. Novovic et al. (2004) afirmam que as tensões compressivas, originadas no Fresamento com Alta Velocidade, resultam em um melhor desempenho em relação à fadiga quando comparadas com superfícies polidas.

A rugosidade é usada como indicador da qualidade e, em muitos casos, um requisito para o produto. Alcançar uma desejada rugosidade é de grande importância para o comportamento funcional da peça e, na usinagem, diversos fenômenos complexos influenciam em sua formação (BERNARDOS e VOSNIAKOS, 2003). No fresamento de moldes e matrizes, em que se deseja o menor valor possível de rugosidade, reduzi-la significa minimizar a profundidade radial de usinagem (a_e), a profundidade axial de usinagem (a_p) e o avanço por dente (f_z), para uma ferramenta de mesmo diâmetro e desconsiderando os efeitos de vibrações. Estes parâmetros influenciam diretamente no tempo de confecção da peça. Portanto, determinar parâmetros de equilíbrio entre rugosidade e tempo de usinagem é imprescindível para a otimização do processo.

Hioki (2006) realizou experimentos para entender a influência da topografia no desempenho tribológico de uma superfície. Utilizou o aço-ferramenta ABNT H13 com dureza média de 550 HV e superfícies fresadas com diferentes parâmetros de usinagem. Para comparar o desempenho tribológico das superfícies usinadas, considerou o tempo necessário para atingir o coeficiente de atrito $\mu = 0,2$ (adotado como critério de fim de vida da superfície) em um ensaio de pino-placa com lubrificação de uma mistura óleo/bissulfeto de molibdênio. Os resultados demonstram que superfícies com alto índice de formação de cavidades, conforme a figura 2.5a,

apresentam um melhor desempenho quando comparadas às superfícies com menores valores deste índice, conforme figura 2.5b. Os resultados estão associados à capacidade de retenção de lubrificante nas cavidades, fator que possibilita um aumento da eficiência de lubrificação diante do contato com outros corpos.



Figura 2.5 – Topografia de superfícies fresadas em função dos parâmetros de usinagem (adaptado de HIOKI, 2006)

Segundo Chen, Huang e Chen (2005), superfícies com alto índice de formação de cavidades são obtidas, ao se utilizar fresas de topo esférico, quando o valor do avanço por dente (f_z) é similar ao valor da distância entre picos, formada pelos diversos passes de usinagem. A distância entre picos é influenciada, dependendo da inclinação da parede, pela profundidade radial de usinagem (a_e) e pela profundidade axial de usinagem (a_p).

Com o objetivo de reduzir a rugosidade e induzir tensões compressivas as quais são benéficas à aplicação dos moldes e matrizes, Lacalle et al. (2005) descrevem o processo de deformação plástica superficial em superfícies complexas. O processo consiste na aplicação, sob pressão, de fluido em uma esfera cerâmica com diâmetro de 6 mm, a qual, por sua vez, é pressionada sobre a superfície já usinada, conforme figura 2.6. O dispositivo para esta aplicação é montado no eixo-árvore da máquina-ferramenta e o fluido é o mesmo do reservatório da máquina-ferramenta aplicado com uma bomba externa de 20 MPa de pressão máxima. Utilizou-se um programa CNC, sem rotação do eixo-árvore, e com estratégia de corte perpendicular à do acabamento na superfície, com velocidade de avanço de 15 m/min. Os resultados mostraram redução na rugosidade e incremento nas tensões de compressão da superfície do material. O ponto negativo é que se torna necessário uma máquina-ferramenta com 5 eixos para manter o eixo-árvore perpendicular à superfície do material no caso de geometrias complexas.



Figura 2.6 – Dispositivo para deformação plástica superficial (LACALLE et al., 2005)

2.6 – Máquinas-ferramentas na Usinagem com Alta Velocidade

Máquinas-ferramentas modernas, principalmente para aplicação na Usinagem com Altas Velocidades, são complexos sistemas mecatrônicos e sua eficiência está principalmente associada à sua cinemática, dinâmica estrutural e ao sistema de controle numérico (ALTINTAS et al., 2005; HEISEL e GRINGEL, 1996). Devem ser rígidas e capazes de permitir altas acelerações e desacelerações em seus eixos. Estas características são especialmente importantes na usinagem de pequenos moldes e matrizes nos quais torna-se rara a presença de superfícies planas e extensas para se usinar. Desta forma, a ferramenta deve continuamente acelerar e desacelerar para a usinagem de um contorno específico (ALTAN, LILLY e YEN, 2001).

Este item apresenta informações sobre máquinas-ferramentas para a Usinagem com Alta Velocidade, dividido nos seguintes tópicos: estrutura, acionamento, eixo-árvore e interface eixo-árvore e ferramenta.

2.6.1 – Estrutura da máquina-ferramenta

O projeto de máquinas-ferramentas para Usinagem com Alta Velocidade necessita de componentes leves, mas com suficiente rigidez dos componentes estruturais e das propriedades de amortecimento de vibrações.

Uma das ferramentas utilizadas para a otimização no projeto das máquinas-ferramentas é a Análise por Elementos Finitos, usada para calcular a rigidez estática e as características dinâmicas da máquina-ferramenta, como, por exemplo, a freqüência natural. Este recurso possibilita que o projeto encontre as melhores formas para determinadas restrições e minimize as massas de componentes móveis da máquina-ferramenta com o objetivo de aumentar a capacidade de aceleração e de posicionamento. Outro ponto relevante para a utilização deste método é a minimização do tempo e dos custos na construção de protótipos físicos, além da realização de extensos testes para detecção de pontos de melhoria no projeto (ALTINTAS et al., 2005). A figura 2.7 mostra as análises estática e dinâmica pelo Método de Elementos Finitos da estrutura de uma máquina-ferramenta.



Figura 2.7 – Análise por Elementos Finitos da estrutura de uma máquina-ferramenta (adaptado de ALTINTAS et al., 2005)

As deformações nas estruturas das máquinas-ferramentas devido às forças de corte e aos carregamentos estruturais, durante os ciclos de movimento, influenciam na qualidade das peças produzidas e causam vibrações. Uma forma simples para reduzir as deformações é o emprego de estruturas mais robustas. Entretanto, esta alternativa promove o aumento de massa e, consequentemente, a necessidade de maiores motores, rolamentos e guias. Os requisitos de alta

rigidez com boas propriedades de amortecimento de vibrações podem ser satisfeitos com o emprego de compósitos poliméricos reforçados com fibras (DEWES e ASPIWALL, 1997).

Lee et al. (2004) realizaram um estudo sobre a utilização de compósitos poliméricos reforçados com fibras na estrutura dos eixos X e Y de um centro de usinagem. A idéia era diminuir a espessura da estrutura de aço e adicionar o compósito polimérico reforçados com fibras, formando uma estrutura híbrida. Desta forma tornou-se possível a redução da massa mantendo a mesma rigidez estrutural. Reduziu-se a massa da estrutura em 26% e 34%, nos respectivos eixos X e Y, quando comparada à estrutura convencional de aço. Ainda, o amortecimento de vibrações pôde ser ampliado de 1,5 a 5,7 vezes, novamente, ao comparar-se à estrutura convencional de aço.

Hiramoto et al. (2005) descrevem outro modo para reduzir deformações na estrutura e minimizar vibrações. Normalmente, utiliza-se um fuso de esfera recirculante para a movimentação de cada eixo da máquina-ferramenta. A força aplicada, por este fuso, fora do centro de gravidade da estrutura móvel gera momentos e vibrações indesejáveis na estrutura. A proposta de Hiramoto et al. (2005) é a aplicação da força para movimentação do eixo no centro de gravidade da estrutura móvel. Para isso, utilizam-se de dois fusos, um em cada lado da estrutura. Os momentos criados pela aplicação da força em cada lado da estrutura anulam-se e, consequentemente, minimizam os distúrbios descritos anteriormente. Os resultados de simulações e de testes em um protótipo físico mostram que a utilização do conceito de aplicação de força no centro de gravidade da estrutura móvel reduz as vibrações induzidas pelas acelerações e desacelerações durante a usinagem. Entretanto, neste estudo, a massa da peça a ser usinada foi ignorada, devido, normalmente, ao fato de ser muito inferior à massa da estrutura.

Estudos também se concentram na alteração conceitual da estrutura das máquinasferramentas. Normalmente, máquinas-ferramentas têm uma estrutura de cinemática serial, ou seja, uma estrutura na qual os eixos da máquina-ferramenta se deslocam por planos ortogonais. Uma alternativa à estrutura de cinemática serial é a estrutura de cinemática paralela. Nesta estrutura, o eixo-árvore é fixado por acionadores lineares os quais, por sua vez, são ligados a uma plataforma. Em função do deslocamento de cada acionador linear, o eixo-árvore pode ser orientado em diferentes posições no espaço. A estrutura de cinemática paralela é de grande interesse para o Fresamento com Alta Velocidade devido ao alto potencial de aceleração e desaceleração além dos graus de liberdade (TERRIER, DUGAS e HASCOËT, 2004). Weak e Staimer (2002) discorrem sobre as características das diferentes configurações possíveis para as máquinas-ferramentas de cinemática paralela, sistemas híbridos e exemplos de aplicações na indústria aeroespacial e automotiva, destacando o potencial futuro deste conceito de projeto.

Terrier, Dugas e Hascoët (2004) realizaram comparações de fresamento de geometrias complexas entre quatro máquinas-ferramentas com estrutura de cinemática serial e outras quatro com estrutura de cinemática paralela. Utilizando a mesma geometria de corpo-de-prova e os mesmos parâmetros de usinagem em todos os casos, levaram em conta para a comparação o tempo total de usinagem e a precisão da geometria. Os resultados mostram que algumas máquinas-ferramentas de cinemática paralela proporcionam o mesmo nível de qualidade e o mesmo tempo de usinagem das máquinas-ferramentas de cinemática serial. Entretanto, este trabalho não detalha as especificações de cada máquina-ferramenta e os parâmetros de usinagem utilizados. Ainda, é importante ressaltar que os resultados obtidos são específicos para determinada geometria e que alterações nas formas do corpo-de-prova e dos parâmetros de usinagem podem modificar os resultados das comparações.

Weak e Staimer (2002) descrevem que os principais inconvenientes das máquinasferramentas com estrutura de cinemática paralela são: complexo sistema de comando numérico computadorizado; desempenho fortemente dependente da configuração geométrica e muito susceptível à influência térmica; maior relação entre volume ocupado e volume de trabalho quando comparado a máquinas-ferramentas de cinemática serial; além de complexos componentes chaves.

2.6.2 – Acionamentos

Os sistemas de acionamento dos eixos nas máquinas-ferramentas são determinantes para atingir, no menor tempo possível, as velocidades programadas e minimizar os tempos passivos de usinagem. Normalmente, as máquinas-ferramentas 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). Com a utilização dos sistemas eletro-mecânicos nas máquinas-ferramentas, a posição do eixo é diretamente verificada por um sensor de posição linear e o movimento angular do motor é verificado por um "encoder". Este sistema apresenta algumas limitações: a posição, a velocidade e a aceleração estão limitadas devido às características do sistema mecânico (rigidez, velocidade crítica, desgaste, tolerâncias e erros no passo do fuso, deformações etc.). Estas limitações mecânicas representam o maior obstáculo para a utilização deste sistema em aplicações com alta velocidade de avanço (PRITSCHOW, 1998; ZIRN, WEIKERT e REHSTEINER, 1996).

Um exemplo disto é o fresamento de uma cavidade com uma fresa de topo reto com 4 dentes, velocidade de corte de 300 m/min e diâmetro de 5 mm, o que requer uma rotação de aproximadamente 19100 rpm no eixo árvore. Os valores descritos são compatíveis com as atuais ferramentas de usinagem e máquinas-ferramentas. Entretanto, utilizando uma taxa de avanço de 0,4 mm/rot (0,10 mm/dente), a velocidade de avanço será de aproximadamente 7,6 m/min. Segundo Altan, Lilly e Yen (2001), utilizando os dados de uma típica máquina-ferramenta de usinagem de moldes e matrizes (Centro de Usinagem Makino A55), para uma velocidade de avanço programada de 20 m/min, necessitam-se de aproximadamente 70 mm de aceleração para que a velocidade real seja igual à velocidade programada. Para uma velocidade de avanço moderada, como 5 m/min, necessitam-se de aproximadamente 4 mm para que a velocidade programada seja atingida.

Enquanto ocorrem aceleração e desaceleração na máquina-ferramenta, a taxa de volume de material removido, teoricamente estimado, não pode ser mantida. Como na maioria das máquinas-ferramentas o eixo-árvore continua com a mesma rotação durante a aceleração e desaceleração, ocorre uma redução na espessura média do cavaco, aumentando a pressão específica de corte e a taxa de desgaste nas ferramentas. Para usinagem das complexas geometrias dos moldes e matrizes, a direção de movimentos dos eixos da máquina-ferramenta sofre continuamente mudanças e, juntamente com os pequenos movimentos por linha de processamento no comando numérico, normalmente na casa de décimos de milímetro, reduz-se a possibilidade de atingir a velocidade de avanço programada.

Conhecer as limitações de velocidade de avanço nas máquinas-ferramentas com a usinagem de superfícies complexas torna-se de fundamental importância para manufatura de moldes e matrizes. Souza (2004) estudou a usinagem de superfícies complexas em aço endurecido

analisando a influência de diferentes estruturas de programas CNC na velocidade de avanço efetiva em um Centro de Usinagem Vertical Hermle equipado com CNC Siemens 840D. O método de interpolação polinomial "Spline" manteve a velocidade de avanço efetiva em patamares mais elevados quando comparada à utilização de interpolações lineares e circulares (respectivamente, utilização de funções G01 e G02/G03). Entretanto, para uma velocidade de avanço programada de 4,5 m/min, com a utilização da interpolação polinomial "Spline", a velocidade de avanço média foi de aproximadamente 2,6 m/min. Estes resultados mostram a dificuldade para manutenção da velocidade de avanço efetiva diante de superfícies complexas, fator principalmente relacionado ao Tempo de Resposta da Máquina (TRM) e ao Tempo de Processamento de Bloco (TPB) do Comando Numérico.

Uma alternativa às restrições impostas pelo sistema eletro-mecânico é a utilização de motores lineares. Eles não necessitam de elementos de transmissão para converter movimento de rotação em movimento linear e podem ser utilizados em aplicações mais severas em relação à posição, à velocidade e à aceleração. Os motores lineares podem ser comparados com os motores de rotação que têm seu estator cortado e planificado. O sistema de verificação de movimento angular no motor, utilizado nos sistemas eletro-mecânicos, também não é necessário com os motores lineares. Byrne, Dornfeld e Denkena (2003) descrevem sobre a crescente utilização de motores lineares em máquinas-ferramentas devido, principalmente, à sua alta rigidez.

Contudo, Pritschow (1998) afirma que o sistema de acionamento com motores lineares, devido ao seu princípio de funcionamento, necessita de componentes muito mais caros do que os sistemas eletro-mecânicos. Desta forma, a utilização do sistema de acionamento com motores lineares fica restrita a aplicações em que seu custo possa ser justificado. Exemplos de aplicações incluem: máquinas-ferramentas para Usinagem com Alta Velocidade, máquinas para corte a laser e alguns sistemas de transporte.

2.6.3 – Eixo-árvore

O eixo-árvore é um componente mecânico de elevada importância para a Usinagem com Altas Velocidades. Ele deve girar em diferentes rotações, fixar o porta-ferramenta e, consequentemente, a ferramenta de usinagem. A rigidez estática e dinâmica do eixo-árvore afeta diretamente a produtividade da máquina-ferramenta e a qualidade das peças usinadas. As características em 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).

A diversidade de aplicações dos Centros de Usinagem em diferentes materiais e processos dificulta o projeto de um eixo-árvore que possa atuar com alto desempenho em todas as situações. Como resultado desta demanda, atualmente, os fabricantes de centros de usinagem oferecem essas máquinas com uma ampla gama de opções para eixo-árvore.

A figura 2.8 representa um eixo-árvore utilizado em Centros de Usinagem para Alta Velocidade. Segundo Popoli (1998), os principais requisitos no projeto de um eixo-árvore para um Centro de Usinagem incluem:

- a) estilo do eixo-árvore: motor integral ou transmissão por correias;
- b) rolamentos no eixo árvore: tipo, quantidade, montagem e método de lubrificação;
- c) motor: capacidade e tamanho;
- d) sistema de retenção do mandril e modelo utilizado;
- e) sistema de fixação do eixo-árvore;



Figura 2.8 – Eixo-árvore para máquina-ferramenta de Usinagem com Alta Velocidade

O acionamento do eixo-árvore com motor externo e utilização de correias tornou-se limitado em aplicações de Usinagem com Alta Velocidade. Este sistema apresenta baixo custo e ampla variedade de características, como potência e torque, devido à possibilidade de utilizar

grandes motores. Por outro lado, este sistema apresenta limitação na máxima rotação, o que está relacionado aos seguintes fatores: o sistema de transmissão por correias e polias tem velocidade limite de operação, fato relacionado ao excessivo esticamento das correias em alta rotação; correias dentadas eliminariam este inconveniente, mas produzem níveis de vibração inaceitáveis; transmissões por engrenagens também possuem velocidade limite de operação, altos níveis de vibração e calor em altas rotações, inviabilizando sua aplicação (POPOLI, 1998). A utilização de motor como parte integrada ao eixo-árvore permite ao sistema funcionar em altas rotações como uma unidade sem as limitações impostas por transmissões com correias ou engrenagens.

A lubrificação dos rolamentos de eixos-árvore com a utilização de elevadas rotações também se torna um ponto crítico. Quando a quantidade é insuficiente, a lubrificação do rolamento se torna inadequada e causa problemas de elevação da temperatura no eixo-árvore. Portanto, a lubrificação reduz o coeficiente de atrito devido à formação de um filme entre as esferas (ou rolos) e a pista do rolamento, fato que, consequentemente, diminui a temperatura e evita o contato de metal com metal. Assim, a correta lubrificação proporciona um aumento na vida do eixo-árvore. Com a utilização de elevadas rotações, a lubrificação dos rolamentos com a técnica da Mínima Quantidade de Fluido é o sistema mais apropriado. Em elevadas rotações, a utilização de óleo e graxa como lubrificantes tende a ser dificultada devido à força centrífuga, que incentiva a saída do lubrificante dos componentes (WU e KUNG, 2005).

Os eixos-árvore para elevadas rotações com motores integrados, utilizados na Usinagem com Alta Velocidade, tornaram-se de elevado custo, baixa potência e frágeis. Sérios problemas com os rolamentos do eixo-árvore, normalmente cerâmicos, podem ocorrer caso aconteçam colisões entre ferramenta de corte e a peça e/ou dispositivos de fixação em velocidade de avanço rápido. Outro ponto a ser destacado é que a limitação de potência no eixo-árvore, em função de elevadas rotações, pode restringir a utilização de elevadas taxas de remoção de material em operações de desbaste (LACALLE et al., 2002b).

2.6.4 – Interfaces entre o eixo-árvore e a ferramenta

Os resultados do Fresamento com Alta Velocidade dependem decisivamente da interface entre o eixo-árvore e a ferramenta, devido à rigidez da ferramenta durante o corte. Nesta região, estão o mandril e seu sistema de travamento, os quais operam sob difíceis condições. Esta interface é situada diretamente no fluxo da força entre máquina-ferramenta e peça. Normalmente, o projeto desta interface deve garantir rápida troca e alta precisão da ferramenta. Além destes requisitos, no Fresamento com Alta Velocidade, há novas demandas: pequeno erro de balanceamento; alta concentricidade; alta precisão geométrica e reduzidas forças centrífugas, influenciadas por menores dimensões radiais e massa do conjunto mandril e ferramenta (SCHULZ e MORIWAKI, 1992).

O mandril pode ser dividido em duas regiões distintas: a interface de fixação das ferramentas ou porta-ferramentas e a interface de travamento do mandril na máquina-ferramenta. A figura 2.9 demonstra alguns tipos de interface mandril e ferramenta ou porta-ferramenta.



Figura 2.9 – Interface mandril e ferramenta/porta-ferramenta

A utilização de pinças para fixação de ferramentas foi lançada no mercado em uma época na qual as principais ferramentas utilizadas eram as de aço-rápido, ou seja, ferramentas que trabalhavam com baixas velocidades de corte. As utilizações dessas ferramentas não exigiam do sistema de fixação os valores de batimento radial e precisão que as atuais ferramentas requerem. Por exemplo, este sistema foi desenvolvido para fixar ferramentas com classe de tolerância da haste h7 ou superiores, ao passo que as atuais ferramentas de metal duro sólido são produzidas com tolerância h6 como padrão. Apesar de haver versatilidade na fixação de diferentes diâmetros de haste das ferramentas com apenas a troca de uma pinça, este sistema apresenta algumas desvantagens: escorregamento da haste das ferramentas no diâmetro interno da pinça; elevados valores de batimento radial para operações de Fresamento com Alta Velocidade e a inclinação da pinça devido às forças radiais de usinagem, o que causa aumento do batimento radial (SANTOS et al., 2003).

Uma segunda opção é o mandril de fixação hidráulica. Utilizando um parafuso no diâmetro externo ou pistão hidráulico, uma pressão uniforme é gerada em uma câmara e transmitida para uma luva de expansão, na qual, em seu diâmetro interno, fixa-se a ferramenta. Com este sistema de fixação, melhor batimento radial e precisão podem ser alcançados ao se comparar com a fixação por pinça. Além disso, como a ferramenta é fixada com a utilização de uma câmara hidráulica, o mandril oferece um melhor amortecimento de vibrações originadas durante o processo de usinagem. A troca da ferramenta é realizada de forma simples, soltando-se o parafuso ou diminuindo a pressão interna com o mesmo pistão hidráulico. Por outro lado, o mandril hidráulico não é recomendado para usinagens com elevadas forças radiais, devido a distorções na câmara hidráulica e, consequentemente, imprecisões dimensionais e redução na vida da ferramenta (BAIER, 2003b; KOCK, 2003).

A terceira opção é o mandril de contração térmica. 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 com uma camisa. Após o resfriamento, este mandril fixa a ferramenta com pequeno batimento radial e permite utilização com elevado torque. Estas características o tornam uma excelente opção no Fresamento com Alta Velocidade. Entretanto, algumas desvantagens da utilização deste sistema também podem ser descritas: alto investimento inicial quando comparado aos demais sistemas; recozimento da região de fixação, o que permite, após algum tempo de utilização, marcas profundas e arranhões no acoplamento, prejudicando a fixação (BAIER, 2003b; SANTOS et al., 2003).

O mandril de projeto modular permite montar diferentes geometrias de fresas como esférica, toroidal e de topo, soltando apenas o porta-ferramenta, o qual é fixado em sua extremidade, com uma chave fixa. Este sistema permite reduzir o investimento com ferramental, uma vez que é necessário comprar somente um mandril (SANDVIK, 2006). Entretanto, devido

ao sistema de montagem rápida, os valores de batimento radial não são compatíveis com os sistemas de fixação hidráulica e contração térmica.

Na outra interface, a de travamento do mandril no eixo-árvore, com o objetivo de reduzir os efeitos das forças centrífugas em elevadas rotações, as máquinas-ferramentas apresentam diferentes formas de fixação.

Os fabricantes de máquinas-ferramentas utilizaram, por um longo período, interfaces de fixação do mandril no eixo-árvore com conicidade de 7/24. Estes mandris são conhecidos como CAT ou BT, e apresentam uma ampla variedade de tamanhos. Com o aumento da máxima rotação disponível nas máquinas-ferramentas, tornou-se necessário aprimorar o projeto da interface deste mandril com o eixo-árvore (BAIER, 2003a).

Conforme demonstra a figura 2.10, com a utilização do mandril com conicidade 7/24 em elevadas rotações, o eixo-árvore expande mais do que o mandril, devido ao efeito da força centrífuga, originando um movimento axial no mandril, em conseqüência da força de fixação que é aplicada. Assim, esta deformação diminui a superfície de contato entre eixo-árvore e mandril, reduzindo a capacidade de transferência de torque. Além disso, a ferramenta pode trabalhar deslocada da linha de centro. Ao parar a rotação do eixo-árvore, em conseqüência da deformação, problemas podem ocorrer na retirada do mandril do eixo-árvore em função da existência de interferência entre as partes (SCHULZ e MORIWAKI, 1992). Por outro lado, a construção desta interface é a facilidade e a rapidez na troca de ferramentas. Como resultado destas características, a interface com conicidade 7/24 é amplamente empregada em Centros de Usinagem para diferentes aplicações (AGAPIOU, RIVIN e XIE, 1995).

Com o objetivo de evitar as inconveniências de precisão e de travamento do mandril em decorrência das altas rotações, projetou-se um mandril com duas regiões de contato. Isto permitiu ao mandril manter o contato cônico e adicionar uma nova área de contato entre uma face do mandril e uma face do eixo-árvore. A idéia de utilizar a face de contato é permitir um alto nível de rigidez estática, contato cônico e melhor controle do deslocamento axial nas ferramentas. Entretanto, manter o contato entre duas superfícies distintas de uma mesma peça (cone e flange)

torna-se muito difícil devido às estreitas tolerâncias necessárias no processo de manufatura do mandril e do eixo-árvore (BAIER, 2003a).



Figura 2.10 – Deformação no eixo-árvore influenciada pela força centrífuga

Diante dos problemas citados com a utilização do mandril de conicidade 7/24 em altas rotações, as empresas do segmento foram forçadas a desenvolver uma nova opção para a função. Para o Fresamento com Alta Velocidade, a solução mais comum é a utilização do mandril HSK. Este mandril tem um cone vazado e curto, com conicidade de 1/10. Este mandril possibilita o simultâneo contato de flange e cone. Como no caso do cone de 7/24, o modelo HSK é encontrado em uma ampla variedade de formas e tamanhos. No caso da forma, existem opções de modelos de A até F (cada tipo tem leves diferenças baseadas nas aplicações e especificações de balanceamento), e no tamanho de HSK32 até HSK100, com 32 e 100 sendo o diâmetro do flange do mandril (BAIER, 2003a; HANNA, AGAPIOU e STEPHENSON, 2002).

A forma pela qual o mandril HSK é fixado no eixo-árvore é diferenciada. Basicamente, conforme demonstra a figura 2.11, uma pinça é inserida no diâmetro interno do mandril HSK e,

com sua expansão, possibilitada pelas finas paredes do mandril e em função do movimento da barra de tração do eixo-árvore, cria-se um contato simultâneo entre o cone e a face do mandril com o eixo-árvore. Isto resulta em uma alta precisão radial e axial, repetibilidade, rigidez, e insensibilidade aos problemas causados pela força centrífuga em conseqüência das altas rotações (HANNA, AGAPIOU e STEPHENSON, 2002).



Figura 2.11 – Sistema de fixação do mandril HSK no eixo-árvore (HANNA, AGAPIOU e STEPHENSON, 2002)

Embora capaz de oferecer excelente desempenho nas aplicações em altas rotações, a interface com mandril HSK têm algumas falhas potenciais. A principal está relacionada com a manufatura da conexão. Tolerâncias em dimensões críticas do mandril e do eixo-árvore estão entre 2 a 6 µm. Estas tolerâncias são necessárias para alcançar o ajuste cônico com interferência e o contato na face. Caso estas tolerâncias não forem alcançadas, sérios problemas podem acontecer na conexão devido aos carregamentos mecânicos envolvidos. Isto requer um preciso controle para ambas partes (mandril e eixo-árvore) a fim de garantir a intercambiabilidade, tornando o mandril de 1,5 a 2 vezes mais caro que os 7/24. Outro aspecto é a concentração de tensões durante o processo de deformação elástica na fixação. Isto requer cuidadoso processamento (tratamento térmico e usinagem) com o objetivo de evitar trincas e redução da resistência à fadiga. Ainda, a seleção do material do mandril deve considerar os carregamentos mecânicos aos quais este será submetido; entretanto, a especificação do material não está inclusa na referente e atual norma DIN (HANNA, AGAPIOU e STEPHENSON, 2002; AGAPIOU, RIVIN e XIE, 1995).

2.7 – Vibrações na Usinagem com Altas Velocidades

A máquina-ferramenta, a ferramenta de usinagem, 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 por meio de deformações e pelo atrito. Parte desta energia é transmitida aos elementos estruturais do sistema e induzem vibrações. Estas vibrações devem ser minimizadas devido à sua influência negativa na peça, em função da degradação qualidade da superfície e dimensional; na ferramenta, devido à aceleração do desgaste e ao surgimento de lascamentos; e por último na máquina-ferramenta, com a aceleração do desgaste e/ou com a redução da vida do eixo-árvore. Especialmente na Usinagem com Altas Velocidades, os obstáculos estabelecidos pelas vibrações tornam-se limitantes para a melhor utilização das máquinas-ferramentas e ferramentas de usinagem (RASHID e NICOLESCU, 2006; TOH, 2004a).

Os principais tipos de vibrações envolvidos no Fresamento com Alta Velocidade são as "forçadas" e as "auto-excitadas". O processo de corte, principalmente no caso de corte interrompido, promove vibrações forçadas por meio de transiente das forças de corte. Vibrações forçadas são originadas em todas as operações de usinagem, mas elas são especialmente críticas em operações de acabamento, em que erros de forma e elevados valores de rugosidade não são desejados. Vibrações forçadas tornam-se problemáticas quando sua freqüência de excitação está próxima de uma das freqüências naturais do sistema e/ou de seus harmônicos por tornar o corte instável. Por outro lado, as vibrações auto-excitadas são decorrentes do circuito fechado envolvido no processo de corte, fato que, em determinadas condições, pode causar instabilidades ao processo. Em outras palavras, as vibrações auto-excitadas ocorrem quando a capacidade de amortecimento dos sistemas envolvidos na máquina-ferramenta não é suficiente para absorver a porção de energia transmitida pelo corte. Características das vibrações auto-excitadas são: (a) a amplitude aumenta com o tempo, até que um limite é atingido; (b) a freqüência de vibração é igual à freqüência natural (ou a freqüência crítica) do sistema; (c) a energia para vibração é obtida de uma regular fonte interna (STEPHENSON e AGAPIOU, 1996).

A complexidade geométrica de grande parte dos componentes usinados com Alta Velocidade, principalmente nos setores aeroespacial e de moldes e matrizes, contribui significantemente para a redução da estabilidade dinâmica durante a usinagem. As ferramentas

utilizadas têm comprimentos que excedem 5 vezes o diâmetro, fato que tem implicação direta na rigidez do conjunto. Variações nas forças de corte levam à excessivas vibrações em sistemas com baixa rigidez. Portanto, nestas condições de peça e de ferramenta, a dinâmica do processo deve ser cuidadosamente determinada para que as vibrações não influenciem a qualidade do componente usinado (DAVIES et al., 1998).

Com relação à identificação de elementos críticos para a vibração na usinagem, vários fatores influenciam a estabilidade de um determinado conjunto: alteração nas forças de corte devido à heterogeneidade do material usinado, aresta postiça de corte, variações na espessura média do cavaco ao longo do corte, distúrbios causados por componentes desgastados da máquina ferramenta (tais como rolamentos, engrenagens e fusos), carregamentos dinâmicos causados pela aceleração e desaceleração nos eixos da máquina-ferramenta e vibrações transmitidas à máquina pela sua fundação. Entretanto, os parâmetros de usinagem e os sistemas de fixação de ferramentas e peças, os quais também são os elementos críticos para a vibração, tornam-se os primeiros elementos a serem alterados com o objetivo de reduzir o nível das vibrações. Assim, cartas de estabilidade determinando os parâmetros adequados para um determinado conjunto são encontradas na literatura (INSPERGER et al., 2003; ENGIN e ALTINTAS, 2001).

Davies et al. (1998) demonstraram a aplicação do conceito da carta de estabilidade em experimentos de fresamento de uma liga de alumínio (Al6061) com fresas de metal duro sólido de diâmetro 11,8 mm. Com a utilização de um comprimento em balanço de 104 mm e rotação no eixo-árvore de 20000 rpm, o processo demonstrava-se instável. Entretanto, mesmo aumentando o comprimento em balanço da ferramenta para 118 mm, o que a torna menos rígida, e aumentando a rotação do eixo-árvore para 25000 rpm, ocorreu uma alteração para uma região estável da carta de estabilidade, promovendo o corte sem os inconvenientes de elevado nível de vibração. Por outro lado, as cartas de estabilidade são limitadas a um determinado conjunto de máquina-ferramenta, sistema de fixação de peça e ferramenta, ferramenta e material usinado. Deste modo, seus resultados não podem ser diretamente utilizados em situações similares e, apenas a metodologia de determinação das condições de estabilidade deve ser utilizada para avaliações em outras situações.

2.8 – Estratégias de Usinagem no Fresamento com Altas Velocidades

As estratégias de usinagem em superfícies complexas, as quais são normalmente necessárias nos moldes e matrizes, devem ser elaboradas de forma a otimizar os equipamentos disponíveis, a minimizar o tempo de usinagem e a promover o menor desgaste nas ferramentas de usinagem. Assim, para definir as estratégias de usinagem, o conhecimento dos recursos na máquina-ferramenta, da rigidez dos dispositivos de fixação da peça e das ferramentas, das funções do programa de CAM, da dificuldade de usinagem de um material em determinada dureza e das ferramentas de usinagem disponíveis, necessitam ser levados em consideração para obtenção dos melhores resultados (TOH, 2004b; CHAN et al., 2003).

Normalmente, existem três estágios na elaboração das estratégias de usinagem para moldes e matrizes: desbaste, semi-acabamento e acabamento. Após a elaboração das estratégias, simulações virtuais da usinagem nos programas CAM são realizadas com o objetivo de detectar erros no programa, colisões da ferramenta com a peça e/ou com dispositivos de fixação e ainda, otimizar as taxas de avanço em determinadas circunstâncias, tais como entradas e saídas da ferramenta da peça. A utilização dos recursos de programação com CAM e a simulação da usinagem tornaram a fase de elaboração de programas mais cara do que as utilizadas nos processos convencionais. Por outro lado, aumentou exponencialmente a confiabilidade do processo possibilitando a redução de quebras de ferramentas, diminuição ou eliminação de repasses em peças com defeitos e minimização no tempo total de usinagem. Não obstante, promoveu a utilização de ferramentas mais resistentes ao desgaste, porém mais frágeis, como PCBN e cerâmicas, devido à redução na variação do carregamento na aresta de corte em função de estratégias elaboradas considerando diversos fatores (ZEID, 2005; LACALLE et al., 2002b).

A operação de desbaste é responsável pela remoção de grande parte do material indesejado na peça preparando a superfície para posteriores operações de semi-acabamento e de acabamento. A operação de desbaste em aços endurecidos é caracterizada por elevados carregamentos na ferramenta de usinagem, principalmente no início da abertura de cavidades, em que todo o diâmetro da ferramenta de usinagem é utilizado no corte. Entretanto, as variações no carregamento da ferramenta também são causadas pela forma da geometria usinada, mesmo com o sobrematerial sendo constante (CHAN et al., 2003). A figura 2.12 demonstra a variação no ângulo de contato entre a ferramenta de usinagem e a peça em função da geometria usinada.

32



Figura 2.12 – Variação no ângulo de contato em função da geometria da peça (CHAN et al., 2003)

Para aumentar a taxa de remoção de material e reduzir o efeito da variação do carregamento na ferramenta de usinagem durante a operação de desbaste em aços endurecidos, Chan et al. (2003) propõem que o contorno em regiões côncavas não seja usinado na mesma operação de desbaste de regiões planas e convexas. O objetivo é ter como ângulo máximo de contato entre ferramenta e peça aquele obtido em regiões planas e, em conseqüência, evitar que ocorram grandes variações de carregamento na ferramenta de usinagem. Deste modo, são necessárias duas etapas para realização do desbaste. Na primeira etapa, a taxa de remoção é aumentada em função de um menor ângulo de contato nas regiões planas e convexas e, na etapa seguinte, apenas as regiões côncavas são usinadas com outro parâmetro e, em alguns casos, outra estratégia de usinagem.

Com o objetivo de também reduzir o ângulo de contato entre ferramenta de usinagem e peça mantendo elevadas taxas de remoção de material, Toh (2003) recomenda a utilização de um valor de profundidade axial de usinagem (a_p) muito maior do que a profundidade radial de usinagem (a_e). Em experimentos de fresamento do aço H13 com 52 HR_C de dureza, utilizando fresas de topo de metal duro sólido com diâmetro de 10 mm e com cobertura de AlTiN, variou a profundidade axial de usinagem (a_p) em três níveis (10, 15 e 20 mm) e manteve constante o

avanço por dente de $(f_z) = 0,067 \text{ mm/dt}$ e a profundidade radial de usinagem $(a_e) = 0,5 \text{ mm}$. Os resultados demonstram que o aumento da profundidade axial de usinagem de 10 mm para 20 mm reduziu a vida da ferramenta. Entretanto, a taxa de remoção de material dobrou e a vida da ferramenta não foi reduzida pela metade, indicando uma vantagem na alteração do parâmetro de usinagem. A utilização de elevados valores de profundidade axial de usinagem e reduzidos valores de profundidade radial de usinagem só pode ser realizada em geometria de peças que possibilitem a usinagem externa, pois, na abertura de cavidades, é necessário utilizar todo o diâmetro da ferramenta de usinagem. Nesta situação, para reduzir o carregamento na ferramenta e evitar avarias, deve-se reduzir o valor da profundidade axial de usinagem.

A definição do melhor diâmetro da ferramenta também é um aspecto importante na fase de desbaste em materiais endurecidos. Segundo Altan, Lilly e Yen (2001) é melhor utilizar diâmetros relativamente menores e, mantendo a velocidade de corte, aumentar a velocidade de avanço. Com esta escolha é possível minimizar os degraus originados no corte e reduzir o tamanho dos raios em regiões côncavas. Como resultado, o tempo necessário para a operação de desbaste aumenta, mas o necessário para a operação de semi-acabamento é reduzido. O resultado final, a somatória do tempo de cada operação utilizando o procedimento descrito, é a redução do tempo total de usinagem.

Lacalle et al. (2002b) descrevem que a estratégia mais utilizada para desbaste é o fresamento concordante do contorno da geometria no plano XY mantendo a profundidade axial de usinagem (a_p) constante (eixo Z). Em cavidades, a entrada da ferramenta deve ser realizada em rampa, de modo a evitar elevados carregamentos na aresta de corte. Com a usinagem de paredes inclinadas, a utilização desta estratégia forma diversos degraus em um plano perpendicular ao plano XY. Nesta situação, fresas toroidais e esféricas podem reduzir a altura desses degraus quando comparada à utilização de fresas de topo reto. Esta alteração possibilita uma redução na variação do carregamento da ferramenta na próxima operação. A figura 2.13 demonstra a usinagem de uma cavidade com a estratégia de contorno e a formação de degraus devido à usinagem em níveis.



Figura 2.13 – Usinagem de cavidade com estratégia de contorno

Caso a geometria a ser usinada não seja uma cavidade fechada, a dureza do material seja superior a 50 HR_C e o volume de material a ser removido seja elevado, a usinagem com estratégia trocoidal pode ser utilizada. A estratégia trocoidal 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 (OTKUR e LAZOGLU, 2007; LACALLE et al., 2002b). Esta estratégia normalmente é utilizada com elevados valores da profundidade axial de usinagem (a_p) e ferramentas sólidas com hélice objetivando utilizar e distribuir o carregamento ao longo da aresta de corte. A figura 2.14 demonstra a usinagem de um canal com a estratégia trocoidal.



Figura 2.14 – Usinagem de canal com estratégia trocoidal

Após a conclusão da operação de desbaste, operações de semi-acabamento e de acabamento ou, simplesmente, uma operação de acabamento é realizada nos moldes e matrizes. A operação de semi-acabamento é realizada quando existe a necessidade da redução da altura dos degraus deixados pela operação de desbaste para a execução de uma operação de acabamento. Outro motivo para a utilização da operação de semi-acabamento é a remoção de regiões com maior sobrematerial devido ao raio da ferramenta da operação de desbaste ser muito maior do que o menor raio interno presente na peça. Segundo Lacalle et al. (2002a), o sobrematerial normalmente deixado pela operação de semi-acabamento para a operação de acabamento é de 0,2 a 0,3 mm. Por outro lado, quando os degraus deixados pela operação de desbaste não são problemas para a operação de acabamento e não existem regiões com maior sobrematerial, a operação de acabamento pode ser realizada sem a necessidade de uma operação intermediária.

O diâmetro das ferramentas nas operações de semi-acabamento e de acabamento normalmente é menor do que o dobro do menor raio interno presente na geometria da peça. Deste modo, é possível a usinagem da geometria com interpolação, evitando a usinagem da região com o próprio raio da ferramenta. Quando o raio da ferramenta é utilizado para usinar um raio interno, a superfície usinada tem um aspecto diferente das superfícies usinadas por interpolação devido à instantânea parada da ferramenta para mudança de direção e pelo abrupto aumento no ângulo de contato ferramenta-peça.

Do ponto de vista de estratégias de usinagem, novamente, várias são as opções para usinagem em operações de semi-acabamento e de acabamento. Normalmente, a estratégia definida para a operação de semi-acabamento será também utilizada no acabamento. O objetivo desta opção é minimizar, ao longo do percurso de usinagem, variações nas forças de corte em função de degraus deixados pela operação anterior. Estas variações nas forças de corte têm implicações nos erros de forma e de posição da geometria usinada. A escolha da estratégia de semi-acabamento e de acabamento depende de vários fatores: geometria da peça, dureza do material, inclinação das paredes, tipo de máquina-ferramenta disponível (3 ou 5 eixos), capacidade de interpolação de superfícies complexas pelo comando numérico etc. O principal objetivo das operações de semi-acabamento e de acabamento é obter uma superfície que satisfaça os critérios de rugosidade e as tolerâncias especificadas no projeto. Diferentemente das operações de desbaste, o tempo de usinagem nas operações de acabamento não tem prioridade sobre as especificações de rugosidade e de tolerâncias de forma e posição (QUINSAT e SABOURIN, 2006; LACALLE et al., 2002b).

Toh (2004b) e Ramos, Relvas e Simões (2003) descrevem que as principais estratégias utilizadas no acabamento de superfícies complexas são: usinagem de contorno, ida e volta (zig-zag) e apenas ida (zig). Com a utilização da estratégia de ida e volta (zig-zag), o tempo de usinagem é menor do que com a estratégia de ida (zig), devido ao fato de não haver a necessidade do reposicionamento da ferramenta para iniciar o corte. Por outro lado, a aplicação da estratégia de ida e volta (zig-zag) implica a utilização de corte concordante e discordante na mesma operação, o que pode prejudicar a vida da ferramenta. Com a estratégia de contorno e de simples ida (zig), a usinagem normalmente é realizada com o corte concordante.

Ko, Kim e Lee (2001) realizaram experimentos com o objetivo de entender a influência da inclinação da parede usinada, do tipo de corte e da estratégia na vida da ferramenta e na rugosidade da peça. Os experimentos consistiam em fresamento do aço SKD11 (composição similar ao D2) com 52 a 55 HR_c de dureza, utilizando fresas de topo de metal duro sólido com diâmetro de 6 mm e cobertura de TiAlN, variando o ângulo de contato da ferramenta com a peça (6, 10, 15, 20, 30, 40 e 45°), o tipo de corte (concordante e discordante) e a estratégia de usinagem somente de ida (ascendente e descendente). A rotação do eixo-árvore foi mantida constante em 20000 rpm, o que resulta em diferentes velocidades efetivas de corte (v_c) nas diferentes inclinações. Não há informações no trabalho sobre os demais parâmetros de usinagem e estado prévio da superfície usinada. Os resultados demonstram que a combinação de inclinação de 15°, corte concordante e estratégia de usinagem descendente proporcionou a maior vida de ferramenta. Apesar da variação da velocidade de corte em função da inclinação da parede e da ausência de informações importantes para compreensão dos experimentos, os resultados estão coerentes com os descritos por Schulz (1995).

Vários fatores influenciam erros dimensionais nas operações de acabamento dos moldes e matrizes: erros derivados da fase de geração dos programas CNC; insuficiente resolução ou recursos nos comandos numéricos; baixa rigidez da máquina-ferramenta e, consequentemente, vibrações; distorções térmicas; sistema de fixação da peça; batimento radial da ferramenta entre outros. Salgado et al. (2005) descrevem que os moldes para estampagem têm tolerâncias na faixa de 0,05 a 0,1 mm e moldes para injeção, tolerâncias menores que 0,04 mm. Principalmente com a

usinagem de geometrias de peças que necessitam de pequenos raios em profundidades relativamente altas, a utilização de ferramentas delgadas promove erros dimensionais devido à deflexão. Estes erros dimensionais podem comprometer a usinagem dentro das tolerâncias especificadas, mesmo que os outros fatores descritos anteriormente estejam controlados.

Tlusty, Smith e Winfough (1996) descrevem que, considerando uma ferramenta fixada no mandril como uma viga engastada, a rigidez é reduzida de maneira inversamente proporcional ao cubo do comprimento. Esta relação é definida pela equação 2.1, em que: (k) representa a rigidez, (E), o Módulo de Elasticidade do material da ferramenta, (I), o Momento de Inércia da seção transversal e (L), o comprimento da ferramenta.

$$k = \frac{3EI}{L^3}$$
 Equação 2.1

Segundo Gere (2003) a deflexão de uma viga engastada, segundo um modelo estático, pode ser calculada conforme a equação 2.2, em que: (δ_B) representa a deflexão máxima e (F), a força aplicada. Salgado et al. (2005) afirmam que o comportamento de uma ferramenta no fresamento em operações de acabamento é similar ao comportamento estático.

$$\delta_B = \frac{FL^3}{3EI}$$
 Equação 2.2

Considerando que a ferramenta tem secção transversal circular, a deflexão pode ser definida conforme a equação 2.3, em que (D) é o diâmetro equivalente da secção transversal da ferramenta.

$$\delta_B = \frac{64FL^3}{3\pi ED^4}$$
 Equação 2.3

O módulo de elasticidade é determinado em função do material. Na usinagem em operações de acabamento de moldes e matrizes, o uso de ferramentas de metal duro sólido com microgrãos sinterizados com 10 a 12% de cobalto (como aglomerante) é comum. Salgado et al. (2005) descrevem que típicos valores de Módulo de Elasticidade (E) para este material são de 4,7 x 10^5 a

 $6 \ge 10^5 \text{ N/mm}^2$. As variações nesses valores ocorrem em função de mudanças na composição química do material e no tamanho de grão.

A força de usinagem está relacionada a vários fatores: geometria da ferramenta, material usinado, geometria da peça, parâmetros de usinagem e desgaste das ferramentas. No caso da deflexão, a componente radial (ou perpendicular ao eixo da ferramenta) da força de usinagem é a mais importante e, em relação aos parâmetros de usinagem, depende do avanço por dente (f_z) , da profundidade radial de usinagem (a_e) e da profundidade axial de usinagem (a_p) . Nas operações de acabamento de moldes e matrizes, estes parâmetros de usinagem são extremamente pequenos a fim de proporcionar valores de rugosidade compatíveis com as especificações de projeto (LACALLE et al., 2004).

Conforme a equação 2.3, a relação L^3/D^4 demonstra que a utilização de ferramentas com pequeno comprimento em balanço e elevado diâmetro é o caminho para minimizar a deflexão e, consequentemente, os erros dimensionais nas peças usinadas. Entretanto, esta situação é a inversa da realidade no fresamento em operações de moldes e matrizes, as quais necessitam de longos comprimentos em balanço e reduzidos diâmetros. A equação 2.3 também demonstra que a influência do comprimento em balanço é elevada à terceira potência e a influência do diâmetro em balanço é elevada à terceira potência e a influência do diâmetro em balanço e incrementos no diâmetro da ferramenta têm uma forte influência na deflexão destas.

Com o objetivo de entender a influência do comprimento em balanço, do diâmetro das fresas, da rigidez do tipo de mandril e da máquina-ferramenta na deflexão, Salgado et al. (2005) realizaram experimentos com diferentes diâmetros de fresas de metal duro sólido e com diferentes sistemas de fixação. Utilizaram dois tipos de mandris com sistema HSK63A: pinças cônicas e pinças cilíndricas. Com relação às fresas, utilizaram quatro diâmetros (6, 8, 12 e 16 mm). As fresas de 16 mm de diâmetro foram montadas com 6 diferentes comprimentos em balanço (90, 100, 110, 120, 130 e 140 mm). Os experimentos consistiam em submeter às fresas a um carregamento constante em uma região próxima a sua ponta e medir a Máxima Deflexão. Ainda, com a medição separada da rigidez de cada elemento (máquina-ferramenta, mandril e fresa), tornou-se possível atribuir a cada um a sua contribuição na Máxima Deflexão. A figura 2.15 demonstra os resultados do coeficiente de flexibilidade para as condições dos experimentos.

aplicada próxima a sua ponta. Cada condição de montagem é identificada pela relação L^3/D^4 (comprimento em balanço elevado ao cubo e diâmetro elevado à quarta potência). Os resultados demonstram que a rigidez da máquina-ferramenta e do sistema de fixação de fresas tem similar importância na deflexão. Ainda, com a utilização de fresas com alta rigidez, a contribuição na deflexão da máquina-ferramenta e do sistema de fixação pode ser maior do que a própria contribuição da fresa. Por exemplo, com uma fresa de diâmetro 6 mm e comprimento em balanço de 50 mm, 55% da deflexão está relacionada com a fresa e 45% da deflexão é atribuída ao restante do sistema de fixação e máquina-ferramenta. Por outro lado, com uma fresa de diâmetro 16 mm e comprimento em balanço de 90 mm, apenas 30,5% da deflexão é atribuída à fresa e o restante é atribuída ao sistema de fixação e à máquina-ferramenta. Mas o principal resultado dos experimentos de Salgado et al. (2005) é mostrar que a rigidez do sistema (fresa, mandril, eixoárvore e máquina-ferramenta) é proporcional à relação L³/D⁴, apesar dos valores de rigidez do sistema serem menores do que os valores teoricamente calculados para uma viga engastada ideal. Entretanto, com sistemas de fixação de fresas mais precisos e eficientes, como fixação hidráulica e contração térmica, esta diferença deve ser reduzida.



Figura 2.15 – Coeficiente de flexibilidade em função da relação L³/D⁴ na deflexão para fresas de metal duro sólido (SALGADO et al., 2005)

Capítulo 3

Materiais de ferramentas no fresamento de moldes e matrizes

3.1 – Introdução

Na Usinagem com Alta Velocidade, a ferramenta de usinagem é submetida a elevadas tensões, temperaturas e à fadiga. Nesta situação, um material de ferramenta ideal deveria combinar características de elevada dureza, tenacidade e estabilidade química. Mas, dureza e tenacidade representam propriedades opostas e não há um único material que alcance todas as três propriedades com valores altos simultaneamente (BYRNE, DORNFELD e DENKENA, 2003).

Portanto, essencial para a escolha do melhor material de ferramenta na Usinagem com Alta Velocidade é o conhecimento dos mecanismos de desgaste. Desgaste por abrasão normalmente é dominante em processos convencionais de usinagem. Mas, na Usinagem com Alta Velocidade, com o aumento na temperatura da região de corte causado por maiores velocidades de corte, a difusão pode ser dominante e a abrasão, permanecer em segundo plano. Para estas aplicações, diferentes opções de materiais para ferramentas estão disponíveis, tais como: metal duro, cermet, cerâmica e nitreto de boro cúbico (PCBN). Estes materiais ainda podem receber coberturas com o objetivo de aumentar a dureza, minimizar o atrito entre cavaco e ferramenta e melhorar a estabilidade química (SCHULZ e MORIWAKI, 1992).

O objetivo deste capítulo é discorrer sobre a aplicação de ferramentas de metal duro e de cermet no Fresamento com Alta Velocidade de moldes e matrizes, abordando assuntos como composição química, propriedades, tratamentos de superfícies e tipos de coberturas.

3.2 – Substrato no Metal Duro

O metal duro pertence à classe dos materiais duros, resistentes ao desgaste e refratários, no qual partículas de carbonetos duros são aglomerados com metal dúctil. Este material foi desenvolvido no final da década de 1920, na Alemanha, em resposta à demanda de substituição de dispendiosas matrizes de estiramento, projetadas em diamante natural, para filamentos de tungstênio. O metal duro desenvolvido para esta aplicação era composto de carboneto de tungstênio aglomerado com cobalto (WC-Co). Após esta aplicação do metal duro, utilizou-se este material em ferramentas de usinagem, em uma ampla variedade de peças submetidas ao desgaste além de em componentes de máquinas e mineração (UPADHYAYA, 1998).

O desempenho do metal duro como ferramenta de usinagem é fortemente dependente da composição química e da microestrutura, além de que suas propriedades também estão relacionadas com o tamanho de grão e da quantidade de aglomerante (SANTHANAM, TIERNEY e HUNT, 1990). A tabela 3.1 demonstra algumas propriedades dos carbonetos utilizados na produção de metal duro para ferramentas de usinagem.

Carboneto	Microdureza [HV ₅₀]	Ponto de Fusão [°C]	Densidade [g/cm ³]	Módulo de Elasticidade [GPa]	Coeficiente de Exp. Térmica [µm/mK]
TiC	3000	3100	4,94	451	7,7
VC	2900	2700	5,71	422	7,2
HfC	2600	3900	12,76	352	6,6
ZrC	2700	3400	6,56	348	6,7
NbC	2000	3600	7,80	338	6,7
Cr ₃ C ₂	1400	1800	6,66	373	10,3
WC	2200	2800	15,7	696	5,2
Mo ₂ C	1500	2500	9,18	533	7,8
TaC	1800	3800	14,50	285	6,3

Tabela 3.1 – Propriedades dos carbonetos utilizados no metal duro (EXNER, 1979)

Segundo Exner (1979), considerando as propriedades do carboneto de tungstênio (WC), não é obvio o motivo pelo qual é o carboneto mais utilizado na composição do metal duro. Entre as propriedades descritas, a microdureza do carboneto é de fundamental importância para resistência ao desgaste abrasivo. Com exceção dos carbonetos de tântalo (TaC), carboneto de cromo (Cr_3C_2) e carboneto de molibdênio (Mo_2C), o carboneto de tungstênio (WC) apresenta valor de microdureza inferior aos demais. Outro detalhe importante é que a estrutura cristalina do carboneto de tungstênio (WC) é anisotrópica, e o valor de microdureza apresentado na tabela 3.1 refere-se ao maior valor. Por outro lado, o carboneto de tungstênio (WC) apresenta uma menor taxa de redução de microdureza com o aumento da temperatura quando comparado aos carbonetos de titânio (TiC), zircônio (ZrC), háfnio (HfC), vanádio (VC), nióbio (NbC) e tântalo (TaC). Outras características que tornam viável a aplicação do carboneto de tungstênio (WC) na usinagem são: o elevado módulo de elasticidade e a alta condutividade térmica.

Com relação à utilização de aglomerante no metal duro, o principal elemento utilizado é o cobalto. Isto se deve à excelente capacidade de adesão aos carbonetos além das propriedades mecânicas. O cobalto não pode ser dissolvido no carboneto de tungstênio (WC), mas pode dissolver tanto o tungstênio quanto o carbono em iguais proporções durante sua fase líquida na sinterização. Níquel e ferro também podem ser utilizados no metal duro como aglomerantes, mas são inferiores ao cobalto com relação à tenacidade, quando utilizado com o carboneto de tungstênio (WC). Entretanto, o níquel é utilizado como aglomerante com o carboneto de titânio (TiC), carboneto de háfnio (HfC) e carboneto de tântalo (TaC) demonstrando os melhores resultados com estes carbonetos. Platina, Paládio e Rutênio (Ru) também já foram investigados, mas estes materiais como aglomerante têm pouca chance no desenvolvimento dos metais duros (ANDRÉN, 2001; EXNER, 1979).

A quantidade de aglomerante tem grande influência nas propriedades do metal duro. A tabela 3.2 demonstra algumas propriedades de um metal duro com carboneto de tungstênio e como aglomerante o cobalto (WC-Co).

Composição [% massa]	Microdureza [HR _A]	Densidade [g/cm ³]	Resistência Cisalhamento [MPa]	Módulo de Elasticidade [GPa]	Coeficiente de Exp. Térmica [um/mK]
97WC – 3Co	92,5 - 93,2	15,3	1590	641	4,0
94WC - 6Co	91,7 - 92,2	15,0	2000	614	4,3
90WC – 10Co	90,7 - 91,3	14,6	3100	620	5,2
84WC – 16Co	89	13,9	3380	524	5,8
75WC – 25Co	83 - 85	13,0	2250	483	6,3

Tabela 3.2 – Influência da quantidade de aglomerante nas propriedades do metal duro (SANTHANAM, TIERNEY e HUNT, 1990)

Outro aspecto de grande importância nas propriedades do metal duro é o tamanho de grão. Redução no tamanho do grão do carboneto de tungstênio (WC) abaixo de 1 μ m possibilita um incremento na microdureza, na resistência ao desgaste abrasivo e na resistência à compressão e ao cisalhamento. Ferramentas de usinagem e componentes com menor tamanho de grão também proporcionam melhoria na tenacidade com a mesma quantidade de aglomerante. Uma classificação coerente do tamanho de grão dos carbonetos é a seguinte: submícron, tamanho de grão entre 0,5 e 1 μ m; ultrafino, com tamanho de grão menor que 0,5 μ m; e nanogrão, com tamanho de grão menor que 10⁻⁶ m (UPADHYAYA, 1998).

Para obter um metal duro com tamanho de grão submícron e ultrafino com mínima porosidade, o processamento da matéria-prima requer apropriado refinamento, sinterização e adição de elementos inibidores do crescimento de grão. Entre os vários elementos inibidores do crescimento de grão, o carboneto de vanádio (VC) é considerado o mais eficiente e os típicos valores deste carboneto para esta função variam entre 0,1 e 0,8 %. Entretanto, o carboneto de cromo (Cr_3C_2) é amplamente empregado para esta função mesmo sendo menos eficiente do que o carboneto de vanádio (VC). O objetivo desta escolha está relacionado com a capacidade do carboneto de cromo (Cr_3C_2) em proporcionar resistência à corrosão no metal duro e também ao fato de que o carboneto de vanádio (VC), em porcentagem maior que 0,6 %, causa drástica redução na tenacidade do metal duro (GILLE et al., 2002; UPADHYAYA, SARATHY e WAGNER, 2001).

O metal duro formado por carboneto de tungstênio e cobalto (WC-Co) possibilita uma eficiente usinagem dos ferros fundidos e ligas não-ferrosas, mas quando é utilizado para a

usinagem de aços é fortemente submetido à difusão. Segundo Trent e Wright (2000), átomos de tungstênio e carbono do material da ferramenta são difundidos no material da peça, o qual passa sobre a superfície de saída na forma de cavaco, que conduz as partículas da ferramenta para fora da região de corte. Este fenômeno causa a formação de uma cratera na superfície de saída da ferramenta e pode ocasionar a quebra na aresta de corte. A adição de carbonetos de titânio (TiC) e de carboneto de tântalo (TaC) ao metal duro se mostra eficiente no aumento da resistência à difusão. Entretanto, a adição destes elementos causa a fragilização do metal duro e, por este motivo, é geralmente mantida em níveis inferiores a 15% em massa. A adição do carboneto de tântalo (TaC), do carboneto de nióbio (NbC) e do carboneto complexo (Ti, Nb)C melhora a resistência ao choque térmico, função de grande importância em aplicações envolvendo o corte interrompido (SANTHANAM, TIERNEY e HUNT, 1990).

Normalmente a microestrutura do metal duro é homogênea. Entretanto, com a constante demanda por produtividade, esforços têm sido realizados para que as ferramentas tenham uma melhor resposta aos mecanismos de desgaste. Em alguns casos, uma microestrutura com uma diferente distribuição de microdureza e de tenacidade da superfície para o núcleo da ferramenta pode proporcionar melhores resultados. Uma microestrutura de metal duro com intencional distribuição não homogênea de microdureza e de tenacidade próxima à superfície com o objetivo de obter melhores respostas aos mecanismos de desgaste é denominada de Gradiente Funcional. Durante a sinterização ou em uma etapa após esta fase, com modificações na atmosfera do forno, um gradiente funcional em uma faixa com espessura entre 20 e 50 µm próxima à superfície do metal duro pode ser alcançado. A alteração na atmosfera do forno, com adição de um gás reativo em diferentes pressões, causa a migração dos carbonetos cúbicos (TiC, TaC e NbC) para uma região mais central ou para a superfície do material (LENGAUER e DREYER, 2006).

Uma forma de gradiente funcional consiste no desenvolvimento de uma superfície da microestrutura apenas com carboneto de tungstênio e cobalto (WC-Co) e a presença de outros carbonetos com grãos maiores apenas após uma determinada profundidade, aumentando a tenacidade e reduzindo a microdureza da superfície. Como normalmente as ferramentas recebem coberturas após o processo de metalurgia do pó, e algumas dessas coberturas são depositadas em elevadas temperaturas ($\approx 1000 \text{ °C}$), diferenças na contração térmica ocorrem entre a cobertura e o substrato durante o resfriamento. Devido às diferenças de contração térmica, trincas são
formadas, limitando o desempenho das ferramentas na usinagem. Para prevenir a propagação destas trincas no substrato, é interessante criar uma região com um gradiente funcional de composição, inibindo a propagação de trincas da cobertura para o substrato e aumentando a resistência ao impacto da cobertura, uma vez que as propriedades da camada logo abaixo da cobertura são determinantes para um bom desempenho da camada de cobertura (FRYKHOLM et al., 2001; NOMURA et al., 1999).

Por outro lado, pode-se desejar uma superfície do substrato com elevados teores de carbonetos cúbicos complexos e nitretos com o objetivo de aumentar a microdureza superficial mesmo com o sacrifício da tenacidade. A figura 3.1 demonstra uma micrografia de metal duro com um gradiente funcional, na qual verifica-se a composição da superfície formada por um elevado teor de nitreto de titânio (TiN), uma região de transição com nitreto de titânio (TiN), carboneto de tungstênio (WC) e carboneto de titânio (TiC) e uma região central com elevados teores de carboneto de tungstênio (WC) e carboneto de titânio (TiC). Lengauer e Dreyer (2002) realizaram experimentos com corte contínuo de aços comparando a estrutura descrita acima com uma classe de metal duro com estrutura homogênea. Os resultados demonstram que as microestruturas com gradiente funcional de microdureza oferecem uma maior resistência ao desgaste, principalmente o desgaste de cratera.



Figura 3.1 – Micrografia do metal duro com gradiente funcional (LENGAUER e DREYER, 2002)

3.3 – Substrato no Cermet

Cermets utilizados como ferramentas de usinagem apresentam, como no caso do metal duro, uma microestrutura composta de uma fase com partículas duras e resistentes ao desgaste, envolvidas por uma fase dúctil como aglomerante. A manufatura dos cermets também utiliza o processo de metalurgia do pó similar a aquele empregado na produção do metal duro. Segundo Ettmayer et al. (1995), os cermets utilizados nas operações de usinagem são mais um produto de otimização de um processo industrial do que um produto de sistemáticas pesquisas metalúrgicas. Os cermets são conhecidos por serem mais resistentes ao desgaste e menos tenazes do que os metais duros baseados no carboneto de tungstênio aglomerado e com cobalto (WC-Co). Os esforços nas pesquisas com os cermets estão relacionados com o aumento de sua tenacidade sem um grande decréscimo de sua resistência ao desgaste (ZACKRISSON e ANDRÉN, 1999).

Os cermets utilizam como elemento base o TiC ou o TiCN, mas ainda podem conter como partículas duras o TiN, Mo₂C, WC, (Ta,Nb)C, (Ti, Mo)C, (Ti, W)C, (Ti, Ta, Nb, W)C, entre outras, aglomeradas por uma fase dúctil de cobalto e/ou níquel. Os cermets de TiCN como elemento base têm maior dureza em elevadas temperaturas, condutividade térmica, resistência ao cisalhamento e resistência à oxidação. Do ponto de vista de propriedades, os cermets ocupam um lugar intermediário entre os metais duros e as cerâmicas, e são utilizados principalmente em operações de semi-acabamento e acabamento de aços, aços inoxidáveis e alguns ferros fundidos, fato relacionado às suas propriedades de alta dureza em elevadas temperaturas e à estabilidade química com pouca tendência à difusão (ZHANG, 1993; ELLIS e GOETZEL, 1990).

D'Errico, Bugliosi e Guglielmi (1998) descrevem que as principais classes de cermets utilizadas como ferramentas de usinagem são baseadas no carbonitreto de titânio (TiCN) com adições de carboneto de vanádio (VC), carboneto de tungstênio (WC), carboneto de tântalo (TaC), carboneto de nióbio (NbC) e carboneto de molibdênio (Mo₂C), utilizando como aglomerante dois elementos: níquel e cobalto. A microestrutura de tais cermets é formada, conforme demonstra a figura 3.2, por um núcleo composto pelo carbonitreto de titânio (fase cerâmica primária, regiões escuras) revestido por um composto de carboneto de tungstênio, carboneto de nióbio e/ou carboneto de titânio (fase cerâmica secundária, a qual representa aproximadamente 25 - 40% da fase primária, regiões cinza). Do ponto de vista da usinagem, as relações entre a composição e as propriedades são: TiCN controla a resistência à

difusão e à adesão; VC controla a resistência à fadiga; Co e Ni contribuem para a resistência à deformação plástica; TaC e NbC aumentam a resistência ao choque térmico; WC é o elemento de ligação entre TaC – NbC e TiC; Mo₂C aumenta a tenacidade.



Figura 3.2 – Microestrutura do cermet (ZACKRISSON e ANDRÉN, 1999)

Ettmayer et al. (1995) realizaram experimentos com idênticos volumes de aglomerante (níquel e cobalto) e em diferentes proporções com o objetivo de identificar a influência destes elementos nas propriedades do cermet. A quantidade de carbonetos manteve-se constante em todos os experimentos. A proporção de um aglomerante iniciava-se em 100% de cobalto e era reduzida até 0%, com variação de 25%, e a quantidade restante era preenchida com níquel. Os resultados demonstram que o aumento na quantidade de cobalto causa aumento gradativo na microdureza e os valores de resistência ao cisalhamento e tenacidade são reduzidos na mesma proporção. Uma explicação para este fenômeno é que o tamanho de grão dos carbonetos, no cermet, torna-se mais fino com o aumento da proporção de cobalto. A forma geométrica dos carbonetos e sua ligação com o aglomerante também influenciam estes resultados.

Tönshoff, Wobker e Cassel (1994) descrevem algumas propriedades de duas classes de cermet utilizadas em aplicações de torneamento, conforme tabela 3.3. Comparado com algumas classes de metal duro (tabela 3.2), os cermets têm, principalmente, menor densidade e maior coeficiente de expansão térmica.

Composição [% massa]	Microdureza [HV]	Densidad e [g/cm ³]	Resistência Cisalhamento [MPa]	Módulo de Elasticidade [GPa]	Coeficiente de Exp. Térmica [µm/mK]
57TiC/TiN; 20WC; 11Mo; 7Ni; 5Co	1600 (≈ 91 HR _A)	6	1500	440	7,4
50TiC/TiN; 18,2WC; 7,1Mo, 5,2Ni, 9,1Co; 10,4(Ta,Nb)C	1600 (≈ 91 HR _A)	7	2300	450	9,4

Tabela 3.3 – Propriedades do Cermet em função da composição química (TÖNSHOFF, WOBKER e CASSEL, 1994)

Kwon et al. (2004) realizaram experimentos com o objetivo de analisar a influência da adição de carboneto de tungstênio (WC) na vida de ferramenta do cermet, baseado no Ti(C,N), em ensaios de torneamento e fresamento. Analisaram também a influência da adição do carboneto de zircônio (ZrC), do nitreto de zircônio (ZrN) e do carboneto de háfnio (HfC) nas ligas de cermet, utilizando um valor fixo de 14% em massa de carboneto de tungstênio (WC). As adições de carboneto de tungstênio (WC) foram de 5, 10, 15 e 20% em massa e as adições do carboneto de zircônio (ZrC), do nitreto de zircônio (ZrN) e do carboneto de háfnio (HfC) foram de 1% em massa. Em todos os casos utilizou-se o níquel como aglomerante em uma porcentagem de 20% em massa. No torneamento, a adição de 15% em massa do carboneto de tungstênio (WC) proporcionou o melhor resultado em termos de vida de ferramenta quando comparado com a adição em outras porcentagens. Entretanto, a liga com adição do carboneto de háfnio (HfC) e 14% em massa de carboneto de tungstênio (WC) proporcionou uma vida, no mínimo, três vezes maior do que o resultado anterior. No fresamento, a adição do carboneto de tungstênio (WC) em 20% em massa proporcionou o melhor resultado em termos de vida de ferramenta quando comparado com a adição em outras porcentagens. Entretanto, a adição do carboneto de zircônio (ZrC) e a utilização de 14% em massa de carboneto de tungstênio (WC) aumentou a vida da ferramenta em 50%. A adição do carboneto de háfnio (HfC) e do carboneto de zircônio (ZrC) tem como função o aumento da resistência ao desgaste do substrato do cermet em elevadas temperaturas e os resultados obtidos podem ser atribuídos à esta propriedade.

O carboneto de titânio (TiC) e o nitreto de titânio (TiN) são os elementos base para formação do carbonitreto de titânio (Ti(C,N)). Os elementos TiC e TiN apresentam uma estrutura

cristalina isomorfa e os átomos de Carbono no TiC podem ser alterados por átomos de Nitrogênio em qualquer proporção. Portanto, as propriedades físicas e mecânicas do carbonitreto de titânio (Ti(C,N)) variam com a quantidade de Nitrogênio. A figura 3.3 demonstra a variação na microdureza do Ti(C,N) em função da variação do Nitrogênio na composição. Devido ao fato de que o TiN tem menor microdureza e maior condutividade térmica em relação ao TiC, no Ti(C,N) a microdureza é reduzida e a condutividade térmica é aumentada com o incremento do Nitrogênio (ZHANG, 1993).



Figura 3.3 – Variação na microdureza em função da variação do Nitrogênio no Ti(C_{1-x},N_x) (ZHANG, 1993)

Como no cermet baseado no carbonitreto de titânio (Ti(C,N)) ocorre uma variação nas propriedades físicas e mecânicas com a alteração na quantidade de Carbono e de Nitrogênio, torna-se possível o desenvolvimento de um gradiente funcional no material mesmo com uma única fase de partículas duras. Lengauer e Dreyer (2002) demonstram, conforme a figura 3.4, exemplos de variação microestrutura e, consequentemente das propriedades físicas e mecânicas, em função da utilização de dois tipos de gradientes funcionais em um cermet baseado no carbonitreto de titânio (Ti(C,N)).



Figura 3.4 – Estrutura de um gradiente funcional: (a) uma única fase de partículas duras e (b) com mais do que uma fase de partículas duras (adaptado de LENGAUER e DREYER, 2002)

A figura 3.4a mostra uma microestrutura de cermet com uma única fase de partículas duras e a figura 3.4b mostra outra microestrutura de cermet com duas fases de partículas duras. Na parte superior da figura 3.4a (superfície da ferramenta) ocorre a presença de uma maior quantidade de partículas duras, as quais são de Ti(C,N) com alto teor de Nitrogênio e baixo teor de Carbono (indicado pela cor laranja). Com o aumento da distância da superfície, ocorre uma gradativa redução do Nitrogênio e conseqüente incremento do Carbono (indicado pela cor cinza) na microestrutura. Na figura 3.4b também existe um gradiente funcional no cermet, mas, neste caso, em uma microestrutura com duas fases de partículas duras: com alto teor de carbonitreto de titânio (Ti(C,N)) na superfície e com o aumento da distância da superfície um gradativo aumento na quantidade de carboneto de tungstênio (WC) (LENGAUER e DREYER, 2002).

3.4 – Tratamento do substrato para deposição de coberturas

O desempenho de diferentes coberturas, depositadas em substratos de metal duro e/ou cermet, pode ser otimizado com o auxílio de tratamentos mecânicos e/ou químicos do substrato antes da deposição. O tratamento do substrato tem como principal objetivo melhorar a adesão da

cobertura no substrato, evitando a redução na vida da ferramenta devido à baixa coesão, ou mesmo, o desplacamento da cobertura (TÖNSHOFF e MOHLFELD, 1998).

Polini (2006) e Bouzakis et al. (2001) descrevem diferentes processos para tratamento do substrato com o objetivo de melhorar a adesão de coberturas em ferramentas de usinagem, tais como, retificação, polimento, jateamento com micropartículas ou com água sob elevadas pressões e ataques químicos com ácidos.

O processo de retificação de ferramentas de usinagem tem como objetivo principal definir a macrogeometria da ferramenta e a microgeometria da aresta de corte, além da redução da rugosidade. Entretanto, é caracterizado por induzir elevados valores de deformação plástica e pela remoção de carbonetos da superfície do material. Por estes motivos, outros processos de tratamento de superfície são, normalmente, realizados após a retificação. O jateamento com micropartículas e com água em elevada pressão são amplamente utilizados com a finalidade de remover o aglomerante da superfície do material. Como o cobalto e o níquel são dúcteis quando comparados aos carbonetos presentes nos materiais de ferramenta, a remoção superficial do aglomerante expõe os carbonetos, fato que contribui fortemente para a adesão das coberturas (BOUZAKIS et al., 2001).

Tönshoff et al. (1999) realizaram experimentos com o jateamento de micropartículas e de água sob elevada pressão em uma superfície retificada de metal duro. A figura 3.5 mostra a superfície retificada, retificada com posterior tratamento de jateamento com água em elevada pressão e jateamento de micropartículas, respectivamente, no mesmo metal duro (71,5% WC, 9% Co, 19,5% TiC/TaC). A topografia da superfície retificada é caracterizada por riscos abrasivos causados pelas elevadas taxas de deformação plástica durante o processo. A superfície retificada com posterior jateamento de água sob pressão (100 MPa por 20 segundos) demonstra apenas pequenas áreas em que os riscos abrasivos podem ser identificados, devido à remoção do aglomerante. Este fato também ocorreu com o jateamento de micropartículas de óxido de alumínio (Al₂O₃) no substrato após a retificação. Além da exposição dos carbonetos, a qual melhora a adesão da cobertura, outra vantagem obtida com o tratamento de superfície, após a retificação, é o incremento nas tensões compressivas no substrato. O acréscimo nos valores é de, aproximadamente, 500 MPa quando comparado às superfícies apenas retificadas.



com água

Retificado + jateamento com micro-partículas

Figura 3.5 – Tratamentos de superfície no substrato de metal duro antes da deposição de cobertura (TÖNSHOFF et al., 1999)

Métodos para avaliação das propriedades de adesão de coberturas no substrato incluem indentações Rockwell e testes de riscamento (esclerometria). Tönshoff e Blawit (1997) realizaram estes testes para avaliar a adesão de uma cobertura de TiN, depositada pelo processo CVD, em substratos de cermet com superfícies retificadas e com jateamento de água sob elevadas pressões. Os resultados dos testes de indentação e riscamento mostram que, na superfície apenas retificada, ocorreram desplacamentos e a formação de trincas nas regiões próximas da indentação e do risco. Na superfície retificada com posterior jateamento com água sob pressão (100 MPa por 10 segundos) nenhum desplacamento ou trinca pode ser identificado após os mesmos ensaios. Estes resultados demonstram a importância do tratamento de superfície para uma melhor adesão da cobertura no substrato, pois a melhoria desta propriedade está diretamente relacionada com o aumento da vida da ferramenta em ensaios de usinagem.

Silva (1997) descreve o processo de tratamento de superfície com ataque químico para posterior deposição de coberturas de diamante (DLC). O tratamento consiste na corrosão de parte do cobalto presente na superfície da pastilha por meio de uma mistura de ácido sulfúrico (H_2SO_4) e ácido fosfórico (H₃PO₄) mediante a passagem de uma corrente elétrica (200 A no início do processo e 25 A no final). Este tratamento é altamente corrosivo e permite a remoção do cobalto em uma profundidade de 2 a 3 µm. Após esta etapa de corrosão, a superfície do material é limpa com água corrente e, em seguida, por ultrassom em uma solução de soda cáustica (NaOH).

3.5 – Preparação da microgeometria na aresta de corte

A microgeometria da aresta de corte tem forte influência na força de corte, na integridade da superfície da peça (rugosidade e tensões residuais) e nas temperaturas desenvolvidas no processo de usinagem, principalmente quando a espessura do cavaco é pequena, como é o caso da Usinagem com Altas Velocidades. Uma adequada preparação da aresta de corte é de grande importância no desempenho da ferramenta, principalmente as construídas com materiais frágeis como cermets, cerâmicos e PCBN, pois aumenta a resistência e protege a aresta de microlascamentos e quebras. Portanto, a compreensão dos efeitos de diferentes preparações na aresta de corte contribui para a melhoria da usinagem, principalmente em situações nas quais as ferramentas são fortemente exigidas como na Usinagem com Altas Velocidades (NASR, NG, ELBESTAWI, 2007; STEPHENSON e AGAPIOU, 1996).

Conforme a figura 3.6, existem três formas básicas de preparação da aresta de corte (esta preparação é feita antes da deposição da cobertura): arredondamento, chanfro e chanfro com arredondamento. O tamanho do raio de arredondamento da aresta pode variar entre 25 μ m (raio de aresta pequeno) até 180 μ m (raio de aresta grande). Esta variação no raio de aresta está relacionada com a espessura de corte, a qual deve ser maior do que o raio de arredondamento da aresta. O ângulo do chanfro com a superfície de saída da ferramenta está, normalmente, entre 20° e 45° e o comprimento do chanfro é de 0,1 mm para operações de acabamento e 0,2 mm para operações de desbaste. Em operações com grande exigência da ferramenta, um arredondamento é adicionado nos vértices dos chanfros com raios de 25 μ m a 50 μ m (STEPHENSON e AGAPIOU, 1996).



Figura 3.6 – Microgeometria em função da preparação da aresta de corte

Shaffer (1999) descreve os diferentes processos de preparação de aresta de corte em ferramentas de usinagem. Os principais processos são: o escovamento com fios de nylon, o jateamento com micropartículas e a retificação.

Bouzakis et al. (2002) compararam o desempenho de pastilhas de metal duro com cobertura de TiAlN com dois diferentes processos de preparação da microgeometria da aresta de corte: jateamento com micropartículas e escovamento. Para isto, ensaios de fresamento do aço 42CrMo4 com dureza de 27 a 30 HR_c foram realizados com pastilhas de microgeometria arredondadas. O critério de fim de vida das ferramentas era VB_B = 0,20 mm. Os raios de aresta tinham tamanhos similares: 28 μ m feito pelo processo de jateamento com micropartículas e 35 μ m feito pelo processo de escovamento. Entretanto, os resultados demonstram que o desempenho das pastilhas com raio de aresta produzido pelo processo de jateamento é muito inferior aos das pastilhas com raio de aresta produzido pelo processo de escovamento. A explicação para este resultado é que o processo de jateamento com micropartículas remove o aglomerante ao redor dos carbonetos diminuindo sua rigidez e, em alguns pontos, remove os próprios carbonetos.

D'Errico, Bugliosi e Guglielmi (1998) compararam a vida de ferramenta no fresamento em desbaste do aço SAE 1045 utilizando pastilhas comerciais de cermet (baseados em TiCN) com diferentes preparações da microgeometria. Utilizaram ferramentas com microgeometria da aresta arredondada e chanfrada. Os resultados demonstram que as pastilhas com microgeometria da

aresta arredondada proporcionaram os melhores resultados de vida de ferramenta quando comparadas às pastilhas com microgeometria chanfrada. Rech e Schaff (2006) também compararam a utilização dos processos jateamento com micropartículas e escovamento na preparação da microgeometria da aresta de pastilhas. Entretanto, neste caso, as pastilhas eram de aço-rápido, confeccionadas a partir da metalurgia do pó, com dureza de 890 HV. Realizaram ensaios de fresamento de aço 27MnCr5 com dureza de 200 HB. Os resultados confirmam que microgeometrias da aresta produzidas pelo processo de escovamento proporcionam melhores resultados. Ainda, demonstram que um raio de aresta pequeno (10 μ m) promove uma melhor vida de ferramenta quando comparado com raios maiores (50 e 60 μ m), todos produzidos pelo processo de escovamento.

3.6 – Deposição de coberturas

As ferramentas de usinagem são componentes submetidos a elevadas tensões e temperaturas, a esforços cíclicos e, principalmente, a altas taxas de abrasão. Como requisito para estas solicitações, um material ideal para a utilização nas ferramentas de usinagem deveria possuir elevada dureza, alta estabilidade térmica, alta estabilidade química e tenacidade. Entretanto, para os materiais utilizados nas ferramentas de usinagem, algumas destas propriedades são geralmente opostas como, por exemplo, dureza e tenacidade. Em outras palavras, quando se tem uma delas, não se tem a outra. Portanto, os materiais utilizados nestas aplicações necessitam de características que não podem ser encontradas em um único material. Uma solução para esta demanda é a utilização da composição de diferentes materiais. Assim, a utilização de coberturas sobre os substratos das ferramentas aumenta a dureza e diminui o coeficiente de atrito, o que reduz a taxa de desgaste abrasivo e possibilita a utilização de um substrato com maior tenacidade. Ainda, a estabilidade química de algumas das camadas usualmente utilizadas em elevadas temperaturas diminui as interações químicas entre o substrato da ferramenta e o material da peça, reduzindo o desgaste difusivo (BUNSHAH, 2001; HOGMARK, JACOBSON e LARSSON, 2000).

Os processos de deposição de coberturas estão divididos em dois grupos principais: CVD (Deposição Química a Vapor) e PVD (Deposição Física a Vapor). O processo CVD é geralmente definido como a técnica na qual uma mistura de gases interage com a superfície de um substrato,

em uma temperatura relativamente alta, resultando na decomposição de alguns constituintes da mistura dos gases e a formação de um filme sólido sobre o substrato (SUDARSHAN, 1989). O processo PVD envolve a criação de vapor a partir de um determinado material e a subseqüente condensação em forma de filme no substrato, com a adição no filme de alguns componentes utilizando um gás reativo na atmosfera do forno (BUNSHAH, 2001).

Um aspecto de diferenciação entre os processos de deposição e de grande importância para o desempenho das ferramentas na usinagem é a temperatura de deposição das camadas. No processo CVD, a temperatura de deposição é superior a 1000 °C, ao passo que no processo PVD está entre 200 e 500 °C. A alta temperatura de deposição no processo CVD afeta a tenacidade e a resistência ao cisalhamento dos substratos de metal duro, devido à formação de uma indesejável fase frágil na interface substrato-cobertura. Esta fase, denominada η , é um composto ternário de tungstênio, cobalto e carbono (Co₆W₆C). Este problema pode ser reduzido utilizando-se um processo com moderadas temperaturas (MT-CVD) em 850 °C, o qual minimiza a redução da tenacidade e resistência ao cisalhamento. Outro ponto importante são as tensões residuais resultantes do processo de deposição. O processo CVD promove tensões trativas na superfície do material, mesmo em substratos com tensões compressivas produzidas em processos de tratamento de superfícies. As tensões trativas causam a redução na resistência à fadiga da ferramenta de usinagem (KLOCKE e KRIEG, 1999; UPADHYAYA, 1998).

A difusão do cobalto e do tungstênio (do substrato) na cobertura é decisiva para a adesão da cobertura no processo CVD. Assim, ferramentas com coberturas depositadas por este processo proporcionam bons resultados e têm sido amplamente utilizadas no corte contínuo, como o torneamento. Entretanto, no fresamento, a ferramenta está sujeita às variações no carregamento mecânico e no térmico. Isto exige da ferramenta resistência à abrasão, ao choque térmico além de elevada tenacidade. Diante destas necessidades, ferramentas com coberturas depositadas pelo processo PVD demonstram melhores resultados.

A temperatura de deposição no processo PVD não tem sensível impacto na tenacidade e na resistência ao cisalhamento do substrato. As tensões superficiais após o processo de deposição PVD são de compressão, as quais aumentam a resistência à fadiga do material. Um mesmo tipo de cobertura depositada pelo processo PVD apresenta uma maior dureza do que a depositada pelo processo CVD. Este fato está associado à microestrutura formada no processo PVD ter grãos

muito mais finos do que no processo CVD (QUINTO, SATHANAM e JINDAL, 1988). Ainda, segundo Bunshah (2001), o processo PVD possibilita taxas de deposição muito maiores quando comparado ao processo CVD. Esta característica permite a deposição de uma cobertura de mesma espessura com um tempo de processo muito menor. Por estes motivos, o processo de deposição PVD tornou-se o mais utilizado nas ferramentas para o corte interrompido, principalmente no fresamento de materiais de difícil usinagem.

Basicamente, há quatro maiores grupos de cobertura nas aplicações de usinagem. O primeiro e mais conhecido grupo é formado pelas coberturas baseadas no titânio (TiN, TiC, Ti(C,N)). Neste grupo, existe a possibilidade da adição de outros elementos metálicos como alumínio e cromo, com o objetivo de melhorar as propriedades como dureza e resistência à oxidação. Um exemplo desta variação é a cobertura de TiAlN. O segundo grupo é representado pelas coberturas cerâmicas (por exemplo, Al₂O₃), as quais apresentam boa resistência à abrasão e elevada estabilidade térmica e química. Os dois grupos restantes de coberturas são os mais recentes e incluem as de lubrificação-sólida, por exemplo, MoS₂, e as super-duras, como DLC e CBN (KLOCLE e KRIEG, 1999).

A cobertura de Al_2O_3 é usualmente depositada pelo processo CVD, mas a sua deposição pelo processo PVD, em temperaturas de 400 a 500 °C, frequentemente resulta na formação de diferentes fases na estrutura cristalina. Mesmo utilizando o processo PVD, para obter uma estrutura cristalina formada unicamente pela fase α – Al_2O_3 , a qual apresenta melhor resistência à abrasão, estabilidade térmica e química, a deposição necessita de uma temperatura mínima de 750 °C. Em função da temperatura de deposição, a utilização da cobertura de Al_2O_3 ainda não alcançou grande aplicação em ferramentas de usinagem destinadas às operações de fresamento (KOHARA et al., 2004; CREMER et al., 1999).

A tabela 3.4 descreve propriedades de alguns materiais utilizados na cobertura de ferramentas de usinagem (FOX-RABINOVICH, 2006; BUNSHAH, 2001; D'ERRICO e GUGLIELMI, 1998).

Cobartura	Microdureza Vickers	Módulo de	Coeficiente de Exp.
Cobertura	[HV]	Elasticidade [GPa]	Térmica [µm/mK]
TiN	2000 - 2300	440	9,35
Al ₂ O ₃	2100	400	9,0
SiC	2600	480	5,3
B ₄ C	3000 - 4000	440	4,5 - 4,6
TiAlN	2700 - 3000	384	-
AlCrN	2470	384	-
TiCN	3000 - 3400	-	9,4

Tabela 3.4 – Propriedades de diferentes materiais para coberturas (FOX-RABINOVICH, 2006; BUNSHAH, 2001; D'ERRICO e GUGLIELMI, 1998)

As propriedades das coberturas descritas são em temperatura ambiente. Entretanto, estas propriedades podem ser fortemente afetadas pelas típicas temperaturas envolvidas nos processos de usinagem. Jindal et al. (1999) realizaram experimentos com o objetivo de entender a influência da temperatura nas propriedades de três diferentes coberturas depositadas pelo processo PVD sobre o substrato de metal duro da mesma classe: TiN, TiCN e TiAlN. Os resultados mais interessantes referem-se à microdureza a quente, as quais foram avaliadas em temperaturas de até 1000 °C. Em temperatura ambiente (25 °C), a cobertura de TiCN apresenta o maior valor entre as três descritas, seguidas por TiAlN e TiN. Mas a cobertura TiAlN tem uma menor redução da microdureza em função do aumento da temperatura e, a partir de aproximadamente 750 °C, torna-se a mais dura. A menor redução da microdureza em função da temperatura é atribuída à solução sólida do alumínio na estrutura cristalina da cobertura.

Fox-Rabinovich et al. (2006) também avaliaram a influência da temperatura nas propriedades mecânicas de duas coberturas (TiAlN e AlCrN) depositadas também pelo processo PVD em substratos da mesma classe de metal duro. Nestes experimentos a máxima temperatura utilizada foi de 500 °C. Com relação à microdureza, a cobertura de TiAlN apresenta o maior valor em temperatura ambiente (25 °C), mas a partir de 400 °C, a cobertura de AlCrN demonstra uma microdureza mais elevada. Nas duas pesquisas descritas, ensaios de usinagem foram realizados para demonstrar que as diferenças nas propriedades influenciam fortemente os resultados de vida de ferramenta.

Segundo Hogmark, Jacobson e Larsson (2000) e Prengel et al. (2001), as coberturas são depositadas em três tipos diferentes de estrutura: camada única, multicamadas e gradiente. As coberturas de camada única foram as primeiras a serem utilizadas e, normalmente, são depositadas em substratos de composição homogênea e utilizadas em aplicações de exigências moderadas. Esta deposição aumenta a capacidade de carregamento da ferramenta, a microdureza da superfície quando comparadas com substrato sem coberturas e permite a utilização de pequenos raios de aresta. As coberturas multicamadas são utilizadas em aplicações com maior exigência. Com a combinação de diferentes propriedades nas camadas, promovem boa resistência ao desgaste em elevadas temperaturas, adesão ao substrato e minimizam a propagação de trincas. As coberturas em gradiente possibilitam uma suave transição nas propriedades. Podem, por exemplo, demonstrar uma elevada microdureza e rigidez na superfície aliada a uma maior tenacidade na região de ligação com o substrato. A figura 3.7 demonstra alguns tipos de estrutura de deposição de coberturas.



Monocamada (TiAIN)

Multicamada (TiN-TiCN-TiAIN) Multicamada (Ti,AI, N)

Figura 3.7 – Tipos de estruturas para deposição de coberturas (PRENGEL et al., 2001)

Fallböhmer et al. (2000) realizaram experimentos para entender a influência do material da cobertura depositada em substrato de metal duro no Fresamento com Alta Velocidade dos aços-ferramenta P20 e H13 com 30 e 46 HR_c de dureza, respectivamente. As coberturas depositadas no metal duro foram TiN, TiCN e TiAlN. Nos ensaios, utilizaram fresas de topo esférico (pastilhas intercambiáveis) com diâmetro de 25,4 mm (1"). Os parâmetros de usinagem utilizados foram : profundidade axial e radial de usinagem = 0,5 mm; avanço por dente (f_z) = 0,5 mm; corte concordante e inclinação da parede de 30°. Utilizaram três velocidades de corte (v_c) no açoferramenta P20 (300, 550 e 800 m/min) e duas velocidades de corte no aço ferramenta H13 (300 e 450 m/min). O critério de fim de vida da ferramenta era VB_B = 0,15 mm. Os resultados demonstram que no fresamento do aço-ferramenta P20, o metal duro com cobertura de TiN

proporcionou o melhor desempenho com a velocidade de corte de 300 m/min. Com o aumento da velocidade de corte para 500 e 800 m/min, as três coberturas proporcionaram resultados similares. No fresamento do aço-ferramenta H13, o metal duro com cobertura de TiN proporcionou o melhor desempenho independente da velocidade de corte. O metal duro com cobertura de TiCN proporcionou o segundo melhor resultado, seguido pelo metal duro com cobertura de TiAlN.

Capítulo 4

Materiais, equipamentos e planejamento experimental

4.1 – Introdução

Os experimentos desta pesquisa foram realizados no Laboratório de Usinagem dos Materiais do Departamento de Engenharia da Fabricação, na Faculdade de Engenharia Mecânica da UNICAMP.

O principal objetivo desta pesquisa é melhorar a compreensão do desempenho e dos mecanismos de desgastes atuantes nas ferramentas de metal duro e cermet no fresamento de aço endurecido em semi-acabamento, com fresas de topo toroidal; e no acabamento, com fresas de topo esférico. Com essas informações, pretende-se que os fabricantes de ferramentas de usinagem possam desenvolver e otimizar substratos, coberturas e sistemas de fixação de ferramentas mais adaptados para esta realidade. Espera-se ainda que os usuários da tecnologia de Fresamento com Alta Velocidade possam utilizar os parâmetros e estratégias de usinagem como referência para suas atividades diárias.

Este capítulo descreve as condições em que os ensaios foram realizados, as características dos materiais usinados, as especificações de ferramentas, porta-ferramentas, mandris, máquina-ferramenta, sistemas de monitoramento, análise de desgaste, bem como o desenvolvimento do planejamento experimental.

4.2 – Máquina-ferramenta

Os experimentos foram realizados no Centro de Usinagem Vertical da marca Mori Seiki, modelo SV-40. Os principais dados da máquina-ferramenta são: motor do eixo-árvore com 22 kW de potência, faixa de rotação entre 50 e 12000 rpm, magazine para 30 ferramentas, interface do sistema de fixação de ferramentas ISO 40 e comando numérico MSC-518 da GE-Fanuc. Os cursos dos eixos X, Y e Z são, respectivamente, de 600, 430 e 460 mm. A figura 4.1 mostra a máquina-ferramenta.



Figura 4.1 - Centro de Usinagem Vertical Mori Seiki utilizado nos experimentos

4.3 – Ferramentas, porta-ferramenta e mandril

Os ensaios de fresamento foram realizados com ferramentas, porta-ferramentas e sistemas de fixação fornecidos pela empresa Sandvik Coromant e consistiram de dois tipos distintos de operações: semi-acabamento e acabamento.

Para os ensaios de semi-acabamento, utilizaram-se fresas de topo toroidal. Assim, montavam-se duas pastilhas redondas de diâmetro 7 mm (código R300-0720E-PM) em um porta-ferramenta de aço com 12 mm de diâmetro (código R300-012A16L-07L). Por sua vez, este porta-

ferramenta era montado, com um comprimento em balanço de 70 mm, em um mandril hidráulico (código 392.140HMS-40 16 027). Utilizaram-se pastilhas de metal duro (classe GC1025) e cermet (classe CT530) com e sem cobertura multicamada de TiCN e TiN depositadas pelo processo PVD. A figura 4.2 ilustra o conjunto descrito. O fabricante das ferramentas descreve que a classe GC1025 corresponde à classificação ISO H15 e a classe CT530 corresponde à classificação ISO H25 (SANDVIK, 2006).



Figura 4.2 – Pastilhas, porta-ferramenta e mandril utilizados nos ensaios de semiacabamento

Nos ensaios de acabamento, utilizaram-se fresas de topo esférico de 8, 12 e 16 mm. Os códigos das pastilhas de diâmetros 8, 12 e 16 mm eram, respectivamente, R216F-08 24 E-L, R216F-12 30 E-L e R216F-16 40 E-L. As pastilhas eram de metal duro das classes P10A e P20A com cobertura de TiAlN depositadas pelo processo PVD. O fabricante das ferramentas descreve que a classe P10A corresponde à classificação ISO H10 e a classe P20A corresponde à classificação ISO H20 (SANDVIK, 2006).

As pastilhas de 8 mm foram montadas em porta-ferramenta de metal duro de código R216F-08A12C-053. As pastilhas de 12 mm foram montadas em porta-ferramenta de metal duro

de código R216F-12A12C-053. Os dois porta-ferramentas eram montados em um mandril hidráulico de código 392.140HMS-40 16 027 com o auxílio de uma pinça cilíndrica de código 393.CG-16 12 50. No caso das fresas de topo esférico de 16 mm, utilizaram-se dois materiais de porta-ferramenta: aço e metal duro. Os códigos R216F-16A16S-063 e R216F-16A16C-063 correspondem, respectivamente, ao porta-ferramentas de aço e ao de metal duro. Neste caso, montavam-se os porta-ferramentas diretamente no mandril hidráulico de código 392.140HMS-40 16 027 sem a necessidade de pinças. Em todos os ensaios de acabamento, os porta-ferramentas foram montados com um comprimento em balanço de 70 mm. A figura 4.3 ilustra as montagens.



Figura 4.3 – Pastilhas, porta-ferramenta e mandril utilizados nos ensaios de acabamento

Nos ensaios de acabamento e nos diâmetros de 8 e 12 mm também se utilizaram ferramentas sólidas de metal duro. Os códigos das ferramentas de diâmetros 8 e 12 mm eram, respectivamente, R216.42-08030-AK16G e R216.42-12030-AK22G. As ferramentas pertenciam à classe GC1610 com cobertura de TiAlN, depositada pelo processo PVD. As ferramentas de diâmetros 8 e 12 mm foram montadas no mandril hidráulico de código 392.140HMS-40 16 027 com o auxílio das pinças cilíndricas de código 393.CG-16 08 50 e 393.CG-16 12 50, respectivamente.

4.4 – Avaliação da microdureza do substrato das ferramentas

Ensaios de microdureza do substrato das pastilhas e das ferramentas sólidas foram realizados com o objetivo de obter-se um maior número de informações relativas às comparações do desempenho das ferramentas nos ensaios de usinagem.

O corte das pastilhas e das fresas de metal duro sólido foi realizado em uma Cortadora Automática, modelo Isomet 2000, da marca Buehler com um disco de modelo 20 LC da marca Buehler. Após o corte, as amostras foram embutidas e lixadas para criar uma superfície de referência o que facilita a visualização das indentações. As medidas foram realizadas em um Microdurômetro, modelo Micromet 2100, da marca Buehler. Em cada amostra, realizaram-se 5 indentações, por 15 segundos, com carga de 1 kg (escala Vickers). Os equipamentos descritos pertencem ao Laboratório de Metalurgia Física e Solidificação do Departamento de Materiais da Faculdade de Engenharia Mecânica da Unicamp.

4.5 – Materiais usinados

Os ensaios foram realizados com corpos de prova confeccionados a partir de barras de aço laminado ABNT H13 e ABNT D2 temperados e revenidos para as respectivas durezas de 50 HR_C e 61 HR_C . Com o objetivo de conhecer mais detalhadamente as características destes materiais, ensaios de dureza e de micrografia foram realizados no Laboratório de Materiais da Faculdade de Engenharia Mecânica da Unicamp.

As figuras 4.4, 4.5 e 4.6 representam a geometria dos corpos de prova utilizados nos ensaios de fresamento. Para proporcionar alta rigidez e, consequentemente, minimizar os efeitos das vibrações, a fixação dos corpos de prova foi realizada com 4 parafusos M10 x 100 mm nos furos das placas. Ainda, uma placa de apoio era utilizada na face inferior dos corpos de prova, para elevá-los em relação à mesa da máquina-ferramenta devido à limitação no curso do eixo Z.



Figura 4.4 – Corpo-de-prova utilizado nos ensaios com inclinação de 45º e material H13



Figura 4.5 – Corpo-de-prova utilizado nos ensaios com inclinação de 75º e material H13



Figura 4.6 – Corpo-de-prova utilizado nos ensaios com inclinação de 75º e material D2

A análise de dureza nos corpos de prova foi realizada pelo método Rockwell. Assim, cinco indentações foram realizadas em pontos aleatórios de cada corpo-de-prova. Os resultados foram os seguintes: dureza média de 49,7 HR_C e desvio padrão de 0,95 HR_C para o aço H13 e dureza média de 60,6 HR_C e desvio padrão de 1,14 HR_C para o aço D2. Como a dureza do material influencia sua usinabilidade, esta avaliação permite demonstrar a ausência de grandes variações de dureza e que as variáveis de resposta não são influenciadas significativamente por esta fonte de variabilidade.

Para análise da micrografia, retirou-se uma amostra de cada material após têmpera e revenimento, as quais foram lixadas, polidas e atacadas com Nital a 10%, por 10 segundos. Após a preparação, as amostras foram analisadas e fotografadas em um Microscópio Óptico Carl Zeiss, modelo Neophot 32. As figuras 4.7 e 4.8 mostram a imagem da microestrutura dos materiais.



Figura 4.7 – Micrografia do aço ABNT H13 atacado com Nital 10%



Figura 4.8 – Micrografia do aço ABNT D2 atacado com Nital 10%

Com a mesma ampliação nas micrografias, é possível verificar na estrutura do aço ABNT D2 a presença de carbonetos de cromo (parte clara) em uma matriz de martensita revenida (parte escura). Por outro lado, a estrutura do ABNT H13 é formada por uma estrutura de martensita revenida com carbonetos de cromo, porém, estes carbonetos são muito mais finos e

uniformemente distribuídos quando comparados com os encontrados no aço ABNT D2. A tabela 4.1 mostra, conforme dados fornecidos pelo fabricante, a composição química dos açosferramentas ABNT H13 e D2 utilizados nos ensaios. A formação dos carbonetos de cromo está principalmente relacionada ao alto teor de carbono (1,5% em massa) e cromo (12% em massa) na composição química do ABNT D2. No aço ABNT H13 a porcentagem destes elementos é de 0,40% para o carbono e 5,2% para o cromo.

Material	С	Cr	Мо	Si	V	Mn
ABNT H13	0,40	5,2	1,5	1,0	0,9	0,35
ABNT D2	1,5	12,0	0,95	0,3	0,9	-

Tabela 4.1 – Composição química dos aços-ferramenta utilizados nos ensaios (% em massa)

4.6 – Aplicação da Mínima Quantidade de Fluido (MQF)

A maioria dos ensaios foi realizada sem fluido de corte. Porém, com o objetivo de entender a influência da aplicação da Mínima Quantidade de Fluido (MQF) na vida da ferramenta e rugosidade da peça em processos de Fresamento com Alta Velocidade de aço endurecido, em alguns ensaios, se utilizou o aparelho "Mist Coolant Equipament", modelo OS-21-AT-40, da empresa Fuso Seiki. Neste aparelho, o ar comprimido é responsável por atomizar o óleo próximo ao ponto de aplicação. Óleo e ar foram conduzidos, com o auxílio de mangueiras separadas, até o atomizador, local em que ocorria a mistura ar e óleo, formando uma névoa. Do misturador, a névoa era conduzida ao bico de aplicação com uma mangueira metálica. O conjunto era fixado na parte interna da máquina-ferramenta com o auxílio de uma base magnética. O acionamento do dispositivo realizava-se com o comando para aplicação de ar comprimido no CNC da máquinaferramenta.

Obteve-se a vazão de óleo com a cronometragem do tempo necessário para a aplicação de um determinado volume de óleo. A medição do volume aplicado realizou-se com uma bureta graduada, a qual tem como fundo de escala 0,1 ml. Esta bureta também foi utilizada como reservatório do equipamento de MQL durante os ensaios.

A aplicação da MQL utilizou dois óleos integrais de base vegetal: Vascomill 42, da empresa Blaser Swisslube e Fin Lube AL, da empresa Inferflon. Este último contém teflon como aditivo em sua composição. A vazão utilizada foi de 12 ml/h e a pressão de aplicação, de 4,5 bar.

A figura 4.9 demonstra como se aplicou o fluido na região de corte. Como pode ser verificado na imagem, o bico de aplicação do fluido ficava a uma distância, aproximada, de 100 mm da região de corte. Esta distância tornava-se necessária devido à passagem do braço de troca de ferramenta do eixo-árvore com o magazine, o qual era utilizado no ensaio.



Figura 4.9 - Aplicação da Mínima Quantidade de Fluido (MQF) nos ensaios

4.7 – Monitoramento do processo

Durante os ensaios de fresamento, duas variáveis foram monitoradas: o desgaste de flanco (VB_B) nas ferramentas e o perfil de rugosidade na superfície usinada.

O desgaste de flanco (VB_B) das ferramentas utilizadas foi monitorado com um Microscópio Estereoscópio da marca Leica montado em conjunto com uma câmera fotográfica, a qual estava interligada ao programa analisador de imagens Leica QWin. Inicialmente, realizava-se a calibração do sistema de modo a correlacionar uma unidade da figura, em pixel, com uma unidade métrica, no caso milímetros. A utilização deste sistema para verificação dos valores de desgaste permite uma leitura rápida e eficaz, pois o ensaio está parado enquanto ocorre a medição do desgaste. Esta medição era realizada diversas vezes ao longo de cada ensaio.

Depois de atingido o critério de fim de vida das ferramentas (desgaste de flanco $VB_B = 0,20$ mm) o ensaio era concluído e as arestas de corte utilizadas nos ensaios, identificadas para posterior observação em um Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) da marca Jeol, modelo JXA-840A, equipado com sistema EDS (Espectroscopia de Energia Dispersiva) do Laboratório de Materiais da Faculdade de Engenharia Mecânica da Unicamp. A utilização do sistema possibilita analisar em detalhes os mecanismos de desgaste e avarias nas arestas de corte e identificar, de forma semi-quantitaviva, a presença de determinado material em diferentes pontos da aresta de corte.

Para a verificação do perfil de rugosidade, utilizava-se um Rugosímetro Portátil Mitutoyo, modelo SJ-201P, montado em um traçador de altura, o qual possibilitava a inclinação do aparelho em relação à superfície usinada, conforme demonstra a figura 4.10. Utilizava-se o programa SJ-201Excel e um computador para a aquisição 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, em duas direções: transversal e longitudinal à direção de avanço da ferramenta. Segundo Stephenson e Agapiou (1996), o parâmetro R_a é o mais utilizado nas diferentes aplicações de usinagem e o parâmetro R_z é mais sensível à presença de grandes picos e vales fornecendo uma melhor noção dos desvios.



TRANSVERSAL LONGITUDINAL Figura 4.10 – Verificação da rugosidade no sentido transversal e longitudinal

Além do desgaste e da rugosidade, os quais foram analisados ao longo de cada ensaio, para as ferramentas utilizadas nas operações de acabamento, também se avaliou a Freqüência Natural do conjunto de ferramenta (fresa, porta-ferramenta, mandril etc) montado no eixo-árvore da máquina-ferramenta. A avaliação da Freqüência Natural foi realizada com teste de impacto (impacto com martelo). Para a realização desta análise, utilizou-se um acelerômetro fixado na extremidade das ferramentas utilizadas. O acelerômetro era do modelo 226C da marca Endevco. Para o processamento dos sinais utilizou-se um Condicionador e Amplificador (modelo Nexus da marca Brüel & Kjaer) em conjunto com um Analisador de Sinais (modelo SD385 da marca Scientific Atlanta).

4.8 – Procedimentos Experimentais

Um experimento consistia em diversos passes de fresamento em duas superfícies com 215 mm de comprimento, inclinadas em relação à ferramenta de usinagem, utilizando paradas em intervalos regulares com o objetivo de registrar os valores de desgaste de flanco (VB_B) e perfil de rugosidade, até que o critério de fim de vida da ferramenta (VB_B = 0,20 mm) fosse atingido em uma pastilha.

Algumas restrições na elaboração dos ensaios foram necessárias para viabilizar os experimentos na máquina-ferramenta descrita. A primeira refere-se ao diâmetro das ferramentas e à inclinação das paredes: para atingir as velocidades efetivas de corte, típicas do processo de Fresamento com Alta Velocidade em aço endurecido, o menor diâmetro de ferramenta utilizado nos ensaios foi de 8 mm e a menor inclinação da parede de 45°. Este fato deve-se ao limite de rotação do eixo-árvore em 12000 rpm.

A segunda restrição está relacionada com a aceleração dos eixos na máquina-ferramenta: as velocidades de avanço utilizadas no trabalho são superiores à velocidade de avanço na qual a máquina-ferramenta pode fazer interpolações complexas. A limitação da máxima velocidade de avanço é função de diversos fatores, entre eles, o tempo de processamento de bloco do CNC, a aceleração dos fusos de esferas nos eixos e a dinâmica da máquina-ferramenta. Para manter a velocidade de avanço durante os ensaios e, em conseqüência, a taxa de volume de material removido, evitou-se interpolações complexas utilizando uma geometria plana nos experimentos. Ainda, na estratégia de usinagem utilizada, conforme a figura 4.11, o comprimento de avanço era

incrementado, na entrada e na saída da ferramenta do corpo-de-prova, em 30 mm. O objetivo deste procedimento é que, ao atingir o corpo-de-prova, a aceleração da máquina-ferramenta não tivesse influência na velocidade de avanço efetiva.



Figura 4.11 – Incremento na entrada e saída da ferramenta para manter a velocidade de avanço programada

Antes do início do ensaio, nas operações de semi-acabamento, realizava-se uma operação de usinagem com uma ferramenta toroidal objetivando-se criar um perfil de rugosidade típico de uma operação de desbaste. Após a criação desta superfície, iniciava-se o ensaio e após a usinagem de toda superfície no semi-acabamento, uma nova operação de criar um perfil de desbaste era realizada. No caso dos ensaios de acabamento, utilizava-se um procedimento similar. Empregava-se uma ferramenta toroidal para criar um perfil de rugosidade típico de uma operação de semi-acabamento. O objetivo deste procedimento era aproximar os resultados dos ensaios com situações reais de aplicação do processo.

A figura 4.12 demonstra esquematicamente a profundidade axial de usinagem (a_p) e profundidade radial de usinagem (a_e) com parede inclinada e ferramenta esférica. Com o objetivo de facilitar a programação CNC da máquina-ferramenta, neste trabalho, adotou-se como parâmetros correspondentes o incremento axial de usinagem e o incremento radial de usinagem (também mostrados na figura 4.12).



Figura 4.12 – Geometria do corte com parede inclinada e ferramenta esférica

O incremento axial de usinagem é determinado pelo deslocamento no eixo Z, conforme a orientação de eixos na figura 4.12, a cada passe de usinagem. O incremento radial de usinagem é determinado pelo deslocamento do eixo X, a cada passe de usinagem. As determinações de $a_p e a_e$ estão diretamente relacionadas com estes incrementos. Ainda, a utilização destes incrementos pode ser de grande utilidade para programação com CAM. Um exemplo disto é o módulo de manufatura do programa ProEngineer Wildfire, o qual utiliza estes incrementos (radial e axial) de usinagem na determinação dos parâmetros de usinagem com superfícies complexas.

4.9 – Planejamento Experimental

Nesta pesquisa, os experimentos foram realizados de forma aleatória e com 3 réplicas em cada situação. O planejamento experimental está dividido em operações de semi-acabamento com fresas de topo toroidal (fases 1 a 3) e acabamento com fresas de topo com ponta esférica (fases 4 e 5). As tabelas com a Análise de Variância de cada fase de ensaios encontram-se no Anexo 1.

Na fase 1 do planejamento experimental, o principal objetivo era avaliar o comportamento de dois diferentes substratos de ferramentas e a presença de cobertura, em condições de fresamento em semi-acabamento, na vida da ferramenta, nos fenômenos de desgaste e na rugosidade da superfície usinada. Utilizou-se o aço ABNT H13, temperado e revenido com dureza de 50 HR_c, como material de corpo-de-prova. O diâmetro da ferramenta nestes ensaios foi de 12 mm. Os parâmetros de usinagem utilizados nos experimentos foram definidos tendo como referência as recomendações do catálogo do fabricante. Com este objetivo, utilizou-se substratos de metal duro e de cermet, a presença e a ausência de cobertura multicamadas de TiN/TiCN. A tabela 4.2 mostra o Planejamento Fatorial utilizado nos experimentos da fase 1.

v _c [m/min]	f _z [mm/dente]	Incremento radial de usinagem [mm]	Incremento axial de usinagem [mm]	Inclinação da parede [graus]	Material da ferramenta	Cobertura	
200	0.20	0.5	0.25	45	Metal Duro GC1025	TiN/TiCN sem cobertura	
300	0,20	0,20 0,5	0,25	43	Correct	TiN/TiCN	
						CT530	sem cobertura

Tabela 4.2 – Condições de usinagem utilizadas na fase 1 dos experimentos

O cermet CT530 é oferecido ao mercado pelo fabricante de ferramentas sem cobertura e o metal GC1025 é oferecido com a cobertura multicamada de TiN/TiCN.

Na fase 2 do planejamento experimental, o principal objetivo era avaliar a influência da variação no incremento radial de usinagem (incr. em a_e) e do avanço por dente (f_z) mantendo a espessura média do cavaco constante além da inclinação da parede na vida da ferramenta. Os experimentos foram realizados utilizando a classe de material de ferramenta e cobertura que obteve os melhores resultados na fase 1. O incremento radial de usinagem foi ajustado para que, com a variação do avanço por dente e a inclinação da parede, a espessura média do cavaco ($h_m = 0,034$ mm) se mantivesse constante em todos os ensaios. Os demais parâmetros de usinagem, especificação do material usinado e tipo de operação são os mesmos dos ensaios na fase 1. A tabela 4.3 mostra o Planejamento Fatorial utilizado nos experimentos da Fase 2.

v _c [m/min]	f _z [mm/dente]	Incremento radial de usinagem [mm]	Incremento axial de usinagem [mm]	Inclinação da parede [graus]	Material da ferramenta	Cobertura
	0,20	0,50				
	0,25	0,40	0,25	45	Metal Duro	TINITICN
200	0,30	0,32				
300	0,20	0,51			GC1025	TIN/TICIN
	0,25	0,41		75		
	0,30	0,34				

Tabela 4.3 – Condições de usinagem utilizadas na fase 2 dos experimentos

Na Fase 3 do planejamento experimental, o principal objetivo era avaliar a influência da aplicação da técnica de Mínima Quantidade de Fluido (MQF) na vida da ferramenta, nos fenômenos de desgaste e na rugosidade da superfície usinada. Para isto, utilizou-se dois tipos de óleos e, como referência, o corte sem fluido. A inclinação de parede utilizada foi a que proporcionou a maior vida de ferramenta na fase 2. A especificação do material usinado e o tipo de operação foram idênticos aos da fase 1. A tabela 4.4 mostra o Planejamento Aleatorizado por Níveis utilizado nos experimentos da fase 3.

v _c [m/min]	f _z [mm/ dente]	Incremento radial de usinagem [mm]	Incremento axial de usinagem [mm]	Inclinação da parede [graus]	Material da ferramenta e cobertura	Fluido
300	0,25	0,40	0,25	45	Metal Duro GC1025 com TiN/TiCN	Sem fluido MQF Óleo integral MQF Óleo integral com Teflon

Tabela 4.4 – Condições de usinagem utilizadas na fase 3 dos experimentos

Com a realização das três fases descritas acima, concluíram-se os ensaios de fresamento em operação de semi-acabamento com ferramentas toroidais no aço ABNT H13 temperado e revenido.

Os ensaios de fresamento em acabamento de aço endurecido com fresas de topo esférica iniciam-se na fase 4. Nesta fase, o principal objetivo era avaliar a influência da classe da ferramenta e do material do porta-ferramenta na vida da ferramenta, nos fenômenos de desgaste e na rugosidade da superfície usinada. Ensaios preliminares com a usinagem do aço ABNT H13 temperado e revenido com dureza de 50 HR_c, utilizando a classe de ferramenta que, em teoria, apresentaria a menor vida e com a velocidade efetiva de corte limitada pela máxima rotação do eixo-árvore da máquina-ferramenta, demonstraram vida de ferramentas extremamente longas (maiores de 400 min). Apesar dos resultados serem interessantes para a aplicação do processo, inviabilizavam o principal objetivo da pesquisa: a comparação de classes de ferramentas e material do porta-ferramenta devido ao tempo necessário para realização de cada ensaio.

Assim, optou-se pela alteração no material de corpo-de-prova com o objetivo de reduzir o tempo necessário para se atingir o critério de fim de vida da ferramenta. O material escolhido foi o aço ABNT D2 temperado e revenido com dureza de 61 HR_c. Ainda, utilizou-se a inclinação de parede de 75°, como objetivo de reduzir a vida da ferramenta. O diâmetro das ferramentas utilizadas nesta fase dos ensaios foi de 16 mm. As ferramentas eram de metal duro das classes P10A e P20A com cobertura TiAIN. Dois materiais de porta-ferramentas foram utilizados: aço e metal duro. A tabela 4.5 mostra o Planejamento Fatorial utilizado nos experimentos da fase 4.

v _c [m/min]	f _z [mm/dente]	Incremento radial de usinagem [mm]	Incremento axial de usinagem [mm]	Inclinação da parede [graus]	Material da ferramenta	Material do porta- ferramenta
250	0.15	0.15	0.172	75	Metal Duro P10A	Aço Metal Duro
250	0,15	0,15	0,175	75	Metal	Aço
						P20A

Tabela 4.5 – Condições de usinagem utilizadas na fase 4 dos experimentos

Com a determinação da melhor classe de pastilha e porta-ferramenta para o fresamento em acabamento do aço ABNT D2 temperado e revenido com dureza de 61 HR_C e inclinação da parede de 75°, o próximo passo na realização dos ensaios era a comparação de diferentes diâmetros de ferramenta e a utilização de pastilhas e fresas de metal duro sólido. Entretanto, para

comparação de diferentes diâmetros, alterações no incremento axial de usinagem foram realizadas com o objetivo de proporcionar a mesma rugosidade teórica na superfície usinada. Utilizou-se para esta comparação a classe de pastilha e porta-ferramentas que proporcionou a maior vida de ferramenta na fase 4. A especificação do material usinado, a inclinação da parede e o tipo de operação foram idênticos aos da fase 4.

As ferramentas utilizadas nesta fase foram pastilhas de metal duro da classe P10A com porta-ferramenta de metal duro e fresas sólidas de metal duro da classe GC1610, todas com cobertura de TiAlN. A classe GC1610 é a recomendada para a usinagem em acabamento de aços com dureza entre 43 e 63 HR_c (SANDVIK, 2006). Portanto, é a classe de fresa de metal duro sólido que mais se aproxima à classe de pastilha P10A. Os diâmetros utilizados nos ensaios foram de 8 e 12 mm. A tabela 4.6 mostra o Planejamento Fatorial utilizado nos experimentos da fase 5.

v _c [m/min]	f _z [mm/dente]	Incremento radial de usinagem [mm]	Inclinação da parede [graus]	Diâmetro da ferramenta [mm]	Incremento axial de usinagem [mm]	Material da ferramenta
250	0.15	0.15	75	8	0,122	Pastilha P10A Fresa MD sólido GC1610
230	0,15	0,15	13	12	0,15	Pastilha P10A Fresa MD sólido GC1610

Tabela 4.6 - Condições de usinagem utilizadas na fase 5 dos experimentos

Capítulo 5

Resultados e Discussões

5.1 – Fase 1 dos ensaios de fresamento em semi-acabamento

A operação de semi-acabamento é normalmente realizada na confecção de moldes e matrizes quando existe a necessidade de redução na altura dos degraus deixados pela operação de desbaste, principalmente em geometrias complexas. Mantendo o sobrematerial aproximadamente constante para a operação de acabamento, torna-se possível minimizar os erros de forma na geometria usinada devido à estabilidade no carregamento da ferramenta. Caso a operação de desbaste, a qual tem como meta a máxima taxa de remoção de material, promova uma topografia com grandes degraus, torna-se necessária uma operação de semi-acabamento antes da operação final de usinagem. Outro motivo para a utilização do semi-acabamento é a remoção de regiões com maior sobrematerial. Este fato ocorre quando o raio da ferramenta da operação de desbaste é muito maior do que o menor raio interno presente na peça. Nestes casos, consecutivos passes de usinagem são realizados com uma ferramenta de raio menor do que o raio interno da peça, permitindo que o sobrematerial se torne constante.

O tempo de usinagem está diretamente relacionado com os parâmetros de usinagem que influenciam na rugosidade teórica de uma superfície inclinada (profundidade axial de usinagem e avanço por dente). A preocupação com o tempo de usinagem na área de moldes e matrizes está relacionada ao fato de que o critério de fim de vida da ferramenta pode ser atingido em uma única peça. Marcas na superfície usinada podem surgir caso exista a necessidade de troca de ferramenta

no meio de uma operação. Com o objetivo de estabelecer um equilíbrio entre os parâmetros de usinagem e de rugosidade, para os ensaios de semi-acabamento neste trabalho adotou-se como referência no início de vida de ferramenta, o valor de $R_a = 0.8 \mu m$ (nos sentidos transversal e longitudinal à direção de avanço da ferramenta).

Os gráficos de vida de ferramenta utilizarão dois parâmetros para comparação: tempo de usinagem e área usinada. As barras nos gráficos representam o valor médio de três experimentos. A linha de dispersão representa o valor de ±1 desvio padrão e, nos casos em que esta não aparece, o desvio padrão é zero, ou seja, a vida da ferramenta foi igual nos três experimentos realizados.

Ensaios para comparação de vida de ferramenta com dois materiais de ferramenta foram realizados. Os materiais foram o metal duro (GC1025) e cermet (CT530), ambos com e sem cobertura multicamada de TiN/TiCN. A figura 5.1 mostra os resultados de vida de ferramenta.



Figura 5.1 – Vida de ferramenta vs tipos de ferramentas para $v_c = 300$ m/min, $f_z = 0,20$ mm/dt, incr. em $a_e = 0,5$ mm, incr. em $a_p = 0,25$ mm e inclinação da parede de 45°

O fabricante de ferramentas fornece, como itens de catálogo, as pastilhas de metal duro (classe GC1025) com a cobertura multicamada de TiN/TiCN e as pastilhas de cermet (classe
CT530) sem cobertura. Portanto, para a classe de metal duro sem cobertura foi necessária a retirada das pastilhas do processo em uma fase anterior à deposição de cobertura. No caso do cermet com cobertura, uma nova etapa de deposição de cobertura tornou-se indispensável para obtenção das pastilhas. Este processo foi realizado pelo próprio fabricante das ferramentas.

A análise de variância dos resultados demonstra que tanto o substrato da ferramenta (metal duro ou cermet) quanto a presença ou a ausência de cobertura têm uma significativa influência na vida da ferramenta, mesmo adotando um intervalo de confiança de 99%. Além disso, com a adoção do mesmo intervalo de confiança, também ocorre uma significativa influência da interação das variáveis na vida da ferramenta. Como pode ser verificado na figura 5.1, a classe de metal duro com cobertura de TiN/TiCN proporcionou a maior vida de ferramenta. Quando comparada com a vida de ferramenta do mesmo material sem cobertura, esta foi, em média, 3,8 vezes superior. Este resultado demonstra a importância da maior resistência à abrasão e à difusão e do menor coeficiente de atrito fornecido pela cobertura. Ao se realizar a mesma comparação com a classe de cermet, os resultados se invertem. A classe sem cobertura proporciona uma vida de ferramenta, em média, 1,7 vezes superior à classe com cobertura de TiN/TiCN. D'Errico e Guglielmi (1998) realizaram ensaios de fresamento no aço AISI 1045 com ferramentas de cermet comparando uma classe sem cobertura com ferramentas recobertas com diferentes tipos de cobertura pelo processo PVD. Os resultados demonstram que a utilização da cobertura de TiCN não proporciona uma vida de ferramenta superior à utilização de ferramentas sem cobertura. Os autores descrevem que uma hipótese para a explicação deste resultado é a fragilização da complexa estrutura do substrato de cermet causada pelo processo de deposição, mesmo este sendo realizado em temperaturas de 480 °C.

Ao se comparar a ferramenta de metal duro com cobertura de TiN/TiCN e a ferramenta de cermet sem cobertura, as quais proporcionaram os dois melhores resultados, pode-se observar que a ferramenta de metal duro com cobertura tem uma vida, em média, 2,1 vezes maior do que o cermet sem cobertura. Este resultado está relacionado com diversos fatores tais como: composição química, tamanho de grão e microgeometria da aresta de corte.

A tabela 5.1 mostra os resultados de análises EDS por área feitas nos substratos de metal duro e de cermet. Zackrisson e Andrén (1999) e D'Errico, Bugliosi e Guglielmi (1998) também utilizam este método para a identificação dos elementos em ferramentas de usinagem. Esta análise apresenta de maneira semiquantitativa a composição química dos materiais analisados e o objetivo de sua utilização é fornecer uma idéia da composição e não afirmar os exatos valores. A identificação do Carbono e do Nitrogênio, por serem elementos leves, torna-se de difícil realização por este método (GOLDSTEIN et al., 1994). Assim, a identificação desses elementos não foi realizada. Os valores descritos são as médias de 5 análises realizadas em cada substrato.

Ferramenta	W	Cr	Ti	Та	Мо	Co	Ni
Metal Duro CG 1025	88,8	0,3	-	-	-	10,9	-
Cermet CT530	24,1	-	46,9	7,9	3,3	11,9	5,9

Tabela	5.1 -	Com	posição	química	dos s	substrato	s nas	ferramentas	da fa	se 1 (% ei	m massa)	Ì
												,	

A identificação dos elementos sugere que o metal duro da classe CG1025 seja formado basicamente pelo carboneto de tungstênio (WC) aglomerado com cobalto (Co) e utiliza o carboneto de cromo (Cr_3C_2) como inibidor de crescimento de grão. No cermet da classe CT530, a identificação sugere uma composição mais complexa: carbonitreto de titânio (TiCN) e/ou carboneto de titânio (TiC), carboneto de tungstênio (WC), carboneto de tântalo (TaC), carboneto de molibdênio (Mo₂C) e a presença de dois aglomerantes, níquel (Ni) e cobalto (Co). A figura 5.2 mostra as duas microestruturas caracterizadas por Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV).



CERMET (CT 530) METAL DURO (GC 1025)

Figura 5.2 – Microestrutura do cermet (CT530) e do metal duro (GC1025)

D'Errico, Bugliosi e Guglielmi (1998) descrevem que a microestrutura do cermet é formada por um núcleo de carbonitreto de titânio revestido por um composto de carboneto de tungstênio, carboneto de tântalo, carboneto de nióbio e/ou carboneto de titânio aglomerados por cobalto e níquel. Devido à complexidade da fase dura do cermet, sua microestrutura, normalmente, tem um tamanho de grão maior quando comparado à microestrutura do metal duro à base de carboneto de tungstênio aglomerado com cobalto, como é o caso da classe GC1025. Apesar do reduzido tamanho de grão nas duas microestruturas, qualitativamente, é possível verificar na figura 5.2 que a microestrutura do cermet tem um tamanho de grão maior do que a microestrutura do metal duro. Upadhyaya (1998) descreve que a redução no tamanho de grão possibilita um incremento na dureza, na resistência ao desgaste abrasivo, na resistência à compressão e ao cisalhamento da ferramenta de usinagem.

Análises de microdureza no substrato das ferramentas demonstram similaridades nos valores. No metal duro da classe GC1025, o valor médio foi de 1623 HV com desvio padrão de \pm 10 HV e no cermet da classe CT530 o valor médio foi de 1645 HV com desvio padrão de \pm 80 HV. Os valores descritos são as médias de 5 indentações. Como a fase dura no cermet (TiCN) apresenta uma maior microdureza quando comparada à fase dura no metal duro (WC), os resultados de microdureza sugerem uma maior quantidade de aglomerante no cermet quando comparada ao metal duro. Caso a quantidade de aglomerante nos dois materiais (cermet e metal duro) tivesse o mesmo nível, a microdureza do cermet seria significativamente maior. A análise EDS por área, mostrada na tabela 5.1, apesar de semiquantitativa, indica uma maior quantidade de aglomerante no cermet ao ser comparado com o metal duro.

A microgeometria da aresta de corte também é outro fator de diferenciação entre as ferramentas de cermet da classe CT530 e do metal duro da classe GC1025. A figura 5.3 mostra as microgeometrias das duas classes de ferramentas.



CERMET (CT 530) METAL DURO (GC 1025) Figura 5.3 – Microgeometria da aresta de corte nas ferramentas de cermet e de metal duro

Stephenson e Agapiou (1996) descrevem que a preparação da aresta de corte é imprescindível para o desempenho da ferramenta, principalmente com a utilização de materiais de ferramentas frágeis. A preparação da aresta proporciona proteção ou o atraso dos lascamentos e quebras da ferramenta. A maioria dos pastilhas tem uma preparação da aresta de corte com arredondamento. Em materiais de difícil usinagem, a ferramenta requer um pequeno raio de aresta em função dos limitados valores de avanço por dente. Caso o raio de aresta seja muito maior do que o avanço por dente (f_z), ocorrerá esmagamento de uma porção do material, o qual deveria formar o cavaco. Este fenômeno implica no aumento da pressão específica de corte e reduz a vida da ferramenta.

Como se pode verificar na figura 5.3, o arredondamento da aresta no caso da ferramenta de metal duro da classe GC1025 é de 30 μ m. O raio de aresta está associado aos limitados valores de avanço por dente (f_z) ao qual a ferramenta é submetida em materiais de difícil usinagem. Segundo o catálogo do fabricante, esta é a classe recomendada para a usinagem de aços endurecidos e ligas à base de níquel (SANDVIK, 2006). No caso da ferramenta de cermet da classe CT530, a microgeometria da aresta de corte é formada por um chanfro vizinho ao arredondamento na aresta. Segundo Stephenson e Agapiou (1996), esta microgeometria é utilizada nos casos em que o material da ferramenta é extremamente frágil, com o objetivo de reduzir os lascamentos. A utilização desta microgeometria torna o corte fortemente negativo, fato que dificulta a formação do cavaco. A presença desta microgeometria na aresta de corte do cermet da classe CT530

dos valores de microdureza nos substratos das ferramentas de metal duro (GC1025) e de cermet (CT530), a preocupação do fabricante de ferramentas ao utilizar uma microgeometria mais robusta na classe CT530 é um forte indício da maior tenacidade do metal duro quando comparado ao cermet.

Portanto, o melhor desempenho do metal duro da classe GC1025 com cobertura quando comparado ao cermet da classe CT530 sem cobertura, os quais obtiveram os dois melhores resultados de vida de ferramenta nos ensaios, não pode ser atribuído simplesmente à presença da cobertura no metal duro, apesar de proporcionar uma maior dureza da superfície no início do corte quando comparado ao cermet. Como demonstrado, os resultados podem ser influenciados pela composição química, pelo tamanho de grão e pela microgeometria da aresta de corte.

5.1.1 – Mecanismos de desgaste nas ferramentas

A compreensão dos fenômenos tribológicos nos processos de usinagem é de fundamental importância para correta definição do material de ferramenta, dos parâmetros tecnológicos e das estratégias de usinagem. A escolha do material de ferramenta e a melhoria no processo podem ser alcançadas com o entendimento dos mecanismos de desgaste e o posterior ajuste dos parâmetros tecnológicos (SCHULZ, 1995).

Durante os ensaios, a cada 5 minutos de tempo efetivo de usinagem, o desgaste de flanco era monitorado com o auxílio de um Microscópio Ótico. A utilização deste sistema permite uma leitura rápida e eficaz dos valores de desgaste. Por outro lado, torna a compreensão dos mecanismos de desgaste difícil devido à ampliação máxima (120x) e em função da profundidade de foco, que não permite observar toda a aresta de corte simultaneamente, já que a pastilha utilizada era redonda. Com o objetivo de solucionar esta deficiência, após atingir o critério de fim de vida da ferramenta, as arestas de corte utilizadas nos ensaios foram analisadas com o auxílio de um Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) equipado com sistema EDS (Espectroscopia de Energia Dispersiva). Neste trabalho, serão apresentadas apenas as imagens que melhor representam os fenômenos observados em cada tipo de ferramenta em função da grande quantidade de imagens. A figura 5.4 mostra a superfície de folga da aresta de corte de metal duro da classe GC1025 com cobertura utilizada na primeira réplica dos experimentos.





As imagens da figura 5.4 mostram na superfície de folga um desgaste composto de microlascamentos (lascamentos menores do que o critério de fim de vida da ferramenta) além de adesões de material do corpo-de-prova na aresta. O aparecimento de microlascamentos na aresta de corte pode ser conseqüência de vários fenômenos: a) a propagação de trincas originadas por fadiga mecânica e/ou térmica, as quais fragilizaram a cobertura e o substrato, levando-os ao colapso; b) choques com os carbonetos presentes no material do corpo-de-prova, os quais devido à elevada dureza causam fraturas localizadas na aresta; c) adesões de material do corpo-de-prova com posterior desplacamento, levando partes da cobertura e do substrato; d) a combinação de dois ou mais fenômenos citados.

O aparecimento de microlascamentos na aresta de corte em função de fadiga mecânica e térmica é sustentado em função da freqüência do processo e da dureza do material usinado. A freqüência de entrada de cada aresta na peça é de 180 Hz durante um tempo médio de vida da ferramenta de 63,2 minutos. Soma-se a isto a usinagem de um material com dureza de 50 HR_c, o que causa elevadas temperaturas durante o corte. Considerando que o tempo de contato entre a aresta e a peça em cada volta da ferramenta é muito menor do que o tempo em que a aresta não corta, ocorre a geração de um ciclo térmico na ferramenta. Devido à somatória destes dois fatores, trincas de origem mecânica e térmica podem ser geradas, fragilizando o material da ferramenta, o que possibilita o aparecimento de microlascamentos.

O aço-ferramenta ABNT H13 tem em sua estrutura a presença do carboneto de cromo, o qual segundo Exner (1979) tem microdureza de 1400 HV. A microdureza do carboneto de cromo é próxima à microdureza média do substrato do metal duro (1623 HV). Portanto, choques da aresta de corte com estes carbonetos, os quais estão ligados a um corpo muito rígido, podem causar pequenas fraturas na aresta de corte. Desta forma, mesmo que ainda não existam trincas por fadiga na cobertura e no substrato da ferramenta, pode ocorrer o surgimento de microlascamentos.

No detalhe "A" da figura 5.4, uma análise EDS identifica elevados teores de tungstênio, demonstrando que o substrato está exposto e não tem o auxílio da cobertura para o corte no final da vida da ferramenta. Na mesma figura, a análise EDS em outro ponto da região desgastada identifica elevados teores de ferro, principal componente do material de corpo-de-prova, demonstrando a ocorrência de adesões do material usinado na aresta de corte. Antes da realização das imagens, as ferramentas foram limpas em um sistema de ultrassom, o qual tem a capacidade de remover leves adesões em uma superfície. Portanto, após a limpeza por ultrassom, a presença de adesões demonstra a forte ligação destas com o substrato da ferramenta. Deste modo, eventuais desplacamentos destas adesões podem levar consigo partículas do material da ferramenta. É importante ressaltar que o material usinado é um aço-ferramenta no estado endurecido, ou seja, com baixa ductilidade. Mesmo diante destas condições, ocorre extrusão entre a peça e a ferramenta do material próximo à região de corte de tal maneira a se ter fortes adesões do material proveniente do aço na superfície de folga da ferramenta.

Um fato interessante nas imagens da figura 5.4 é que não há indícios de riscos abrasivos na direção da velocidade de corte. Há a possibilidade destes riscos terem sido descaracterizados pelos microlascamentos. Entretanto, uma coerente explicação para o ocorrido na aresta de corte é que os três fenômenos (trincas por fadiga mecânica e/ou térmica, choques de carbonetos do corpo-de-prova com a ferramenta e o desplacamento de adesões levando partículas do material da ferramenta) ocorrem simultaneamente e são os principais fenômenos envolvidos no desgaste do metal duro com cobertura da classe GC1025.

A figura 5.5 mostra a superfície de folga da aresta de corte da mesma classe de metal duro, mas sem cobertura, utilizada na segunda réplica dos experimentos.





A ausência de cobertura no metal duro da classe GC1025 simplificou os fenômenos de desgaste na aresta de corte. Como pode ser observado na figura 5.5, o desgaste é principalmente caracterizado por abrasão e pela presença de adesões de ferro. No detalhe "A" da figura 5.5 é possível verificar, com mais detalhes, a topografia do desgaste definida por riscos abrasivos na direção da velocidade de corte. Na mesma figura, mesmo com a limpeza por ultrassom, a análise EDS identifica adesões de ferro, o qual é proveniente do material do corpo-de-prova. Isto mostra a estreita ligação do ferro com os elementos do metal duro.

As imagens da figura 5.5 demonstram a importância da cobertura no metal duro, pois a sua ausência modificou os mecanismos de desgaste envolvidos na usinagem. Esta modificação causou uma redução abrupta no tempo médio de vida da ferramenta, de 63,2 para 16,5 minutos. Por outro lado, o desgaste tornou-se regular e não há indícios de microlascamentos na aresta de corte. Este fato indica que o surgimento de microlascamentos na aresta de corte da ferramenta de mesma classe com cobertura pode estar fortemente relacionado à fadiga mecânica e/ou térmica da cobertura e do substrato, devido ao significativo aumento na quantidade de choques que a aresta de corte é submetida com a presença de cobertura. Porém, pode também indicar que a deposição da cobertura diminui a tenacidade da aresta de corte e tornou-a mais propícia ao lascamento tanto por fadiga quanto por choques contra carbonetos. Mais ainda, o fato de se ter cobertura pode ter facilitado o desplacamento de partículas quando se tinha o desprendimento das camadas de material da peça aderidas, já que a interface cobertura-substrato é sempre uma região susceptível a este desprendimento.

A figura 5.6 mostra a superfície de folga da aresta de corte do cermet da classe CT530 sem cobertura, utilizada na segunda réplica dos experimentos.





Nas imagens da figura 5.6 verifica-se que a ausência da cobertura de TiN/TiCN não incentivou o desgaste abrasivo como o ocorrido no caso do metal duro sem cobertura. Uma explicação está associada à maior dureza em elevadas temperaturas do cermet quando comparado ao metal duro. Por outro lado, o fato que determinou o fim de vida da ferramenta de cermet foi o lascamento. Como se verifica na imagem do lado esquerdo da figura 5.6, o lascamento na aresta de corte é maior do que o critério de fim de vida (VB_B = 0,20 mm). O aparecimento de lascamentos na aresta de corte do cermet pode ter sido incentivado por dois elementos: a) tenacidade inadequada do material de ferramenta para a operação; b) microgeometria da aresta de corte demasiadamente negativa, que aumentou a pressão específica de corte.

A ferramenta de metal duro com cobertura teve uma vida média maior do que o dobro da vida média daquela obtida pela ferramenta de cermet. Entretanto, o metal duro não apresentou lascamentos acentuados como os apresentados pelo cermet sem cobertura. Este fato demonstra que, mesmo com níveis de microdureza similares do substrato (1623 HV do metal duro e 1645 HV do cermet), o metal duro demonstra tenacidade mais adequada para a operação.

A ferramenta de cermet tem uma microgeometria da aresta de corte formada por um chanfro de 22° com arredondamento de 30 μ m, ao passo que o metal duro tem apenas o arredondamento de 30 μ m (ver figura 5.3). Segundo Stephenson e Agapiou (1996), a

microgeometria aplicada à ferramenta de cermet é indicada nos casos em que o material da ferramenta é extremamente frágil, e tem como objetivo reduzir os lascamentos. A aplicação desta microgeometria demonstra a preocupação do fabricante de ferramentas com a tenacidade da classe de cermet CT530. Entretanto, em função das pequenas espessuras do cavaco envolvidas no Fresamento com Alta Velocidade, esta microgeometria promove maior esmagamento do material a ser cortado e, conseqüentemente, maiores esforços de corte, os quais, por sua vez, podem causar lascamentos na aresta de corte.

A figura 5.7 mostra a superfície de folga da aresta de corte do cermet, da mesma classe, mas com cobertura, utilizada na terceira réplica dos experimentos.



SUPERFÍCIE DE FOLGA DETALHE "A" Figura 5.7 – Superfície de folga na ferramenta de cermet com cobertura (réplica 3)

Novamente é possível verificar, nas imagens da figura 5.7, a presença de lascamentos e de adesões, na aresta de corte, de material proveniente do corpo-de-prova. A deposição da cobertura TiN/TiCN no substrato não alterou o aparecimento de lascamentos na aresta de corte. Também neste caso, o tamanho do lascamento é maior do que o critério de fim de vida da ferramenta $(VB_B = 0,20 \text{ mm})$. Como descrito no caso do cermet sem cobertura, este substrato demonstra não ter tenacidade adequada para esta operação. A deposição de cobertura diminuiu a vida de ferramenta quando comparada com a ferramenta sem cobertura. D'Errico e Guglielmi (1998) descrevem que a deposição de cobertura no complexo substrato do cermet pode fragilizar a estrutura do material, mesmo com as baixas temperaturas envolvidas no processo de deposição PVD. O fabricante das ferramentas tem como item de catálogo o cermet sem cobertura. Isto

sugere que a deposição de cobertura no substrato de cermet pode ser prejudicial à vida da ferramenta.

Os lascamentos na aresta de corte impossibilitaram que as ferramentas de cermet tivessem um melhor desempenho. Para as condições de usinagem desta fase do trabalho, a utilização de um cermet com maior tenacidade em sua periferia poderia evitar os lascamentos demonstrados na aresta de corte. Lengauer e Dreyer (2002) descrevem sobre a utilização do gradiente funcional na miroestrutura dos cermets aplicados em ferramentas de usinagem. Este gradiente funcional possibilita a variação das propriedades, ao longo da microestrutura, em função da variação da proporção de Nitrogênio e, em conseqüência, do Carbono, em cermets à base de carbonitreto de titânio (TiCN). Portanto, a aplicação do gradiente funcional com um ajuste de tenacidade na periferia e de microdureza no núcleo do substrato pode ser uma tendência para melhoria do desempenho das ferramentas de cermet em condições de usinagem similares às apresentadas nesta fase dos experimentos.

5.1.2 – Rugosidade

As características superficiais têm fundamental importância no desempenho de peças submetidas ao contato com outras superfícies, à vedação e ao travamento de outras peças. Nestes casos, a correta especificação é uma necessidade no projeto. Do ponto de vista da usinagem, a determinação da rugosidade em uma superfície usinada depende da interação de dois grupos de variáveis: a) os parâmetros de usinagem, a geometria da ferramenta e as estratégias de usinagem; b) o desgaste da ferramenta, a vibração no processo, a rigidez da máquina-ferramenta e dos dispositivos de fixação, a composição química e a homogeneidade do material usinado. A influência das variáveis do primeiro grupo pode ser definida com cálculos da rugosidade teórica, mas a influência do segundo grupo é de difícil estimativa (VIVANCOS et al., 2004).

Na usinagem de superfícies inclinadas com ferramentas toroidais ou esféricas, a rugosidade teórica é determinada em duas direções: transversal e longitudinal à direção de avanço. A rugosidade teórica no sentido transversal à direção de avanço é influenciada pela profundidade axial de usinagem (a_p), pela profundidade radial de usinagem (a_e), pela inclinação da parede e pelo raio da ferramenta (medido perpendicularmente ao plano de trabalho). Neste trabalho, com a adoção dos incrementos radial e axial de usinagem (ver figura 4.12), a rugosidade teórica de uma

parede inclinada no sentido transversal à direção de avanço não é influenciada pelo incremento radial de usinagem. Utilizando a estratégia de usinagem de contorno, a rugosidade teórica neste sentido pode ser descrita conforme a equação 5.1, em que: (incr. a_p) representa o incremento axial de usinagem, (α), o ângulo de inclinação da parede em relação ao plano de trabalho, (R ϵ), o raio da ferramenta.

$$Rt_{TRANSV} = \frac{\left\lfloor \frac{incr.(a_p)}{sen(\alpha)} \right\rfloor^2}{8^* R\varepsilon}$$

-2

Equação 5.1

No sentido longitudinal à direção de avanço, a rugosidade teórica é influenciada pelo avanço por dente (f_z) e pelo raio efetivo de corte (R_{EF}) 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 (ou diâmetro efetivo de corte). Portanto, a rugosidade teórica neste sentido pode ser descrita conforme a equação 5.2, em que: (f_z) representa o avanço por dente e (R_{EF}), o raio efetivo de corte da ferramenta.

$$Rt_{LONG} = \frac{\left[f_z\right]^2}{8*R_{EF}}$$
 Equação 5.2

No fresamento de moldes e matrizes com aços endurecidos, em função dos elevados tempos de usinagem em cada operação, pode-se atingir o critério de fim de vida da ferramenta em uma única peça. Deste modo, mais importante do que os valores da rugosidade em determinados intervalos de tempo é a rugosidade média ao longo da vida da ferramenta. Assim, nos gráficos de rugosidade serão mostrados os valores médios e a dispersão (± 1 desvio padrão) ao longo da vida da ferramenta. Serão apresentados os dados de rugosidade de duas réplicas dos experimentos, com o objetivo de sintetizar informações. As figuras 5.8 e 5.9 mostram os valores de Rugosidade Média (R_a) nas réplicas 1 e 2, respectivamente.



Figura 5.8 – Rugosidade Média (R_a) vs tipos de ferramentas (réplica 1)



Figura 5.9 – Rugosidade Média (R_a) vs tipos de ferramentas (réplica 2)

A operação de semi-acabamento tem como objetivo a redução nos degraus deixados pela operação de desbaste e a manutenção de um sobrematerial constante em toda superfície para a posterior operação de acabamento. Assim, na operação de acabamento não devem ocorrer grandes variações no carregamento da ferramenta. Portanto, importante para a operação de semi-

acabamento é que os valores de rugosidade no sentido longitudinal e transversal à direção de avanço sejam similares.

A utilização da ferramenta de metal duro sem cobertura manteve o valor de rugosidade próximo a $R_a = 0.8 \ \mu m$ ao longo da vida da ferramenta (em ambos sentidos). Como descrito anteriormente, esta é a situação de rugosidade esperada, neste trabalho, para uma operação de semi-acabamento. Os resultados da rugosidade média (R_a) sugerem uma forte ligação com os mecanismos de desgaste. A análise do desgaste desta condição demonstra, conforme a figura 5.5, que o desgaste abrasivo é predominante. A regularidade no desgaste abrasivo e a ausência de microlascamentos são fatores que influenciam na manutenção da média da rugosidade em níveis inferiores, principalmente no sentido transversal, quando comparados com as outras condições, pois este tipo de desgaste proporciona que o raio da ferramenta permaneça similar ao raio original ao longo da vida da ferramenta.

A utilização do metal duro com cobertura promoveu um aumento na rugosidade média no sentido transversal à direção de avanço quando comparado ao metal duro sem cobertura. A média dos valores é de, aproximadamente, $R_a = 1,0 \mu m$. As análises do desgaste nesta ferramenta, conforme figura 5.4, mostram a presença de microlascamentos e adesões de material do corpode-prova. Os microlascamentos e as adesões modificam o raio da ferramenta, o qual tem forte influência na rugosidade transversal à direção de avanço. O aumento nos valores da rugosidade transversal à direção de avanço, quando comparado aos valores da ferramenta de metal duro sem cobertura, demonstra a influência do mecanismo de desgaste na rugosidade.

As figuras 5.6 e 5.7 mostram que microlascamentos e lascamentos foram predominantes nas ferramentas de cermet (com e sem cobertura) e em um nível maior do que nas ferramentas de metal duro com cobertura. O aumento no nível dos microlascamentos nas ferramentas de cermet, quando comparado com as ferramentas de metal duro com cobertura, promoveu um aumento da rugosidade no sentido transversal à direção de avanço, elevando os valores médios para valores próximos a $R_a = 1,2 \mu m$. Entretanto, no sentido longitudinal à direção de avanço, os valores de rugosidade nas diferentes ferramentas mostram-se em níveis similares.

As figuras 5.10 e 5.11 mostram os valores de Rugosidade (R_z) nas réplicas 1 e 2, respectivamente.



Figura 5.10 – Rugosidade (R_z) vs tipos de ferramentas (réplica 1)



Figura 5.11 – Rugosidade (R_z) vs tipos de ferramentas (réplica 2)

Como esperado, a rugosidade R_z teve um comportamento similar ao da rugosidade R_a . Novamente, a utilização do metal duro sem cobertura possibilitou os menores valores de rugosidade transversal ($R_z = 4,0 \ \mu$ m) quando comparados aos demais (maiores que $R_z = 5,0 \ \mu$ m). Os valores de rugosidade no sentido longitudinal à direção de avanço são similares, independentemente da classe de ferramenta ou presença ou ausência de cobertura. De uma forma geral, os valores médios são inferiores a $R_z = 3,0 \mu m$.

Antes do início dos ensaios, as ferramentas novas das diferentes classes foram analisadas, em um Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV), com o objetivo de identificar problemas nas arestas de corte. Apenas na ferramenta de metal duro com cobertura foram encontradas irregularidades. A figura 5.12 mostra a superfície de folga de duas ferramentas.



Figura 5.12 - Superfície de folga das ferramentas novas de metal duro com cobertura

Em duas arestas de corte de diferentes pastilhas de metal duro com cobertura ocorrem problemas de desplacamento da cobertura de TiN/TiCN na região do raio de aresta. Análises EDS em regiões afastadas do desplacamento indicam elevados teores de titânio nas duas imagens. Como o titânio é o principal elemento da cobertura, a análise sugere a presença da cobertura. Entretanto, na região do desplacamento, análises EDS indicam elevados teores de tungstênio, o que indica a exposição do substrato da ferramenta. Estes desplacamentos da cobertura na região da aresta de corte têm impacto direto na rugosidade da superfície usinada, principalmente no início do corte. Além das diferenças nos mecanismos de desgaste e/ou avarias, estas irregularidades nas arestas de corte das ferramentas de metal duro com cobertura podem ser mais uma causa dos maiores valores da rugosidade transversal quando comparadas às ferramentas de metal duro sem cobertura.

A ferramenta de metal duro com cobertura possibilitou a maior vida média de ferramenta quando comparada com as demais ferramentas testadas. Entretanto, estas falhas na cobertura

indicam que um maior cuidado no processo de deposição poderia fazer com que a vida da ferramenta de metal duro com cobertura fosse ainda maior.

Em todos os casos de rugosidade (R_z), o valor da rugosidade transversal à direção de avanço manteve-se em um nível mais elevado do que o valor da rugosidade longitudinal à direção de avanço. Este fato está de acordo com a utilização dos parâmetros de usinagem nas equações 5.1 e 5.2. Entretanto, o cálculo indica que, no sentido transversal à direção de avanço, a rugosidade teórica é, aproximadamente, quatro vezes maior do que no sentido longitudinal à direção de avanço. Os resultados experimentais demonstram que, no máximo, a diferença entre os valores nos dois sentidos é de três vezes.

Uma hipótese para explicar a redução da diferença entre os valores teóricos e experimentais é que as fontes de variabilidade (vibração no processo, rigidez da máquina-ferramenta e dos dispositivos de fixação, batimento radial da ferramenta entre outros) têm mais influência na rugosidade do sentido longitudinal do que na rugosidade do sentido transversal.

Um exemplo do descrito é o batimento radial no sistema de fixação da ferramenta. Segundo as informações contidas na embalagem do mandril, o batimento radial em uma barra montada no furo do mandril com comprimento de três vezes o diâmetro, ou seja, em uma barra de 48 mm, é de 3 μ m. O porta-ferramenta foi montado com um comprimento em balanço de 70 mm, o que sugere um maior valor de batimento radial do que na barra de 48 mm. Ainda existem o erro de fixação das pastilhas no porta-ferramenta e o erro da montagem do mandril no eixo-árvore. O valor da rugosidade teórica longitudinal à direção de avanço é de 1,1 μ m. Na média, o valor da rugosidade no sentido longitudinal com o parâmetro R_z, foi de 2,4 μ m. A diferença entre os valores teóricos e experimentais propõe que a rugosidade longitudinal seja gerada por apenas uma aresta de corte da ferramenta, em função do batimento radial.

5.2 – Fase 2 dos ensaios de fresamento em semi-acabamento

Quando as operações de desbaste, semi-acabamento e acabamento de moldes e matrizes são realizadas na mesma fixação, os valores de sobrematerial entre as operações podem ser relativamente pequenos (menores do que 0,5 mm). Entre o desbaste e o semi-acabamento, o sobrematerial deve apenas permitir que os degraus deixados pela operação de desbaste sejam removidos pela operação de semi-acabamento. Teoricamente, a redução no incremento radial de usinagem (incr. em a_e), o qual representa o sobrematerial com paredes inclinadas, e o proporcional aumento do avanço por dente (f_z), para manter o carregamento na aresta de corte, permite a redução no tempo de usinagem de uma superfície. Entretanto, a viabilidade desta modificação depende do efeito desta alteração na vida da ferramenta e na rugosidade da peça. Portanto, na fase 2 dos ensaios, avaliou-se a influência na vida da ferramenta e na rugosidade da redução do incremento radial de usinagem (incr. em a_e) e do proporcional aumento do avanço por dente (f_z), de forma manter a espessura média do cavaco (h_m) constante. Realizaram-se estes ensaios com duas inclinações de parede, 45° e 75°.

A usinagem de uma superfície inclinada com ferramenta esférica ou toroidal produz um cavaco duplamente curvado. Com esta geometria de cavaco, a determinação de uma mesma espessura média de corte (h_m) entre diferentes condições de usinagem torna-se complexa. Na fase 2 dos ensaios, o incremento radial de usinagem foi ajustado para que, com a variação do avanço por dente e da inclinação da parede, a espessura média do cavaco ($h_m = 0,034$ mm – valor utilizado na fase 1) se mantivesse constante em todos os experimentos. Para a determinação da espessura média do cavaco (h_m), necessitou-se do auxílio de um sistema CAD.

Para determinação da espessura média do cavaco (h_m), em cada condição de usinagem, adotou-se o seguinte procedimento: a) determinação do volume de material removido por uma aresta de corte em cada volta da ferramenta; b) determinação do Centro de Gravidade (C.G.) deste volume de material; c) corte do volume de material pelos planos ortogonais (XY e ZX), os quais se interceptam no C.G.; f) determinação da espessura média no centro de gravidade do volume. A figura 5.13 ilustra o procedimento descrito para determinação da espessura média do cavaco (h_m).



Figura 5.13 – Procedimento para determinação da espessura média do cavaco nos ensaios

O material da ferramenta e a cobertura utilizada nos ensaios da fase 2 foram os que obtiveram os melhores resultados nos ensaios da fase 1, ou seja, metal duro com cobertura de TiN/TiCN. A figura 5.14 mostra os resultados de vida de ferramenta para os ensaios da fase 2.



Figura 5.14 – Vida de ferramenta vs condições de usinagem para $v_c = 300$ m/min e incremento em $a_p = 0,25$ mm

A análise de variância dos resultados demonstra que, em tempo de corte, a inclinação da parede tem uma significativa influência na vida da ferramenta com um intervalo de confiança de 99%. Em contrapartida, a alteração dos parâmetros de usinagem mantendo a espessura média do cavaco (h_m) constante e a interação das variáveis não causa uma significativa influência na vida da ferramenta. A figura 5.14 demonstra que a alteração na inclinação da parede de 45° para 75° causou uma forte redução na vida da ferramenta. Do ponto de vista de tempo de usinagem, com a mudança da inclinação da parede de 45° para 75°, a redução média foi de 46,3%. A área usinada por vida de ferramenta com a inclinação de 45° é, em média, de 1120 cm² e, com a inclinação de 75° é, em média, de 353 cm². Este resultado mostra que a redução percentual da vida da ferramenta em área usinada é maior do que a redução em tempo de usinagem, ou seja, de 68,5%.

Uma explicação para a redução da vida da ferramenta com a alteração na inclinação da parede pode ser relacionada com a decomposição da força atuante na ferramenta. A figura 5.15 ilustra a decomposição da força em função da inclinação da parede usinada.



Figura 5.15 – Decomposição da força resultante em função da inclinação da parede

Conforme demonstra a figura 5.15, no sentido axial do sistema de fixação, o mandril está apoiado no eixo-árvore e, por este motivo, é muito rígido. Entretanto, no sentido radial, o sistema

de fixação pode ser considerado uma viga engastada e sua rigidez depende, conforme a equação 2.1, do módulo de elasticidade do material do porta-ferramenta (E), do momento de inércia da secção transversal da haste (I) e do comprimento da haste elevado ao cubo (L^3).

A máxima deflexão da viga engastada (δ_B) depende, conforme a equação 2.3, da força aplicada (F), do comprimento da haste elevado ao cubo (L³), do módulo de elasticidade do material do porta-ferramenta (E) e do diâmetro da haste elevado a quarta potência (D⁴). Neste caso, a força aplicada (F) é a componente no sentido radial da força resultante. Com a inclinação da parede usinada de 45°, as componentes no sentido radial e axial da força resultante têm o mesmo módulo. Mas com a inclinação de 75°, a componente no sentido radial é maior do que no sentido axial. Em função do maior carregamento radial e, conseqüentemente, da maior deflexão, a usinagem com a inclinação da parede de 75° torna-se mais instável, reduzindo a vida da ferramenta.

Estes resultados de redução da vida da ferramenta com a maior inclinação da parede usinada estão de acordo com os obtidos por Schulz (1995). Este autor ainda afirma que no fresamento com ferramentas esféricas utilizando-se o corte concordante, uma estratégia de corte descendente e uma inclinação da ferramenta em relação à superfície usinada entre 10° e 20°, obtêm-se os melhores resultados de vida de ferramenta. Assim,, a manutenção de uma inclinação da ferramenta em relação à superfície usinada pode ser uma vantagem com a utilização de uma máquina-ferramenta com 5 eixos na usinagem. Entretanto, como o comprimento em balanço da ferramenta deve ser o menor possível para minimizar a deflexão, em muitos casos, mesmo com a utilização de uma máquina-ferramenta de 5 eixos, não é possível manter a inclinação da ferramenta em relação à superfície usinada ao longo de toda a usinagem.

Como pode ser verificado na figura 5.14, não há uma significativa influência na vida da ferramenta com a variação dos parâmetros de usinagem dentro de uma mesma inclinação de parede. Porém, o fator que pode determinar o avanço por dente (f_z) é a capacidade da máquina-ferramenta de atingir e manter a velocidade de avanço. Um exemplo do descrito acima é a utilização do avanço por dente (f_z) de 0,25 mm com a velocidade de corte (v_c) de 300 m/min e inclinação da parede de 45°, o qual promove uma velocidade de avanço (v_f) de 5,4 m/min. Segundo Altan, Lilly e Yen (2001), utilizando um Centro de Usinagem Makino A55, para atingir uma velocidade de avanço de 5 m/min, necessita-se de aproximadamente 4 mm. Dependendo da

complexidade da geometria usinada, o tempo de processamento do CNC é maior do que o necessário para atingir a velocidade de avanço programada. Assim, o avanço por dente (f_z) não é atingido e/ou mantido ao longo da usinagem. Algumas conseqüências da redução do avanço por dente são: a) menor espessura média do cavaco (h_m) ; b) perfil topográfico da superfície usinada diferente do planejado; c) maior tempo de usinagem em relação ao tempo teórico estimado. Segundo Chen, Huang e Chen (2005), este é o motivo da enorme quantidade de pesquisas na área de otimização da velocidade de avanço no Fresamento com Alta Velocidade.

5.2.1 – Mecanismos de desgaste nas ferramentas

A alteração nos parâmetros de usinagem – aumento do avanço por dente (f_z) e proporcional redução no incremento radial de usinagem (incr. em a_e) de forma a manter a espessura média do cavaco (h_m) constante - não modificou os mecanismos de desgaste quando comparados com os identificados na fase 1 com a mesma ferramenta. As figuras 5.16 e 5.17 mostram a superfície de folga das arestas de corte utilizadas nos ensaios com inclinação de parede de 45°, após atingir o critério de fim de vida, analisadas com o auxílio de um Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) equipado com sistema EDS (Espectroscopia de Energia Dispersiva). As figuras representam as principais características identificadas, ao longo das análises, nas arestas de corte dos ensaios com inclinação de parede de 45°.





DETALHE "A"







DETALHE "A"



Conforme as figuras 5.16 e 5.17, os principais mecanismos de desgaste e/ou avarias na aresta de corte foram os microlascamentos e as adesões do material da peça. Nas duas imagens não há forte presença de riscos abrasivos na superfície de folga, demonstrando que o desgaste abrasivo permaneceu em segundo plano. No detalhe "A" da figura 5.16, as análises EDS demonstram adesões de ferro e silício, ambos da composição do material do corpo-de-prova, e de tungstênio, do substrato da ferramenta, na aresta de corte. Esta característica também pode ser encontrada no detalhe "A" da figura 5.17. Os microlascamentos podem ser identificados ao longo de toda aresta de corte, independente dos parâmetros de usinagem utilizados.

Ghani, Choudhury e Masjuki (2004) realizaram experimentos de fresamento de topo no aço AISI H13, com dureza de 50HR_c, utilizando ferramentas de metal duro da classe P10 com cobertura de TiN. Com velocidade de corte (v_c) de 280 m/min, avanço por dente (f_z) de 0,25 mm, profundidade radial de usinagem (a_e) de 3 mm e profundidade radial de usinagem (a_p) de 0,3 mm, os principais mecanismos de desgaste e/ou avarias identificados nas arestas de corte foram os lascamentos e as trincas de origem térmica. Estes resultados são similares aos apresentados nas figuras 5.16 e 5.17. Entretanto, as trincas de origem térmica não foram identificadas nas figuras 5.16 e 5.17. A elevada quantidade de adesões dificulta a identificação de possíveis trincas de origem térmica. Por outro lado, elas podem ter sido a causa dos microlascamentos apresentados nas figuras 5.16 e 5.17. As figuras 5.18 e 5.19 mostram a superfície de folga das arestas de corte, após atingir o critério de fim de vida, utilizadas nos ensaios com inclinação de parede de 75°.



SUPERFÍCIE DE FOLGA

SUPERFÍCIE DE FOLGA

Figura 5.18 – Superfície de folga ($f_z = 0,20 \text{ mm/dt}$, incr. em $a_e = 0,51 \text{ mm}$, inclinação de 75°)









A figura 5.18 mostra duas arestas de corte utilizadas em diferentes réplicas dos ensaios com avanço por dente (f_z) de 0,20 mm e incremento radial de usinagem (incr. em a_e) de 0,51 mm. Nas duas imagens desta figura identifica-se, com o auxílio de análises EDS, adesões de material do corpo-de-prova (ferro e silício) na superfície de folga. Este fato também pode ser identificado na figura 5.19, que mostra a superfície de folga da aresta de corte que utilizou avanço por dente (f_z) de 0,30 mm e incremento radial de usinagem (incr. em a_e) de 0,34 mm. Nas figuras 5.18 e 5.19,

uma atenção especial foi dada às regiões escuras da superfície de folga. Análises EDS nestes locais indicam alto teor de tungstênio e de silício. O silício representa apenas 1%, em massa, da composição química do corpo-de-prova, mas o resultado sugere elevada força de adesão entre este componente e o tungstênio do substrato da ferramenta.

Comparando os mecanismos de desgaste e/ou avarias das duas inclinações de parede, embora a vida com inclinação de 75% tenha sido menor, os microlascamentos nas arestas de corte foram reduzidos com a mudança da inclinação da parede de 45° para 75°. Uma explicação para este fato pode ser relacionada com a freqüência e com o tempo de usinagem. A alteração do ângulo de inclinação da parede de 45° para 75° causa um aumento no diâmetro efetivo de corte. Com o maior diâmetro efetivo de corte, necessita-se de uma menor rotação para se atingir a mesma velocidade efetiva de corte. A redução na rotação implica na diminuição da freqüência de entrada de cada aresta de corte na peça. Neste caso, a redução foi de 180 Hz para 144 Hz, ou seja, uma redução de 20%. Paralelamente com a redução na freqüência de entrada de cada aresta de corte na peça, ocorreu uma redução na vida da ferramenta, em tempo de usinagem, de 46,3%. A somatória destes dois fatos causa a abrupta redução da quantidade de choques que cada aresta de corte recebe ao longo da vida da ferramenta. A conseqüência disso é a minimização do número de microlascamentos nas arestas de corte utilizadas no fresamento com inclinação de 75° quando comparado ao fresamento com inclinação de 45°.

A análise das arestas de corte em um Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) permite entender, com muitos detalhes, os mecanismos de desgaste e/ou avarias. Entretanto, realizar análises somente após atingir o critério de fim de vida pode ocultar diferentes fenômenos ocorridos ao longo da vida da ferramenta. Por outro lado, a realização do monitoramento do desgaste ao longo da vida da ferramenta, para todas as condições de usinagens e em todas as réplicas, no Microscópio Eletrônico de Varredura, torna-se inviável em função do tempo necessário. Para esta análise é essencial a limpeza das pastilhas em um sistema de ultrassom e posterior secagem, além do tempo necessário para formação do vácuo no Microscópio Eletrônico de Varredura. Enquanto estas atividades são realizadas, o ensaio encontra-se paralisado. Mas a compreensão dos mecanismos de desgaste e/ou avarias com microscopia ótica se torna muito difícil devido ao limite de ampliação (120x) e à deficiência com a profundidade de foco, a qual não permite observar toda a curva da aresta de corte simultaneamente. A solução encontrada para permitir entender o mecanismo de desgaste e/ou avaria ao longo da vida da ferramenta foi escolher uma condição de usinagem em uma réplica para realizar o monitoramento do desgaste com Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV). A condição escolhida para o monitoramento foi com $f_z = 0,25$ mm/dente, incr. em $a_e = de 0,40$ mm e inclinação de 45°. Realizou-se o monitoramento do desgaste a cada 10 minutos de tempo efetivo de usinagem. A figura 5.20 mostra o desgaste de flanco (VB_B) com 10 minutos de usinagem.





DETALHE "B"



Na imagem superior da figura 5.20, verifica-se que o valor do desgaste de flanco com 10 minutos de usinagem é de 50 µm. Analisando os tipos de desgaste nesta imagem, duas regiões distintas são identificadas e ampliadas: "A" e "B". No detalhe "A", o desgaste é caracterizado por diversos riscos abrasivos na direção da velocidade de corte. Análises EDS nesta região do

desgaste identificam altos teores de tungstênio, ferro e silício. A identificação do tungstênio indica que, mesmo com 10 minutos de usinagem, a abrasão removeu a cobertura e expôs o substrato da ferramenta. A identificação do ferro e silício indica a presença de adesões de material do corpo-de-prova na superfície de folga. No detalhe "B", ocorreram dois tipos distintos de desgaste: riscos abrasivos e craterização. Na parte superior da aresta de corte, verifica-se uma cratera na região do raio de aresta. Uma análise EDS dentro da cratera identifica alto teor de tungstênio, definindo o material do substrato. Mas em uma região logo abaixo da cratera, riscos abrasivos são notados, demonstrando também a ocorrência do desgaste abrasivo.

Uma explicação para a existência, no detalhe "A", somente de riscos abrasivos e, no detalhe "B", de craterização e de riscos abrasivos pode ser relacionada à geometria do cavaco. Como pode ser verificado na figura 5.13, o cavaco é duplamente curvado e, em muitas regiões da geometria do cavaco teoricamente cortado, a espessura é muito menor do que o raio de aresta da ferramenta. Conforme a figura 5.3, o raio de aresta da ferramenta de metal duro com cobertura é de 30 µm. Nas regiões do cavaco em que a espessura é muito menor do que o raio de aresta ocorrem elevadas taxas de deformação e esmagamento de material entre a superfície de folga e o corpo-de-prova. Nestas regiões, torna-se mínimo o contato de material do corpo-de-prova com a superfície de saída da ferramenta, ocorre pouco cisalhamento de material e praticamente não há formação de cavaco. Assim, nestas regiões, conforme o detalhe "A" da figura 5.20, o desgaste na superfície de folga é caracterizado principalmente por riscos abrasivos e adesão de material do corpo-de-prova. Por outro lado, em regiões com espessura próxima ou maior do que o raio de aresta da ferramenta, ocorre o cisalhamento do material do corpo-de-prova e o cavaco tem contato com a superfície de saída da ferramenta. Diante desta condição de corte, outros fenômenos de desgaste caracterizam a aresta de corte. Os fenômenos que caracterizam o detalhe "B" da figura 5.20 serão discutidos posteriormente.

A figura 5.21 mostra o desgaste de flanco (VB_B) com 20 minutos de usinagem.



DETALHE "A"

DETALHE "B"



Conforme a figura 5.21, com 20 minutos de usinagem, o valor do desgaste de flanco é de 80 µm. Na imagem superior da figura 5.21, duas regiões com tipos de desgaste distintos foram identificadas e ampliadas nos detalhes "A" e "B". No detalhe "A", com o auxílio de uma análise EDS, é possível identificar elevados teores de tungstênio, o que demonstra a exposição do substrato. A presença de sulcos no sentido da velocidade de corte sugere que a remoção da cobertura ocorreu por abrasão. Com outra análise EDS, a identificação de elevados teores de ferro também demonstra a ocorrência de adesões de material do corpo-de-prova na aresta de corte. Conforme descrito anteriormente, a formação deste desgaste é relacionada com pequenas espessuras de corte, elevadas taxas de deformação e esmagamento de material do corpo-de-prova.

O detalhe "B" é caracterizado, novamente, pela presença de cratera e de riscos abrasivos. Uma análise EDS na região dentro da cratera identifica elevados teores de tungstênio, demonstrando a exposição do substrato. Logo abaixo da cratera, nota-se a presença de sulcos abrasivos, os quais se estendem até a região que ainda permanece com cobertura. Nesta região, com o auxílio de uma análise EDS, identificam-se elevados teores de ferro, demonstrando novamente a ocorrência de adesões de material do corpo-de-prova.

Um ponto interessante no detalhe "B" das imagens 5.20 e 5.21 é a existência de dois tipos de desgaste distintos em uma região de desgaste tão pequena. Com os parâmetros utilizados neste ensaio – velocidade de corte (v_c) = 300 m/min, avanço por dente (f_z) = 0,25 mm, incremento radial de usinagem (incr. em a_e) = 0,4 mm e incremento axial de usinagem (incr. em a_p) = 0,25 mm – o maior comprimento de contato na direção da velocidade de corte é de 1,686 mm. O ângulo formado pelo comprimento de contato e o centro da ferramenta é de 22° 43'. Este valor equivale a 6,3% do comprimento da circunferência no referido diâmetro de contato entre cada aresta de corte e material usinado, em uma volta, é de 0,351 ms.

Normalmente, a craterização está associada ao desgaste difusivo. Segundo Trent e Wright (2000), o desgaste difusivo ocorre em condições com altas taxas de remoção de material, nas quais uma "zona de fluxo" possa existir na interface formada pela superfície de saída da ferramenta e o cavaco. Outros requisitos imprescindíveis para a ocorrência do desgaste difusivo são: afinidade química entre o material da ferramenta e o material usinado, elevadas temperaturas na interface cavaco-ferramenta e tempo. Não há dúvidas da afinidade química entre aço-ferramenta ABNT H13 e o material do substrato da ferramenta, formado por carboneto de tungstênio e cobalto. A cor azulada dos cavacos é um indicativo de que a temperatura no processo também é compatível com o desgaste difusivo. Entretanto, a surpresa é a existência do desgaste difusivo com o restrito intervalo de tempo entre a aresta de corte e o material usinado.

Outro fenômeno capaz de formar a craterização na aresta de corte é o "attrition". Neste caso, partículas de tamanho microscópico são retiradas da superfície da ferramenta e conduzidas no fluxo do cavaco. A retirada das partículas da ferramenta ocorre em função de minúsculas soldas de partículas do cavaco com o substrato da ferramenta. Elevadas temperaturas, altas pressões e superfícies isentas de impurezas são requisitos fundamentais para este fenômeno e

presentes nas condições de usinagem. O movimento do cavaco sobre a aresta de corte causa a fratura destas soldas, o que leva partículas do substrato da ferramenta. Com a freqüência do processo, mesmo com uma remoção microscópica de partículas do substrato, a quantidade removida ao longo de todo o tempo de usinagem é suficiente para formar as crateras. Portanto, uma explicação coerente para a craterização da aresta de corte da ferramenta é que os dois fenômenos (difusão e "attrition") ocorram simultaneamente.

A figura 5.22 mostra o desgaste de flanco (VB_B) com 30 minutos de usinagem.



SUPERFÍCIE DE FOLGA





DETALHE "B"



O valor do desgaste de flanco com 30 minutos de usinagem é de 85 µm, conforme a imagem superior da figura 5.22. Nesta imagem, duas regiões foram identificadas e ampliadas nos

detalhes "A" e "B". No detalhe "A", nota-se que a quantidade de adesões de material do corpode-prova aumentou significativamente quando comparada com o mesmo detalhe "A" das figuras 5.20 e 5.21. Estas adesões no detalhe "A" da figura 5.22 aparecem em forma de "escamas" indicando que é resultado de adesões em diferentes momentos do corte. As adesões no detalhe "A" também impossibilitam a identificação de sulcos abrasivos no substrato da ferramenta.

O detalhe "B" é, principalmente, caracterizado pela presença de crateras. Além da superfície lisa no interior da região da cratera, uma análise EDS identifica elevados teores de tungstênio. Estas evidências indicam que sua formação, como discutido anteriormente, pode ser conseqüência de dois fenômenos: difusão e "attrition". O desgaste abrasivo - o qual podia ser identificado logo abaixo do desgaste difusivo nos detalhes "B" das figuras 5.20 e 5.21 - torna-se de difícil determinação. A dificuldade de identificação dos sulcos abrasivos no detalhe "B" da figura 5.22 pode ser conseqüência do aumento do tamanho das crateras, as quais consomem quase toda a região do desgaste de flanco. Ainda no detalhe "B", uma análise EDS na região entre as crateras identifica elevados teores de titânio (Ti), o qual é o principal elemento da cobertura da ferramenta. Independentemente do fenômeno de desgaste - difusão ou "attrition" - esta identificação demonstra a dificuldade em se retirar partículas do substrato e formar a cratera diante da presença da cobertura.





SUPERFÍCIE DE FOLGA

DETALHE "A"



Na imagem do lado esquerdo da figura 5.23 o valor do desgaste de flanco é de 100 µm com 40 minutos de usinagem. Também nota-se que a craterização predomina em grande parte da aresta de corte. Entretanto, como pode ser verificado na região identificada e ampliada como detalhe "A" não há presença de cratera. Na região do desgaste de flanco no detalhe "A", verificase que a cobertura foi removida e houve a ocorrência de adesões do material do corpo-de-prova.

A craterização na região do raio de aresta altera as condições em que o cavaco é formado. Considerando que a formação do cavaco é realizada dentro da cratera, o corte torna-se muito mais negativo, isto porque a cratera se confunde com o flanco. Uma conseqüência da formação do cavaco com um corte mais negativo é o aumento nos esforços envolvidos no corte. Isto exige da ferramenta elevada tenacidade e dureza para suportar o aumento nos esforços nas freqüências envolvidas no processo.

A figura 5.24 mostra o desgaste de flanco (VB_B) com 50 minutos de usinagem.



SUPERFÍCIE DE FOLGA

DETALHE "A"



O valor do desgaste de flanco com 50 minutos de usinagem é de 150 µm, conforme a imagem do lado esquerdo da figura 5.24. Na mesma imagem também se verifica a ocorrência de microlascamentos em uma região predominantemente de craterização. Na região identificada e ampliada como detalhe "A", ocorrem fortes adesões do material usinado.

Algumas hipóteses para o surgimento de microlascamentos na aresta de corte são descritas como: a) a fragilização da aresta de corte em função do material removido pelo desgaste –

difusivo e "attrition"; b) fadiga mecânica e/ou térmica do substrato na região da aresta de corte; c) desplacamento das adesões da aresta de corte devido à forte ligação com o material do substrato, levando fragmentos do substrato. Este último item difere-se do mecanismo de desgaste "attrition" em função de sua escala. Enquanto o "attrition" acontece na escala microscópica, o desplacamento das adesões remove partículas de tamanho de décimos de milímetros. A fragilização da aresta de corte devido à remoção de material pelo desgaste difusivo e/ou "attrition" é demonstrada principalmente pelo detalhe "B" da figura 5.22, a qual mostra grandes crateras na aresta de corte. Com relação à fadiga mecânica e/ou térmica na aresta de corte, a identificação de evidências destes fenômenos, como trincas, torna-se mais difícil em função das adesões do material usinado na superfície de folga. O desplacamento de adesões do material usinado levando fragmentos do substrato da ferramenta está baseado na forte ligação demonstrada entre os elementos ferro e silício do corpo-de-prova e o tungstênio do substrato da ferramenta.

A figura 5.25 mostra o desgaste de flanco (VB_B) com 60 minutos de usinagem



SUPERFÍCIE DE FOLGA

DETALHE "A"

Figura 5.25 – Desgaste de flanco (VB_B) com 60 minutos de usinagem

Com 60 minutos de usinagem, o valor do desgaste de flanco é de 200 μ m, conforme a imagem do lado esquerdo da figura 5.25. Este é o valor definido como o critério de fim de vida da ferramenta. Na mesma imagem, verifica-se a ocorrência de microlascamentos em diferentes regiões da aresta de corte. Na região identificada e ampliada como detalhe "A", nota-se a topografia de uma fratura causadora de um microlascamento.

A análise da progressão do desgaste mostra a alteração dos mecanismos de desgaste ao longo da vida da ferramenta. A partir destas informações, as ferramentas para operações de usinagem com solicitações similares às descritas neste trabalho podem ser otimizadas com o objetivo de proporcionar um maior tempo de usinagem. Por outro lado, uma classe de material de ferramenta não é desenvolvida para somente uma aplicação específica. Conforme o catálogo do fabricante, a classe de metal duro com cobertura GC1025 é destinada para aplicações de fresamento de aços de baixo e médio carbono, aços inoxidáveis austeníticos, martensíticos e ferríticos, ligas resistentes ao calor e aços endurecidos (SANDVIK, 2006). Diante das diferentes aplicações, a mudança em característica da ferramenta para atender à necessidade da usinagem em um material pode reduzir o desempenho da ferramenta em outro material.

O monitoramento com Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV) proporcionou a identificação de diferentes mecanismos de desgaste e/ou avarias ao longo da vida da ferramenta. No início da vida da ferramenta verifica-se que, de um lado, a abrasão remove rapidamente a cobertura e, por outro lado, a difusão e o "attrition" consomem a aresta de corte. Com a progressão do desgaste, na região de abrasão ocorrem fortes adesões do material do corpo-de-prova, conforme os detalhes "A" das figuras 5.22 e 5.24, as quais ao se desplacarem, retiram grandes fragmentos do substrato. Por outro lado, na região de difusão e "attrition", o aumento do tamanho da cratera enfraquece a microgeometria da ferramenta, torna o corte muito negativo e, consequentemente, causa os microlascamentos na aresta de corte.

Presumindo uma ferramenta de metal duro para a utilização em condições similares à deste ensaio, duas alterações poderiam melhorar seu desempenho. A primeira refere-se à microgeometria da ferramenta. A figura 5.3 mostra que o raio de aresta da ferramenta de metal duro é de 30 μ m. Como descrito anteriormente, a espessura média do cavaco (h_m) com os parâmetros de usinagem utilizados é de 34 μ m. Esta comparação do raio de aresta da ferramenta com a espessura média do cavaco (h_m) indica que grande parte do cavaco é formado no raio de aresta da ferramenta. A conseqüência deste fato é que o corte torna-se muito negativo, causando elevadas taxas de deformação e esmagamento do material que deveria formar o cavaco na superfície de folga da ferramenta. Portanto, a redução no raio de aresta da ferramenta para metade do valor atual, mesmo como sacrifício da rigidez da microgeometria, facilitará a formação do

cavaco por tornar o corte menos negativo e proporcionar a redução no esmagamento do material usinado entre a superfície de folga da ferramenta e a peça.

A segunda alteração refere-se à cobertura utilizada na ferramenta. Segundo Paldey e Deevi (2003), apesar da cobertura de carbonitreto de titânio (TiCN) possuir maior microdureza em temperatura ambiente quando comparada com a cobertura nitreto de titânio-alumínio (TiAlN), em temperaturas da ordem de 1000 °C, a cobertura de nitreto de titânio-alumínio (TiAlN) apresenta uma maior microdureza do que a anterior. Além disso, a cobertura de nitreto de titânio-alumínio (TiAlN) apresenta uma maior temperatura de oxidação do que o carbonitreto de titânio (TiCN). Ainda, ao se oxidar, a cobertura de nitreto de titânio-alumínio (TiAlN) forma uma camada de óxido de alumínio (Al₂O₃) na superfície da cobertura, a qual promove uma maior resistência à difusão. Portanto a alteração da atual cobertura para a de nitreto de titânio-alumínio (TiAlN) fornecerá uma maior resistência ao desgaste abrasivo e ao difusivo.

5.2.2 – Rugosidade

Utilizando a estratégia de usinagem de contorno, fresa de topo toroidal e com o mesmo valor de incremento axial de usinagem (incr. em a_p), a inclinação de uma parede influencia a rugosidade teórica nos sentidos transversal e longitudinal à direção de avanço. No sentido transversal à direção de avanço, ocorre uma redução da rugosidade teórica com o aumento do ângulo de inclinação (medido entre o plano de trabalho e a superfície usinada) em função da menor distância entre picos formada pelos diversos passes de usinagem. No sentido longitudinal à direção de avanço, também ocorre redução da rugosidade teórica com o aumento do ângulo de inclinação (medido entre o plano de trabalho e a superfície usinada) em função da rugosidade teórica com o aumento do ângulo de inclinação (medido entre o plano de trabalho e a superfície usinada). Entretanto, neste caso, a redução se dá em decorrência do maior diâmetro efetivo de corte (ou raio efetivo de corte – $R_{EFETIVO}$).

Portanto, nos ensaios da fase 2, os valores de rugosidade teórica nas inclinações de 45° e 75° serão diferentes devido à utilização do mesmo valor de incremento axial de usinagem (incr. em $a_p = 0.25$ mm). No sentido transversal, a redução na rugosidade teórica com a alteração da inclinação de 45° para 75° é de 46,4%. No sentido longitudinal, para um mesmo valor de avanço por dente (f_z), a redução na rugosidade teórica com a alteração da inclinação de 45° para 75° é de 20,2%.



As figuras 5.26 e 5.27 mostram os valores de Rugosidade Média (R_a) nas réplicas 1 e 2, respectivamente.

Figura 5.26 – Rugosidade Média (R_a) vs condições de usinagem (réplica 1)



Figura 5.27 – Rugosidade Média (R_a) vs condições de usinagem (réplica 2)

Com a inclinação de parede de 45°, a média dos valores de rugosidade (R_a) transversal à direção de avanço é de 0,99 µm, ao passo que no sentido longitudinal é de 0,56 µm. Com a
inclinação de parede de 75°, a média dos valores de rugosidade (R_a) transversal à direção de avanço é de 0,75 µm e no sentido no sentido longitudinal é de 0,53 µm.

Os mecanismos de desgaste e/ou avarias também têm forte influência nos valores de rugosidade. As figuras 5.16 e 5.17 demonstram que os microlascamentos foram os principais mecanismos de desgaste e/ou avarias nas arestas de corte com inclinação de parede de 45°. Nas figuras 5.18 e 5.19, verifica-se que poucos microlascamentos ocorreram nas arestas de corte utilizadas nos ensaios com inclinação de parede de 75°. Neste caso, as adesões de material do corpo-de-prova predominaram na aresta de corte. A alteração da geometria da aresta de corte pelos microlascamentos tem influência direta na rugosidade da superfície usinada. Por outro lado, as adesões de material na aresta de corte têm um processo cíclico de formação e não alteram definitivamente a microgeometria da aresta de corte mais próxima à microgeometria inicial possibilita a menor dispersão dos valores de rugosidade ao longo da vida da ferramenta.

Por outro lado, a maior deflexão do porta-ferramenta com o fresamento de uma parede com inclinação de 75°, em função do maior carregamento radial quando comparado com o fresamento de uma parede com inclinação de 45° (ver figura 5.15), torna o fresamento mais instável. Este é um fator que influencia negativamente os valores de rugosidade em uma superfície com inclinação de 75° quando comparada com uma superfície de inclinação de 45°.

Para uma mesma inclinação de parede e mesma espessura média do cavaco (h_m), a diferença na relação entre os valores de rugosidade teórica no sentido transversal e longitudinal é reduzida com o aumento do avanço por dente (f_z). Esta redução ocorre devido ao avanço por dente influenciar apenas a rugosidade no sentido longitudinal. Em teoria, esta redução é mais significativa com a inclinação de parede de 45°, na qual a diferença passou de 4 para 1,76 vezes quando o avanço por dente (f_z) foi variado de 0,20 para 0,30 mm. Entretanto, conforme as figuras 5.26 e 5.27, com a inclinação de parede de 45°, não se identifica uma tendência de redução na relação entre os valores de rugosidade no sentido transversal e longitudinal à direção de avanço com o aumento do avanço por dente (f_z). Na inclinação de 75°, ocorre uma redução nesta relação apenas com a utilização do avanço por dente (f_z) = 0,30 mm e incremento radial de usinagem (incr. em a_e) = 0,34 mm (os valores de rugosidade nas duas direções são bem próximos).



As figuras 5.28 e 5.29 mostram os valores de Rugosidade (R_z) nas réplicas 1 e 2, respectivamente.

Figura 5.28 – Rugosidade (R_z) vs condições de usinagem (réplica 1)



Figura 5.29 – Rugosidade (R_z) vs condições de usinagem (réplica 2)

A média dos valores de rugosidade (R_z) transversal à direção de avanço, com a inclinação de parede de 45°, é de 5,22 µm. Com a mesma inclinação, no sentido longitudinal à direção de

avanço, a média dos valores de rugosidade (R_z) é de 2,57 µm. Para a inclinação de parede de 75°, a média dos valores de rugosidade (R_z) transversal à direção de avanço é de 4,44 µm e no sentido longitudinal à direção de avanço é de 2,71 µm.

O parâmetro de rugosidade R_z avalia a amplitude média entre os cinco maiores valores de picos e vales no comprimento de amostragem. Portanto, a comparação dos valores de rugosidade R_z com o valor de rugosidade teórica tem o objetivo de utilizar um valor médio da distância entre os picos e vales no perfil de rugosidade. Assim, as médias dos valores da rugosidade (R_z) no sentido transversal à direção de avanço, ao longo da vida da ferramenta, principalmente com inclinação de parede de 45°, são próximos ao da rugosidade teórica (conforme equações 5.1 e 5.2). Um exemplo é a condição de avanço por dente $(f_z) = 0,20$ mm e incremento radial de usinagem (incr. em a_e) = 0,50 mm. Neste caso, a rugosidade teórica é de 4,46 µm e as médias da rugosidade (R_z) são 4,62 µm e 5,15 µm para as réplicas 1 e 2, respectivamente.

Entretanto, as médias dos valores da rugosidade (R_z) longitudinal à direção de avanço, ao longo da vida da ferramenta e com a mesma inclinação da parede, são proporcionalmente muito maiores do que a rugosidade teórica. Com a mesma condição de usinagem, o valor da rugosidade teórica é de 1,12 µm enquanto as médias da rugosidade (R_z) são 2,49 µm e 2,24 µm para as réplicas 1 e 2, respectivamente. Enquanto no sentido transversal à direção de avanço a maior diferença entre a rugosidade teórica e a média da rugosidade (R_z) ao longo da vida da ferramenta é de 1,15 vezes, no sentido longitudinal à direção de avanço, a menor diferença entre a rugosidade (R_z) ao longo da vida da ferramenta é de 2 vezes.

Uma hipótese para explicar a maior diferença entre os valores de rugosidade teórica e experimental no sentido longitudinal é que as fontes de variabilidade (vibração no processo, rigidez da máquina-ferramenta e dos dispositivos de fixação, batimento radial etc), têm maior influência neste sentido. Segundo Schmitz et al. (2006), o batimento radial, ou excentricidade, de uma aresta de corte é um problema comum com ferramentas de múltiplas arestas no corte interrompido. Os efeitos do batimento radial nas ferramentas de fresamento são: a) falhas prematuras em uma aresta de corte em função da maior variação periódica na força de corte; b) aumento da rugosidade na superfície usinada. Estes problemas tornam-se mais críticos no

Fresamento com Alta Velocidade de aços endurecidos, em que as pressões na aresta de corte são mais elevadas e deseja-se reduzidos valores de rugosidade.

Em situações em que o sistema envolvido na usinagem (máquina-ferramenta, dispositivos de fixação de peça e de ferramenta etc) não tem capacidade de absorver de toda energia gerada no processo de usinagem, vibrações são causadas no processo. Estas vibrações não são desejadas, pois deterioram a superfície usinada e aceleraram o desgaste da máquina-ferramenta. Segundo Stephenson e Agapiou (1996), a utilização de fresas de topo (reto, toroidal ou esférico) com espaçamento angular diferenciado entre os dentes é um recurso para minimizar o efeito das vibrações nos casos em que é inconveniente a alteração da rotação no eixo-árvore ou a redução da taxa de remoção de material. Este recurso no projeto da fresa de topo aumenta a estabilidade do processo em função da alteração na freqüência de passagem dos dentes ao longo de uma volta.

Por outro lado, a utilização de fresas com passo diferenciado causa efeitos indesejados na rugosidade em superfícies complexas e similares a aqueles produzidos pelo batimento radial. Ao se utilizar fresas de topo toroidal ou esférico para o fresamento de paredes inclinadas, a rugosidade teórica no sentido longitudinal é influenciada pelo avanço por dente (f_z) – conforme equação 5.2. Com a utilização de fresas de topo com passo diferenciado, diferentes valores de avanço por dente (f_z) são estabelecidos em uma volta. A conseqüência é que, do ponto de vista teórico, a máxima rugosidade é formada pelo maior espaçamento angular da fresa de topo (WHITEHOUSE, 1994). Assim, com a utilização de fresas com passo diferenciado, o avanço por dente (f_z) para o cálculo da rugosidade teórica deve ser determinado em função do maior espaçamento angular entre os dentes.

Com o objetivo de entender os efeitos das fontes de variabilidade no perfil de rugosidade no sentido longitudinal à direção de avanço, análises do perfil de rugosidade para todas as condições de usinagem foram realizadas. As análises referem-se ao início da vida da ferramenta (tempo de usinagem inferior a 5 minutos de usinagem) de forma que os mecanismos de desgaste e/ou avarias não têm grande influência no perfil de rugosidade. A figura 5.30 mostra o perfil de rugosidade longitudinal para as condições de usinagem com a inclinação de 45°.



Figura 5.30 – Perfil de rugosidade longitudinal com inclinação de parede de 45°

A figura 5.31 mostra o perfil de rugosidade longitudinal para as condições de usinagem com a inclinação de 75°.



Figura 5.31 – Perfil de rugosidade longitudinal com inclinação de parede de 75°

Segundo Schmitz et al. (2006), o batimento radial de uma ferramenta de usinagem no corte interrompido causa a alteração no perfil de rugosidade longitudinal da superfície usinada. Dependendo dos valores de batimento radial, o perfil de rugosidade longitudinal à direção de avanço pode ser formado apenas por uma aresta de corte. Quando estes valores de batimento radial são atingidos, ocorrem falhas prematuras em uma aresta de corte em função do maior

carregamento e também o aumento da rugosidade em relação à rugosidade teórica devido ao perfil de rugosidade ser formado pelo dobro do avanço por dente (f_z).

Conforme a equação 5.2, a distância entre picos (ou vales) no perfil de rugosidade longitudinal deveria ser igual ao avanço por dente (f_z) . Entretanto, as figuras 5.30 e 5.31 demonstram que os perfis de rugosidade longitudinal, independente da inclinação da parede, têm uma distância entre picos que corresponde ao dobro do avanço por dente (f_z) . Este fato indica que a formação do perfil de rugosidade é realizada somente por uma aresta de corte em cada volta da ferramenta. No entanto, esta propriedade do perfil de rugosidade só pode ser observada no início do corte, pois com o crescimento dos valores de desgaste nas arestas de corte, a formação do perfil de rugosidade torna-se aleatória.

A única exceção à formação do perfil de rugosidade por apenas uma aresta é a condição com inclinação de parede de 75° e avanço por dente (f_z) = 0,30 mm (figura 5.31). Nesta condição de usinagem, nota-se que entre os intervalos de 0,6 mm, o qual corresponde ao avanço por volta, existe a formação de um segmento com comprimento de 0,14 mm. Uma explicação para a existência desse segmento é que a formação do perfil de rugosidade foi realizada pelas duas arestas de corte, diferentemente dos demais casos. Entretanto, em função do batimento radial da ferramenta, a influência de cada aresta de corte no perfil de rugosidade é diferente. Portanto, a redução nos valores do batimento radial da ferramenta, de tal forma que a influência de cada aresta de corte fosse similar, possibilitaria a redução nos valores de rugosidade no sentido longitudinal à direção de avanço.

Nesta fase 2 dos ensaios, os valores de batimento radial não causaram falhas prematuras nas arestas de corte, tais como grandes lascamentos, os quais causariam a interrupção do ensaio. Por outro lado, o batimento radial é mais um fator de incentivo aos microlascamentos nas arestas de corte. Do ponto de vista da rugosidade, conforme as figuras 5.30 e 5.31, o batimento radial é um dos fatores de influência no aumento dos valores experimentais da rugosidade longitudinal ao se comparar com a rugosidade teórica neste sentido. Isto se deve ao fato de que o batimento radial incentiva que apenas uma das arestas de corte seja responsável pela formação da rugosidade no sentido longitudinal à direção de avanço.

5.3 – Fase 3 dos ensaios de fresamento em semi-acabamento

A utilização de Centros de Usinagem Vertical é a configuração mais comum para a usinagem de moldes e matrizes. O principal motivo da maior utilização desta configuração de máquina-ferramenta é o seu menor preço quando comparado com os Centros de Usinagem Horizontal. Por outro lado, o emprego de um Centro de Usinagem Vertical apresenta problemas com a remoção do cavaco da região de corte (FALLBÖHMER et al., 2000). Principalmente com a usinagem de cavidades estreitas e profundas, torna-se difícil a remoção do cavaco da cavidade somente com o fluxo de ar originado pela rotação da ferramenta de usinagem. Caso o cavaco não seja removido da cavidade, ele pode ser esmagado entre a superfície usinada e a ferramenta, danificando o acabamento superficial e/ou avariando a aresta de corte.

A aplicação do fluido de corte no processo pode remover com facilidade o cavaco de uma cavidade. Contudo, a utilização de um fluido de corte aquoso, o qual tem alta capacidade de refrigeração, causa a redução da vida da ferramenta por incentivar trincas de origem térmica, as quais são causadas pela maior flutuação cíclica da temperatura devido à natureza interrompida do corte. Normalmente, obtém-se a maior vida de ferramenta no fresamento de aços com a usinagem isenta de fluido de corte (VIEIRA, MACHADO e EZUGWU, 2001).

Uma solução utilizada para remoção do cavaco da região de corte no Fresamento com Alta Velocidade de aços endurecidos é a aplicação de ar comprimido. O ar comprimido tem baixa capacidade de refrigeração quando comparado com os fluidos aquosos. Deste modo, a intenção é minimizar o efeito da flutuação da temperatura na ferramenta durante o corte. Ainda com o objetivo de aumentar a capacidade de lubrificação, eventualmente utiliza-se a pulverização de uma pequena quantidade de óleo, em forma de névoa, juntamente com a aplicação de ar comprimido. Esta técnica é conhecida como Mínima Quantidade de Fluido (MQF).

Entretanto, os efeitos da utilização da técnica MQF no Fresamento com Alta Velocidade de aços-ferramentas endurecidos são fortemente influenciados por uma série de fatores. Entre eles, podem ser descritos os parâmetros de usinagem, material usinado, pressão, vazão, distância de aplicação, geometria usinada e material da ferramenta. Assim, diferentes resultados com a aplicação da técnica MQF no fresamento de aços-ferramentas são encontrados na literatura. Rahman, Kumar e Salam (2002) descrevem que no fresamento do aço-ferramenta ASSAB 718

HH (composição similar ao P20) com 35 HR_C de dureza, utilizando ferramentas de metal duro sem cobertura e com velocidade de corte de 125 m/min, a vida de ferramenta é similar utilizando a técnica MQF e o corte sem fluido. Por outro lado, Su et al. (2007) afirmam que no fresamento do aço-ferramenta AISI D2 com 62 HR_C de dureza, também com ferramentas de metal duro e velocidade de corte de 175 m/min, a vida da ferramenta pode ser incrementada em 106% com a utilização da técnica MQF.

Com o objetivo de entender a influência na vida da ferramenta, nos mecanismos de desgaste e na rugosidade da peça, realizou-se a comparação da aplicação da técnica MQF com a usinagem isenta de fluido em uma das condições de usinagem utilizadas na Fase 2. A condição escolhida foi com inclinação de parede de 45°, $f_z = 0,25$ mm e incr. em $a_e = 0,40$ mm. A escolha desta condição de usinagem ocorreu em função da existência de avaliação dos mecanismos de desgaste ao longo da vida da ferramenta com Microscopia de Varredura Eletrônica (MEV). A figura 5.32 mostra os resultados de vida de ferramenta para os ensaios da Fase 3.



Figura 5.32 – Vida de ferramenta vs MQF (vazão de 12 ml/h e pressão de 4,5 bar)

A análise de variância dos resultados indica que, com um intervalo de confiança de 95%, a condição de lubro-refrigeração tem significativa influência na vida da ferramenta. Conforme a

figura 5.32, o tempo médio de usinagem sem a aplicação da técnica da MQF foi de 61,5 minutos. Com a utilização da técnica MQF empregando o Óleo Integral, com vazão de óleo de 12 ml/h e pressão de ar de 4,5 bar, o tempo médio de usinagem foi de 38,6 minutos. A utilização da técnica MQF, com a mesma vazão e pressão, empregando o Óleo Integral com o aditivo de Teflon, proporcionou um tempo médio de usinagem de 43,4 minutos. Portanto, a redução média da vida da ferramenta foi de 37,2% com a utilização do Óleo Integral e de 29,4% com a utilização do Óleo Integral com o aditivo de Teflon. Não há uma qualitativa diferença na vida de ferramenta ao se comparar a utilização dos diferentes tipos de óleos integrais.

A técnica MQF tem pouca capacidade de refrigeração e o objetivo de sua utilização é promover uma pequena lubrificação no corte e minimizar o efeito da flutuação da temperatura na ferramenta. Presumia-se que o óleo, em forma de névoa, poderia adsorver na superfície de saída da ferramenta durante o período de uma volta em que não há corte e, durante o período de corte, lubrificar a interface cavaco-ferramenta. Deste modo, o atrito na interface cavaco-ferramenta seria reduzido, além de minimizar as adesões de material da peça na aresta de corte. Como resultado desta maior eficiência no corte, ocorreria um acréscimo na vida da ferramenta. Contudo, os resultados demonstram que a aplicação da técnica MQF não produziu os efeitos desejados na vida da ferramenta quando comparado com a usinagem isenta de fluido.

A menor vida de ferramenta com a aplicação da técnica MQF nestes ensaios diverge dos resultados de Rahman, Kumar e Salam (2002) no fresamento do aço-ferramenta ASSAB 718 HH com 35 HR_c de dureza, os quais, como já visto, afirmam que, na velocidade de corte de 125 m/min, a vida de ferramenta é similar utilizando a técnica MQF e o corte sem fluido. O diâmetro de ferramenta e a velocidade de corte promoveram enorme discrepância na rotação do eixo-árvore entre cada experimento. A rotação utilizada nesta fase dos ensaios foi de 10778 rpm enquanto nos experimentos descritos por Rahman, Kumar e Salam (2002) a rotação era de 1990 rpm. A maior rotação utilizada nesta fase dos ensaios dificulta a penetração do fluido na região de corte em função do fluxo de ar gerado pela ferramenta. Deste modo, em elevadas rotações, a eficiência da lubrificação com a técnica MQF é reduzida, minimizando a capacidade do fluido em reduzir o atrito na interface cavaco-ferramenta e as adesões na aresta de corte.

Outro ponto negativo com a utilização da técnica MQF é a contaminação do ambiente. A névoa formada pela aplicação do óleo, mesmo com a baixa vazão (12 ml/h), era suficiente para

dificultar as inspeções dos valores de rugosidade e do desgaste das ferramentas. Ao interromper o processo, a cada intervalo de tempo determinado, a porta da máquina-ferramenta necessitava permanecer aberta por alguns minutos para que a névoa se dissipasse. A aplicação da técnica MQF em um ambiente produtivo requer a instalação de um sistema de exaustão da névoa na máquina-ferramenta.

5.3.1 – Mecanismos de desgaste nas ferramentas

A figura 5.33 mostra a superfície de folga da ferramenta, após atingir o critério de fim de vida, com a aplicação de Óleo Integral empregando a técnica MQF.



DETALHE "A"

DETALHE "B"



A imagem superior da figura 5.33 mostra que na superfície de folga da ferramenta ocorreram microlascamentos e adesões do material do corpo-de-prova na aresta de corte. Nos ensaios de fases anteriores, as ferramentas desta classe de metal duro, GC1025 com cobertura de TiN/TiCN, apresentaram mecanismos de desgaste e/ou avaria com as mesmas características. Entretanto, além de microlascamentos e de adesões do material do corpo-de-prova, com a aplicação de Óleo Integral utilizando a técnica MQF, no lado direito da imagem, é possível identificar de trincas perpendiculares à aresta de corte.

Trincas perpendiculares à aresta de corte e que se propagam tanto pela superfície de saída quanto pela superfície de folga da ferramenta são descritas como trincas de origem térmica. No fresamento, trincas de origem térmica são originadas em função da alternada expansão e contração das camadas superficiais da ferramenta, as quais são aquecidas durante o período de corte e resfriadas durante o período em que não há corte. As trincas são normalmente iniciadas na superfície de saída e se propagam pela aresta de corte e pela superfície de folga. Caso ocorram poucas trincas ao longo da vida da ferramenta, o efeito na redução o tempo de corte é pequeno. Entretanto, caso ocorram numerosas trincas ao longo da aresta de corte, elas podem se encontrar e causar o desplacamento de fragmentos da aresta de corte (TRENT e WRIGHT, 2000).

Ainda na imagem superior da figura 5.33, duas regiões de microlascamentos foram identificadas e ampliadas nos detalhes "A" e "B". No detalhe "A", com o auxílio de análises EDS, identificam-se elevados teores de tungstênio, indicando a exposição do substrato. Em uma região central desta ampliação, verificam-se uma trinca e adesões do material do corpo-de-prova. O interessante neste caso é que no interior da trinca, com o auxílio de outra análise EDS, identifica-se elevados teores de ferro, o qual é proveniente do corpo-de-prova. Nordin et al. (2000) também identificaram elevadores teores do material usinado dentro de trincas de origem térmica. O preenchimento destas trincas pelo material usinado ocorre principalmente por estas serem perpendiculares à aresta de corte e alinhadas com a direção da velocidade de corte, o que facilita tanto a entrada de material procedente do cavaco, na superfície de saída da ferramenta, quanto a entrada de material da peça, na superfície de folga. O detalhe "B" também é caracterizado pela presença de trincas perpendiculares à aresta de corte (de origem térmica) em regiões em que o substrato está exposto.

A figura 5.34 mostra a superfície de folga da ferramenta, após atingir o critério de fim de vida, com a aplicação de Óleo Integral aditivado com Teflon empregando a técnica MQF.



DETALHE "A" DETALHE "B" Figura 5.34 – Superfície de folga com aplicação de MQF (Óleo Integral com Teflon)

Conforme a figura 5.34, a superfície de folga da ferramenta é novamente caracterizada por microlascamentos e adesões do material do corpo-de-prova na aresta de corte. Na imagem superior desta figura, duas regiões foram identificadas e ampliadas nos detalhes "A" e "B". No detalhe "A", com o auxílio de análises EDS, identificam-se elevados teores de tungstênio em uma região central da figura, demonstrando que toda cobertura foi removida e que o substrato está exposto. Nos detalhes "A" e "B", análises EDS em regiões com manchas escuras identificam elevados teores de silício, ferro e tungstênio ou simplesmente silício e tungstênio. Como descrito no item 5.2.1, o silício é um componente do material do corpo-de-prova e demonstra elevada

força de adesão com o tungstênio do substrato. Entretanto, nos detalhes "A" e "B", o fato que diferencia o mecanismo de desgaste e/ou avaria das condições testadas em fases anteriores é a presença de trincas. Em ambos os detalhes, as trincas são perpendiculares à aresta de corte indicando que sua formação teve origem na variação cíclica da temperatura ao longo da usinagem.

As trincas de origem térmica podem interagir com as trincas de origem mecânicas e causar os microlascamentos. Portanto, os microlascamentos identificados nas figuras 5.33 e 5.34 podem ter como causa este fenômeno. Uma evidência deste fato é que, nos detalhes "A" e "B" da figura 5.33, as trincas estão localizadas em regiões em que ocorreram os microlascamentos. No caso dos detalhes "A" e "B" da figura 5.34, a continuidade da usinagem por poucos minutos poderia promover o destacamento de regiões que estão entre as trincas, o que agravaria o problema de microlascamentos nesta aresta de corte.

A utilização de um Óleo Integral com o aditivo de Teflon não produziu diferenças nos mecanismos de desgaste e/ou avarias nas arestas de corte quando comparadas com as arestas utilizadas com o Óleo Integral sem este aditivo. Isto demonstra que o objetivo de aumentar a lubrificação no corte utilizando a pulverização de uma pequena quantidade de óleo em forma de névoa com o auxílio do ar comprimido, independentemente do tipo de óleo usado, não teve um efeito positivo para estas condições de usinagem. Como discutido anteriormente, as elevadas rotações no eixo-árvore podem ter dificultado a penetração do fluido na região de corte.

O monitoramento da progressão do desgaste de flanco no item 5.2.1 (Fase 2) permite fazer uma comparação entre os mecanismos de desgaste e/ou avaria com os mesmos parâmetros de usinagem sem a aplicação de fluido e com a aplicação da técnica MQF.

A presença de microlascamentos e de adesões de material do corpo-de-prova na aresta de corte também ocorreu nas ferramentas utilizadas sem a aplicação da técnica MQF (ver figura 5.25). Entretanto, não houve a identificação de trincas perpendiculares à aresta de corte como no caso da figura 5.33. Ainda, sem a aplicação da técnica MQF, os microlascamentos somente foram identificados com um tempo de usinagem de 50 minutos, conforme a figura 5.24. Na média, as ferramentas utilizadas com a aplicação da técnica MQF, independente do tipo de óleo, não atingiram este tempo de usinagem. Sem a aplicação da técnica MQF e com o tempo de usinagem

de 40 minutos - tempo médio de vida das ferramentas com aplicação da técnica MQF-, não há presença de trincas perpendiculares à aresta de corte (ver figura 5.23).

A associação dos resultados de menor vida de ferramenta e a presença de trinca de origem térmica nas arestas de corte com a aplicação da técnica MQF sugerem a ocorrência do efeito contrário ao desejado inicialmente com a aplicação da técnica MQF. A idéia inicial era promover uma pequena lubrificação no corte, minimizando o atrito na interface cavaco-ferramenta para reduzir o efeito da flutuação da temperatura na aresta de corte. Entretanto, os resultados sugerem que o efeito da lubrificação permaneceu em segundo plano ao passo que a refrigeração teve grande influência na vida da ferramenta. Apesar de o ar comprimido ter pouca capacidade de refrigeração, a presença de trincas de origem térmica nas arestas de corte com a aplicação da técnica MQF indica que a capacidade foi suficiente para promover variação na temperatura e a conseqüente redução da vida da ferramenta.

No entanto, os microlascamentos foram determinantes para o fim de vida da ferramenta com a aplicação da técnica MQF. Como descrito anteriormente, as trincas de origem térmica podem interagir com as trincas de origem mecânicas e causar os microlascamentos. Portanto, uma explicação para a redução da vida da ferramenta com a aplicação da técnica MQF é o incentivo à formação e à propagação de trincas de origem térmica. A interação das trincas de origem térmica com as trincas de origem mecânica promove aceleração nos microlascamentos e, conseqüentemente, redução na vida da ferramenta.

Portanto, caso exista a necessidade de remoção dos cavacos da região de corte em condições de usinagem similares às apresentadas neste trabalho, se possível, o fluxo do ar comprimido não deve ser direcionado para a aresta de corte. Normalmente, nos centros de usinagem, o sistema de fluxo de ar está ligado ao eixo-árvore e o seu direcionamento pode ser orientado em regiões adjacentes da aresta de corte. O objetivo desta ação é minimizar o efeito da refrigeração promovida pelo fluxo de ar na aresta de corte e manter a remoção dos cavacos da região de corte. Outro ponto importante é que a aplicação de óleo em forma de névoa com o auxílio do fluxo de ar comprimido não proporcionou vantagens ao processo e sua aplicação nestas condições de usinagem pode ser desprezada.

5.3.2 – Rugosidade

As figuras 5.35 e 5.36 mostram os valores de Rugosidade Média (R_a) nas réplicas 1 e 2, respectivamente.



Figura 5.35 – Rugosidade Média (R_a) vs Mínima Quantidade de Fluido (réplica 1)



Figura 5.36 – Rugosidade Média (Ra) vs Mínima Quantidade de Fluido (réplica 2)



As figuras 5.37 e 5.38 mostram os valores de Rugosidade Média (R_z) nas réplicas 1 e 2, respectivamente.

Figura 5.37 – Rugosidade (Rz) vs Mínima Quantidade de Fluido (réplica 1)



Figura 5.38 – Rugosidade (Rz) vs Mínima Quantidade de Fluido (réplica 2)

A aplicação da técnica MQF, independentemente do tipo de óleo integral, não causou uma qualitativa diferença nos resultados de rugosidade, ao longo da vida da ferramenta, quando

comparada com a utilização do fresamento sem a aplicação de fluido. No sentido transversal à direção de avanço, o valor médio da rugosidade com o parâmetro R_a é de 1,00 µm. No sentido longitudinal à direção de avanço, o valor da rugosidade com parâmetro R_a é de 0,61 µm. Com o parâmetro R_z , o valor médio da rugosidade transversal à direção de avanço é de 5,25 µm, e no sentido longitudinal à direção de avanço é de 2,77 µm.

Os valores de rugosidade são principalmente determinados pelos parâmetros de usinagem e pela geometria da ferramenta. Contudo, ao longo da vida da ferramenta, os mecanismos de desgaste e/ou avarias têm uma influência significativa na rugosidade. Com a aplicação da técnica MQF, ocorreu um incentivo à formação e à propagação de trincas de origem térmica o que, consecutivamente, acelerou a ocorrência de microlascamentos na aresta de corte. Este fenômeno causou a redução da vida da ferramenta quando comparada com a utilizada no corte sem aplicação de fluido. Entretanto, mesmo sem a aplicação de fluido, o principal mecanismo de desgaste e/ou avaria da aresta de corte foram os microlascamentos. Desta forma, com a utilização dos mesmos parâmetros de usinagem, geometria da ferramenta e a similaridade nos mecanismos de desgaste e/ou avarias na aresta de corte, torna-se coerente a não ocorrência de uma qualitativa diferença nos valores de rugosidade ao longo da vida da ferramenta.

5.4 – Fase 4 com ensaios de fresamento em 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. Apenas como referência de valores, Salgado et al. (2005) afirmam que as matrizes para estampagem têm tolerâncias na faixa entre 0,05 a 0,1 mm e moldes para injeção, tolerâncias menores que 0,04 mm. As especificações de rugosidade em moldes e matrizes, freqüentemente, recomendam valores inferiores à $R_a = 0.6 \mu m$.

A utilização de fresas de topo esférico proporciona um maior raio de ferramenta quando comparada com fresas de topo toroidal de um mesmo diâmetro. O aumento do raio da ferramenta reduz a rugosidade teórica tanto no sentido transversal quanto no sentido longitudinal à direção de avanço (ver equação 5.1). Além do aumento no raio da ferramenta, pode-se reduzir a rugosidade teórica no sentido transversal à direção de avanço em superfícies inclinadas, com a limitação nos valores do incremento axial de usinagem (incr. em a_p). No sentido longitudinal à direção de avanço, a redução nos valores de rugosidade teórica também pode ser alcançada com a diminuição no valor do avanço por dente (f_z).

Entretanto, com os reduzidos valores de rugosidade necessários nos moldes e matrizes, um segundo grupo de fontes de variabilidade tem forte interação com os valores obtidos. Entre essas variáveis estão: a rigidez da máquina-ferramenta, dos dispositivos de fixação de peça e de ferramenta, a vibração no processo e o desgaste das ferramentas. Com o objetivo de aumentar a rigidez do sistema de fixação de pastilhas, uma opção é a utilização de porta-ferramentas de metal duro ao invés da utilização dos convencionais de aço. A figura 5.39 demonstra os dois tipos de porta-ferramenta de metal duro, somente a região de fixação da pastilha é de aço. O porta-ferramenta de metal duro tem menor tendência à deflexão em função do maior Módulo de Elasticidade (E) quando comparado com porta-ferramentas de aço montado em um mandril com o mesmo comprimento em balanço. Outra possibilidade é a utilização do porta-ferramenta de metal duro montado no mandril com um maior comprimento em balanço quando comparado a um de aço e, mesmo assim, obtendo a mesma rigidez.



Figura 5.39 – Porta-ferramentas de metal duro e de aço para fixação de pastilha esférica

Com a redução no valor do incremento axial de usinagem (incr. em a_p) e no valor do avanço por dente (f_z), objetivando-se a redução da rugosidade teórica, torna-se necessário um maior tempo para a usinagem de uma superfície com a mesma área ao se comparar uma operação de acabamento com outra de semi-acabamento. Portanto, para não ser necessária a troca de ferramenta durante a operação de acabamento, em função do maior tempo para usinagem da mesma área, a vida de ferramenta utilizada na operação de acabamento deve ser superior à vida de ferramenta da operação de semi-acabamento.

A operação de semi-acabamento promove um sobrematerial constante e com pequenos valores de rugosidade para a realização da operação de acabamento. Isto torna possível a utilização de menores valores de sobrematerial. Uma conseqüência dos pequenos valores de sobrematerial e de rugosidade é o menor ângulo de contato entre a ferramenta e a peça. Em função destas melhores condições de usinagem, um recurso utilizado para minimizar o tempo de usinagem na operação de acabamento é o emprego de um maior valor de velocidade de corte

quando comparado com os valores utilizados nas operações de semi-acabamento. Entretanto, para resistir à maior velocidade de corte e/ou maior tempo de usinagem, a ferramenta de usinagem deve possuir um substrato mais duro, menos propenso à difusão e com uma cobertura de maior microdureza em elevadas temperaturas.

Segundo Paldey e Deevi (2003), apesar de as coberturas de carboneto de titânio (TiC) e carbonitreto de titânio (TiCN) possuírem maiores microdurezas em temperatura ambiente quando comparadas às coberturas de nitreto de titânio (TiN) e nitreto de titânio-alumínio (TiAlN), em temperaturas da ordem de 1000 °C, a cobertura de nitreto de titânio-alumínio (TiAlN) apresenta maior microdureza do que todas as outras descritas. Ainda, a cobertura de nitreto de titânio-alumínio (TiAlN) apresenta uma temperatura de oxidação superior a 800 °C, enquanto, por exemplo, a cobertura de nitreto de titânio (TiN) oxida em temperaturas da ordem de 600 °C. Além da maior temperatura de oxidação apresentada pela cobertura de nitreto de titânio-alumínio (TiAlN), ao se oxidar esta cobertura forma uma densa camada de óxido de alumínio (Al₂O₃) em sua superfície. Esta camada de óxido de alumínio (Al₂O₃), além de elevada microdureza, também promove uma maior resistência à difusão, um dos principais mecanismos de desgaste apresentados pela ferramenta de metal duro nas fases anteriores deste trabalho.

Com o objetivo de entender a influência da classe do metal duro e do material do portaferramentas na vida da ferramenta, nos fenômenos de desgaste e na rugosidade superfície usinada, ensaios preliminares de Fresamento com Alta Velocidade foram realizados com fresas de topo esférico em operação de acabamento no aço ABNT H13 com 50 HR_c de dureza (mesmo aço-ferramenta utilizado nas fases anteriores). As duas classes de metal duro (P20A e P10A) possuíam cobertura de TiAlN depositados pelo processo PVD. A microdureza média no substrato de metal duro da classe P20A é de 1613 HV com desvio padrão de \pm 6 HV e no substrato de metal duro da classe P10A é de 1735 HV com desvio padrão de \pm 25 HV. Os dois materiais de porta-ferramentas foram: metal duro e aço (conforme figura 5.39).

A figura 5.40 mostra os resultados de vida de ferramenta nos ensaios preliminares de Fresamento com Alta Velocidade em operação de acabamento no aço ABNT H13 com 50 HR_C de dureza.



Figura 5.40 – Vida de ferramenta vs condições de usinagem para incr. em $a_e = 0,25$ mm, $f_z = 0,15$ mm/dt , porta-ferramenta de metal duro e ferramentas da classe P20A

Os ensaios desta fase foram iniciados com uma ferramenta de diâmetro 12 mm e com velocidade de corte (v_c) = 250 m/min (limitada pela máxima rotação do eixo-árvore). Como verifica-se na figura 5.40, após 400 minutos de tempo efetivo de usinagem, o valor do desgaste de flanco (VB_B) era de 0,10 mm. Antes de cada operação de acabamento, uma operação de semi-acabamento era realizada na superfície para que os resultados se tornassem os mais próximos da realidade industrial desta operação. A realização de uma operação de semi-acabamento dobrava o tempo do ensaio. Além disso, este ensaio utilizava a classe de ferramenta com menor microdureza (P20A) e, teoricamente, menos resistente ao desgaste. Até este momento da vida da ferramenta, a média dos valores de rugosidade média (R_a) eram: transversal à direção de avanço = 0,7 µm e longitudinal à direção de avanço = 0,23 µm. Apesar de este resultado ser excelente para a aplicação no ambiente industrial, dificultava a comparação da influência da classe do metal duro e do material do porta-ferramenta na vida da ferramenta em função do tempo necessário para a realização de cada ensaio. Deste modo, o ensaio foi interrompido e iniciou-se um outro ensaio com condição uma de usinagem mais severa.

Em um segundo ensaio, com o objetivo de aumentar a taxa de desgaste na ferramenta, a velocidade de corte (v_c) foi aumentada para 360 m/min. Entretanto, para aumentar a velocidade corte (v_c), necessitou-se aumentar o diâmetro da ferramenta para 16 mm, pois na situação anterior com uma ferramenta de 12 mm, já se utilizava uma rotação próxima ao limite do eixo-árvore na máquina-ferramenta. Em função do maior valor do diâmetro da ferramenta, o incremento em a_p foi aumentado para 0,173 mm com o propósito de manter a rugosidade teórica no sentido transversal à direção de avanço. Com 595 minutos de tempo efetivo de usinagem atingiu-se o critério de fim de vida da ferramenta (VB_B = 0,20 mm). A média dos valores de rugosidade média (R_a), ao longo da vida da ferramenta, foi: transversal à direção de avanço = 0,49 μ m e longitudinal à direção de avanço = 0,19 μ m. Os fatores de influência na rugosidade com a alteração do diâmetro da ferramenta serão discutidos futuramente. Novamente, o resultado é ótimo para a aplicação industrial, porém inviabilizava a comparação proposta para esta fase dos ensaios devido ao tempo necessário para a realização de cada ensaio. Deste modo, esta condição de ensaio também foi descartada e outra condição de usinagem mais rigorosa foi adotada.

Em um terceiro ensaio, para aumentar ainda mais a velocidade de corte (v_c), a qual é o parâmetro de usinagem de maior influência na taxa de desgaste de ferramenta e sem aumentar o diâmetro da ferramenta, alterou-se a inclinação da parede para 75°. Com esta nova inclinação, tornou-se possível uma velocidade de corte (v_c) = 520 m/min. Diante dessas novas condições de usinagem, o critério de fim de vida da ferramenta (VB_B = 0,20 mm) foi atingido com 480 minutos de tempo efetivo de usinagem. A média dos valores de rugosidade média (R_a), ao longo da vida da ferramenta, foi: transversal à direção de avanço = 0,30 µm e longitudinal à direção de avanço = 0,22 µm. Entretanto, considerando que a classe de ferramenta utilizada é, teoricamente, a menos resistente ao desgaste, o tempo de usinagem ainda era elevado para as comparações propostas nesta fase.

Os resultados demonstram que elevados tempos de usinagem podem ser utilizados em operações de acabamento de moldes e matrizes confeccionados a partir do aço ABNT H13 com 50 HR_C de dureza, uma vez que uma operação de semi-acabamento seja realizada como o objetivo de minimizar o sobrematerial necessário e a rugosidade da superfície usinada. Em outras palavras, a ferramenta utilizada nestes ensaios é excelente para o acabamento de moldes e matrizes no aço ABNT H13 no estado endurecido. Ela proporciona uma vida de ferramenta

excelente, acabamentos da superfície dentro dos limites esperados, com velocidades de corte altíssimas. Por outro lado, o tempo efetivo de usinagem inviabilizava a proposta desta fase dos ensaios na atual máquina-ferramenta: a comparação da classe de ferramenta e do material do porta-ferramenta no Fresamento com Alta Velocidade do aço ABNT H13 com 50 HR_c de dureza.

A alternativa adotada para reduzir o tempo efetivo de usinagem e tornar viável a comparação de duas classes de material de ferramenta e de dois tipos de materiais do portaferramenta foi a alteração do material do corpo-de-prova. A idéia era utilizar um aço-ferramenta que proporcionasse um maior desgaste nas ferramentas. Segundo Roberts e Cary (1992), o aumento da dureza do aço-ferramenta, a qual é diretamente relacionada à sua resistência ao desgaste e conseqüente redução da tenacidade – obtidos com maior quantidade de carbonetos duros em sua estrutura – promove uma maior dificuldade de usinagem. A figura 5.41 ilustra a relação entre tenacidade e resistência ao desgaste para os aços-ferramenta.



Figura 5.41 – Relação entre tenacidade e resistência ao desgaste para os aços-ferramenta (ROBERTS e CARY, 1992)

Conforme a figura 5.41, o aço H13 tem elevada tenacidade quando comparado com os demais aços-ferramenta. Contudo, este aço-ferramenta apresenta limitada resistência ao desgaste. Por outro lado, os aços-ferramenta da série D apresentam elevada resistência ao desgaste e baixa tenacidade. A escolha do novo aço-ferramenta deveria selecionar um tipo amplamente empregado nos moldes e matrizes. Coldwell et al. (2002) descrevem que os aços-ferramenta da série D são amplamente utilizados em matrizes de conformação a frio. Por outro lado, apesar de ampla aplicação, existe um limitado número de pesquisas sobre a usinagem desta série de aços-ferramenta no estado endurecido. Em função das exigências descritas, a escolha realizada foi a do aço ABNT D2 temperado e revenido para 61 HR_C de dureza.

Novos ensaios foram realizados com o objetivo de entender a influência de duas classes de material de ferramenta (P10A e P20A) 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. Com a intenção de minimizar a vida da ferramenta, todos os ensaios foram realizados com inclinação de parede de 75°. A figura 5.41 mostra os resultados de vida de ferramenta para os ensaios da fase 4.



Figura 5.42 – Vida de ferramenta vs material de porta-ferramenta e classe do metal duro $(v_c = 250 \text{ m/min}, f_z = 0.15 \text{ mm/dt}, \text{ incr. em } a_p = 0.173 \text{ mm} \text{ e incr. em } a_e = 0.15 \text{ mm})$

A análise de variância dos resultados demonstra que tanto o material do porta-ferramenta (metal duro e aço) quanto a classe da pastilha (P10A e P20A) têm uma significativa influência na vida da ferramenta, mesmo adotando um intervalo de confiança de 99%. Por outro lado, não há uma significativa influência na vida da ferramenta causada pela interação das variáveis, ou seja, entre o material do porta-ferramenta e a classe das pastilhas.

Conforme a figura 5.42, a combinação da classe de ferramenta P10A com o portaferramenta de metal duro proporcionou a maior vida média de ferramenta. Esta condição de usinagem utiliza a classe de metal duro com maior microdureza média do substrato e portaferramenta com maior Módulo de Elasticidade (E). Uma comparação da vida média da ferramenta entre as diferentes classes de material das pastilhas (P10A e P20A) mostra uma redução de 34,9% e 43,2%, respectivamente, com a utilização do material de porta-ferramenta de metal duro e de aço, ao se trocar a classe P10A pela classe P20A. A tabela 5.2 mostra os resultados de análises EDS por área feitas nos substratos das ferramentas da classe P10A e P20A. Como descrito anteriormente, esta análise apresenta de maneira semiquantitativa a composição química dos materiais analisados e o objetivo de sua utilização do Carbono e do Nitrogênio, por serem elementos leves, torna-se de difícil realização por este método (GOLDSTEIN et al., 1994). Assim, a identificação desses elementos não foi realizada. Os valores descritos são as médias de 5 análises realizadas em cada substrato.

	Classe da Ferramenta	Composição Química (% em massa)			Microduraza (UV)
		W	Со	Cr	wherodureza (II v)
	P10A	93,74	6,22	0,04	1735 ± 25
	P20A	89,27	10,47	0,12	1613 ± 6

Tabela 5.2 – Composição química e microdureza dos substratos nas ferramentas da fase 4

A identificação dos elementos em cada substrato sugere que as diferentes classes de metal duro sejam formadas basicamente pelo carboneto de tungstênio (WC) aglomerado com cobalto (Co) e utilizando o carboneto de cromo (Cr_3C_2) como inibidor de crescimento de grão. Deste modo, a variação da microdureza média dos substratos nas diferentes classes pode ser alcançada com a alteração na quantidade de aglomerante em cada substrato. A análise da composição química dos substratos das ferramentas, conforme tabela 5.2, também sugere esta diferença na quantidade de aglomerante (Co).

A alteração do porta-ferramenta de metal duro por um de aço causou, em média, uma redução na vida da ferramenta de 29,8% e 38,7%, respectivamente para a classe de pastilha P10A e P20A. Esta diferença na vida da ferramenta é, principalmente, atribuída ao maior Módulo de Elasticidade (E) do porta-ferramenta de metal duro quando comparado ao de aço. Conforme a equação 2.1, a rigidez de um porta-ferramenta fixado em um mandril depende do Módulo de Elasticidade (E) do material do porta-ferramenta, do momento de inércia da seção transversal (I) e do comprimento em balanço do porta-ferramenta. Como a seção transversal dos dois portaferramentas é idêntica e ambos foram montados com o mesmo comprimento em balanço, a única variável que afeta a rigidez do sistema é o Módulo de Elasticidade (E), o qual é diferente para os materiais utilizados. Para efeito de comparação, um material tipicamente empregado na construção de porta-ferramenta é o aço 4340 temperado e revenido com dureza entre 40 e 45 HR_c. Segundo Bordman (1990), o Módulo de Elasticidade (E) para o aço 4340 temperado e revenido com dureza de 43 HR_C é de 200 GPa. Por outro lado, conforme Santhanam, Tierney e Hunt (1990), o Módulo de Elasticidade (E) de um metal duro com elevada tenacidade - 84% de carboneto de tungstênio (WC) aglomerado com 16% de cobalto (porcentagem em massa) - é de 524 GPa. Mesmo considerando que a região de fixação da pastilha no porta-ferramenta de metal duro seja de aço (ver figura 5.39), a rigidez do sistema é muito maior com a utilização do portaferramenta de metal duro quando comparada com a utilização do porta-ferramenta de aço.

Portanto, a maior vida média da ferramenta obtida com a utilização de um porta-ferramenta de metal duro e uma classe de pastilha P10A é atribuída a dois aspectos: rigidez do sistema de fixação de ferramenta e microdureza da classe de pastilha. Em função do maior Módulo de Elasticidade (E) do metal duro ao se comparar ao do aço, o porta-ferramenta de metal duro proporciona uma maior rigidez ao sistema de fixação. A maior rigidez do sistema proporciona uma menor deflexão da ferramenta e uma menor tendência a vibrações. Por outro lado, a maior microdureza da classe de pastilha P10A ao se comparar com a classe P20A proporciona uma maior resistência ao desgaste.

5.4.1 – Mecanismos de desgaste nas ferramentas

Como nas fases anteriores, em função da grande quantidade de imagens, serão apresentadas as imagens do desgaste de ferramenta que melhor representam os fenômenos observados em cada condição de usinagem utilizada. As arestas de corte foram analisadas, após atingir o critério de fim de vida, com um Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) equipado com sistema EDS (Espectroscopia de Energia Dispersiva). A figura 5.43 mostra a superfície de folga da aresta de corte utilizada no ensaio com porta-ferramenta de metal duro e pastilha da classe P10A.



DETALHE "A"

DETALHE "B"



A imagem superior esquerda da figura 5.43 mostra a geometria da pastilha utilizada nesta fase de ensaios. Nesta imagem, uma região identificada como "superfície de folga" foi ampliada

na imagem superior direta da figura 5.43. Verifica-se nesta imagem que o desgaste de flanco é formado principalmente por fraturas e adesões de material. Pode-se também verificar nesta figura a ocorrência de um lascamento, o qual se estendeu principalmente pela superfície de saída da ferramenta. Entretanto, esta avaria na aresta de corte não teve tamanho suficiente na superfície de folga para determinar o fim de vida da ferramenta (VB_B = 0,20 mm). As características deste lascamento serão apresentadas posteriormente com uma imagem da superfície de saída da pastilha. Na imagem superior direita da figura 5.43 duas regiões distintas foram identificadas e ampliadas nos detalhes "A" e "B".

O detalhe "A" é caracterizado por fraturas na região superior da aresta de corte e por adesões em uma região central do desgaste de flanco. Na região central do desgaste de flanco, com o auxílio de uma análise EDS, identificam-se elevados teores de ferro na adesão. Este resultado sugere que as adesões são de material proveniente do corpo-de-prova. Estas adesões na região central do desgaste de flanco do detalhe "A" aparecem em forma de "escamas", indicando serem a somatória de adesões menores em diferentes momentos do corte. As fraturas na região superior da aresta de corte estão divididas em três partes e uma trinca pode ser observada entre as duas fraturas. Uma hipótese para a ocorrência de fraturas na aresta de corte está associada à dificuldade de usinagem do material do corpo-de-prova. Verifica-se na figura 4.8 que a estrutura do aço-ferramenta ABNT D2 é caracterizada pela presença de elevada quantidade de carbonetos de cromo em uma matriz de martensita revenida. Os carbonetos de cromo, como pode ser verificado na tabela 3.1, têm elevada microdureza e consecutivos choques destes com a aresta de corte podem promover as fraturas identificadas no detalhe "A" da figura 5.43.

O Detalhe "B" também é caracterizado por fraturas na região superior da aresta de corte e por adesões em uma região central do desgaste de flanco. Novamente, uma análise EDS sobre a adesão identifica elevados teores de ferro, indicando que a adesão tem como origem o material do corpo-de-prova. Em uma região de diferente aspecto do desgaste de flanco, próxima à fronteira inferior do desgaste de flanco com a cobertura, outra análise EDS identifica elevados teores de silício, cromo e manganês. Como descrito anteriormente, antes da realização das imagens, as ferramentas foram limpas em um sistema de ultrassom, o qual tem a capacidade de remover leves adesões na superfície. Portanto, a presença destas adesões após o processo de limpeza demonstra a forte adesão entre estes componentes do corpo-de-prova no substrato e/ou cobertura da

ferramenta. Uma terceira análise EDS no detalhe "B", em uma região central do desgaste de flanco, identifica elevados teores de tungstênio, principal elemento do substrato da ferramenta. Esta análise indica que, no final da vida da ferramenta, a cobertura na região do desgaste de flanco é removida e o substrato da ferramenta fica exposto a adesões do material usinado.

Uma característica interessante nos detalhes "A" e "B" da figura 5.43 é que não há presença de nítidos riscos abrasivos na região do desgaste de flanco. Isto indica que a abrasão não é o principal mecanismo de desgaste nestas condições de usinagem. Por outro lado, nas mesmas imagens, a presença de fraturas na região superior da aresta de corte demonstra que a avaria da aresta de corte foi um fator que dificultou a usinagem deste aço-ferramenta com dureza de 61 HR_c. No entanto, o efeito das fraturas na aresta de corte da pastilha pode ser visualizado com uma imagem da superfície de saída da pastilha. A figura 5.44 mostra a superfície de saída da mesma aresta de corte da figura 5.43.





SUPERFÍCIE DE SAÍDA

Figura 5.44 – Superfície de saída (pastilha da classe P10A e porta-ferramenta de metal duro)

A imagem esquerda na figura 5.44 mostra a pastilha com uma região da superfície de saída ampliada e identificada, no lado direito da figura, como "superfície de saída". Nesta imagem da superfície de saída verifica-se que as fraturas, como descrito anteriormente, estão divididas em diferentes regiões. Este aspecto sugere que foram originadas em diferentes momentos durante a usinagem. Ainda nesta imagem, uma cota especifica o maior tamanho da fratura na aresta de corte (360 µm). A presença deste tipo e tamanho de fratura na superfície de saída, como pode ser

visto na figura 5.43, torna o corte mais negativo, o que aumenta os esforços durante o corte. Além disso, em condições de usinagem em que o lascamento tem significativa importância nos mecanismos de desgaste e/ou avaria da ferramenta, a determinação do tempo para a troca da ferramenta torna-se de difícil estimativa em função do caráter aleatório desta avaria.

A figura 5.45 mostra a superfície de folga da aresta de corte utilizada no ensaio com portaferramenta de metal duro e pastilha da classe P20A.





DETALHE "A"

Figura 5.45 – Superfície de folga (pastilha da classe P20A e porta-ferramenta de metal duro)

As imagens da figura 5.45 mostram a superfície de folga com um desgaste composto de lascamentos e de adesões na região do desgaste de flanco. No lado esquerdo da figura 5.45, uma região do desgaste de flanco foi identificada e ampliada como detalhe "A". Em uma região central do detalhe "A", uma análise EDS sobre uma adesão identifica elevados teores de ferro, indicando que está é formada por material proveniente do corpo-de-prova. Em uma região logo abaixo das adesões, outra análise EDS identifica elevados teores de tungstênio, o que demonstra a exposição do substrato da ferramenta. Na região de fronteira do desgaste de flanco com a cobertura, existe uma região com aspecto mais escuro e com uma topografia diferenciada da região de substrato da ferramenta e das adesões de ferro. Uma terceira análise EDS nesta última região identifica elevados teores de silício, manganês e titânio. Na composição química do aço-ferramenta ABNT D2, tanto o silício quanto o manganês tem uma porcentagem, em massa, inferior a 0,6%. Este fato demonstra que, mesmo em pequenas quantidades no material usinado, o

silício e o manganês demonstram elevada força de adesão com o substrato e/ou com a cobertura da ferramenta. O titânio, também identificado na terceira análise EDS, é um dos componentes da cobertura de TiAlN.

A pastilha da classe P20A tem um substrato com menor microdureza média quando comparada com a classe P10A. Conforme a tabela 5.2, a análise da composição química do substrato utilizando a técnica EDS por área, apesar de semiquantitativa, sugere que a diferença na microdureza ocorre em função da maior quantidade de aglomerante (cobalto) no substrato. Normalmente, o aumento na quantidade de aglomerante eleva a tenacidade do substrato. Entretanto, embora a classe P20A apresente uma maior quantidade de aglomerante, o que teoricamente proporciona maior tenacidade ao se comparar com a classe P10A, a utilização dessa classe não foi o suficiente para reduzir ou eliminar os lascamentos, principalmente na superfície de saída da ferramenta. Estes lascamentos na aresta de corte podem ser melhor identificados com uma imagem da superfície de saída da ferramenta. A figura 5.46 mostra a superfície de saída da mesma aresta de corte da figura 5.45.





DETALHE "A"



Como pode ser observado na imagem do lado esquerdo da figura 5.46, um lascamento similar a aquele obtido com a utilização da classe P10A (ver figura 5.44) também ocorreu com a utilização da pastilha da classe P20A. O tamanho da fratura na aresta de corte é de 320 µm. Embora a imagem da superfície de saída mostre que a fratura tem uma significativa dimensão, na

imagem da superfície de folga da mesma aresta de corte (figura 5.45) não é fácil a identificação desta avaria. Este fato sugere que a forma da fratura é de pequena espessura apesar de se estender por uma longa região da superfície de saída. Ainda na imagem do lado esquerdo da figura 5.46, uma região da superfície de saída foi identificada e ampliada no detalhe "A". Na imagem do detalhe "A" (lado direito da figura 5.46) três análises EDS foram realizadas. A primeira análise no centro de uma região de lascamento identifica, como esperado, elevados teores de tungstênio demonstrando a presença do substrato da ferramenta. A segunda análise próxima à aresta de corte identifica elevados teores de ferro e cromo, sugerindo que esta é uma região de adesão de material do corpo-de-prova. Estas adesões de material do corpo-de-prova podem ser melhor visualizadas com a imagem da superfície de folga (ver figura 5.45). A terceira e última análise EDS, em uma região próxima a fronteira da região desgastada em que não há fratura, identifica elevados teores de titânio e alumínio. Estes dois elementos são os principais componentes da cobertura desta ferramenta.

A alteração do material do porta-ferramenta de metal duro para aço, independentemente da classe da pastilha utilizada, não causou uma mudança no mecanismo de desgaste e/ou avaria da aresta de corte. A figura 5.47 mostra a superfície de folga da aresta de corte utilizada no ensaio com porta-ferramenta de aço e pastilha da classe P10A.





DETALHE "A"

Figura 5.47 – Superfície de folga (pastilha da classe P10A e porta-ferramenta de aço)

Como pode ser verificado na figura 5.47, o desgaste de flanco é novamente formado por adesões e por lascamentos. Como mostrado nos casos anteriores, o lascamento na aresta de corte,

apesar de pequenas proporções na superfície de folga, estende-se por uma longa região na superfície de saída. Na imagem do lado esquerdo da figura 5.47, uma região do desgaste de flanco foi identificada e ampliada como detalhe "A". Na imagem do lado direito da figura 5.47, identificada como detalhe "A", três análises EDS foram realizadas. A primeira análise EDS sobre a região de adesão identifica elevados teores de ferro, sugerindo que a adesão seja formada principalmente de material do corpo-de-prova. A segunda análise EDS, em uma região logo abaixo das adesões, identifica elevados teores de tungstênio, indicando que a cobertura nesta região do desgaste de flanco foi removida e o substrato está exposto. A terceira análise EDS foi realizada em uma região de aspecto diferenciado na fronteira do desgaste de flanco com a cobertura. Esta terceira análise identifica elevados teores de titânio, cromo e silício. Como descrito anteriormente, o cromo e silício são componentes do material do corpo-de-prova e mostram elevada força de adesão com o substrato e/ou com a cobertura da ferramenta. Por outro lado, o titânio é um dos componentes da cobertura da ferramenta.

A figura 5.48 mostra a superfície de folga da aresta de corte utilizada no ensaio com portaferramenta de aço e pastilha da classe P20A.



SUPERFÍCIE DE FOLGA

DETALHE "A"

Figura 5.48 – Superfície de folga (pastilha da classe P20A e porta-ferramenta de aço)

Conforme a figura 5.48, com a utilização da classe de pastilha P20A e porta-ferramenta de metal duro, o lascamento e as adesões são as principais características dos mecanismos de desgaste e/ou avarias na superfície de folga. Na imagem do lado esquerdo da figura 5.48, um lascamento é identificado. Apesar de pequenas dimensões quando observado pela superfície de

folga, este tipo de avaria tem maiores proporções na superfície de saída da ferramenta. Exemplos do tamanho desta avaria na superfície de saída podem ser observados nas figuras 5.44 e 5.46. Ainda na imagem do lado esquerdo da figura 5.48, uma região foi identificada e ampliada como detalhe "A". No detalhe "A" – imagem do lado direito da figura 5.48 – é possível observar no desgaste de flanco três regiões distintas. A primeira é formada por adesões e uma análise EDS sobre a região identifica elevados teores de ferro, indicando que sua formação tem como origem o material do corpo-de-prova. A segunda região é a formada em função das fraturas na aresta de corte o que expõe o substrato da ferramenta. A terceira região é a formada na fronteira do desgaste de flanco com a cobertura. Como descrito em outros casos similares, esta região tem um aspecto mais escuro e a topografia é diferente das adesões de ferro. Uma análise EDS nesta terceira região identifica elevados teores de titânio, silício e manganês. O titânio é um dos componentes da cobertura e o silício e manganês são elementos do material do corpo-de-prova. Como demonstrado em casos anteriores, existe uma elevada força de adesão destes elementos com o substrato e/ou com a cobertura da ferramenta. Em todas as superfícies de folga das diferentes classes utilizadas adesões com características similares foram identificadas.

Iyer, Koshy e Ng (2007) realizaram ensaios comparando o fresamento de furos com interpolação helicoidal e a furação com brocas no aço-ferramenta AISI D2 com dureza de 60 HR_c. Os resultados demonstram que a furação deste aço-ferramenta no estado endurecido causa catastróficas fraturas nas arestas de corte das brocas, inviabilizando o processo. Por outro lado, a utilização de fresamento com interpolação helicoidal permite a usinagem dos furos com qualidade H7. Além disso, o fresamento de furos com interpolação helicoidal permite a usinagem de diferentes diâmetros de furos sem a necessidade de troca da ferramenta. No caso da furação com brocas, torna-se necessária a utilização de uma ferramenta para cada diferente diâmetro de furo. Entretanto, o aspecto a ser destacado é a característica do desgaste e/ou avaria nas fresas utilizadas para a usinagem dos furos. A principal característica no desgaste e/ou avaria da aresta de corte utilizada no fresamento é o microlascamento.

Koshy, Dewes e Aspinwall (2002) realizaram ensaios de fresamento do aço AISI D2 com 58 HR_c de dureza utilizando fresas esféricas de metal duro sólido e pastilhas intercambiáveis. As condições de usinagem utilizadas ($v_c = 50 - 200$ m/min, $f_z = 0,05 - 0,10$ mm/dente e $a_p = 0,5 - 1$ mm) são próximas às condições utilizadas neste trabalho. Por outro lado, o fresamento era realizado em uma superfície perpendicular ao eixo da fresa, enquanto, neste trabalho, a inclinação da superfície usinada em relação ao eixo da fresa é de 15°. Mas, o importante a ser ressaltado é que as principais características de desgaste e/ou avaria em todas as condições testadas também são os lascamentos (fraturas) com adesões de material da peça na região do desgaste de flanco.

O principal objetivo da comparação das características do desgaste e/ou avarias com alguns resultados obtidos em pesquisas de fresamento com o aço-ferramenta D2 no estado endurecido é demonstrar que os lascamentos na aresta de corte estão diretamente relacionados com o material usinado. A presença de lascamentos na aresta de corte, em muitos casos, pode ser associada à incorreta determinação dos parâmetros de usinagem, do sistema de fixação de ferramenta e peça e/ou da realização da usinagem com elevados níveis de vibração. A presença de lascamentos na aresta de corte com o fresamento do aço-ferramenta D2 no estado endurecido é atribuída à estrutura do material usinado com elevada quantidade de carbonetos de cromo em uma matriz de martensita revenida. Portanto, consecutivos choques da aresta de corte com os carbonetos de cromo – os quais estão ligados a uma rígida estrutura martensítica – causam os lascamentos identificados na aresta de corte.

Entretanto, um fato surpreendente em todas as análises de desgaste desta fase é a presença de adesões de material do corpo-de-prova nas arestas de corte. É importante ressaltar que o material usinado é um aço-ferramenta temperado e revenido (61 HR_C) com elevada quantidade de carbonetos duros, o qual tem uma elevada resistência à deformação. Mesmo com estas características do aço-ferramenta, verifica-se que ocorreu a extrusão de material próximo à região de corte entre a peça e a superfície de folga da ferramenta. Além disso, em razão das elevadas pressões envolvidas no corte, ocorrem elevadas forças de adesão entre o material extrudado e a superfície de folga da ferramenta. Em função das elevadas forças de adesão entre o material extrudado e a aresta de corte, a contínua formação e o desplacamento destas adesões, as quais levam consigo partículas da cobertura e do substrato da ferramenta, é uma explicação para a determinação do fim de vida da ferramenta, uma vez que os microlascamentos identificados nas arestas de corte são menores do que o critério de fim de vida da ferramenta.
5.4.2 – Rugosidade

Bouzakis, Aichouh e Efstathiou (2003) desenvolveram um algoritmo para determinação da rugosidade, da forma do cavaco e da força de corte no fresamento de geometrias complexas em operações de acabamento com ferramentas de topo esférico. O algoritmo considera parâmetros como o avanço por dente, a profundidade axial de usinagem (a_p), a inclinação da parede usinada, deflexão da ferramenta etc. O principal objetivo do algoritmo é determinar a combinação das variáveis do processo para minimizar o tempo de usinagem e prever a rugosidade na superfície usinada. Segundo os autores, realizaram-se extensivas comparações entre os valores de rugosidade gerados pelo algoritmo e os dados experimentais de fresamento de pás de turbinas com resultados satisfatórios.

Por outro lado, Vivancos et al. (2004) descrevem que a aplicação de modelos teóricos para previsão da rugosidade em operações de Usinagem com Alta Velocidade são limitados por não considerarem fatores como o desgaste da ferramenta, a vibração no processo, a rigidez da máquina-ferramenta e dos dispositivos de fixação, a composição química e a homogeneidade do material usinado. Desta forma, os valores experimentais de rugosidade nas superfícies usinadas apresentam grande diferença com os modelos teóricos. Portanto, o conhecimento de resultados experimentais ao longo da vida da ferramenta, torna-se imprescindível para a determinação das condições de usinagem nestes processos.

As figuras 5.49 e 5.50 mostram os valores de Rugosidade Média (R_a) nas réplicas 1 e 2, respectivamente.



Figura 5.49 – Rugosidade Média (R_a) vs material de porta-ferramenta e classe do metal duro (réplica 1)



Figura 5.50 – Rugosidade Média (R_a) vs material de porta-ferramenta e classe do metal duro (réplica 2)

As figuras 5.51 e 5.52 mostram os valores de Rugosidade (R_z) nas réplicas 1 e 2, respectivamente.



Figura 5.51 – Rugosidade (Rz) vs material de porta-ferramenta e classe do metal duro (réplica 1)



Figura 5.52 – Rugosidade (Rz) vs material de porta-ferramenta e classe do metal duro (réplica 2)

Com a utilização do porta-ferramenta de metal duro, as médias nos valores de rugosidade $R_a e R_z$ no sentido transversal à direção de avanço são de 0,46 µm e 2,66 µm, respectivamente. No sentido longitudinal à direção de avanço, também com a utilização do porta-ferramenta de

metal duro, as médias nos valores de rugosidade $R_a e R_z são 0,20 \mu m e 1,17 \mu m$, respectivamente. Por outro lado, com a utilização do porta-ferramenta de aço, as médias nos valores de rugosidade $R_a e R_z$ no sentido transversal à direção de avanço são de 0,75 µm e 3,98 µm, respectivamente. No sentido longitudinal à direção de avanço, com a utilização do porta-ferramenta de aço, as médias nos valores de rugosidade $R_a e R_z$ são 0,80 µm e 3,69 µm, respectivamente.

Conforme as equações 5.1 e 5.2, com as condições utilizadas nesta fase de ensaios, os valores da rugosidade teórica são de 0,50 µm e de 0,38 µm para os sentidos transversal e longitudinal à direção de avanço, respectivamente. As condições de usinagem foram propositadamente determinadas com o objetivo de causar valores de rugosidade teórica similares em ambos os sentidos. A idéia é causar uma topografia com alto índice de formação de cavidades (ver figura 2.5a), a qual, conforme descrito por Hioki (2006), apresenta um melhor desempenho tribológico quando comparada com superfícies com menores valores deste índice (ver figura 2.5b). O melhor desempenho de superfícies com elevado índice de formação de cavidades está associado à capacidade de retenção de lubrificante nas cavidades, fator que possibilita um aumento da eficiência de lubrificação diante do contato com outros corpos.

O parâmetro de rugosidade R_z considera a diferença média entre os cinco maiores picos e os cinco maiores vales no comprimento de amostragem. Portanto, considera-se coerente a comparação deste parâmetro com a rugosidade teórica. A comparação dos valores de rugosidade R_z - ao longo da vida da ferramenta - com os valores de rugosidade teórica, no sentido transversal à direção de avanço, demonstra que os valores experimentais são, no mínimo, cinco vezes maiores que os teóricos. No sentido longitudinal à direção de avanço, a mesma comparação indica que os valores experimentais são, na menor relação, três vezes maiores do que a rugosidade teórica. Esta simples comparação dos valores de rugosidade real, ao longo da vida da ferramenta, com os valores de rugosidade teórica está de acordo com a explicação de Vivancos et al. (2004), os quais descrevem que a aplicação de modelos teóricos para previsão da rugosidade em operações de Usinagem com Alta Velocidade são limitados por não considerarem diversos fatores de difícil estimativa.

Uma comparação qualitativa dos valores de rugosidade em ambos os sentidos - transversal e longitudinal à direção de avanço - independente do parâmetro de rugosidade utilizado, demonstra que para a classe P10A, os valores médios de rugosidade ao longo da vida da ferramenta são similares com o emprego dos diferentes materiais do porta-ferramenta. Um único ponto a destacar é que, na réplica 2 de cada parâmetro, existe um aumento da dispersão em torno dos valores médios de rugosidade com a utilização do porta-ferramenta de aço. Entretanto, quando a mesma comparação qualitativa é realizada com os valores de rugosidade utilizando a classe P20A, torna-se nítida uma diferença na média dos valores e na dispersão dos resultados. Uma hipótese para explicar este fato é que a utilização de uma classe teoricamente menos resistente ao desgaste (P20A) em conjunto com um porta-ferramenta com menor rigidez (aço) promoveu o aparecimento de microlascamentos em um momento anterior ao ocorrido ao se utilizar outras combinações. Deste modo, com significativas alterações na geometria da aresta de corte no início da vida da ferramenta em função dos microlascamentos, os valores médios e a dispersão da rugosidade aumentaram em comparação às demais situações testadas.

A utilização do porta-ferramenta de metal duro proporciona valores médios de rugosidade inferiores aos valores obtidos com a utilização do porta-ferramenta de aço. Além disso, a dispersão dos resultados em torno da média também é menor com a utilização do porta-ferramenta de metal duro ao se comparar com a utilização do porta-ferramenta de aço. Entretanto, os valores médios de rugosidade com o porta-ferramenta de aço foram principalmente aumentados com a utilização da classe de pastilha P20A, pois com a utilização da classe P10A, os valores de rugosidade são próximos à utilização do porta-ferramenta de metal duro.

A principal conclusão a que se pode chegar a partir dos resultados mencionados é que, além do porta-ferramenta de metal duro proporcionar estatisticamente uma significativa influência na vida da ferramenta ao ser comparado com o de aço, também promove resultados qualitativos dos valores de rugosidade similares ou melhores do que o porta-ferramenta de aço. Como descrito anteriormente, a principal diferença causada pela utilização do metal duro como material de porta-ferramenta, ao invés de aço, é o aumento Módulo de Elasticidade (E). Como diante das condições utilizadas o Módulo de Elasticidade (E) tem direta influência na rigidez do sistema, conforme a equação 2.1, com um sistema mais rígido é possível postergar o aparecimento de lascamentos na aresta de corte. Esta avaria na aresta de corte foi verificada em todas as condições testadas nesta fase de ensaios. Além disso, apesar do maior custo inicial de um porta-ferramenta de metal duro ao se comparar com o de aço, ele será depreciado ao longo de todas as peças usinadas, o que não resulta em um sensível impacto no custo da usinagem.

5.5 – Fase 5 com ensaios de fresamento em acabamento

As cavidades nos moldes e matrizes são normalmente caracterizadas por complexas geometrias e, principalmente para injeção de plástico, pequenos raios de canto. Para que esses raios possam ser usinados, nas operações de acabamento utilizam-se fresas de diâmetro inferior ao dobro do menor raio interno presente na geometria da peça. Deste modo, é possível o fresamento da geometria com interpolação, evitando que a usinagem da região seja realizada com o próprio raio da fresa. Quando o raio da fresa é utilizado para usinar um raio interno, a superfície usinada tem um aspecto diferente das superfícies usinadas por interpolação, em função da instantânea parada da fresa para mudança de direção e do abrupto aumento no ângulo de contato ferramenta-peça. Consequentemente, em operações de acabamento de moldes e matrizes, a usinagem é realizada utilizando fresas de pequeno diâmetro.

Normalmente, quando se necessita utilizar fresas de diâmetros inferiores a 8 mm, a escolha se dá por fresas de metal duro sólido. Isto se deve à ausência de outras opções de ferramentas nesses diâmetros. Por outro lado, quando a opção é por fresas de diâmetro superior a 16 mm, em função dos elevados custos das fresas de metal duro sólido, a preferência é pela utilização de pastilhas montadas em porta-ferramentas. Entretanto, a principal dúvida para a escolha ocorre quando se necessita utilizar fresas de diâmetros entre 8 e 16 mm. A utilização de pastilhas montadas em porta-ferramentas promove, inicialmente, um menor custo quando comparada à utilização de fresas de metal duro sólido. Entretanto, fresas de metal duro sólido possibilitam a reafiação e uma nova deposição de cobertura, o que reduz os seus custos. Conforme a figura 2.4, dependendo do número de reafiações, o custo com fresas de metal duro sólido pode ser menor do que o custo com pastilhas intercambiáveis. Por outro lado, com a reafiação de fresas de metal duro sólido, novos fornecedores externos devem ser desenvolvidos e uma nova etapa na cadeia de fornecimento é inserida. Do ponto de vista operacional, o tempo para troca da ferramenta é menor com a utilização de pastilhas intercambiáveis quando comparada à utilização de fresas de metal duro sólido. Em contrapartida, o balanceamento do conjunto de fixação da ferramenta, indispensável em elevadas rotações, torna-se mais simples com a utilização de fresas de metal duro sólido ao se comparar com pastilhas intercambiáveis, devido à menor quantidade de componentes (LACALLE et al., 2002a).

Algumas fontes de variabilidade no fresamento têm forte influência e dificultam alcançar as estreitas tolerâncias dimensionais e de forma e posição necessárias nas operações de acabamento de moldes e matrizes. Entre essas fontes de variabilidade estão: variações na geração do programa CNC em relação à geometria inicial da peça, rigidez da máquina-ferramenta e dos dispositivos de fixação de peça e de ferramenta, vibração no processo, dilatações térmicas na máquina-ferramenta e nos dispositivos de fixação e o desgaste das ferramentas. Entretanto, outra importante fonte de variabilidade é a deflexão das fresas utilizadas. Com a necessidade da usinagem de pequenos raios em cavidades relativamente profundas, este problema torna-se mais crítico. Conforme a equação 2.2, a deflexão máxima está relacionada com a força aplicada no sentido radial, com o comprimento em balanço, com o Módulo de Elasticidade (E) e com o Momento de Inércia (I) da secção transversal da fresa (SALGADO et al., 2005).

Portanto, a determinação do melhor tipo de fresa (metal duro sólido ou pastilhas intercambiáveis) para uma operação de acabamento em moldes e matrizes, levar em consideração para a escolha a rigidez proporcionada por cada tipo é uma idéia coerente. Uma fresa de metal duro sólido tem valor do Momento de Inércia inferior à de uma secção circular de mesmo diâmetro. Isto se deve à presença de canais ao longo de uma parte do corpo da fresa. O porta-ferramenta de metal duro utilizado para fixação de pastilhas, conforme figura 5.39, tem uma leve redução no diâmetro do corpo em relação ao diâmetro da pastilha, mas possui a secção transversal circular, o que aumenta o Momento de Inércia ao se comparar com a secção de uma fresa de metal duro sólido. Por outro lado, a extremidade de fixação da pastilha, normalmente é de aço, material com menor Módulo de Elasticidade do que o metal duro. Além disso, a utilização de porta-ferramenta apresenta todo um sistema de fixação da pastilha, o que reduz a rigidez ao se comparar a um corpo sólido. Em função da grande quantidade de fatores que influenciam na rigidez da fresa, a determinação do tipo da fresa em diâmetros entre 8 e 16 mm para o acabamento de moldes e matrizes, torna-se uma tarefa difícil pela necessidade de considerar diferentes aspectos.

O objetivo desta fase é de entender a influência da utilização de fresas de metal duro sólido e pastilhas montadas em porta-ferrramentas de metal duro na vida da ferramenta, nos fenômenos de desgaste e na rugosidade da superfície usinada. Deste modo, ensaios de Fresamento com Alta Velocidade foram realizados com fresas de topo esférico com diferentes diâmetros em operação de acabamento no aço ABNT D2 com 61 HR_c de dureza.

A figura 5.53 mostra os resultados de vida de ferramenta nos ensaios de Fresamento com Alta Velocidade em operação de acabamento com fresas de metal duro sólido e pastilhas montadas em porta-ferramenta de metal duro com inclinação de parede de 75°.



Figura 5.53 – Vida de ferramenta vs tipo e diâmetro de fresa para operação de acabamento $(v_c = 250 \text{ m/min}, f_z = 0.15 \text{ mm/dt}, e \text{ incremento em } a_e = 0.15 \text{ mm})$

As pastilhas utilizadas nesta fase de ensaios são da classe P10A e foram montadas em porta-ferramentas de metal duro. A escolha dessa classe de pastilhas e desse material de porta-ferramenta deve-se à obtenção dos melhores resultados nos ensaios da fase 4. As fresas de metal duro sólido são da classe GC1610. Neste caso, o fabricante de ferramentas não produz a mesma classe para pastilhas e para fresas de metal duro sólido. Segundo Koshy, Dewes e Aspinwall (2002), a comparação de fresas de metal duro sólido com pastilhas montadas em porta-ferramentas é coerente, mesmo que as ferramentas sejam de classes diferentes, pois estas classes representam o que há de mais recente em cada tipo de fresa. Entretanto, para uma compreensão de algumas diferenças em cada substrato, neste trabalho, foram realizadas análises de microdureza e de composição química.

A tabela 5.3 mostra os resultados de análises EDS por área e os valores de microdureza realizados nos substratos das ferramentas das classes P10A e GC1610. Como descrito anteriormente, a análises EDS por área apresenta de maneira semiquantitativa a composição química dos materiais e o principal objetivo de sua utilização é fornecer uma idéia da composição e não afirmar os exatos valores. Ainda, a tabela 5.3 mostra os valores médios de microdureza obtidos em cada substrato. Estes valores descritos na tabela 5.3, tanto para a composição química quanto para a microdureza, são as médias de 5 análises realizadas em cada substrato.

Classe da Ferramenta	Composição Química (% em massa)			Migraduraza (HW)
	W	Со	Cr	wherodureza (ITV)
P10A	93,74	6,22	0,04	1735 ± 25
GC1610	91,1	8,6	0,3	1680 ± 7

Tabela 5.3 – Composição química e microdureza dos substratos nas ferramentas da fase 5

Conforme a tabela 5.3, a identificação dos elementos da composição química em cada substrato sugere que as duas classes de metal duro sejam formadas basicamente pelo carboneto de tungstênio (WC) aglomerado com cobalto (Co) e utilizando o carboneto de cromo (Cr_3C_2) como inibidor de crescimento de grão. Apesar de outros fatores também influenciarem na microdureza, os resultados sugerem que a pequena variação da microdureza média dos dois substratos pôde ser alcançada em função da quantidade de aglomerante (Co) em cada substrato.

Com relação à figura 5.53, dois aspectos devem ser ressaltados. O primeiro aspecto referese à inserção de um resultado dos ensaios da fase 4. Este ensaio da fase 4 utilizou condições de usinagem similares à desta fase e um mesmo tipo de ferramenta (pastilhas de 16 mm da classe P10A montadas em porta-ferramentas de metal duro). O objetivo da introdução deste resultado da fase 4 é ampliar o campo de comparação. O segundo aspecto refere-se aos diferentes incrementos no sentido da profundidade axial de usinagem (incr. em a_p) utilizados em cada diâmetro de ferramenta. O principal objetivo da alteração deste parâmetro é promover na superfície usinada o mesmo valor de rugosidade teórica no sentido transversal à direção de avanço. O valor de rugosidade teórica utilizado, conforme a equação 5.1, é o mesmo dos ensaios da fase 4, ou seja, uma rugosidade teórica de 0,50 µm. No sentido longitudinal à direção de avanço, como nos ensaios da fase 4 e com a utilização do porta-ferramentas de metal duro, os valores sempre foram inferiores aos do sentido transversal à direção de avanço, manteve-se constante o avanço por dente (f_z) nesta fase. O objetivo em manter o valor do avanço por dente constante é causar uma topografia com alto índice de formação de cavidades (ver figura 2.5a), a qual, conforme descrito por Hioki (2006), apresenta um melhor desempenho tribológico quando comparadas à superfícies com menores valores deste índice (ver figura 2.5b). Devido à variação do incremento axial de usinagem (incr. em a_p), o tempo de corte não é proporcional à área usinada nos diferentes diâmetros de ferramenta.

A análise de variância dos resultados mostrados na figura 5.53 demonstra que tanto o tipo de fresa (metal duro sólido e pastilhas montadas em porta-ferramentas de metal duro) quanto o diâmetro da fresa (8 e 12 mm) têm significativa influência na vida da ferramenta, em tempo de corte, mesmo adotando um intervalo de confiança de 99%. Além disso, com o mesmo intervalo de confiança, há uma significativa influência na vida da ferramenta, em tempo de corte, da interação das variáveis, ou seja, do tipo da fresa e do diâmetro utilizado.

Conforme a figura 5.53, a utilização da fresa de metal duro sólido com diâmetro de 12 mm proporcionou a maior vida média de ferramenta em tempo de corte e área usinada (50,1 min e 170,9 cm², respectivamente). A comparação da vida média da ferramenta mostra uma redução no tempo de corte ao se trocar as fresas de diâmetro 12 mm pelas de 8 mm. As reduções são de 52,9% e 45,1% para as fresas de metal duro sólido e pastilhas montadas em porta-ferramentas de metal duro, respectivamente. Entretanto, como o tempo de corte não é proporcional à área usinada entre os diferentes diâmetros de ferramenta, a mesma comparação de vida média de ferramenta em área usinada proporciona valores diferentes. Em área usinada, ao se trocar as fresas de diâmetro de 12 mm pelas de 8 mm ocorre uma redução de 42,1% e 32,6% para as fresas de metal duro sólido e pastilhas montadas em porta-ferramente.

A comparação de vida média de ferramenta, em um mesmo diâmetro de fresa, mostra que a troca de ferramentas de metal duro sólido por pastilhas montadas em porta-ferramentas de metal duro também causa redução na vida média de ferramenta. Como neste caso, o parâmetro de usinagem é o mesmo, a redução em tempo de corte e em área usinada é idêntica, ou seja, de 40,6% e 30,8% para os diâmetros de 12 e 8 mm, respectivamente.

Entretanto, um detalhe interessante ocorre ao se comparar a vida média da ferramenta de pastilhas montadas em porta-ferramentas de metal duro nos diâmetros de 12 e 16 mm. Do ponto de vista de tempo de corte, como nos casos anteriores, ocorre uma redução na vida média da ferramenta ao se trocar a fresa de 16 mm pela de 12 mm (redução de 19,4%). Do ponto de vista de área usinada, a redução ao se trocar a fresa de 16 mm pela de 12 mm é de apenas 5,8%. A similaridade nos valores de área usinada está principalmente relacionada a dois fatores: a rotação da fresa e o valor do incremento axial de usinagem (incr. a_p). Como para atingir o mesmo valor de velocidade de corte (v_c), a ferramenta de diâmetro de 12 mm necessita de um maior valor de rotação do eixo-árvore e como o valor do avanço por dente (f_z) é o mesmo nos dois diâmetros, a velocidade de avanço (v_f) é maior com a utilização da fresa de 12 mm. Por outro lado, torna-se necessário uma maior quantidade de passes para a ferramenta de 12 mm usinar a mesma área ao se comparar com a de 16 mm, devido ao menor valor do incremento axial de usinagem (incr. a_p) para o diâmetro de 12 mm. A combinação destes dois fatores causa uma área usinada muito próxima e torna a escolha do diâmetro da fresa (12 ou 16 mm) a ser utilizada em função de outros fatores. Entre estes fatores, pode-se destacar os valores de rugosidade na superfície usinada e o custo de cada conjunto da fresa, além, é lógico, dos raios de canto da superfície usinada.

Uma hipótese para a redução da vida média de ferramenta para um determinado tipo de fresa com a redução do seu diâmetro – fato ocorrido principalmente ao se considerar o tempo de corte efetivo – está associada à rigidez do sistema. Conforme a equação 2.1, a rigidez do sistema depende do Módulo de Elasticidade (E), do Momento de Inércia (I) da secção transversal e do comprimento em balanço da ferramenta. Para cada tipo de fresa (metal duro sólido e pastilha montada em porta-ferramenta de metal duro), o Módulo de Elasticidade dos materiais utilizados é idêntico. Além disso, o comprimento em balanço utilizado em todos os casos é o mesmo, ou seja, 70 mm. Portanto, a influência da rigidez comparando cada tipo de fresa depende basicamente do Momento de Inércia da secção transversal.

Um dos conceitos utilizados para comparação da rigidez em fresas construídas de mesmo material é do diâmetro equivalente (De). Este conceito considera o diâmetro de um cilindro sólido de mesmo comprimento da ferramenta ou porta-ferramenta o qual, ao ser submetido a um idêntico carregamento, produz a mesma deflexão. Kops e Vo (1990) realizaram experimentos com o objetivo de determinar o diâmetro equivalente (De) em fresas de topo reto de diâmetro 12,7, 18,14 e 19,05 mm. Utilizaram sensores de deformação colados ao corpo da fresa de tal modo que era possível separar a deflexão das ferramentas da deflexão do sistema de fixação e do eixo-árvore. Os resultados demonstram que o diâmetro equivalente (De) para estes casos representa um valor de 80% do diâmetro da fresa. No entanto, a aplicação deste conceito torna-se complexo com a utilização de porta-ferramentas compostos de dois materiais (metal duro e aço) e com diferentes secções transversais ao longo de seu comprimento. A figura 5.54 mostra as montagens dos porta-ferramentas de metal duro de diâmetro 8, 12 e 16 mm nos respectivos mandris.

Figura 5.54 – Montagens dos porta-ferramentas de metal duro nos respectivos mandris (diâmetros de 8, 12 e 16 mm)

Neste trabalho, devido à dificuldade de utilização de um método analítico para comparação de rigidez entre os diferentes diâmetros (8, 12 e 16 mm) dos porta-ferramentas, utilizou-se o Método de Elementos Finitos. Com a aplicação de um carregamento constante e considerando o porta-ferramenta engastado no mandril, torna-se possível, mesmo com a utilização de dois materiais no porta-ferramenta e de diferentes secções transversais ao longo do seu comprimento, a determinação da Deflexão Máxima no componente. A figura 5.55 mostra a determinação da

Deflexão Máxima nos diferentes porta-ferramentas da figura 5.54 utilizando o Método de Elementos Finitos.

Figura 5.55 – Deflexão Máxima nos porta-ferramentas de diâmetro 8, 12 e 16 mm determinadas pelo Método dos Elementos Finitos

Para a realização da análise pelo Método de Elementos Finitos utilizou-se o módulo Pro-Mechanica presente no programa Pro-Engineer Wildfire. Além disso, para o modelamento sólido também se utilizou o programa Pro-Engineer. Para a realização da análise, adotou-se um carregamento de 200 N aplicado perpendicularmente ao eixo da fresa. É importante ressaltar que o valor do carregamento não tem influência na rigidez do porta-ferramenta e sua determinação tem como único objetivo causar uma deflexão no componente. O Módulo de Elasticidade (E) utilizado do metal duro é de 524 GPa, o qual é referente, de acordo com Santhanam, Tierney e Hunt (1990), à uma composição de 84% carboneto de tungstênio e 16% de cobalto (porcentagem em massa). Por outro lado, o Módulo de Elasticidade (E) utilizado do aço é de 200 GPa, valor referente ao do aço 4340 temperado e revenido com 43 HR_C de dureza, conforme descrito por Bordman (1990). A análise pelo Método dos Elementos Finitos demonstra que, considerando os fatores acima mencionados, os valores de Deflexão Máxima são de 0,0207 mm, 0,0608 mm e 0,0893 mm para os respectivos porta-ferramentas de diâmetro 16, 12 e 8 mm. A partir dos resultados de Máxima Deflexão torna-se possível determinar o valor da rigidez do porta-ferramenta uma vez que o carregamento é conhecido. A figura 5.56 mostra os valores de rigidez referentes aos porta-ferramentas de metal duro de diâmetro 8, 12 e 16 mm.

Figura 5.56 - Rigidez nos porta-ferramentas de metal duro de 8, 12 e 16 mm

Conforme a figura 5.56, a redução nos valores de rigidez ocorre, como esperado, em função da redução do diâmetro da fresa. Entretanto, a taxa de redução da rigidez é maior entre os diâmetros de 16 e 12 mm (9,643 kN/mm para 3,285 kN/mm) do que entre 12 e 8 mm (3,285 kN/mm para 2,237 kN/mm). A menor taxa de redução da rigidez entre os diâmetros de 12 e 8 mm ao se comparar aos diâmetros de 16 e 12 mm se deve principalmente à utilização de um corpo cônico no porta-ferramenta de diâmetro 8 mm (ver figura 5.54). A influência do diâmetro da secção transversal do porta-ferramenta no Momento de Inércia (I) da secção transversal é elevada à quarta potência. Deste modo, um pequeno acréscimo no diâmetro desta secção transversal tem uma forte influência na rigidez do porta-ferramenta.

No caso da utilização de fresas metal duro sólido, a determinação da Máxima Deflexão também utilizou o Método de Elementos Finitos. As fresas foram cortadas, na região dos canais, perpendicularmente ao seu eixo para a definição das geometrias das secções transversais. A secção transversal de cada ferramenta foi analisada em um Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV). A partir das imagens de MEV e com o auxílio de um sistema CAD, determinou-se a

geometria da secção transversal de cada fresa de metal duro sólido na região dos canais. A figura 5.57 mostra a geometria da secção transversal na região dos canais da fresa de metal duro sólido com diâmetro de 12 mm.

Figura 5.57 – Secção transversal da fresa de metal duro sólido com diâmetro de 12 mm

Na imagem da esquerda da figura 5.57, determinou-se a geometria da secção transversal da fresa na região dos canais com o auxílio de um sistema CAD. Na imagem da direita da figura 5.57, a geometria da secção transversal da fresa de 12 mm é representada juntamente com o valor dos Momentos de Inércia nos eixos "X" e "Y" (Ix = 421, 2 mm⁴ e Iy = 530,4 mm⁴). Na fresa de metal duro sólido de diâmetro 12 mm o comprimento dos canais é de 40 mm. A figura 5.58 mostra a geometria da secção transversal da fresa de metal duro sólido de diâmetro de 8 mm.

Figura 5.58 – Secção transversal da fresa de metal duro sólido com diâmetro de 8 mm

Novamente, na imagem da esquerda da figura 5.58, determinou-se a geometria da secção transversal da fresa de metal duro sólido de diâmetro 8 mm na região dos canais com o auxílio de um sistema CAD. Na imagem da direita da figura 5.58, a geometria da secção transversal da fresa é representada juntamente com os valores dos Momentos de Inércia nos eixos "X" e "Y" (Ix = $85,6 \text{ mm}^4$ e Iy = $102,6 \text{ mm}^4$). Na fresa de metal duro sólido de diâmetro 8 mm o comprimento dos canais é de 27 mm.

Com a geometria da secção transversal das fresas de diâmetro 12 e 8 mm tornou-se possível o modelamento sólido e posterior análise da Deflexão Máxima pelo Método de Elementos Finitos. A figura 5.55 mostra a análise da Deflexão Máxima nas fresas de metal duro sólido de diâmetro 12 e 8 mm utilizando o Método de Elementos Finitos.

Figura 5.59 – Deflexão Máxima nas fresas de metal duro sólido de diâmetro 12 e 8 mm determinadas pelo Método dos Elementos Finitos

Para a análise de Deflexão Máxima nas fresas sólidas de metal duro utilizou-se as mesmas condições da análise dos porta-ferramentas de metal duro. Os valores de Deflexão Máxima são de 0,0438 mm e 0,2080 mm para as fresas de metal duro sólido de diâmetro 12 e 8 mm, respectivamente. A partir destes valores, tornou-se possível a determinação da rigidez nas fresas. A rigidez é de 4,566 kN/mm para a fresa de diâmetro de 12 mm e 0,961 kN/mm para a fresa de diâmetro 8 mm.

Como no caso da utilização de pastilhas montadas em porta-ferramentas de metal duro, a redução no diâmetro da fresa de metal duro sólido causou a diminuição na rigidez da fresa. É interessante verificar que em cada tipo de ferramenta (pastilhas montadas em porta-ferramentas de metal duro e fresas sólidas de metal duro) a redução no valor da rigidez da ferramenta está associada à redução na vida da ferramenta, principalmente quando medida em tempo de corte.

Uma segunda comparação possível é entre os diferentes tipos de fresas em um mesmo diâmetro. Entretanto, esta comparação torna-se mais complexa pois deve considerar outros dois fatores. O primeiro fator é que ao se utilizar pastilhas montadas em porta-ferramentas de metal duro, ocorre uma redução da rigidez ao se comparar com um único corpo, como é o caso das fresas de metal duro sólido. Isto se deve aos elementos de fixação da pastilha. O segundo está relacionado com o Módulo de Elasticidade (E) de metal duro empregado no porta-ferramenta e na fresa. No caso do porta-ferramenta de metal duro, o importante é ter elevada tenacidade e boa ligação com a ponta, a qual é construída em aço. Portanto, não se torna necessária a aplicação de uma classe de metal duro com elevada dureza. Por outro lado, como sugere a tabela 5.3, a porcentagem de carboneto de tungstênio nas fresas sólidas de metal duro é superior a 90%. Estas características promovem diferenças no Módulo de Elasticidade (E) de cada metal duro. Entretanto, para a análise de Deflexão Máxima utilizou-se um mesmo valor de Módulo de Elasticidade (E) tanto para os porta-ferramentas de metal duro quanto para as fresas de metal duro sólido.

Para o diâmetro de 12 mm, o valor da rigidez com a utilização de pastilha montada em porta-ferramenta de metal duro é de 3,285 kN/mm enquanto para a fresa sólida de metal duro é de 4,566 kN/mm. Mesmo considerando na análise da fresa de metal duro sólido um Módulo de Elasticidade (E) de 524 GPa, o valor de rigidez é maior do que o do porta-ferramenta de metal duro. O valor da rigidez com a utilização de pastilha montada em porta-ferramenta de metal duro é 28% menor do que o valor da rigidez com a utilização fresa sólida de metal duro. Mas do ponto de vista de vida de ferramenta, como descrito anteriormente, a diferença ao se fazer a mesma comparação é de 40,6%.

Por outro lado, para o diâmetro de 8 mm, o valor da rigidez para a utilização de pastilha montada em porta-ferramenta de metal duro é de 2,237 kN/mm enquanto para a fresa sólida de metal duro é de 0,961 kN/mm. Como pode ser observado, no diâmetro de 8 mm, o valor da

rigidez com a utilização de um porta-ferramenta de metal duro é muito superior ao da fresa de metal duro sólido. Como curiosidade, caso na análise pelo Método de Elementos Finitos se utilizasse um Módulo de Elasticidade (E) de 620 GPa – o qual equivale a uma composição química de 90% de carboneto de tungstênio e 10% de cobalto, em massa – para a fresa de metal duro sólido, o valor da rigidez, mesmo assim seria de 1,103 kN/mm. Este valor ainda seria aproximadamente metade do valor do porta-ferramenta de metal duro. Entretanto, utilizando o mesmo critério da análise no diâmetro de 12 mm, o valor da rigidez com a utilização de fresa de metal duro sólido é de 57% menor do que o valor da utilização de pastilha montada em porta-ferramenta de metal duro.

Esta inversão nos valores da rigidez para o diâmetro de 8 mm ao se comparar com o diâmetro de 12 mm deve-se principalmente a presença de um corpo cônico no porta-ferramenta de metal duro. Entretanto, do ponto de vista de vida de ferramenta, a utilização da fresa de metal duro sólido proporciona uma vida média de ferramenta 30,8% maior do que a utilização de pastilha montada em porta-ferramenta de metal duro. Estes resultados sugerem que a presença de elementos de fixação no porta-ferramenta de metal duro pode ter grande influência na rigidez do sistema e, consequentemente, na vida da ferramenta.

Mas as comparações acima descritas consideram apenas fatores estáticos. Entretanto, aspectos dinâmicos podem interferir no processo de usinagem reduzindo a vida da ferramenta e/ou dificultando a obtenção de reduzidos valores de rugosidade na superfície usinada. Polli (2005) estudou a estabilidade dinâmica no Fresamento com Altas Velocidades em operações de desbaste e de acabamento em diversos materiais. Para as operações de acabamento com fresas de topo esférico em aços endurecidos, vibrações com elevadas amplitudes ocorreram quando os harmônicos das freqüências de passagem de dentes aproximavam-se da freqüência natural do sistema.

A figura 5.60 mostra os valores de freqüência natural para cada tipo de fresa e a freqüência de usinagem (ou freqüência de passagem de dentes) para as ferramentas utilizadas nos ensaios de fresamento nas operações de acabamento (fases 4 e 5).

Figura 5.60 – Freqüência Natural e Freqüência de Usinagem para as ferramentas utilizadas nos ensaios de fresamento em operação de acabamento

Conforme a figura 5.60, a freqüência de usinagem (ou freqüência de passagem de dentes) para os diâmetros de 16, 12 e 8 mm é de 181, 244 e 368 Hz, respectivamente. Por outro lado, a freqüência natural do conjunto de fixação de fresas montado no eixo-árvore é diferente para cada diâmetro e para cada tipo de fresa, pois depende da rigidez do sistema e de sua massa. Os valores de freqüência natural na figura 5.60 são correspondentes ao valor de todo o conjunto (pastilha, porta-ferramenta, mandril etc) montado no eixo-árvore. No diâmetro de 16 mm, a freqüência natural do porta-ferramenta de aço é de 1578 Hz enquanto para o porta-ferramenta de metal duro é de 2292 Hz. Estes dois tipos de porta-ferramenta (ver figura 5.39) foram testados na fase 4. Com o diâmetro 12 mm, o porta-ferramenta de metal duro tem a freqüência natural de 1973 Hz enquanto a fresa de metal duro sólido tem a freqüência natural de 2011 Hz. Para o diâmetro 8 mm, a freqüência natural utilizando o porta-ferramenta de metal duro é de 2339 Hz enquanto a fresa de metal duro sólido tem freqüência natural de 1311 Hz.

O propósito desta comparação não é provar que as vibrações não influenciaram a vida da ferramenta e/ou os valores de rugosidade na superfície usinada, pois esta conclusão necessitaria de análises mais detalhadas dos aspectos envolvidos na vibração. O principal objetivo desta análise é demonstrar que a freqüência de usinagem (ou freqüência de passagem de dentes) em todas as condições dos ensaios de fresamento em operação de acabamento é muito menor do que

a freqüência natural do conjunto de fixação de ferramenta montado no eixo-árvore. Conforme descrito por Polli (2005), vibrações com elevadas amplitudes ocorrem quando os harmônicos das freqüências de passagem de dentes aproximavam-se da freqüência natural do sistema. Neste trabalho, o caso mais crítico é no diâmetro de 8 mm com a utilização de fresa de metal duro sólido em que a freqüência de usinagem (368 Hz) está próximo ao 3º harmônico da freqüência natural (328 Hz).

Portanto, para um mesmo tipo de fresa (pastilha montada em porta-ferramenta de metal duro ou fresa de metal duro sólido), a vida média da ferramenta demonstra uma tendência de redução, principalmente quando medida em tempo de usinagem, ao se diminuir a rigidez do sistema. Entretanto, para a comparação de diferentes tipos de fresas, além do valor da rigidez, outros fatores como a fixação da pastilha e o Módulo de Elasticidade (E) de cada metal duro empregado também influenciam a vida média da ferramenta.

5.5.1 – Mecanismos de desgaste nas ferramentas

Após atingir o critério de fim de vida ($VB_B = 0,20$ mm), as arestas de corte foram analisadas com o auxílio de um Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) equipado com sistema EDS (Espectroscopia de Energia Dispersiva). A figura 5.61 mostra a superfície de folga da aresta de corte utilizada em um dos ensaios com fresa de metal duro sólido de diâmetro 8 mm.

SUPERFÍCIE DE FOLGA

DETALHE "A"

O desgaste na aresta de corte da fresa de metal duro sólido de diâmetro 8 mm é caracterizado, conforme as imagens da figura 5.61, por microlascamentos e por adesões. Na imagem da esquerda na figura 5.61, duas análises EDS foram realizadas. A primeira análise EDS em uma região do desgaste de flanco identifica elevados teores de tungstênio, indicando que, nesta região, a cobertura foi removida e o substrato da ferramenta não tem o auxílio da cobertura para a realização do corte no final da vida da ferramenta. A segunda análise EDS em uma região da fronteira inferior do desgaste de flanco com a cobertura da ferramenta, a qual tem um aspecto mais escuro, identifica elevados teores de silício, titânio e cromo. O silício e o cromo são elementos presentes na composição química do aço-ferramenta ABNT D2. Como já verificados em outras imagens de desgaste na fase 4, o silício e o cromo demonstram elevada força de adesão com o substrato e/ou com a cobertura da ferramenta formando uma adesão com um aspecto diferenciado daquelas em que o principal elemento é o ferro. O titânio, também identificado nesta última análise EDS, é um dos elementos que compõe a cobertura de TiAIN da ferramenta.

Na mesma imagem da esquerda na figura 5.61, uma região de adesão é identificada e ampliada, no lado direito da figura 5.61, como detalhe "A". Uma análise EDS sobre a adesão do detalhe "A" identifica elevados teores de ferro, indicando que esta adesão é formada por material proveniente do corpo-de-prova. No entanto, dois outros aspectos podem ser destacados no detalhe "A". O primeiro refere-se à característica da adesão. Conforme indicado no detalhe "A", camadas sobrepostas de adesões são verificadas na aresta de corte. A presença de diversas camadas de adesões sobrepostas indica que sua formação ocorreu em diferentes momentos do corte. Uma possível conseqüência para a contínua sobreposição de camadas de material do corpo-de-prova é o crescimento da adesão e posterior desplacamento, este último incentivado pelos consecutivos choques causados pelo corte interrompido. Como estas adesões demonstram elevada força de adesão com o substrato da ferramenta – o qual a partir de um determinado tempo de usinagem é o responsável pelo corte – regiões do substrato podem ser arrancados juntamente com o desplacamento das adesões, fato que pode originar microlascamentos na aresta de corte. Ao lado da região ampliada como detalhe "A" na imagem do lado esquerdo da figura 5.61, pequenas fraturas são verificadas e que podem ter tido como origem o fenômeno acima descrito.

Um segundo aspecto a ser destacado no detalhe "A" da figura 5.61 é a presença de riscos sobre as adesões na direção da velocidade de corte. Uma explicação para a presença de riscos

abrasivos sobre as adesões é a elevada força de adesão entre o material aderido e o substrato da ferramenta. Desta forma, a ligação entre as partes envolvidas é tão elevada que se torna mais fácil riscar a adesão formada de material de um aço-ferramenta no estado endurecido do que removêla da aresta de corte.

A figura 5.62 mostra a superfície de folga da aresta de corte utilizada em um dos ensaios com fresa de metal duro sólido de diâmetro 12 mm.

DETALHE "A"

Figura 5.62 – Superfície de folga (fresa de metal duro sólido de diâmetro 12 mm)

O aumento do diâmetro da fresa de metal duro sólido de 8 para 12 mm e, consequentemente, da rigidez da ferramenta, não alterou as características do desgaste e/ou avaria na aresta de corte. Como se observa na figura 5.62, a aresta de corte da fresa de diâmetro 12 mm também é caracterizada por lascamentos e por adesões. Na imagem do lado esquerdo da figura 5.62, nota-se que o desgaste de flanco é mais acentuado em uma região central do desgaste. Uma explicação para esta característica é que nesta região do desgaste de flanco, o ângulo de contato entre ferramenta-peça é o maior em relação às outras regiões da aresta de corte. Deste modo, a região é submetida a um maior carregamento no corte, fato que promove uma maior taxa de desgaste. Por outro lado, como a aresta de corte é caracterizada por fraturas, a presença de um maior desgaste na região central da aresta de corte também pode ser devido à somatória de pequenas fraturas nesta região. Esta última explicação torna-se mais coerente ao se verificar que outras arestas de corte utilizadas na usinagem do mesmo material não apresentaram esta característica. Novamente, análises EDS na região do desgaste de flanco foram realizadas. A

primeira análise EDS identifica elevados teores de tungstênio, indicando a presença do substrato da ferramenta. A segunda análise EDS foi realizada sobre uma adesão e identifica elevados teores de ferro, indicando que esta adesão é formada por material proveniente do corpo-de-prova.

Na imagem da esquerda na figura 5.62, uma região foi identificada e ampliada, na imagem da direita, como detalhe "A". O detalhe "A" é caracterizado por fraturas na região superior da aresta de corte e por algumas depressões na região do desgaste de flanco. As fraturas na região superior da aresta de corte estendem-se pela superfície de saída. Esta característica é similar à apresentada nas figuras 5.44 e 5.46. Uma possível causa para esta avaria está associada aos consecutivos choques da aresta de corte com carbonetos de cromo (Cr_3C_2) de elevada microdureza presentes na matriz martensítica do aço-ferramenta ABNT D2 (conforme figura 4.8). Além disso, as depressões identificadas na superfície de folga da ferramenta podem ser formadas em função da abrasão entre a superfície de folga e os carbonetos de cromo (Cr_3C_2) presentes no material do corpo-de-prova. Estas características de desgaste e/ou avaria na ferramenta demonstram a dificuldade de usinagem de um aço-ferramenta no estado endurecido com elevada quantidade de carbonetos duros.

Duas análises EDS foram realizadas na região do desgaste de flanco do detalhe "A". A primeira análise EDS foi realizada em uma região de fratura e identifica elevados teores de tungstênio, que é o principal elemento presente na composição química do substrato da ferramenta. A segunda análise EDS foi realizada em uma região de fronteira inferior do desgaste de flanco com a cobertura da ferramenta, a qual tem um aspecto mais escuro. Neste caso, os elementos identificados foram alumínio e titânio, os quais elementos são componentes do material da cobertura. Diferentemente dos casos anteriores de análises EDS na fronteira inferior do desgaste de flanco com a cobertura da ferramenta, elementos como silício, cromo e manganês não foram identificados.

A figura 5.63 mostra a superfície de folga da aresta de corte utilizada em um dos ensaios com pastilha montada em porta-ferramenta de metal duro sólido de diâmetro 8 mm.

SUPERFÍCIE DE FOLGA

DETALHE "A"

Figura 5.63 – Superfície de folga (pastilha montada em porta-ferramenta de metal duro de diâmetro 8 mm)

As imagens da figura 5.63 também mostram um desgaste composto de lascamentos e adesões na aresta de corte. Uma característica destes lascamentos, identificados na imagem da esquerda da figura 5.63, é a propagação por um longo trecho da superfície de saída, sem ter dimensão suficiente na superfície de folga para determinar o fim de vida da ferramenta. As imagens 5.44 e 5.46 mostram fraturas na superfície de saída similares às ocorridas neste caso. Na mesma imagem do lado esquerdo da figura 5.63, uma região foi identificada e ampliada, no lado direito da figura, como detalhe "A". No detalhe "A", a principal característica é a adesão na superfície de folga. Estas adesões têm uma formação em "escamas", fato que sugere uma formação em diferentes momentos do corte. Uma análise EDS sobre a região da adesão identifica elevados teores de ferro, mostrando que é a adesão é formada principalmente por material proveniente do corpo-de-prova.

A figura 5.64 mostra a superfície de folga da aresta de corte utilizada em um dos ensaios com pastilha montada em porta-ferramenta de metal duro sólido de diâmetro 12 mm.

DETALHE "A"

Figura 5.64 – Superfície de folga (pastilha montada em porta-ferramenta de metal duro de diâmetro 12 mm)

Como no caso da utilização de fresa de metal duro sólido, o aumento de 8 para 12 mm no diâmetro da pastilha montada em um porta-ferramenta de metal duro, o que consequentemente aumenta a rigidez da ferramenta, não alterou as características do desgaste e/ou avaria na aresta de corte. Além disso, esta afirmação também é valida ao se comparar estas características com a utilização de pastilhas de diâmetro de 16 mm da mesma classe e porta-ferramenta (ensaios da fase 4), a qual ainda proporciona um maior valor de rigidez.

O desgaste na aresta de corte com a utilização de pastilhas montadas em porta-ferramenta de metal duro de diâmetro 12 mm é caracterizado, conforme as imagens da figura 5.64, por lascamentos e adesões na aresta de corte da ferramenta. Na imagem do lado esquerdo da figura 5.64, identifica-se a presença de microlascamentos na aresta de corte. Como descrito anteriormente, duas prováveis causas são associadas a este fenômeno. A primeira causa considera o desplacamento de adesões de material do corpo-de-prova da aresta de corte. Uma análise EDS logo abaixo dos microlascamentos identifica elevados teores de tungstênio, sugerindo que o substrato da ferramenta está exposto. Em função da forte ligação entre as adesões e o substrato da ferramenta, o desplacamento das referidas adesões levam consigo regiões do substrato da ferramenta, formando os microlascamentos como os da imagem da esquerda da figura 5.64. A segunda causa está relacionada à usinagem de um aço-ferramenta com a presença de grande quantidade de carbonetos de cromo em uma matriz martensítica. Desta forma, microlascamentos

podem surgir em função do choque da aresta de corte com os referidos carbonetos de elevada microdureza.

Ainda na imagem da esquerda da figura 5.64, uma região é identificada e ampliada, no lado direito da figura, como detalhe "A". A principal característica do detalhe "A" é a presença de uma trinca, a qual se propaga pela aresta de corte da ferramenta. Esta trinca divide duas regiões de lascamento na superfície de saída da ferramenta. Normalmente, as trincas de origem mecânica ocorrem paralelas à aresta de corte, tanto na superfície de saída como na superfície de folga, culminando em lascamentos, que podem condenar a ferramenta de corte (MACHADO e SILVA, 2004). Portanto, a presença deste detalhe na aresta de corte reforça a explicação de que os lascamentos na aresta de corte são ocasionados por choques entre a aresta de corte com os carbonetos de elevada microdureza presentes na matriz martensítica do aço-ferramenta ABNT D2. Outra característica do detalhe "A" é, novamente, a presença na fronteira inferior do desgaste de flanco com a cobertura de uma região com aspecto escuro. Uma análise EDS sobre a região identifica elevados teores de titânio, silício e cromo. Como descrito anteriormente, o silício e o cromo são elementos presentes na composição química do aço-ferramenta e demonstram elevada força de adesão com o substrato e/ou com a cobertura da ferramenta de metal duro. Este tipo de adesão foi identificado em muitas condições de usinagem deste aço-ferramenta.

Becze et al. (2000) realizaram ensaios de fresamento de cavidades no aço-ferramenta AISI D2 com 63 HR_c de dureza em operações de desbaste, semi-acabamento e acabamento. Do ponto de vista de desgaste e/ou avaria de ferramenta, a principal característica é os lascamentos da aresta. Além disso, Iyer, Koshy e Ng (2007) e Koshy, Dewes e Aspiwall (2003) também descrevem a mesma avaria na aresta de corte ao usinar o aço-ferramenta AISI D2 no estado endurecido. Portanto, a avaria da aresta de corte por lascamento, a qual ocorreu na maioria dos ensaios realizados neste trabalho com o fresamento do aço ABNT D2 no estado endurecido, é relacionada à característica estrutural do aço-ferramenta.

Uma outra evidência de que os lascamentos ocorrem principalmente por choque com os carbonetos presentes na estrutura do aço-ferramenta é que esta avaria sempre acontece na aresta de corte e não em uma região central do desgaste de flanco.

Com o objetivo de reduzir a presença de lascamentos na aresta de corte, uma solução seria o aumento da tenacidade do substrato. Um incremento na tenacidade do substrato da ferramenta pode ser alcançado com o aumento da quantidade de aglomerante. Por outro lado, uma conseqüência do aumento do aglomerante seria a redução da microdureza do substrato. Para a usinagem de aços-ferramentas com grande quantidade de carbonetos de elevada microdureza, como é o caso do aço-ferramenta ABNT D2, esta alteração causaria uma drástica redução na vida da ferramenta pelo aumento do desgaste abrasivo.

Contudo, outras duas sugestões para evitar este tipo de avaria são apresentadas. A primeira refere-se à redução no tamanho de grão dos carbonetos de tungstênio (WC). A redução no tamanho de grão possibilita um incremento da tenacidade com o mesmo nível de microdureza. O desafio neste caso é reduzir ainda mais o tamanho de grão sem um aumento expressivo no custo das ferramentas. Uma segunda sugestão é a alteração na microgeometria da ferramenta. Segundo Stenphenson e Agapiou (1996), adição de chanfros entre 5º e 20º - medido entre o chanfro e a superfície de saída da ferramenta - promove um aumento da resistência da aresta de corte e, consequentemente, a redução na tendência ao lascamento principalmente com materiais de ferramenta frágeis (ver figura 3.6). Esta técnica é utilizada com ferramentas de material cerâmico e de nitreto de boro cúbico (CBN) principalmente para o torneamento de aços endurecidos. Apesar de tornar o corte mais negativo, a utilização de uma aresta de corte com chanfro pode minimizar a presença de lascamentos no fresamento de aços-ferramentas no estado endurecido com a presença de grande quantidade de carbonetos de elevada microdureza. No caso de alteração da microgeometria da ferramenta, o desafio seria determinar a sua forma para as reduzidas espessuras de corte presentes em operações de acabamento com o Fresamento com Alta Velocidade.

5.5.2 – Rugosidade

As figuras 5.65 e 5.66 mostram os valores de Rugosidade Média (R_a) nas réplicas 1 e 2, respectivamente.

Figura 5.65 – Rugosidade Média (R_a) vs tipo e diâmetro da ferramenta (réplica 1)

Figura 5.66 – Rugosidade Média (R_a) vs tipo e diâmetro da ferramenta (réplica 2)

É importante ressaltar que os valores de rugosidade com pastilha de 16 mm são os obtidos nos ensaios da fase 4. O objetivo da inserção destes resultados é ampliar o campo de comparação, uma vez que utilizaram condições similares à desta fase de ensaios.

Conforme as figuras 5.65 e 5.66, os valores médios de Rugosidade (R_a) no sentido transversal à direção de avanço com a utilização de pastilhas montadas em porta-ferramentas de metal duro foram de 0,43 e 0,59 µm para os diâmetros de 12 e 8 mm, respectivamente. Com a utilização de fresas de metal duro sólido, os valores médios de Rugosidade (R_a) no sentido transversal à direção de avanço foram de 0,39 e 0,70 mm para os diâmetros de 12 e 8 mm, respectivamente.

No sentido longitudinal à direção de avanço, os valores médios de Rugosidade (R_a) com a utilização de pastilhas montadas em porta-ferramentas de metal duro foram de 0,21 e 0,35 µm para os diâmetros de 12 e 8 mm, respectivamente. Com a utilização de fresas de metal duro sólido, os valores médios de Rugosidade (R_a) foram de 0,27 e 0,49 µm para os diâmetros de 12 e 8 mm, respectivamente.

Como pode ser verificado nos valores acima mencionados, tanto no sentido transversal quanto no sentido longitudinal à direção de avanço, existe uma tendência de aumento nos valores médios da rugosidade (R_a) e de dispersão ao se trocar as fresas de diâmetro 12 mm pelas fresas de 8 mm, independentemente da utilização de fresas de metal duro sólido ou pastilhas.

Outra comparação dos valores de rugosidade é entre os diferentes tipos de fresa – metal duro sólido ou pastilhas – no mesmo diâmetro. Para o diâmetro de 12 mm, os valores são similares tanto no sentido transversal quanto no sentido longitudinal à direção de avanço. Além disso, estes valores também são similares à utilização da fresa com pastilhas de diâmetro 16 mm. Por outro lado, com a utilização de fresas de 8 mm, existe uma tendência a se obter menores valores com a utilização de pastilhas ao se comparar com fresas de metal duro sólido.

As figuras 5.67 e 5.68 mostram os valores de Rugosidade (R_z) nas réplicas 1 e 2, respectivamente.

Figura 5.67 – Rugosidade (R_z) vs tipo e diâmetro da ferramenta (réplica 1)

Figura 5.68 – Rugosidade (R_z) vs tipo e diâmetro da ferramenta (réplica 2)

Com a utilização do parâmetro de Rugosidade (R_z), conforme as figuras 5.67 e 5.68, os valores médios de rugosidade no sentido transversal à direção de avanço com a utilização de pastilhas montadas em porta-ferramentas de metal duro foram de 2,35 e 3,18 µm para os diâmetros de 12 e 8 mm, respectivamente. Ao se analisar a Rugosidade (R_z) com a utilização de

fresas de metal duro, os valores médios de rugosidade no sentido transversal à direção de avanço para os diâmetros de 12 e 8 mm foram de 2,36 e 4,25 mm, respectivamente.

No sentido longitudinal à direção de avanço, os valores médios de Rugosidade (R_z) com a utilização de pastilhas montadas em porta-ferramentas de metal duro foram de 1,19 e 1,89 µm para os diâmetros de 12 e 8 mm, respectivamente. Com a utilização de fresas de metal duro sólido, os valores médios de Rugosidade (R_z) foram de 1,49 e 2,88 µm para os diâmetros de 12 e 8 mm, respectivamente.

Como esperado, com a utilização do parâmetro de rugosidade (R_z) as mesmas duas tendências podem ser observadas. A primeira refere-se à tendência ao aumento dos valores médios de rugosidade e da dispersão em torno destes valores ao se trocar as fresas de diâmetro 12 mm pelas fresas de 8 mm, independentemente da utilização de fresas de metal duro sólido ou pastilhas. A segunda tendência está relacionada com a comparação dos valores de rugosidade entre os diferentes tipos de fresa (metal duro sólido ou pastilhas) no mesmo diâmetro. Deste modo, no diâmetro de 12 mm, os valores tanto no sentido transversal quanto no sentido longitudinal à direção de avanço são similares com a utilização dos diferentes tipos de fresas. No entanto, no diâmetro de 8 mm, existe uma tendência a se obter menores valores com a utilização de pastilhas ao se comparar com fresas de metal duro sólido.

Capla (2006) estudou a influência do comprimento em balanço e do diâmetro da ferramenta em operações de acabamento no Fresamento com Alta Velocidade do aço-ferramenta P20 com 30 HR_C de dureza. Utilizou três inclinações de superfícies (7°, 45° e 75°) e dois diâmetros de fresas de metal duro sólido (6 e 12 mm). Os dois valores de comprimento em balanço utilizado nas fresas foram de 45 e 75 mm. Os resultados de rugosidade com o parâmetro R_a demonstram que, com o aumento no valor do comprimento em balanço da ferramenta existe uma tendência ao aumento nos valores de rugosidade, independentemente do diâmetro de ferramenta utilizado. Estes resultados indicam que a redução dos valores de rigidez da fresa tem influência nos valores de rugosidade da superfície usinada.

Neste trabalho, os resultados de rugosidade com os parâmetros R_a e R_z sugerem que, mesmo utilizando valores similares de rugosidade teórica no sentido transversal à direção de avanço, os valores de rugosidade na superfície usinada tendem a aumentar com a redução da rigidez da ferramenta com a alteração do diâmetro da fresa de 12 para 8 mm. Entretanto, quando esta comparação é realizada entre os diâmetros de 16 e 12 mm para fresas montadas em portaferramentas de metal duro, esta tendência não é notada. Este resultado sugere que acima de um determinado valor, a influência da rigidez da ferramenta nos valores de rugosidade da superfície usinada não é tão influente.

Portanto, em situações em que fresas de 8 e 12 mm podem ser utilizadas para o Fresamento com Alta Velocidade com condições de acabamento similares às apresentadas neste trabalho, do ponto de vista de vida de ferramenta, deve-se optar por ferramentas de diâmetro 12 mm. Além disso, as fresas de metal duro sólido possibilitam maior vida de ferramenta ao serem comparadas com pastilhas montadas em porta-ferramentas de metal duro. Do ponto de vista de rugosidade, não há uma significativa diferença entre a utilização de fresas de metal duro sólido ou pastilhas montadas em porta-ferramentas de metal duro no diâmetro de 12 mm. Deste modo, a tomada desta decisão de que fresa utilizar no diâmetro de 12 mm deve levar em consideração principalmente o custo de cada fresa. Outro fator de influência nesta decisão é se a reafiação de fresas de metal duro sólido pode ser menor do que a utilização de pastilhas montadas em porta-ferramentas de utilização de pastilhas montadas em porta-ferramenta de consideração de fresas de metal duro sólido pode ser menor do que a utilização de pastilhas montadas em porta-ferramentas de rugos das condições de reafiação, o custo-benefício da fresa de metal duro sólido pode ser menor do que a utilização de pastilhas montadas em porta-ferramentas de metal duro.

Por outro lado, quando a utilização de fresas de 8 mm for necessária, do ponto de vista de vida de ferramenta, as fresas de metal duro sólido também proporcionam os melhores resultados. Mas, do ponto de vista de rugosidade, existe uma tendência a se obter menores valores ao longo da vida da ferramenta com a utilização de pastilhas montadas em porta-ferramentas de metal duro ao se comparar com fresas de metal duro sólido. Neste caso, uma análise dos valores de rugosidade definidos no projeto deve ser realizada para que a tomada da decisão seja feita.

Capítulo 6

Conclusões e sugestões para trabalhos futuros

Com o objetivo de facilitar a compreensão das conclusões relativas às diferentes fases deste trabalho, elas serão apresentadas em dois grupos distintos: semi-acabamento e acabamento.

Baseado nos resultados obtidos nas fases 1, 2 e 3, pode-se concluir para o Fresamento com Alta Velocidade, em operação de semi-acabamento, do aço ABNT H13 com 50 HR_C de dureza, que:

- a utilização de ferramentas de metal duro com cobertura de TiN/TiCN promove uma maior vida de ferramenta quando comparada com ferramentas de metal duro sem cobertura e ferramentas de cermet com e sem cobertura;

- a alteração na inclinação da parede usinada de 45° para 75° teve forte influência na vida da ferramenta, reduzindo-a, em média, 46,3% em tempo de usinagem ou 68,5% em área usinada;

 - ao longo da vida, a progressão do desgaste da ferramenta de metal duro com cobertura de TiN/TiCN envolve diferentes mecanismos e/ou avarias: no início da vida principalmente abrasão e difusão ou "attrition", e no final da vida adesões e microlascamentos;

 - a aplicação da técnica MQF contribuiu para o surgimento e propagação de trincas de origem térmica nas arestas de corte das ferramentas de metal duro da classe GC1025 com cobertura de TiN/TiCN. Estas trincas incentivaram os microlascamentos e reduziram a vida da ferramenta quando comparada com o fresamento sem a aplicação de fluido; - os perfis de rugosidade no sentido longitudinal à direção de avanço demonstram que a distância entre picos (ou vales), no início da vida da ferramenta e independentemente da inclinação da parede, corresponde ao dobro do avanço por dente (f_z). Este fato indica que, em função do batimento radial, a rugosidade neste sentido é formada por apenas uma aresta de corte.

Baseado nos resultados obtidos nas fases 4 e 5, pode-se concluir para o Fresamento com Alta Velocidade, em operação de acabamento, do aço ABNT D2 com 61 HR_c de dureza, que:

- a utilização de porta-ferramentas de metal duro promove uma maior vida de ferramenta quando comparado com porta-ferramentas de aço;

- a utilização de pastilhas intercambiáveis da classe P10A possibilita uma maior vida de ferramenta quando comparada com a classe P20A;

- as principais características no desgaste e/ou avarias nas fresas de metal duro sólido e nas pastilhas intercambiáveis é a presença de lascamentos e de adesões de material da peça;

- a redução no valor da rigidez para cada tipo de fresa (pastilhas montadas em portaferramentas de metal duro ou metal duro sólido) está associada a uma diminuição da vida de ferramenta, principalmente quando medida em tempo de corte;

- com a utilização de um mesmo valor de comprimento em balanço (70 mm) e similares valores de rugosidade teórica no sentido transversal à direção de avanço, os valores de rugosidade na superfície usinada tendem a aumentar com a redução do diâmetro da fresa de 12 para 8 mm. Entretanto, quando esta comparação é realizada entre os diâmetros de 16 e 12 mm esta tendência não é verificada.

Sugestões para futuros trabalhos na área de Fresamento com Alta Velocidade são:

- analisar a aplicação de um cermet com Gradiente Funcional da microestrutura de forma ter-se uma maior tenacidade na periferia com o objetivo de reduzir os lascamentos na aresta de corte. O cermet demonstra potencial nesta aplicação principalmente ao se considerar a tendência à difusão demonstrada pelo metal duro, mesmo utilizando cobertura;

- somente um pequeno volume das pastilhas intercambiáveis e das fresas de metal duro sólido é utilizado no corte. Devido às solicitações neste volume, torna-se imprescindível a utilização de uma microestrutura com o menor tamanho de grão possível. Entretanto, em regiões adjacentes do volume das ferramentas, a utilização de uma microestrutura com maior tamanho de grão pode reduzir os custos de produção ao se comparar com ferramentas com tamanho de grão da microestrutura homogênea e, provavelmente, sem um significativo impacto na vida da ferramenta.

- analisar a utilização de chanfros na microgeometria da aresta de corte nas fresas de metal duro sólido e nas pastilhas intercambiáveis para o fresamento de aços-ferramenta no estado endurecido com elevada quantidade de carbonetos duros, como é o caso de muitos açosferramenta. A referência para estes chanfros são os aplicados em pastilhas de PCBN e de material cerâmico no torneamento de aços endurecidos. O principal objetivo desta alteração na microgeometria da aresta de corte é proporcionar uma maior resistência aos lascamentos ocorridos em todas as condições de usinagem utilizadas nos ensaios com o aço-ferramenta ABNT D2 no estado endurecido;

- determinar os valores de força de corte para cada condição de usinagem utilizada e a influência desta força em aspectos estáticos com o a deflexão da fresa, mandril e eixo-árvore e, principalmente, em aspectos dinâmicos como as vibrações ao se aproximar dos harmônicos da freqüência natural do conjunto da ferramenta montado no eixo-árvore;

- um aspecto essencial para que as futuras pesquisas na área de usinagem é que grupos com ênfase em diferentes aspectos do processo (mecanismos de desgaste, vibrações, tribologia, estratégias de usinagem etc) planejem e executem em conjunto o desenvolvimento das pesquisas com o objetivo de uma maior interação dos conhecimentos. Além disso, a troca de informações com grupos de pesquisas de áreas correlacionadas ao processo de usinagem (grupos de pesquisa em sinterização, materiais, fundição, forjamento etc) e de empresas é fundamental para aprofundamento das pesquisas.

188

Referências bibliográficas

AGAPIOU, J.; RIVIN, E.; XIE, C. Toolholder / spindle interfaces for CNC machine tools. *Annals of the CIRP*, v. 44, n. 1, p. 383-387, 1995.

ALTAN et al. Advanced techniques for die and mould manufacturing. *Annals of the CIRP*, v. 42, n. 2, p. 707-716, 1993.

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 et al. Virtual machine tool. Annals of the CIRP, v. 54, n. 2, p. 651-674, 2005.

ANDRÉN, H. O. Microstructures of cemented carbides. *Materials and Design*, v. 22, n. 6, p. 491-498, 2001.

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

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. Acesso em: 30 jul. 2005.

BAIER, S. Spindles and their relationship to high-speed toolholders– Part II. *Mold Making Technology*. Set, 2003. Disponível em: http://moldmakingtechnology.com/articles/090302.html. Acesso em: 30 jul. 2005.
BECZE et al. High-speed five-axis milling of hardened tool steel. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 40, n. 6, p. 869-885, 2000.

BERNARDOS, 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.

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

BORDMAN, B. Fatigue Resistance of Steels. In: *Metals Handbook*, 10 ed., v. 1 - Properties and Selection: Irons, Steels and High Performance Alloys, Materials Park, ASM International, 1990. p. 673-688.

BOSHEH, S. S.; MATIVENGA, P. T. White layer formation in hard turning of H13 tool steel at high cutting speeds using CBN tooling. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 46, n. 2, p. 225-233, 2006.

BOUZAKIS, K. D.; AICHOUH, P.; EFSTTHIOU, K. Determination of chip geometry, cutting forces and roughness in free form surfaces finishing milling, with ball end tools. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 43, n. 5, p. 499-514, 2003.

BOUZAKIS et al. Effect of the cutting edge radius and its manufacturing procedure, on the milling performance of PVD coated cemented carbide inserts. *Annals of the CIRP*, v. 51, n. 1, p. 61-64, 2002.

BOUZAKIS et al. Improvement of PVD coated inserts cutting performance, through appropriate mechanical treatments of substrate and coating surface. *Surface and Coatings Technology*, v. 146/147, p. 443-450, 2001.

BUNSHAH, R. F. *Handbook of hard coatings: deposition technologies, properties and applications*. 1 ed. New York: Editora William Andrew, 2001. 550p.

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.

CHAN et al. 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. Feedrate optimization and tool profile modification for the high-efficiency ball-end milling process. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 45, n. 9, p. 1070-1076, 2005.

COLDWELL et al. 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.

CREMER et al. Comparative characterization of alumina coatings deposited by RF, DC and pulsed reactive magnetron sputtering. *Surface and Coatings Technology*, v. 120/121, p. 213-218, 1999.

DAVIES et al. On the dynamic of high-speed milling with long, slender endmills. *Annals* of the CIRP, v. 47, n. 1, p. 55-60, 1998.

DAVIES, M. A.; BURNS, T. J.; SCHMITZ, T. L. High-Speed Machining Processes: Dynamic on Multiples Scales. *Proceedings of the Dynamic and Control of Mechanical Processing Workshop*, Budapest, p. 7-19, 1999.

D'ERRICO, G. E.; BUGLIOSI, S.; GUGLIELMI, E. Tool-life reliability of cermet inserts in milling tests. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 77, n. 1/3, p. 337-343, 1998.

D'ERRICO, G. E.; GUGLIELMI, E. Comparative study of PVD coated cermet inserts for milling applications. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 78, n. 1/3, p. 48-52, 1998.

DEWES, R. C.; ASPINWALL, D. K. A review of ultra high speed milling of hardened steels. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 69, n. 1/3, p. 1-17, 1997.

DOW, T. A.; MILLER, E. L.; GARRARD, K. Tool force and deflection compensation for small milling tools. *Precision Engineering*, v. 28, n. 1, p. 31-45, 2004.

EKMEKCI, B.; ELKOCA, O.; ERDEN, A. A comparative study on the surface integrity of plastic mold steel due to electric discharge machining. *Metallurgical and Materials*

Transactions B: Process Metallurgy and Materials Processing Science, v. 36, n. 1, p. 117-124, 2005.

ELLIS, J. L.; GOETZEL, C. G. Cermets. In: *Metals Handbook*, 10 ed., v. 2 - Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials, Materials Park, ASM International, 1990. p. 978-1007.

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.

ETTMAYER et al. Ti(C,N) Cermets – Metallurgy and Properties. *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials*, v. 13, n. 6, p. 343-351, 1995.

EXNER, H. E. Physical and chemical nature of cemented carbides. *International Metals Review*, v. 24, n. 4, p. 149-173, 1979.

FALLBÖHMER et al. High speed machining of cast iron and alloy steels for die and mold manufacturing. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 98, n. 1, p. 104-115, 2000.

FOX-RABINOVICH et al. Effect of mechanical properties measured at room and elevated temperature on the wear resistance of cutting tools with TiAlN and AlCrN coatings. *Surface and Coatings Technology*, v. 200, n. 20/21, p. 5738-5742, 2006.

FRYKHOLM et. al. Effect of cubic phase composition on gradient zone formation in cemented carbides. *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials*, v. 19, n. 4/6, p. 527-538, 2001.

GERE, J. M. *Mecânica dos Materiais*, 1 ed. São Paulo: Editora Pioneira Thomson Learning, 2003. 698p.

GHANI, J. A.; CHOUDHURY, I. A.; MASJUKI, H. H. Wear mechanism of TiN coated carbide and uncoated cermets tools at high cutting speed applications, *Journal of Materials Processing Technology*, v. 153-154, n. 1/3, p. 1067-1073, 2004.

GILLE et al. Submicron and ultrafine grained hardmetals for microdrills and metal cutting inserts. *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials*, v. 20, n. 1, p. 3-22, 2002.

GLANVILL, A. B.; DENTON, E. N. *Moldes de injeção: princípios básicos e projetos*, 2 ed. São Paulo: Editora Edgard Blücher, 1980. 309p.

GOLDSTEIN et al. *Scanning Electron Microscopy and X-Ray Microanalysis*, 2 ed. New York: Editora Plenum Press, 1994. 820p.

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

HEISEL, U.; GRINGEL, M. Machine tool design requirements for high-speed machining. *Annals of the CIRP*, v. 45, n. 1, p. 389-392, 1996.

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.

HIRAMOTO et al. A study on the drive at center of gravity (DCG) feed principles and its application for development of high performance machine tool systems. *Annals of the CIRP*, v. 54, n. 1, p. 333-336, 2005.

HOGMARK, S.; JACOBSON, S.; LARSSON, M. Design and evaluation of tribological coatings. *Wear*, v. 246, n. 1/2, p. 20-33, 2000.

IKUA et al. 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, n. 4, p. 266-273, 2001.

IKUA et al. Prediction of cutting forces and machining error in ball end milling of curved surfaces – I Experimental verification. *Journal of the International Societies for Precision Engineering and Nanotechnology*, v. 26, n. 1, p. 69-82, 2002.

IYER, R.; KOSHY, P.; NG, E. Helical milling: an enabling technology for hard machining precision holes in AISI D2 tool steel. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v.47, n. 2, p. 205-210, 2007.

INSPERGER et al. Multiple chatter frequencies in milling processes. *Journal of Sound and Vibration*, v. 262, n. 2, p. 333-345, 2003.

JINDAL et al. Performance of PVD TiN, TiCN and TiAlN coated cemented carbide tools in turning. *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials*, v. 17, n. 1/3, p. 163-170, 1999.

KANG et al. Characteristics of inclined planes according to the variations of cutting direction in high speed ball-end milling. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 17, n. 5, p. 323-329, 2001.

KECELJ et al. Speciality of HSC in manufacturing of forging dies. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 157/158, p. 536-542, 2004.

KLOCKE, F.; KRIEG, T. Coated tools for metal cutting – features and applications. *Annals of the CIRP*, v. 48, n. 2, p. 515-525, 1999.

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, n. 3, p. 163-170, 2001.

KOCK, M. Toolholders: An important connection between spindle and cutting tool. MoldMakingTechnology.Set,2003Disponívelem<http://moldmakingtechnology.com/articles/090301.html>. Acesso em: 04 dez. 2006.

KOHARA et al. Deposition of α -Al₂O₃ hard coating by reactive magnetron sputtering. *Surface and Coatings Technology*, v. 185, n. 2/3, p. 166-171, 2004.

KOSHY, P.; DEWES, R. C.; ASPINWALL, D. K. High speed end milling of hardened AISI D2 tool steel (~58 HR_c). *Journal of Materials Processing Technology*, v. 127, n. 2, p. 266-273, 2002.

KOPS, L.; VO, D.T. Determination of the Equivalent Diameter of an end mill based on its compliance. *Annals of the CIRP*, v. 39, n. 1, p. 93-96, 1990.

KWON et al. Effect of WC and group IV carbides on the cutting performance of Ti(C,N) cermet tools. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v.44, n. 4, p. 341-346, 2004.

LACALLE et al. Quality improvement of ball-end milling sculptured surfaces by ball burnishing. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v.45, n. 15, p. 1659-1668, 2005.

LACALLE et al. Effects of tool deflection in the high-speed milling of inclined surfaces. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 24, n. 9/10, p. 621-631, 2004.

LACALLE et al. Improving the surface finish in high speed milling of stamping dies. Journal of Materials Processing Technology, v. 123, n. 2, p. 292-302, 2002a.

LACALLE et al. Process planning for reliable high-speed machining of moulds. *International Journal of Production Research*, v.40, n. 12, p. 2789-2809, 2002b.

LEE et. al. Design and manufacture of composite high speed machine tool structures. *Composites Science and Technology*, v. 64, n. 10/11, p. 1523-1530, 2004.

LENGAUER, W.; DREYER, K. Tailoring hardness and toughness gradients in functional gradient hardmetals (FGHMs). *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials*, v. 24, n. 1/2, p. 155-161, 2006.

LENGAUER, W.; DREYER, K. Functionally graded hardmetals. *Journal of Alloy and Compunds*, v. 338, n. 1/2, p. 194-212, 2002.

LIM, E. M.; MENQ, C. H. Integrated planning for precision machining of complex surfaces. Part 1: Cutting-path and feedrate optimization. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 37, n. 1, p. 61-75, 1997.

LIM, E. M.; MENQ, C. H.; YEN, D. W. Integrated planning for precision machining of complex surfaces. Part 2: Application to the machining of a turbine blade die. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 37, n. 1, p. 77-91, 1997a.

LIM, E. M.; MENQ, C. H.; YEN, D. W. Integrated planning for precision machining of complex surfaces. Part 3: Compensation of dimensional errors. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 37, n. 9, p. 1313-1326, 1997b.

LÖTTGEN, R. EDM or HSM? Which technology wins concerning die and mold making? In: *Seminário Internacional de Alta Tecnologia*, 8., 2003, Piracicaba, p. 227-239.

MACHADO, A. R.; SILVA, M. S. *Teoria da usinagem dos metais*, 8 ed. Uberlândia: Editora Intergraf, 2004. 266 p.

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.

MONTGOMERY, D. C. *Design and Analysis of Experiments*, 3. ed., New York, John Wiley and Sons, 1991. 589p.

NASR, M. N. A.; NG, E. G.; ELBESTAWI, M. A. Modelling the effects of tool-edge radius on residual stresses when orthogonal cutting AISI 316L. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 47, n. 9, p. 401-411, 2007.

NOMURA et al. Material design method for the functionally graded cemented carbide. *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials*, v. 17, n. 6, p. 397-404, 1999.

NORDIN et al. Wear and failure mechanisms of multilayered PVD TiN/TaN coated tools when milling austenitic stainless steel. *Surface and Coatings Technology*, v. 133/134, p. 240-246, 2000.

NOVOVIC et al. The effect of machine topography and integrity on fatigue life. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 44, n. 2/3, p. 125-134, 2004.

OTKUR, M.; LAZOGLU, I. Trochoidal milling. *International Journal of Machine Tools* & *Manufacture*, v. 47, n. 9, p. 1323-1496, 2007.

PALDEY, S.; DEEVI, S. C. Single layer and multilayer wear resistant coatings of (Ti,Al)N: a review. *Materials Science and Engineering A: Structural Materials, Properties, Microstructure and Processing*, v. 342, n. 1/2, p. 58-79, 2003.

PERSSON, Anders. *On tool failure in die casting*. 2003, 40 p. Tese (Doutorado) - Uppsala University, Uppsala.

POLINI, R. Chemically vapour deposited diamond coatings on cemented tungsten carbides: substrate pretreatments, adhesion and cutting performance. *Thin Solid Films*, v. 515, n. 1, p. 4-13, 2006.

PRENGEL et al. A new class of high performance PVD coating for carbide cutting tools, *Surface and Coatings Technology*, v. 139, n. 1, p. 25-34, 2001.

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.

POPOLI, W. High speed spindle design and construction. *Modern Machine Shop*. Ago, 1998. Disponível em: http://www.mmsonline.com/articles/hsm9802.html. Acesso em: 04 dez. 2006.

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

QUINSAT, Y.; SABOURIN, L. Optimal selection of machining direction for three-axis milling of sculptured parts. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 27, n. 11/12, p. 1132-1139, 2006.

QUINTO, D. T.; SANTHANAM, A. T.; JINDAL, P. C. Mechanical properties, structure and performance of chemically vapor-deposited and physically vapor-deposited coated carbide tools. *Materials Science and Engineering A: Structural Materials, Properties, Microstructure and Processing*, v. A105/106, n. 2, p. 443-452, 1988.

RAHMAN, M.; KUMAR, A. S.; SALAM, M. U. Experimental evaluation on the effect of minimal quantities of lubricant in milling. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 42, n. 5, p. 539-547, 2002.

RASHID, A.; NICOLESCU, C. M. Active vibration control in palletised workholding system for milling. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 46, p. 1626-1636, 2006.

RAMOS, A. M.; RELVAS, C.; SIMÕES, J. A. The influence of finish milling strategies on texture, roughness and dimensional deviations on the machining complex surfaces. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 136, n. 1/3, p. 209-216, 2003.

RECH, J.; SCHAFF, M. J. Influence of cutting edge radius on the wear resistance of powder metallurgy high-speed steel milling inserts. *Proceedings of Institution of Mechanical: part B - Engineers Journal of Engineering Manufacture*, v. 220, n. 3, p. 383-387, 2006.

ROBERTS, G. A.; CARY, R. A. Tool Steel, 4. ed., Ohio: Editora ASM, 1992. 820p.

ROSOCHOWSKI, A.; MATUSZAK, A. Rapid tooling: the state of the art. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 106, n. 1/3, p. 191-198, 2000.

SALGADO et al. Evaluation of the stiffness chain on the deflection of end-mills under cutting forces. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 45, n. 6, p. 727-739, 2005.

SANDIVIK 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.

SANTOS et al. Usinagem em altíssimas velocidades: como os conceitos HSM/HSC podem revolucionar a indústria metal mecânica. 1. ed., São Paulo: Editora Érica, 2003. 214 p.

SHAFFER, W. R. *Cutting tool edge preparation*. Society of Manufacturing Engineerings, n. MR99-235, p. 1-8, 1999. Disponível em: http://www.conicity.com/paper.htm. Acesso em: 12 dez. 2006.

SHIGLEY, J. E.; MISCHKE, C. R., BUDYNAS, R. G. *Mechanical Engineering Design*,7. ed. New York. Editora McGraw Hill, 2004. 1030p.

SHIN et al. A new rapid manufacturing process for multi-face high speed machining. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 22, n. 1/2, p. 68-74, 2003.

SCHMITZ et al. The application of high speed CNC machining to prototype production. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 41, n. 8, p. 1209-1228, 2001.

SCHMITZ et al. Runout effects in milling: surface finish, surface location error, and stability. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 47, n. 5, p. 841-851, 2006.

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

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

SILVA, Suelene da. *Recobrimento de ferramentas de corte com filmes de diamante.* 1997.
137 p. Dissertação (Mestrado) – Instituto de Física, Universidade de São Paulo, São Paulo.

SOUZA, Adriano Fagali. *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*, 1 ed. New York: Editora Marcel Dekker, 1996. 898p.

SU et al. Refrigerated cooling air cutting of difficult-to-cut materials. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 47, n. 6, p. 927-933, 2007.

SUDARSHAN, T. S. *Surface modification technologies: an engineer's guide*. 1 ed. New York: Editora Marcel Dekker, 1989. 619p.

TERRIER, M.; DUGAS, A.; HASCOËT, J. Y. Qualification of parallel kinematics machines in high-speed milling on free form surfaces. *International Journal of Machine Tools* & *Manufacture*, v. 44, n. 7/8, p. 865-877, 2004.

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

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, 2004b.

TOH, C. K. Tool life and tool wear during high-speed rough using alternative cutter path strategies. *Proceedings of Institution of Mechanical: part B - Engineers Journal of Engineering Manufacture*, v. 217, n. 9, p. 1295-1304, 2003.

TÖNSHOFF, H. K.; BLAWIT, C. Influence of surface integrity on performance of coated cutting tools. *Thin Solid Films*, v. 308/309, p. 345-350, 1997.

TÖNSHOFF, H. K.; MOHLFELD, A. Surface treatment of cutting tool substrates. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 38, n. 5/6, p.469-476, 1998.

TÖNSHOFF et al. Influence of subsurface properties on the adhesion strength of sputtered hard coatings. *Surface and Coatings Technology*, v. 116/119, p. 524-529, 1999.

TÖNSHOFF, H. K.; WOBKER, H. G.; CASSEL, C. Wear characteristics of cermet cutting tool, *Annals of the CIRP*, v. 43, n. 1, p. 89-92, 1994.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. *Metal cutting*, 4. ed. Woburn: Editora Butterworth-Heinemann, 2000. 446p. ULRICH, K. T.; EPPINGER, S. D. *Product Design and Development*, 3 ed. New York: Editora McGraw-Hill, 2004. 366p.

UNGER, P. *Injection Molds 130 Proven Designs*. 4. ed. Cincinnati: Editora Hanser Gardner, 2006. 300p.

UPADHYAYA, A.; SARATHY, D.; WAGNER, G. Advances in alloy design aspects of cemented carbides. *Materials and Design*, v. 22, n. 6, p. 511-517, 2001.

UPADHYAYA, G. S. *Cemented Tungsten Carbide: Production, properties and testing*. 1. ed. New Jersey: Editora Noyes Publications, 1998. 403p.

VIEIRA, J. M.; MACHADO, A. R.; EZUGWU, E. O. Performance of cutting fluids during face milling of steels. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 116, n. 2/3, p. 244-251, 2001.

VIVANCOS et al. Optimal machining parameters selection in the high speed milling of hardened steels for injection moulds. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 155/156, n. 1/3, p. 1505-1512, 2004.

WEAK, M.; STAIMER, D. Parallel kinematic machine tools – current state and future potentials. *Annals of the CIRP*, v. 51, n. 2, p. 671-683, 2002.

WHITEHOUSE, D. J. *Handbook of Surface Metrology*. 1. ed. Londres: Editora Taylor & Francis, 1994. 988p.

WU, C. H.; KUNG, Y. T. A parametric study on oil/air lubrication of a high-speed spindle. *Precision Engineering*, v. 29, n. 2, p. 162-167, 2005.

ZACKRISSON, J.; ANDRÉN, H. O. Effect of carbon content on the microstructure and mechanical properties of (Ti, W, Ta, Mo)(C, N) – (Co, Ni) cermets. *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials*, v. 17, n. 4, p. 265-273, 1999.

ZHANG, S. Titanium carbonitride-based cermets: processes and properties. *Materials Science and Engineering*, v. A163, n. 1, p. 141-148, 1993.

ZEID, I. Mastering CAD/CAM. 1 ed. New York: Editora McGraw-Hill, 2005. 962p.

ZIRN, O.; WEIKERT, S.; REHSTEINER, F. Design and optimization of fast axis feed drives using nonlinear stability analysis. *Annals of the CIRP*, v. 45, n. 1, p. 363-366, 1996.

Anexo 1

Tabelas das Análises de Variância

Neste trabalho, para determinar os efeitos das variáveis de influência testadas em cada fase de experimentos, utilizou-se a Análise de Variância, conforme descrito por Montgomery (1991).

A tabela 8.1 refere-se à Análise de Variância do Planejamento Fatorial na fase 1.

Tabela 8.1 – Análise de Variância dos resultados da fase 1

Fonte de Variação	Soma dos Quadrados	Graus de Liberdade	Quadrados Médios	F ₀
Cobertura (A)	901,33	1	901,33	66,94
Classe do substrato (B)	752,08	1	752,08	55,86
Interação (A-B)	2593,08	1	2593,08	192,59
Erro	107,71	8	13,46	
Total	4354,21	11		

A tabela 8.2 refere-se à Análise de Variância do Planejamento Fatorial na fase 2.

Fonte de Variação	Soma dos Quadrados	Graus de Liberdade	Quadrados Médios	F ₀
Inclinação da parede (A)	3381,43	1	3381,43	56,46
Parâmetro de usinagem (B)	102,82	2	51,41	0,86
Interação (A-B)	127,07	2	63,54	1,06
Erro	718,68	12	59,89	
Total	4330,0	17		

Tabela 8.2 – Análise de Variância dos resultados da fase 2

A tabela 8.3 refere-se à Análise de Variância do Planejamento Aleatorizado por níveis na fase 3.

Tabela 8.3 – Análise de Variância dos resultados da fase 3

Fonte de Variação	Soma dos Quadrados	Graus de Liberdade	Quadrados Médios	F ₀
Lubro-refrigeração	873,24	2	436,62	5,45
Erro	481,03	6	80,17	
Total	1354,27	8		

A tabela 8.4 refere-se à Análise de Variância do Planejamento Fatorial na fase 4.

Tabela 8.4 – Análise de Variância dos resultados da fase 4

Fonte de Variação	Soma dos Quadrados	Graus de Liberdade	Quadrados Médios	F ₀
Material do porta- ferramenta (A)	312,12	1	312,12	29,79
Classe do substrato (B)	435,37	1	435,37	41,56
Interação (A-B)	2,32	1	2,32	0,22
Erro	83,81	8	10,48	
Total	833,62	11		

A tabela 8.5 refere-se à Análise de Variância do Planejamento Fatorial na fase 5.

Fonte de Variação	Soma dos Quadrados	Graus de Liberdade	Quadrados Médios	F ₀
Tipo da ferramenta (A)	572,7	1	572,7	93,02
Diâmetro da ferramenta (B)	1197,2	1	1197,2	194,45
Interação (A-B)	128,71	1	128,71	20,9
Erro	49,25	8	6,16	
Total	1947,86	11		

Tabela 8.5 – Análise de Variância dos resultados da fase 5