

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

FABRICAÇÃO DE SUPERFÍCIES DE FORMA LIVRE POR FRESAMENTO NO AÇO  
TEMPERADO ABNT 420, NA LIGA DE ALUMÍNIO AMP8000 E NA LIGA DE COBRE Cu-Be

TESE DE DOUTORADO

JEFFERSON DE OLIVEIRA GOMES

FLORIANÓPOLIS, MAIO DE 2001

**FABRICAÇÃO DE SUPERFÍCIES DE FORMA LIVRE POR FRESAMENTO NO AÇO  
TEMPERADO ABNT 420, NA LIGA DE ALUMÍNIO AMP8000 E NA LIGA DE  
COBRE Cu-Be**

JEFFERSON DE OLIVEIRA GOMES  
ESTA TESE FOI JULGADA ADEQUADA PARA OBTENÇÃO DO TÍTULO DE  
DOUTOR EM ENGENHARIA

ESPECIALIDADE ENGENHARIA MECÂNICA E APROVADA EM SUA FORMA  
FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA

MECÂNICA


  
Prof. Walter Lindolfo Weingaertner, Dr. -Ing.


Orientador

  
Prof. Júlio César Passos, Dr. Eng.

Coordenador do Curso de Pós-Graduação

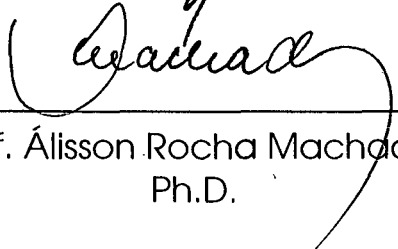
BANCA EXAMINADORA :

  
Prof. Walter Lindolfo  
Weingaertner, Dr. -Ing.  
Presidente

  
Prof. Anselmo Eduardo Diniz,  
Dr. Eng.

  
Dr.-Ing. Volker Reinhard Sinhoff

  
Prof. Rolf Bertrand Schroeter,  
Dr. Eng.

  
Prof. Álisson Rocha Machado,  
Ph.D.

  
Prof. Carlos Henrique Ahrens,  
Dr. Eng.

## Biografia do Autor

Jefferson de Oliveira Gomes, nascido em 13/11/1969 em Florianópolis/SC, formado engenheiro mecânico em 1994 pela Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, concluiu seu mestrado com o tema “Características de Usinabilidade dos Aços Inoxidáveis Austeníticos ABNT 304 e 316” em 1996 pelo curso de pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina e seu doutorado com o tema “Fabricação de Superfícies de Forma Livre por Fresamento no Aço Temperado ABNT 420, na Liga de Alumínio AMP8000 e na Liga de Cobre Cu-Be” em 2001, também pelo curso de pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina.

De 1989 a 1994, realizou três estágios profissionalizantes no Centro Tecnológico da Marinha do Brasil (ARAMAR), em Iperó/SP e um nas Indústrias Nucleares Brasileiras (INB), em Resende/RJ. No período de 11/91 a 11/93 foi bolsista de iniciação científica pelo CNPq do LMP - Laboratório de Mecânica de Precisão da UFSC.

No período de 03/94 a 03/96, atuou como assistente de pesquisa do LMP - Laboratório de Mecânica de Precisão da UFSC, na área de usinagem convencional. Nesse período, foi responsável pela coordenação do convênio de pesquisa entre o LMP/UFSC e a Indústria Aços Finos Piratini S.A. e pelo suporte técnico e orientação de alunos de graduação.

Após a conclusão do mestrado, no ano de 1996, exerceu atividades de docência do Curso Técnico de Mecatrônica do SENAI-RS em Caxias do Sul/RS e de consultoria na área de gerenciamento de ferramentas de usinagem da Indústria Aços Demore Ltda., também em Caxias do Sul/RS.

No ano de 1997 (ano de início do trabalho de doutorado), realizou três estágios aplicados em ferramentarias da cidade de Caxias do Sul/RS, em cooperação com a Universidade de Caxias do Sul e dois em Marinha Grande/Portugal, na ferramentaria Molde Matos e no CEMTIMFE (centro de pesquisa orientado aos estudos na área de moldes). Neste período, visitou cerca de 30 ferramentarias nacionais, 20 portuguesas e espanholas.

No período de 03/99 a 03/01, trabalhou como assistente de pesquisa do IPT – Instituto para tecnologia de Produção da Fundação Fraunhofer, na cidade de Aachen, Alemanha, atuando na área de tecnologia e organização para a fabricação de moldes e matrizes. Neste período, exerceu atividades de

desenvolvimento e pesquisa na fabricação de cavidades de moldes e matrizes e no projeto internacional de comparação tecnológica e organizacional entre ferramentarias.

No período que atuou como pesquisador no LMP – UFSC, SENAI/RS e no IPT – Aachen, publicou cerca de 15 artigos na área de usinagem convencional, de manufatura integrada por computador e de tecnologia e organização para a fabricação de moldes e matrizes.

Atualmente, o autor atua na área de desenvolvimento e otimização do processo de usinagem da Fábrica de Motores da Renault do Brasil em São José dos Pinhais/PR.



Para as minhas amadas Claudia e Alida

## AGRADECIMENTOS

A minha amada esposa Claudia e querida filha Alida pela demonstração de amor e compreensão nesses anos todos.

Aos meus Pais Valdo e Aracy, irmãos Ana, Victor e Gabriela, bem como Preta e Reinaldo pelo amor e pela união familiar.

As minhas avós Tilinha, pelo exemplo de educação e perseverança e Perpétua (postumamente), pelo exemplo de humildade e carinho.

Aos sogros Ermilo e Marli Soar e cunhado Fabio Soar pelo apoio familiar em todos os momentos.

Ao Prof. Dr. –Ing. Walter Weingaertner, por sua amizade, exemplo e orientação deste trabalho.

Ao CNPq/CAPES/DAAD pela concessão do financiamento da bolsa de estudos.

Ao Prof. Dr. Eng. Rolf Bertrand Schroeter pela confiança dedicada nos tempos de graduação.

As Famílias De Paula, Caldas, Cattanio, bem como Karla e Leandro pelo carinho nesses tempos longe de casa.

Aos queridos irmãos Durval De Barba, Carlos Bork e Rolando Vargas Vallejos pelos incentivos e amizade.

Aos amigos Fred Lacerda Amorim, Pablo Deivid do Valle, Helton Bertol, Gilberto, Rafael Kratochvil e Anderson Borille pela dedicação e companheirismo.

Aos colegas do IPT-Fraunhofer e do querido LMP pela tranquilidade do trabalho.

Sobretudo a DEUS, que me deu a alegria da vida e o sabor dos dias.

A todos que de uma forma ou de outra me ajudaram, o meu sincero agradecimento.

## SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO.....	1
1.1. O Panorama Mundial da Produção de Moldes e Matrizes.....	1
1.2. Análise da Produção no Chão-de-Fábrica de uma Ferramentaria.....	3
2. OBJETIVOS.....	9
3. ESTADO DA ARTE.....	11
3.1. Análise da Aplicação dos Materiais de Estudo.....	11
3.2. Avaliação da Topologia das Cavidades de Moldes e Matrizes.....	15
3.3. Tecnologia de Processo para a Fabricação de Cavidades com Remoção de Material.....	17
3.4. Aspectos do Fresamento para a Produção de Cavidades.....	18
3.5. Aspectos da Tecnologia de Fresamento HSC.....	19
3.5.1. Aspectos da fixação do sistema de ferramenta para altas rotações.....	20
3.5.2. Aspectos de projeto de cabeçotes para altas rotações.....	21
3.5.3. Considerações sobre comando numérico e programação.....	22
3.5.4. Considerações sobre a máquina-ferramenta.....	22
3.5.5. Movimentos da ferramenta de corte.....	23
3.6. Etapas do Fresamento de uma Cavidade.....	25
3.7. Usabilidade e Materiais de Ferramentas de Corte.....	27
4. ANÁLISE DO PROCESSO DE DESBASTE.....	29
4.1. Condições de Contato da Ferramenta de corte.....	29
4.1.1. Considerações de contato em 2 ½ eixos, com uma fresa helicoidal de topo reto .....	31
4.1.2. Considerações de contato em 2 ½ eixos, com uma fresa helicoidal de topo esférico.....	33
4.1.3. Considerações de contato em 2 ½ eixos, com uma fresa helicoidal de topo toroidal.....	36
4.2. Análise da Taxa de Usinagem (Q) em Relação à Profundidade de Corte ( $a_p$ ) e ao Avanço por Dente ( $f_z$ ).....	38
4.3. Influência do Diâmetro da Ferramenta de Corte (D) e da Profundidade de Corte Radial ( $a_e$ ) Sobre a Taxa de Usinagem (Q) e a Potência de Corte ( $P_c$ ).....	39
4.3.1. Análise da variação do diâmetro (D), mantendo a rotação constante.....	40
4.3.2. Análise da variação do diâmetro (D), mantendo a a velocidade de corte ( $v_c$ ) constante.....	42
4.4. Características do Processo Sobre a Vida da Ferramenta.....	43
4.4.1. Análise da influência da velocidade de corte ( $v_c$ ) e avanço por dente ( $f_z$ ).....	44
4.4.2. Influência das condições de contato sobre a vida da ferramenta.....	45

4.4.3.	Influência das condições de entrada em uma nova superfície.....	48
4.5.	Formação de Cavacos no Fresamento .....	49
4.5.1.	Formação de cavacos com geometria de gume helicoidal.....	50
5.	ANÁLISE DO PROCESSO DE ACABAMENTO.....	55
5.1.	Análise da Influência da Geometria da Ferramenta Sobre a Qualidade Superficial.....	56
5.1.1.	Análise das condições de contato do fresamento em 3 eixos com fresas de topo esférico.....	58
5.2.	Influência dos Parâmetros de Corte e Condições de Contato sobre a Vida da Ferramenta.....	61
5.3.	Análise do Acabamento Superficial de Superfícies Esféricas.....	63
5.4.	Dependência da Rugosidade com as Condições de Contato.....	66
5.5.	Análise da Influência dos Parâmetros de Usinagem Sobre o Desvio de Forma.....	68
5.5.1.	Dependência das condições de contato.....	70
5.6.	Influência da Rigidez da Ferramenta de Corte.....	73
6.	ANÁLISE DOS MATERIAIS.....	77
6.1.	Análise do Aço Inoxidável Martensítico (ABNT 420, VC 150, SAE 420).....	77
6.1.1.	Propriedades físicas verificadas no aço inoxidável martensítico ABNT 420.....	77
6.2.	Análise da Liga de Cobre (Cu-Be).....	80
6.2.1.	Propriedades físicas verificadas na liga de cobre (Cu-Be).....	80
6.3.	Análise da Liga de Alumínio (AMP 8000).....	82
6.3.1.	Propriedades físicas verificadas na liga de alumínio (AMP 8000).....	82
7.	ANÁLISE DA USINABILIDADE DOS MATERIAIS.....	84
7.1.	Usinabilidade do Aço Inoxidável Martensítico ABNT 420 (52 HRC).....	84
7.1.1.	Identificação de materiais e geometrias de ferramentas.....	84
7.1.2.	Otimização da taxa de remoção de volume para desbaste.....	92
7.1.3.	Estudo das características de usinagem no acabamento de aços temperados.....	98
7.2.	Determinação de uma ferramenta de Corte Para Desbaste do Alumínio (AMP 8000).....	102
7.3.	Comparação das Características do Acabamento Superficial entre a Liga de Alumínio (AMP 8000) e a Liga de Cobre (Cu-Be).....	113
8.	ESTUDOS DE CASOS.....	114
8.1.	Primeiro Estudo de Caso: Fabricação de uma Rampa Com Parede Lateral e Superior.....	114
8.2.	Segundo Estudo de Caso: Uma Comparação entre Fresamento e Eletroerosão.....	122
8.3.	Terceiro Estudo de Caso: Avaliação do Fresamento de uma Determinada Geometria na Liga de Cobre (Cu-Be) e Alumínio (AMP 8000).....	128
9.	CONCLUSÕES E SUGESTOES PARA NOVOS TRABALHOS.....	131
10.	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	135

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1.	Características das indústrias de moldes e matrizes.....	2
Figura 1.2.	Fluxo de informações e etapas de processamento em uma ferramentaria.....	4
Figura 3.1.	Fresamento com copiador.....	17
Figura 3.2.	Geração de uma superfície por sistemas CAM.....	17
Figura 3.3.	Aspectos a serem interagidos para aplicação de HSC.....	19
Figura 3.4.	Cones do tipo HSK e flange-V.....	20
Figura 3.5.	Métodos e movimentos de corte.....	23
Figura 3.6.	Movimentos no plano de corte.....	24
Figura 3.7.	Otimização da estratégia de desbaste.....	25
Figura 3.8.	Diferentes ajustes de ângulos de inclinação para fresas de topo esférico.....	26
Figura 4.1.	Determinação do ângulo de penetração de corte ( $\varphi_c$ ).....	32
Figura 4.2.	Variações do grau de sobreposição do gume.....	33
Figura 4.3.	Condições de contato para uma fresa de topo esférico.....	34
Figura 4.4.	Considerações de contato $2 \frac{1}{2} D$ com uma fresa de topo toroidal.....	36
Figura 4.5.	Evolução da força de corte ( $F_c$ ) com o aumento da taxa de usinagem ( $Q$ ), em função da profundidade de corte axial ( $a_p$ ) e do avanço por dente ( $f_z$ ).....	39
Figura 4.6.	Influência do diâmetro ( $D$ ) sobre a força de corte ( $F_c$ ), potência de corte ( $P_c$ ) e taxa de usinagem ( $Q$ ), mantendo-se a rotação e profundidade de corte radial ( $a_e$ ) constantes.....	40
Figura 4.7.	Comparação de experimentos da influência do diâmetro ( $D$ ) sobre a força de corte ( $F_c$ ) e a potência de corte ( $P_c$ ), mantendo-se a rotação constante.....	41
Figura 4.8.	Influência do diâmetro ( $D$ ) sobre a força de corte ( $F_c$ ), potência de corte ( $P_c$ ) e taxa de usinagem ( $Q$ ), mantendo-se a rotação e a relação ( $a_e/D$ ) constantes.....	42
Figura 4.9.	Influência do diâmetro ( $D$ ) sobre a força de corte ( $F_c$ ), potência de corte ( $P_c$ ), e taxa de usinagem ( $Q$ ), mantendo-se a velocidade de corte ( $v_c$ ) e a profundidade de corte radial ( $a_e$ ) constantes.....	42
Figura 4.10.	Influência do diâmetro ( $D$ ) sobre a força de corte ( $F_c$ ), potência de corte ( $P_c$ ) e taxa de usinagem ( $Q$ ), mantendo-se a velocidade de corte ( $v_c$ ) e a relação ( $a_e/D$ ) constantes.....	43

Figura 4.11.	Influência da velocidade de corte ( $v_c$ ) sobre o comprimento usinado (L).....	44
Figura 4.12.	Influência do avanço por dente ( $f_z$ ) sobre o comprimento usinado (L).....	45
Figura 4.13.	Influência do ângulo de ataque ( $\kappa$ ) sobre o comprimento usinado (L).....	46
Figura 4.14.	Aumento da espessura de usinagem média ( $h_m$ ) com o aumento do ângulo de ataque ( $\kappa$ ).....	47
Figura 4.15.	Influência da relação $a_e/D$ sobre o volume usinado (V).....	48
Figura 4.16.	Forma de entrada em curva para início de um novo plano.....	49
Figura 4.17.	Estratégia de mergulho da ferramenta de corte, para o início da usinagem de um novo plano em uma cavidade fechada.....	51
Figura 4.18.	Influência da variação do sentido de corte e do avanço por dente ( $f_z$ ) sobre o raio de curvatura do cavaco ( $r_c$ ) no fresamento.....	52
Figura 4.19.	Influência da variação do sentido de corte e do avanço por dente ( $f_z$ ) sobre o raio de curvatura do cavaco ( $r_c$ ) no fresamento.....	53
Figura 5.1.	Rugosidade teórica ( $R_{th}$ ) na direção transversal ao avanço.....	56
Figura 5.2.	Rugosidade teórica ( $R_{th}$ ) na direção longitudinal ao avanço.....	57
Figura 5.3.	Características geométricas no fresamento 3 eixos com fresas de topo esférico, para descrição das características de contato ferramenta/peça em um determinado ponto (P).....	59
Figura 5.4.	Relação do ângulo de contato no corte ( $\varphi$ ) com o ângulo de ataque ( $\kappa$ ) no fresamento em 3 eixos, com fresa de topo esférico.....	60
Figura 5.5.	Espessura de usinagem ( $h$ ) para o fresamento em 3 eixos com fresa de topo esférico.....	60
Figura 5.6.	Sistema de coordenadas e percurso da ferramenta de topo esférico para a usinagem de uma semi-esfera.....	63
Figura 5.7.	Relação geométrica entre a superfície hemisférica interna e a fresa de topo esférico no fresamento em 3 eixos.....	64
Figura 5.8.	Sistema de coordenadas e o percurso da ferramenta de topo esférico no fresamento externo de uma hemisfera.....	65
Figura 5.9.	Relação geométrica entre a superfície hemisférica externa e a fresa de topo esférico no fresamento em 3 eixos.....	65
Figura 5.10.	Influência da direção de corte sobre o acabamento superficial.....	66
Figura 5.11.	Influência do ângulo de inclinação da superfície da peça com a mesa da máquina ( $\alpha$ ) sobre a qualidade superficial.....	67

Figura 5.12.	Influência do avanço sobre a qualidade superficial.....	67
Figura 5.13.	Influência da velocidade de corte ( $v_c$ ) sobre a qualidade superficial.....	68
Figura 5.14.	Representação da haste da ferramenta como um sistema engastado.....	69
Figura 5.15.	Desvio de forma em dependência da direção de fresamento.....	71
Figura 5.16.	Influência no desvio de forma do ângulo de inclinação da superfície da peça com a mesa da máquina ( $\alpha$ ).....	71
Figura 5.17.	Influência do desvio de forma da profundidade de corte radial ( $a_n$ ) com o aumento do ângulo de inclinação da superfície da peça com a mesa da máquina ( $\alpha$ ).....	72
Figura 5.18.	Influência no desvio de forma do avanço por dente ( $f_z$ ) com o aumento do ângulo de inclinação da superfície da peça com a mesa da máquina ( $\alpha$ ).....	72
Figura 5.19.	Influência no desvio de forma da velocidade de corte ( $v_c$ ) com o aumento do ângulo de inclinação da superfície da peça com a mesa da máquina ( $\alpha$ ).....	73
Figura 5.20.	Avaliação da relação (amplitude x frequência) com o aumento da rotação.....	75
Figura 5.21.	Análise da utilização de sistemas em faixas críticas de relação (amplitude x frequência).....	75
Figura 6.1.	Análise qualitativa da composição química média do aço inoxidável martensítico ABNT 420.....	78
Figura 6.2.	Metalografia do aço inoxidável martensítico ABNT 420 com ampliações de 50x e 1000x.....	79
Figura 6.3.	Análise qualitativa da composição química média da liga de cobre (Cu-Be).....	81
Figura 6.4.	Metalografia da liga Cu-Be com ampliações de 50x e 1000x.....	82
Figura 6.5.	Análise qualitativa da composição química da liga de alumínio.....	83
Figura 6.6.	Metalografia da liga AMP 8000 com ampliações de 50x e 1000x.....	83
Figura 7.1.	Avaliação do material da ferramenta de corte com a variação da velocidade de corte ( $v_c$ ) e do avanço por dente ( $f_z$ ).....	85
Figura 7.2.	Insertos de CBN utilizados na usinagem do aço ABNT 420.....	86
Figura 7.3.	Lascamento do inserto de CBN (25% de pureza), após o primeiro passe de 7 m.....	87
Figura 7.4.	Ensaio de vida de ferramenta com insertos de CBN.....	87
Figura 7.5.	Desgaste do inserto de CBN e forma de cavaco no início e no final do ensaio .....	88
Figura 7.7.	Verificações estabelecidas para o experimento dos revestimentos, por difração de raio X; da geometria, segundo Stemmer [43]; do tamanho dos micro-grãos da classe K03, por microscopia eletrônica (aumento de 10000x).....	90

Figura 7.8.	Ensaio de vida de ferramenta com ferramentas de metal-duro com diferentes tamanhos de micro-grãos.....	91
Figura 7.9.	Distribuição do desgaste ao longo do gume.....	92
Figura 7.10.	Ferramenta empregada no ensaio de desgaste.....	93
Figura 7.11.	Resultados das condições ensaiadas .....	94
Figura 7.12.	Desgaste e lascamento do gume da fresa de topo reto no ensaio com aço temperado na condição 3.....	94
Figura 7.13.	Formação de cavaco para as condições 3, 4 e 5, com fresas de topo reto.....	95
Figura 7.14.	Características geométricas da fresa de topo reto com seis dentes.....	96
Figura 7.15.	Resultados das condições ensaiadas.....	97
Figura 7.16.	Desgaste ao longo do gume para a condição 7.....	97
Figura 7.17.	Variação da profundidade média de rugosidade ( $R_z$ ) com o aumento da velocidade de corte ( $v_c$ ).....	98
Figura 7.18.	Variação da profundidade média de rugosidade ( $R_z$ ) com o avanço por dente ( $f_z$ ).....	99
Figura 7.19.	Definição das características do experimento.....	100
Figura 7.20.	Variação do acabamento superficial com o aumento da profundidade de corte radial ( $a_e$ ), quando utilizadas ferramentas de 3 mm de diâmetro.....	101
Figura 7.21.	Características geométricas das ferramentas para o experimento sobre a variação do ângulo de hélice ( $\lambda$ ).....	104
Figura 7.22.	Ensaio de vida da ferramenta com fresas com ângulo de hélice ( $\lambda$ ) positivo e neutro.....	104
Figura 7.23.	Formação de cavaco com o emprego de diferentes ângulos de hélice ( $\lambda$ ).....	105
Figura 7.24.	Evolução da força de corte com a variação do ângulo no corte ( $\varphi$ ).....	105
Figura 7.25.	Evolução da força de corte com a variação do ângulo no corte ( $\varphi$ ), para ferramentas de canais helicoidais e de canais retos.....	106
Figura 7.26.	Formação de cavacos com geometria helicoidal e reta.....	106
Figura 7.27.	Geometria da ferramenta de corte para o ensaio sobre aplicação de fluido de corte.....	107
Figura 7.28.	Análise da vida da ferramenta com a aplicação de fluido de corte.....	107
Figura 7.29.	Forma de cavaco com diferentes aplicações de fluido de corte.....	108
Figura 7.30.	Análise da força de corte com diferentes aplicações de fluido de corte.....	108
Figura 7.31.	Comparação da vida de ferramenta com ferramentas revestidas.....	110
Figura 7.32.	Forma de cavaco com uso de insertos com e sem revestimento.....	110



Figura 7.33.	Análise da força de corte ( $F_c$ ) com a variação do ângulo de penetração de corte ( $\varphi_c$ ) com insertos helicoidais com e sem revestimento.....	110
Figura 7.34.	Qualidade superficial dos insertos revestidos pelo processo PVD.....	111
Figura 7.35.	Qualidade superficial dos insertos não revestidos (polidos).....	111
Figura 7.36.	Análise da força de corte máxima ( $F_{cmax}$ ) na liga de alumínio AMP8000 com variações do avanço por dente ( $f_z$ ) e profundidade de corte axial ( $a_p$ ).....	112
Figura 7.37.	Comparação da evolução da força de corte entre a liga de alumínio (AMP8000) e de cobre (Cu-Be).....	112
Figura 7.38.	Influência da variação do movimento de corte no acabamento superficial e no desvio de forma.....	113
Figura 8.1.	Peça do primeiro estudo de caso.....	115
Figura 8.2.	Estratégia de desbaste em espiral.....	115
Figura 8.3.	Regiões de mudança de direção.....	116
Figura 8.4.	Etapa de desbaste para a peça 1.....	116
Figura 8.5.	Etapa de pré-acabamento da peça 1.....	117
Figura 8.6.	Sobremedida restante do passe anterior.....	118
Figura 8.7.	Alívio dos raios de contorno.....	119
Figura 8.8.	Operações de alívio de contorno.....	119
Figura 8.9.	Estratégias de fresamento para as paredes e a rampa.....	119
Figura 8.10.	Peça do primeiro estudo de caso e tempo total de usinagem.....	120
Figura 8.11.	Comparação de tempos de fabricação da peça do primeiro estudo de caso em aço ABNT 420 e na liga de cobre (Cu-Be).....	120
Figura 8.12.	Estratégias para a usinagem de raios de contorno.....	122
Figura 8.13.	Peça do segundo estudo de caso.....	123
Figura 8.14.	Movimento da ferramenta no desbaste.....	124
Figura 8.15.	Alívio dos raios de contorno.....	124
Figura 8.16.	Pré-acabamento da segunda peça.....	125
Figura 8.17.	Terceira peça.....	128
Figura 8.18.	Seqüência de fabricação.....	129

## SIMBOLOGIA

$a_e$	mm	Profundidade de corte radial
$a_{et}$	mm	Profundidade de corte na direção tangencial à superfície
$a_n$	mm	Profundidade de corte na direção normal à superfície
$a_p$	mm	Profundidade de corte axial
$A_{SP}$	mm <sup>2</sup>	Seção transversal de usinagem
$A_{SP\ máx}$	mm <sup>2</sup>	Seção transversal máxima de usinagem
$b$	mm	Largura de usinagem
$b_m$	mm	Largura média de usinagem
$b_{máx}$	mm	Máxima largura de usinagem
$C_t$	\$	Custo total
$C_{proj}$	\$	Custo de projeto
$C_{mat}$	\$	Custo de materiais
$C_{fab}$	\$	Custo de fabricação
$C_{pd}$	\$	Custo de elementos padronizados
$C_{mont}$	\$	Custo de montagem
$C_{teste}$	\$	Custo de testes
$D$	mm	Diâmetro da ferramenta
$D_{eff}$	mm	Diâmetro efetivo da ferramenta
$D_i$	mm	Diâmetro interno
$f_n$	Hz	Frequência natural de ressonância
$f_z$	mm	Avanço por dente
$F$	N	Força de usinagem
$F_a$	N	Força ativa
$F_c$	N	Força de corte
$F_f$	N	Força na direção do avanço
$F_p$	N	Força na direção do eixo da ferramenta
$F_{c\ máx}$	N	Força de corte máxima
$F_p$	N	Força passiva
$h$	mm	Espessura de usinagem
$h_m$	mm	Espessura média de usinagem
$h_{máx}$	mm	Espessura de usinagem máxima
$h_{mfz}$	mm	Espessura média de usinagem corrigida na direção do avanço

$l_{cp}$	mm	Comprimento de corte circular
$l_{sp}$	mm	Comprimento do gume atuante
$K$	N/mm	Constante de Hooke
$k_{c1.1}$	N/mm <sup>2</sup>	Força específica de corte
$L$	m	Comprimento de usinagem
$L_c$	mm	Comprimento do cavaco
$m$	kg	Massa
$M_t$	N.m	Momento torçor
$n$	1/min	Rotação
$P$	W	Potência de usinagem
$P_c$	W	Potência de corte
$Q$	cm <sup>3</sup> /h	Taxa de remoção
$r$	mm	Raio da fresa
$r_c$	mm	Raio de curvatura do cavaco
$r_{ef}$	mm	Raio efetivo para o cálculo da velocidade de corte efetiva
$r_{plan}$	mm	Raio efetivo da ferramenta
$r_p$	mm	Raio da pastilha
$r_\epsilon$	mm	Raio de quina
$R_{th}$	$\mu$ m	Rugosidade teórica
$R_{th\ v_f}$	$\mu$ m	Rugosidade teórica na direção longitudinal ao avanço
$R_z$	$\mu$ m	Profundidade média de rugosidade
$t$	min	Tempo
$U_t$	mm	Divisão periférica do gume
$VB$	mm	Largura de marca de desgate de flanco
$VB_{max}$	mm	Largura de marca de desgate de flanco máximo
$v_c$	m/min	Velocidade de corte
$v_{cef}$	m/min	Velocidade de corte efetiva
$v_{cef\ max}$	m/min	Máxima velocidade de corte efetiva
$v_{c\ max}$	m/min	Velocidade de corte máxima
$v_{c\ min}$	m/min	Velocidade de corte mínima
$v_f$	m/min	Velocidade de avanço
$x\ y\ z$	-	Sistema de coordenadas
$x'\ y'\ z'$	-	Sistema de coordenadas Cartesianas deslocadas
$x_\alpha\ y_\alpha\ z_\alpha$	-	Sistema de coordenadas Cartesianas rotacionado em torno do eixo X

$x_\beta y_\beta z_\beta$	-	Sistema de coordenadas Cartesianas rotacionado em torno do eixo Y
$x_{\alpha\beta} y_{\alpha\beta} z_{\alpha\beta}$	-	Sistema de coordenadas Cartesianas rotacionado em torno dos eixos X e Y
$z$	-	Número de dentes da fresa
$\alpha$	Grad	Ângulo de incidência
$\alpha$	Grad	Ângulo de rampa
$\alpha$	Grad	Ângulo de inclinação da superfície da peça com a mesa da máquina na posição horizontal
$\beta$	Grad	Ângulo de inclinação da haste em relação ao eixo da fresa
$\chi$	Grad	Ângulo de direção do gume
$\gamma$	Grad	Ângulo de saída
$\gamma_a$	Grad	Ângulo de saída axial
$\Delta v_c$	m/min	Varição da velocidade de corte
$\varphi$	Grad	Ângulo de contato
$\varphi_a$	Grad	Ângulo de penetração na saída da ferramenta
$\varphi_c$	Grad	Ângulo de penetração no corte
$\varphi_e$	Grad	Ângulo de penetração na entrada da ferramenta
$\kappa$	Grad	Ângulo de ataque
$\kappa_m$	Grad	Ângulo de ataque médio
$\kappa_{máx}$	Grad	Ângulo de ataque máximo
$\kappa_{mín}$	Grad	Ângulo de ataque mínimo
$\lambda$	Grad	Ângulo de hélice
$\theta$	Grad	Ângulo de rampa da superfície
$\rho$	mm	Raio de curvatura da superfície
$\rho_v$	mm	Raio de curvatura da superfície na direção longitudinal ao avanço
$\rho_s$	mm	Incremento lateral

## RESUMO

Este trabalho identifica as características relevantes de usinabilidade aplicadas ao processo de fresamento de superfícies de forma livre em materiais utilizados nas cavidades de ferramentas de moldagem de plásticos.

O espectro dos materiais escolhidos para este estudo é determinado em função da aplicação específica no setor de moldes. Para moldes de média e alta produção, realiza-se o estudo em um aço inoxidável martensítico (ABNT 420), tipicamente utilizado, e verifica-se a possibilidade de usinagem no estado temperado, desde a etapa de desbaste até o acabamento. Para moldes de pequena produção realiza-se o estudo em uma liga de alumínio (AMP8000), de alta resistência mecânica, com crescente aplicação no chão-de-fábrica. Aborda-se também a usinagem da liga de cobre de alta resistência (Cu-Be), utilizada, principalmente, em regiões com necessidade de elevadas condutividades térmicas.

Primeiramente, analisam-se as características de contato ferramenta/peça do processo e as influências dos parâmetros de corte com foco sobre a vida da ferramenta, forma de cavaco e potência de corte ( $P_c$ ) para a etapa de desbaste em 2 ½ eixos e sobre a otimização do acabamento superficial e a diminuição do desvio de forma para a etapa de acabamento em 3 eixos.

A partir de então, estuda-se separadamente a usinabilidade dos três materiais, com enfoques distintos, conforme a necessidade de aplicação. Associa-se a pesquisa no aço temperado à compreensão do processo e à identificação de materiais e de geometrias de ferramentas para desbaste e acabamento. Já nos estudos da usinabilidade das ligas de cobre (Cu-Be) e de alumínio (AMP8000) objetiva-se o aumento do rendimento da usinagem, com a possibilidade de aplicação de parâmetros de corte elevados.

A respeito do fresamento do aço inoxidável martensítico, conclui-se a necessidade do uso de metal duro da classe K03 com micro-grãos, inclusive em comparação com as ferramentas de CBN. Quanto mais fino o tamanho de grão, maior a tenacidade e resistência ao desgaste do gume. Para o desbaste, recomenda-se o uso de ferramentas de topo reto, multi-cortantes (6 dentes), com ângulo de hélice ( $\square$ ) elevado, de modo que ocorra a sobreposição dos gumes, diminuindo o gradiente de esforços ao longo do corte e com canais rasos, aumentando a estabilidade da ferramenta de corte.

O fresamento de cavidades de moldes de aço ABNT 420 realiza-se, necessariamente, em sentido concordante, sem fluido de corte e a programação das estratégias de usinagem deve considerar inicialmente,

a redução dos raios de contornos e equiparação dos volumes resultantes das sobremedidas de usinagem. Uma vez realizadas, é possível a utilização de altas velocidades de corte

A respeito do fresamento da liga de cobre (Cu-Be), conclui-se que o espectro de ferramentas utilizadas pode ser o mesmo das empregadas para o aço ABNT 420 e os parâmetros de corte, os mesmos aplicados para aços nessa faixa de dureza (40 HRC). Deve-se realizar o acabamento com fluido de corte para evitar os inconvenientes do retorno de cavaco para a superfície usinada.

A respeito do fresamento da liga de alumínio (AMP8000), recomenda-se o uso de ferramentas de metal duro polidas. Devido à elevada rugosidade oriunda do processo de revestimento PVD, o cavaco de alumínio adere na superfície da ferramenta de corte e tende a provocar, principalmente, uma formação que dificulta a retirada de material da zona de corte. Sempre que possível, recomenda-se o uso de refrigeração interna, para facilitar o escoamento de cavaco da região de corte e dos canais da ferramenta e deve-se realizar o acabamento com fluido de corte para evitar os inconvenientes do retorno de cavaco para a superfície usinada.

## ABSTRACT

This Thesis presents the machinability characteristics of die and mold materials applied on the milling process of free form surfaces.

The spectrum of materials is determined by the specific application in mould sector. For intermediate and high production moulds the experimental work is carried out on a martensitic (52 HRC) stainless steel ABNT 420 (SAE 420), generally used in moulds and dies, it is studied the machining at high cutting speed in its hardened state, in roughing as well as in finishing operation. It is studied the machining of an aluminium alloy ( $R_m$  up to 600 N/mm<sup>2</sup>) with crescent application on shop-floor. the machining of a cooper alloy (Cu-Be) used to increase the thermal conductivity of specific mould cavity areas, is also studied.

First, it is analysed the tool/workpiece contact characteristics and the influence of the cutting parameters on the tool life, chip formation and cutting power for roughing in 2 ½ axis and on the quality surface and form error for finishing in 3 axis.

The research on the hardened steel is associated to the comprehension and development of the milling process and to the identification of materials and geometries to rough in 2 ½ axis and to finish in 3 axis. The research on the cooper and aluminium alloys is based on the application of the knowledge to increase the productivity of the process and to improve its.

The use of cemented carbide class K03 resulted higher tool life values compared to cemented carbide class P25, Cermet class P20 and CBN (low volume fraction 25%). Also the CBN (high volume fraction 90%) presented a good performance, but the cost/benefit relation was favourable for the K03 class. The tools with the finest micrograin-coated carbide performed best. The use of 6-tooth end mill reached, of course, better superposition of several cutting edges than the 4-tooth end mill. When more cutting edges overlap, the gradient of cutting forces is lower. This well-known solution improves the stability of the milling process, reduces the vibration and requires lower forces and spindle power during the milling operations and is fundamental for hard milling. For finishing, the milling strategies have initially to consider the contour radius reduction and equalisation of the rest of the volume.

The tool geometry for the machining of the cooper alloy (Cu-Be) can be the same applied on steels with similar hardness (40 HRC). Although, because the austenitic structure of the alloy, the finishing must be carried out with cutting fluid to avoid the chip to come back to the machined surface.

Since when milling the aluminium alloy heat generation is not too high, the use of cutting fluid does not magnify drastically the temperature gradient on the intermittent cut and therefore, it does not diminish tool life. Therefore, it is recommended to use cutting fluid to aid the chip removal of the cutting zone, preventing the chip adhesion on the tool and machined surfaces. The performance with uncoated tools for the machining of aluminium alloys is significantly higher. A justification for the different performance is related to the quality surface of the carbide insert. The uncoated inserts are polished and therefore, the reduction of the friction coefficient facilitates the material removal off from the cutting zone.



## CAPÍTULO 1

### INTRODUÇÃO

A tarefa de uma ferramentaria é fornecer recursos de produção para as fábricas. Com efeito, um molde ou uma matriz é um recurso sempre adaptado para uma tarefa específica e sua produção é unitária, ou intermitente. Em função disto e pela complexidade intrínseca destes produtos, torna-se uma tarefa difícil para uma ferramentaria manter-se no mercado e, num segundo passo, sobressair perante as concorrentes.

Dependendo da área do setor de produção considerada, os custos com ferramentas (moldes ou matrizes) podem representar até 30% do custo total de produção. Este cálculo é feito tanto para custos com novos investimentos quanto para custos relacionados à reparação de ferramentas [1].

Um dos fatores decisivos de sucesso para um produto é o tempo de lançamento no mercado. Atrasar o tempo de lançamento pode representar uma perda de 25% a 60% do retorno esperado [1]. No setor automotivo, por exemplo, algumas empresas planejam 24 meses como meta, desde a aceitação da concepção do produto até o lançamento. Um estudo do WZL (*Laboratorium für Werkzeugmaschinen und Betriebslehre* - RWTH/Aachen) indicou um tempo de entrega de uma matriz (capô de automóvel) superior a 18 meses. Portanto, o tempo total de lançamento poderá ser diminuído, se a eficiência na fabricação de moldes e matrizes for otimizada [2].

#### 1.1. O Panorama Mundial da Produção de Moldes e Matrizes

Em 1997, o faturamento bruto mundial do setor de ferramentarias esteve em torno de 20 bilhões de Euros [2]. Atualmente, os maiores fornecedores mundiais de ferramentas são os EUA, com um faturamento de mais de 5 bilhões de Euros, seguidos pelo Japão e Alemanha. Contudo, esses três líderes de mercado enfrentam uma concorrência cada vez maior da França, Itália, Península Ibérica e dos "Tigres Asiáticos" (Coreia, Taiwan, Singapura, etc.), que possuem, como principal vantagem, os menores custos de mão-de-obra, fator decisivo, num setor em que as operações de acabamento final das ferramentas requerem um grande percentual de polimento manual [1].

A indústria automobilística é a principal cliente do setor de moldes e matrizes (figura 1.1). Mais de 80% do faturamento encontra-se no setor de veículos automotivos. Existem ainda os setores de engenharia eletrônica, lazer e de “linha branca” (eletrodomésticos) [3].

O maior faturamento do setor corresponde aos grupos de moldagem de plásticos (moldes de injeção, de sopro, etc.) e ferramentas de estampagem (figura 1.1). No caso da produção de ferramentas para moldagem de plásticos, este percentual no faturamento ocorre devido ao maior número de produtos no mercado. Já no caso das matrizes de estampagem, as quais são principalmente fabricadas para a indústria automobilística, a alta percentagem no faturamento total é explicada pelo alto preço das matrizes, algo em torno de 2 a 3 milhões de Euros por unidade [1].

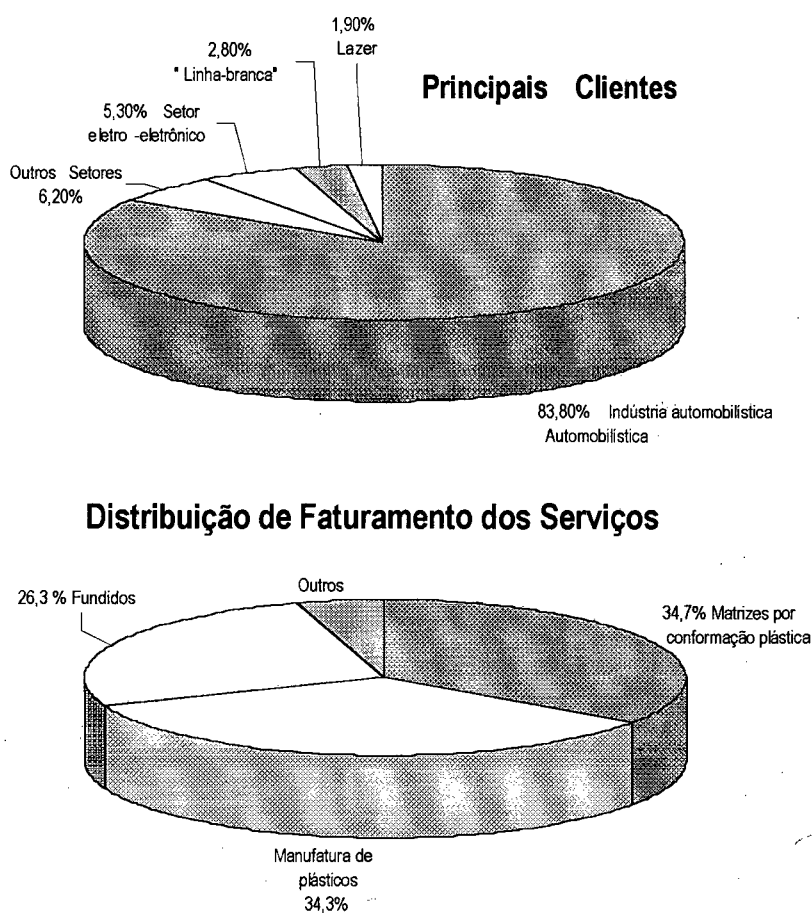


Figura 1.1. Características da indústria de moldes e matrizes [3].

Esta diversificação na produção demonstra a rentabilidade do setor e a importância do desenvolvimento e domínio de técnicas de processo e produção aplicadas diretamente ao tipo de produto.

Nos EUA, por exemplo, é dada atenção cada vez maior à produção voltada para o setor de eletrodomésticos, ao passo que o setor eletro-eletrônico é o segundo maior cliente no Japão e Alemanha [4, 5].

Nos três países líderes, mais de 50% das ferramentarias estão envolvidas na fabricação de moldes de injeção/sopro, o que permite também fabricar moldes de fundição, pelas similaridades de projeto, tais como geometrias complexas e ilhas nas cavidades [4, 5].

Os japoneses não somente fabricam mais ferramentas por ano como também possuem um menor tempo de fabricação, tendo em média um prazo de entrega de um molde de injeção por volta de 5 a 10 semanas. Na Alemanha e EUA, esse tempo está em torno de 10 a 20 semanas [4, 5], enquanto no Brasil varia de 20 a 25 semanas [6].

Com a abertura de mercado no início da década de 90, a indústria nacional vem sofrendo forte concorrência de indústrias estrangeiras nos mais diferentes campos de atividades. As ferramentarias brasileiras passam atualmente por esse problema, apresentando uma defasagem tecnológica e produtiva em relação as suas congêneres no exterior. Com efeito, a necessidade de desenvolvimento tecnológico encontra sua justificativa relacionada à necessidade fundamental de sobrevivência no mercado.

## 1.2. Análise da Produção no Chão-de-Fábrica de uma Ferramentaria

O fluxo de informações e os passos de processamento usados na produção convencional de moldes e matrizes podem ser divididos em (figura 1.2) [3, 5, 8]:

- projeto do molde/matriz, incluindo transferência e modificações da geometria;
- geração da trajetória da ferramenta;
- usinagem de desbaste do molde ou de um eletrodo para EDM;
- usinagem de acabamento, incluindo pré-acabamento quando necessário e EDM;
- acabamento manual, incluindo polimento manual e automatizado;
- teste da ferramenta (*try-out*).

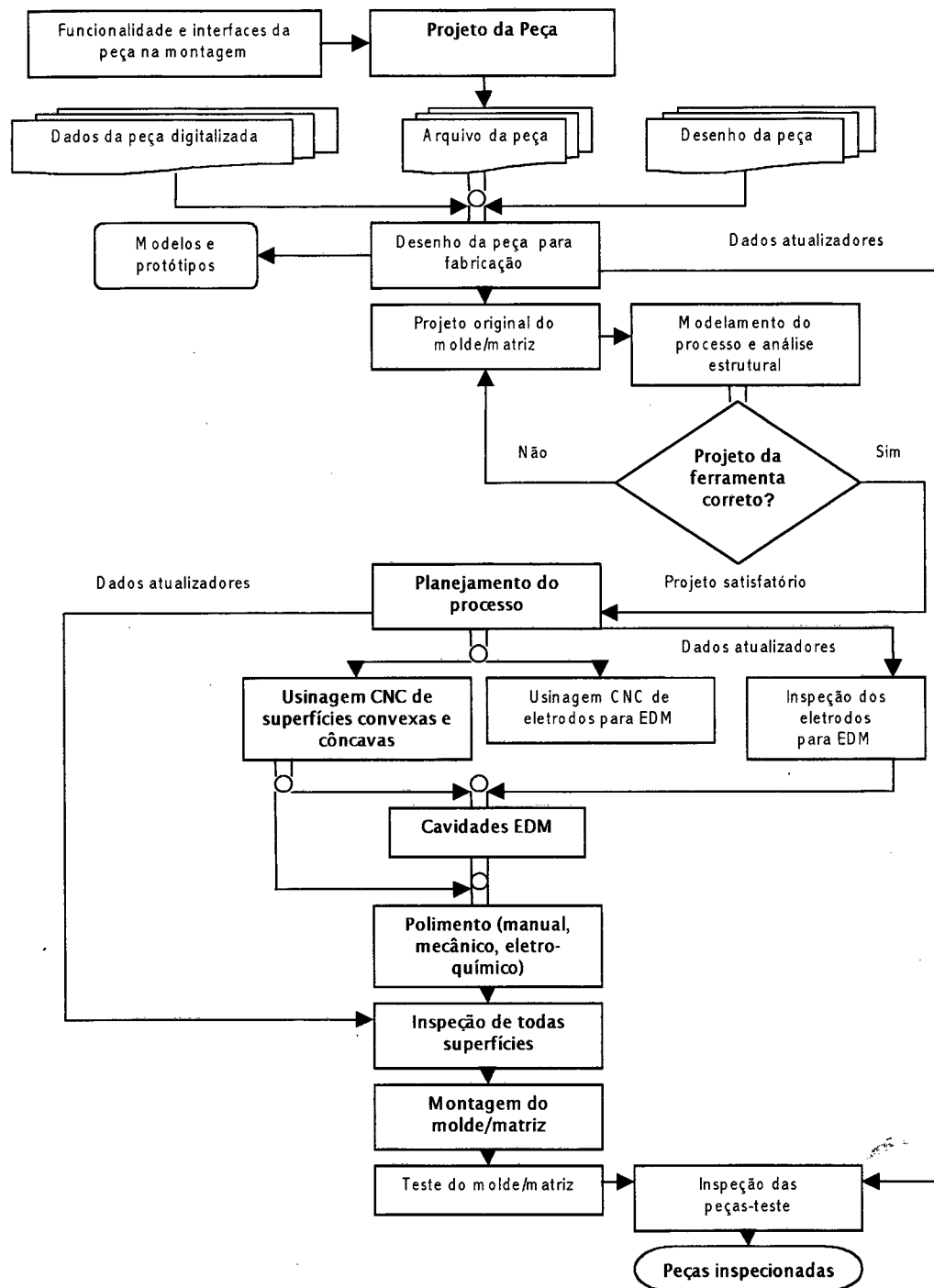


Figura 1.2. Fluxo de informações e etapas de processamento em uma ferramentaria [3, 5, 8].

O custo relativo dessas diversas etapas varia de uma forma de ferramenta para outra. Entretanto, o custo total de uma ferramenta pode ser estimado como [8]:

$$C_t = C_{\text{projeto}} + C_{\text{mat.}} + C_{\text{fab.}} + C_{\text{pd.}} + C_{\text{mont.}} + C_{\text{teste}} \quad (1)$$

onde:

$C_{projeto}$  = custo de projeto (CAE/CAD);

$C_{mat.}$  = custo de material e tratamentos térmicos empregados;

$C_{fab.}$  = custo de fabricação (depende diretamente da complexidade da superfície e do material da peça);

$C_{pd.}$  = custo com elementos padronizados;

$C_{mont.}$  = custo de montagem e ajustagem;

$C_{teste}$  = custo de teste de ferramenta.

Pode-se afirmar que os custos de fabricação de uma forma em aço representam em média 50% do custo total de um molde ou matriz [8].

Desse modo, torna-se fundamental a otimização dos parâmetros de usinagem, ferramentas de corte, dispositivos de fixação e máquinas-ferramentas. Além disso, a introdução no chão-de-fábrica de novos materiais com as características impostas de projeto, mas com melhor usinabilidade, representa uma racionalização da seqüência do processo.

As análises de tempos gastos na indústria de moldes americana constataram um consumo de 8 a 16% do tempo total de usinagem para o desbaste, de 27 a 39% para a fase de pré-acabamento e de 13 a 23% para o acabamento [9]. Estima-se que no Brasil, o tempo de acabamento manual costuma ser de 40 a 50% do tempo total de usinagem [10].

A necessidade de redução do tempo de entrega de ferramentas está induzindo a modificações na seqüência dos processos anteriormente citados. A eficiência de uma produção intermitente requer medidas organizacionais e tecnológicas. O aumento da eficiência de fabricação está diretamente relacionado ao aumento da velocidade individual de cada processo, à otimização dos tempos secundários e à racionalização da seqüência do processo.

O aumento da taxa de remoção de cavaco (Q) diminui o custo total de produção. Convencionalmente, as operações de desbaste e pré-acabamento são realizadas no aço em estado recozido, em função da possibilidade de utilização de parâmetros de corte mais elevados. Posteriormente, no estado temperado, é realizado o fresamento de acabamento e eletroerosão de detalhes complexos para usinagem com ferramentas de geometria definida. Devido às distorções ocasionadas pela têmpera e pelo processo de usinagem, as peças são polidas manualmente até que se alcance a precisão da forma requerida.

A usinagem de aço no estado temperado, tanto no desgaste quanto no acabamento, permite uma racionalização do processo, pois provoca a diminuição dos tempos de preparação e diminuição de erros ocasionados pela mudança de referência da peça, além de evitar os problemas ocasionados por distorções geométricas ocasionadas pela têmpera, principalmente de paredes finas [1, 11,12].

Quando as espessuras de usinagem são pequenas, por exemplo, no caso de operações de acabamento, a aplicação de altas velocidades de corte (*High Speed Cutting*) permite um aumento da taxa de remoção e as forças específicas de usinagem são sensivelmente menores. Conseqüentemente, as tensões superficiais originadas pelo passe de fresamento são reduzidas, sendo possível evitar modificações térmicas e químicas que possam alterar as características do material, ou causar problemas para as operações posteriores [13, 14].

Uma ferramenta para moldagem de plásticos projetada para um milhão de ciclos apresenta uma construção distinta de um molde projetado para 50.000 fechamentos. Atualmente, em função da diminuição do ciclo de vida de um produto, principalmente na indústria automobilística e de eletrodomésticos, um molde considerado de alta produção é projetado para atender, em média, um número de 300.000 a 500.000 peças, excluindo elementos que podem se utilizar em um número maior de produtos [8].

Isso significa afirmar que a maioria dos moldes convencionais em aço podem atualmente ser sobredimensionados, representando um prejuízo no custo final da ferramenta.

A escolha do material da ferramenta (molde/matriz) é geralmente realizada no início da etapa de projeto. No entanto, em muitos casos, a escolha do material é baseada na habilidade da empresa em processar uma ferramenta em um determinado material, não importando a quantidade de produtos desejados. Esta escolha também pode ser influenciada, ou determinada, pelo cliente. Portanto, na escolha do material da ferramenta, deve-se também observar os requisitos da produção.

Muitas vezes, é indispensável o emprego de aços para uma ferramenta de moldagem ou conformação, o que torna a distribuição da seqüência do processo determinante para a eficiência de produção. Entretanto, em certos casos, a possibilidade de utilização de materiais não-ferrosos, por exemplo, para moldagem de plástico, além de atender as exigências impostas de projeto, permite uma fabricação mais rápida, devido às melhores características de usinabilidade.

Existem atualmente no mercado ligas de alumínio com resistência mecânica de até 600 N/mm<sup>2</sup> e ligas de cobre com dureza semelhante ao aço (em torno de 40 HRC), que além do aumento das características de

eficiência de projeto, podem contribuir para o aumento da velocidade de produção de uma ferramenta de moldagem de plástico.

O peso específico do alumínio, aproximadamente 1/3 do peso do aço, permite um melhor manuseio do molde. A baixa inércia possibilita um aumento da velocidade de fechamento e abertura do molde (tabela 1.1) [15].

Tabela 1.1. Propriedades físicas e mecânicas de materiais empregados para construção de ferramentas para moldagem de plásticos [15]

Material	Dureza Rockwell	Densidade [kg/m <sup>3</sup> ]	Módulo de elasticidade (E) [Gpa]	Carga limite de compressão (G) [Gpa]
Aço-ferramenta (H13)	HRC 45	7650	207,0	185,1
Aço inox. mart. (ABNT 420)	HRC 50	7600	255,0	215,1
Cu-Be	HRC 40	8060	124,0	48,3
Ligas de alumínio	HRB 90	2660	71,0	26,2
Bronze	HRB 94	8390	106,0	40,1

Do ponto de vista da fabricação, para ferramentas de moldagem de plásticos, a opção por materiais de ligas de alumínio e de cobre possibilita a utilização de parâmetros de corte mais elevados, o que permite o uso de altíssimas velocidades de corte e a retirada de maiores sobremedidas de usinagem. Em comparação aos aços convencionais para moldes de injeção de plásticos, a menor força de usinagem proporciona as seguintes vantagens:

- o sistema de fixação da peça não sofre grandes exigências de cargas, apresentando menos vibração no processo;
- quando empregadas elevadas relações I/D, o problema de desvio de haste da ferramenta é menor e, conseqüentemente, o erro de forma e acabamento superficial também;
- as solicitações sobre o cabeçote da máquina-ferramenta e outros componentes de máquinas e, conseqüentemente, os custos de manutenção são menores.

O cenário atual para o desenvolvimento tecnológico na área de fresamento de cavidades de ferramentas para moldagem de plástico conduz, portanto, à aplicação de duas orientações estratégicas de pesquisas:

- conhecimento do processo de fresamento em aços temperados, tanto desbaste quanto acabamento;

- conhecimento da usinabilidade dos novos materiais, tais como as ligas de alumínio e de cobre de alta resistência mecânica, utilizadas em cavidades.

A pesquisa de desgaste de aços temperados representa uma evolução tecnológica, pois demanda o desenvolvimento de novos materiais e geometrias de ferramenta de corte, bem como a caracterização de parâmetros de usinagem e condições de contato. O aspecto estratégico do domínio dessa tecnologia é evidenciado pela possibilidade de racionalização do processo, devido à etapa de tratamento térmico ser processada no início da cadeia de processo, evitando os problemas já mencionados.

A pesquisa de acabamento de aços temperados está relacionada com o desenvolvimento de estratégias de usinagem aplicadas. O aspecto estratégico do domínio dessa tecnologia é evidenciado pela possibilidade de revolução da seqüência do processo, uma vez que objetiva-se a diminuição e, mesmo, a eliminação da etapa de acabamento manual.

A pesquisa de usinabilidade de novas ligas de alumínio e cobre de alta resistência mecânica corresponde à aplicação dos conhecimentos do processo de fresamento, pois existem, no momento, poucos estudos de usinabilidade nestes materiais. O aspecto estratégico desse desenvolvimento tecnológico é a facilidade na fabricação de superfícies, devido às melhores características de usinabilidade.



## CAPÍTULO 2

### OBJETIVOS

O objetivo principal desse trabalho é prover a Indústria e os Centros de Pesquisas Nacionais com informações científicas e tecnológicas, para o auxílio nas tomadas de decisões de cunho tecnológico e organizacional. Para tal, serão estudadas as características da usinabilidade dos materiais aplicadas ao processo de fresamento em 3 eixos de superfícies de forma livre, convencionalmente encontradas nas cavidades de ferramentas de moldagem de plásticos.

Determinou-se o espectro dos materiais deste estudo com base nas aplicações produtivas das ferramentas de moldagem de plástico. Para moldes de média e alta produção, escolheu-se um aço inoxidável martensítico (ABNT 420), tipicamente utilizado. Para esse aço, será estudada a possibilidade de usinagem no estado temperado, desde a etapa de desbaste até o acabamento. Para moldes de pequena produção ( $\leq 100.000$  ciclos), será pesquisada a usinabilidade da liga de alumínio (AMP8000), de alta resistência mecânica, considerada uma alternativa para substituição das ligas de aço convencionalmente aplicadas. Será também pesquisada a usinabilidade da liga de cobre de alta resistência mecânica (Cu-Be), utilizada principalmente em regiões com necessidade de elevadas condutividades térmicas.

A sistemática para o alcance desse objetivo está baseada no desenvolvimento de conhecimento científico do processo, seguido da aplicação tecnológica.

Como primeiro passo, será definido o universo de aplicação dos materiais e o estado da arte da fabricação de cavidades para ferramentas de moldagem de plástico. Essas informações serão utilizadas para auxiliar os rumos da pesquisa nos distintos materiais, bem como para identificar os objetivos a serem alcançados, por exemplo, limites de tolerância no acabamento superficial e no desvio de forma.

Posteriormente, serão analisadas as características científicas do processo, tanto para a etapa de desbaste em 2 ½ eixos quanto para a etapa de acabamento em 3 eixos.

Para a etapa de desbaste, serão analisadas as características de contato ferramenta/peça com diferentes geometrias de topo das ferramentas, bem como as relações dos parâmetros de corte com a taxa de remoção de material (Q), a potência de corte ( $P_c$ ), a vida da ferramenta e a formação de cavaco.

Para a etapa de acabamento, serão analisadas as características de contato ferramenta/peça, bem como as relações dos parâmetros de corte com o acabamento superficial e o desvio de forma.

Uma vez definidos os princípios para a escolha dos materiais e parâmetros, e realizada a fundamentação da aplicação dos conhecimentos do processo de fresamento em 3 eixos, será então aplicada a pesquisa de usinabilidade nos distintos materiais.

Serão escolhidos três estudos de casos e com o uso de um software de auxílio à manufatura (CAM), serão gerados distintos caminhos de fresamento para superfícies de forma livre, nos diversos materiais.

Será também realizada uma abordagem sobre a escolha da tecnologia selecionada para o processamento de um produto, com foco direcionado aos processos de fresamento e de eletroerosão.

## CAPÍTULO 3

### ESTADO DA ARTE

A aplicação das características de projeto orientadas à fabricação influenciará na velocidade da sequência do processo. Com efeito, este capítulo objetiva situar o leitor na importância da tecnologia do processo de fresamento na sequência produtiva.

Serão apresentadas neste capítulo as características dos materiais de estudo, bem como dos requisitos tecnológicos de um molde ou matriz, exigidos pelos três principais países produtores e consumidores. A partir desse ponto, será definido o estudo do processo de fresamento para a fabricação de cavidades de ferramentas com foco em moldagem de plásticos.

#### 3.1 . Análise da Aplicação dos Materiais de Estudo

A vida de um molde de injeção depende fundamentalmente dos seguintes fatores:

- da concepção do projeto e construção;
- da qualidade de fabricação;
- da condição de uso.

Do ponto de vista de projeto, a norma DIN 16.901 determina as tolerâncias para as peças plásticas. Para a construção de ferramentas de moldagem de plástico, consideram-se, principalmente, as características do material moldado, tais como: condições de escoamento e de solidificação do material, orientação do fluxo, coeficiente de dilatação e de repetibilidade [8, 16].

A condutividade térmica do material da cavidade do molde é de importância especial para a eficiência e a produtividade de um molde (tabela 3.1). Não são somente consideradas a velocidade de aquecimento e de resfriamento, mas também a distribuição de temperaturas ao longo da cavidade do molde, pois o tempo de ciclo e/ou a estabilidade dimensional são freqüentemente sacrificados devido aos pontos quentes na ferramenta [8].

Tabela 3.1. Propriedades físicas das ligas para moldes de injeção [8].

Material	Cond. Térmica (btu/FT.HR. °F)	Coef. Térmico (10-6/°F)
Aço-ferramenta (H13)	15	7,1
Aço inox. mart. (ABNT 420)	13	9,8
Cu-Be	60	9,7
Ligas de alumínio	80	12,8
Bronze	120	9,7

O problema da condutividade térmica é uma função do tempo total do ciclo de moldagem, devido aos empenamentos e às deformações posteriores à ejeção. É especialmente percebido nas situações de solidificação da peça em seções profundas e/ou sem refrigeração e no controle da ejeção das peças. Em produtos com tolerâncias estreitas, a condutividade térmica é particularmente importante, porque a deformação por qualquer modo pode produzir uma peça não adequada às especificações de projeto [17].

Convencionalmente, são empregados nos moldes de injeção de plástico canais de refrigeração com água (com valor de Ph na faixa de 6,5 a 7,5) ou óleo. O projeto desses sistemas térmicos é essencial para o controle da temperatura de solidificação nos locais de difícil transmissão de calor e proporcionalmente complexos, em função da geometria da peça e do tamanho do molde [16].

No entanto, quanto maior o número de canais de refrigeração, maior será a quantidade de problemas nos componentes na ferramenta relativos à calcificação, corrosão e acumulação de resíduos resultantes dos ataques químicos [8].

A possibilidade de utilização de materiais com maior condutividade térmica pode permitir a diminuição e/ou simplificação de projeto dos canais [8].

Outro fator preponderante de projeto, a dureza do material é definida para o molde proporcionalmente ao tamanho da série produzida. Genericamente, pode-se determinar a seguinte relação (tabela 3.2) [18]:

Tabela 3.2. Dureza do material do molde conforme o tamanho da série [18].

Tamanho da série	Dureza Rockwell	Exemplos
lotes grandes > 1.000.000	48-65 HRC	VD2 (DIN 1.3344) VW3 (DIN 1.2363) VH13 (DIN 1.2344) VP420IM (ABNT 420)
Lotes médios 100.000 – 1.000.000	30-48 HRC	VCO (DIN 1.2721) P20 (DIN 1.2311) VP420IM (ABNT 420) Cu-Be
Lotes pequenos < 100.000	160-250 HRB	P20 (DIN 1.2738) 4140 (DIN 1.2312) AMP8000

Aços ligados, especialmente contendo CrMo, CrMoCu e CrMoV, são utilizados para a construção de cavidades devido a sua alta resistência ao desgaste abrasivo e químico e boa condutividade térmica [1]. Esses aços são também utilizados pelas boas características de uniformidade da têmpera e pelos resultados do processo de polimento.

Todavia, a adição de elementos de liga para obtenção das características de projeto, bem como o aumento da dureza do material, influem diretamente na usinabilidade. A usinagem de materiais com dureza superior a 50 HRC é mais susceptível à instabilidade de corte, o que demanda longos esforços de pesquisa para atender a fabricação de moldes projetados para um lote grande de peças produzidas.

O uso de ligas de Cu, principalmente as de alta resistência como Cu-Be, é indicado em insertos para moldes de injeção/sopro de poliestireno expandido (isopor), cavidades para moldes de injeção de PVC e calibradores de extrusão de PVC. Em função da alta dureza, essas ligas são utilizadas ainda na fabricação de bicos injetores de pistões de injeção de alumínio [19].

As ligas de cobre são resistentes aos ácidos associados à moldagem de *vinyl* e ao ataque químico associado aos acetatos. As taxas de corrosão em ambientes ácidos e quentes em moldagem de plásticos são baixas e uniformes. Não constatou-se corrosão por *pitting* nesses moldes em testes de corrosão com soluções hidroclicóricas e hidroclicóricas [20]. Entretanto, pode ocorrer oxidação em temperaturas acima de 200°C, isto é, nas temperaturas acima da faixa utilizada na moldagem de termoplásticos. Essa oxidação por manchas pode ocorrer com qualquer um dos óxidos cuprosos ou óxidos cuprosos pretos, podendo, em ambos os casos, ser removida por ácidos hidroclicóricos [20].

Entretanto, as ligas de cobre apresentam freqüentemente o maior custo efetivo dos materiais para moldes. Todavia, a principal vantagem relativa ao menor ciclo de moldagem diminui o custo total acumulado, quando em regime de produção.

Nota-se que, sobretudo nas operações de eletroerosão, a utilização de ligas de Cu-Be pode ser questionável, em virtude das doenças crônicas provocadas pelo Berílio [19, 21-27]. Para o controle da emissão de gases, deve-se erodir o Cu-Be em máquinas enclausuradas e em ambientes ventilados. Recomenda-se ainda maximizar as operações de fresamento, a fim de diminuir o tempo de eletroerosão [21].

As ligas de alumínio apresentam, em relação aos aços normalmente empregados em ferramentas de moldagem de plástico, uma condutividade térmica maior (tabela 3.1).

Pode-se contornar a baixa resistência ao desgaste do alumínio com a realização de tratamentos superficiais, tais como [18]:

- endurecimento anódico (formação de uma camada de  $Al_2O_3$  espessa): garante características de dureza na ordem de 65 HRC. No entanto, esse é utilizado em um número limitado de ferramentas devido à diferença de expansão da camada superficial relativa à subcamada de alumínio, o que provoca microtrincas superficiais;
- endurecimento por cromagem: garante características de dureza da camada superficial até a ordem de 80 HRC, com espessura variando de 0,1 a 0,2 mm;
- niquelação: garante durezas da camada superficial da ordem de 50 HRC, com espessura variando de 0,03 a 0,1 mm. É utilizado em casos onde a resistência à adesão e à corrosão devem ser maiores que a resistência proporcionada pelo endurecimento por cromagem.

Devido à maior condutividade térmica, os ciclos de moldagem com moldes de alumínio são sensivelmente menores e pode-se simplificar ou até eliminar o projeto de canais. Estima-se assim, uma redução de cerca de 30 a 40% do ciclo de moldagem (tabela 3.3) [8].

Tabela 3.3. Lista de materiais injetados em moldes de alumínio [ALU00].

Material	Número de fechamentos						
	5.000	10.000	50.000	100.000	300.000	500.000	1.000.000
	protótipos	séries pequenas	séries médias		séries grandes		
Poliétileno LD (LOPE)	Alumínio						aço
Poliétileno HD (HDPE)	Alumínio						aço
Polipropileno (PP)	Alumínio						aço
Poliestireno (PS)	Alumínio						aço
Poliestireno reforçado (PCS)	Alumínio						aço
Estireno-acrilo-nitrilo (SAN)	Alumínio						aço
ABS	Alumínio						aço
Acetato de celulose (CA)	Alumínio						aço
Poliâmida 6 (PA 6)	Alumínio						aço
Poliâmida 11 (PA 11)	Alumínio						aço
Poliâmida 66 (PA 66)	Alumínio						aço
Poliâmida 66 GF (PA 66 GF)	Alumínio						aço
Óxido de polipropileno (PPO)	Alumínio						aço
PMMA	Alumínio						aço
POM	Alumínio						aço
Polycarbonato (PC)	Alumínio						aço

### 3.2. Avaliação da Topologia das Cavidades de Moldes e Matrizes

Simplificadamente, podem-se dividir os tipos de ferramentas de forma em quatro classes: matrizes de estampagem, matrizes de forjamento, moldes de fundição e moldes de injeção/sopro.

Ferramentas para estampagem são principalmente compostas por curvas leves e grandes superfícies. Estas são, principalmente, desbastadas e acabadas pelo processo de fresamento ou uma combinação de fresamento com retificação. Os moldes de fundição, moldes de injeção/sopro e matrizes de forjamento são desbastados por fresamento e acabados por uma combinação de fresamento e eletroerosão [18].

Moldes e matrizes são montados por componentes funcionais e de suporte. Nos moldes de injeção e fundição os componentes funcionais são chamados de macho e fêmea e, na estampagem, de punção e matriz [28]. Machos e fêmeas são normalmente usinadas a partir de blocos sólidos de aço. Punções e matrizes são usinados a partir de peças fundidas com geometria próxima da final. A maioria dos componentes de suportes são peças padronizadas, tais como alinhadores, peças de ejeção, aquecimento e resfriamento [29].

Com a utilização de componentes padronizados para moldes e matrizes, o tempo necessário para a fabricação de uma ferramenta é reduzido e a usinagem é, principalmente, dedicada à fabricação das partes da cavidade ou punção/matriz.

Geralmente, os fabricantes ajustam os valores médios de erros para as ferramentas de acordo com as normas de projeto de cada país (tabela 3.4). Visto que no Brasil a maioria das indústrias clientes são multinacionais, as tolerâncias são ajustadas conforme a norma seguida pelo respectivo cliente [3, 6].

Os valores usuais de raios de cavidades para moldes variam de 0,25 a 3 mm e, para ângulos de fechamento da cavidade, entre 0,5 e 5 graus. A faixa de profundidade média de rugosidade ( $R_z$ ) está em torno de 5  $\mu\text{m}$  [30].

Tabela 3.4. Valores médios para erros de forma e dimensionais [3].

Aplicação	Alemanha		Japão		EUA	
	erro dimensional [mm]	erro de forma [mm]	erro dimensional [mm]	erro de forma [mm]	erro dimensional [mm]	erro de forma [mm]
Moldes (injeção/sopro)	0,020	0,020	0,033	0,053	0,066	0,122
Moldes (fundição)	0,046	0,041	0,089	0,099	0,084	0,084
Matriz (estampagem)	0,061	0,043	0,048	0,043	0,160	0,251
Matriz (forjamento)	0,036	0,030	0,028	0,023	0,191	0,089

Com a otimização do processo de fresamento, é possível diminuir os tempos de acabamento e polimento. As sobremedidas de usinagem são ajustadas para operação posterior e dependem principalmente do material usinado e da estratégia de usinagem adotada.

Na fabricação de ferramentas, são normalmente obedecidas as seguintes sobremedidas de usinagem (tabela 3.5) [28]:

Tabela 3.5. Sobremedidas de usinagem adotadas nas ferramentarias [28].

	pré-acabamento	acabamento
Aplicação	[mm]	[mm]
Moldes de injeção	0,25-0,75	0,125-0,25
Moldes de fundição	0,25-0,75	0,125-0,25
Matriz de estampagem	0,5-1,5	0,125-0,25
Matriz de forjamento	0,5-2,5	~0,75



### 3.3. Tecnologias de Processo para a Fabricação de Cavidades com Remoção de Material

As duas principais tecnologias de usinagem utilizadas para manufatura de uma cavidade são o processo de fresamento e o processo de eletroerosão.

O processo de fresamento experimentou nos últimos tempos a transição tecnológica do fresamento com copiador mecânico e eletrônico para o fresamento CN. No processo de fresamento por copiador convencional, um modelo físico é apalpado mecanicamente e, simultaneamente, um sistema mecânico, elétrico ou hidráulico, realiza o fresamento. A etapa de desbaste é feita previamente e, portanto, o fresamento por copiador é uma etapa de acabamento. Uma desvantagem desse processo é a força de reação sobre o apalpador, o que pode provocar erros de precisão (figura 3.1) [1].

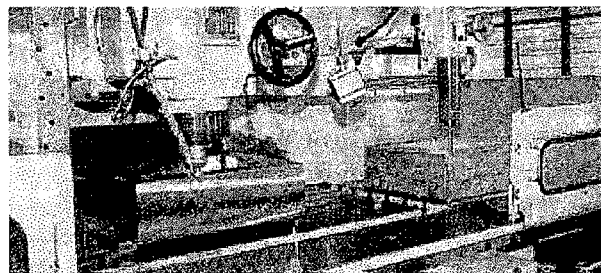


Figura 3.1. Fresamento com copiador [18].

Nos sistemas copiadores modernos, o sistema digital-eletrônico faz o reconhecimento da superfície a ser modelada e transmite essa informação para um programa computacional que realiza a conversão dos pontos adquiridos para a linguagem de máquina CN, aumentando a precisão da peça.

Com o auxílio de sistemas CAD/CAM, as informações geométricas desejadas da peça são calculadas em forma de descrições matemáticas de área ou de volume. Com o auxílio de um sistema CAM, essas informações matemáticas são convertidas em linguagem de máquina e são geradas as trajetórias da ferramenta de corte (figura 3.2) com velocidades de avanço adequadas aos contornos, o que aumenta a precisão e reprodutibilidade. O programador ainda tem liberdade para a geração das estratégias de usinagem e flexibilidade para eventuais modificações [1, 31].

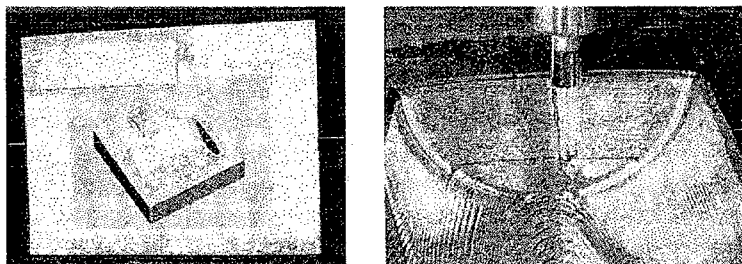


Figura 3.2. Geração de uma superfície por sistemas CAM [18].

O processo de eletroerosão é principalmente utilizado para a confecção de gravuras e superfícies profundas, nos casos em que a usinagem pelo processo de fresamento é muito lenta. Por intermédio da conversão direta de energia elétrica em calor, a região de corte é eletroerodida. A condução térmica registrada sobre a superfície da peça gera um dano térmico na zona de corte (camada branca), sendo esse um fator que, geralmente, influencia negativamente no acabamento desejado da peça, necessitando-se de uma operação posterior de polimento manual [32, 33].

A utilização de eletrodos requer ainda a sua confecção pelo processo de fresamento, o que gera uma sequência de processo que não agrega valor ao produto.

#### 3.4. Aspectos do Fresamento para a Produção de Cavidades

O tempo médio gasto no polimento manual de moldes de grande porte está em torno de 350 a 400 horas. Se esse tempo for reduzido pela otimização do processo de usinagem, não somente o custo de fabricação será reduzido, bem como a precisão da peça aumentará, pois a ferramenta executa um percurso de usinagem pré-definido, ao passo que no trabalho manual de polimento, fatores como pressão e métodos de polir variam de uma pessoa para outra e, portanto, as características de acabamento superficial e de precisão dimensional são diretamente afetadas [18].

Estima-se que, se forem utilizadas cerca de 50 horas a mais de programação avançada e acabamento em uma máquina-ferramenta mais precisa, pode-se reduzir o polimento de 100 a 150 horas. As peças serão mais precisas e necessitarão de menos tempo para teste da ferramenta (*try-out*) [1].

Na Alemanha, 44% das empresas têm vivenciado experiências com novas tecnologias de fresamento, tais como: aplicação de altas velocidades de corte (HSC), avaliação e modernização do ferramental (máquinas-ferramentas, dispositivos de fixação e ferramentas de corte) no chão-de-fábrica. Cerca de 59% das empresas fabricantes de moldes de injeção consideram investimentos nesta área. No Japão e nos EUA, cerca de 30% das empresas têm experiência com tecnologia HSC, e a aplicação desta tecnologia é considerada por 96% dos fabricantes no Japão e 72% nos EUA, como um elemento chave para diminuição dos custos de fabricação [1].

Algumas empresas brasileiras estão começando a apostar nesta tecnologia, adquirindo máquinas na faixa de transição para HSC e investindo em pesquisas científicas para auxiliar a sua implementação dentro do ambiente fabril. Atualmente, existe uma clara carência de profissionais qualificados, documentação técnica de suporte e conhecimento suficientes para suprir as necessidades do mercado brasileiro [34].

No Brasil, a velocidade da informação ainda é lenta, a começar pela própria fonte difusora do conhecimento, a Universidade. Não são muitos os centros de pesquisa de usinagem no Brasil com máquinas com faixas superiores a 15.000 rotações. Portanto, o volume de pesquisas é pequeno, considerando o universo de variáveis existente no processo de usinagem e a característica oscilante do setor de moldes, no que tange o aspecto de desenvolvimento e aplicação de novos materiais no chão-de-fábrica.

De modo geral, em contraste com os competidores do exterior, são poucas as iniciativas das indústrias nacionais para a formação de sociedade para a detenção de uma determinada tecnologia.

As dificuldades relativas ao desenvolvimento tecnológico no setor, juntamente com as necessidades apresentadas no atual contexto mundial, justificam a aplicação de pesquisas dedicadas ao setor de moldes.

### 3.5. Aspectos da tecnologia de fresamento HSC

A utilização de altas velocidades de corte (da terminologia *High Speed Cutting* ou *High Speed Machining*) oferece um conjunto de vantagens técnicas e econômicas em vários campos de aplicação. Todavia, os melhores resultados são somente obtidos com a interação otimizada de máquinas-ferramentas, ferramentas de corte, geometria e material da peça (figura 3.3) [13].

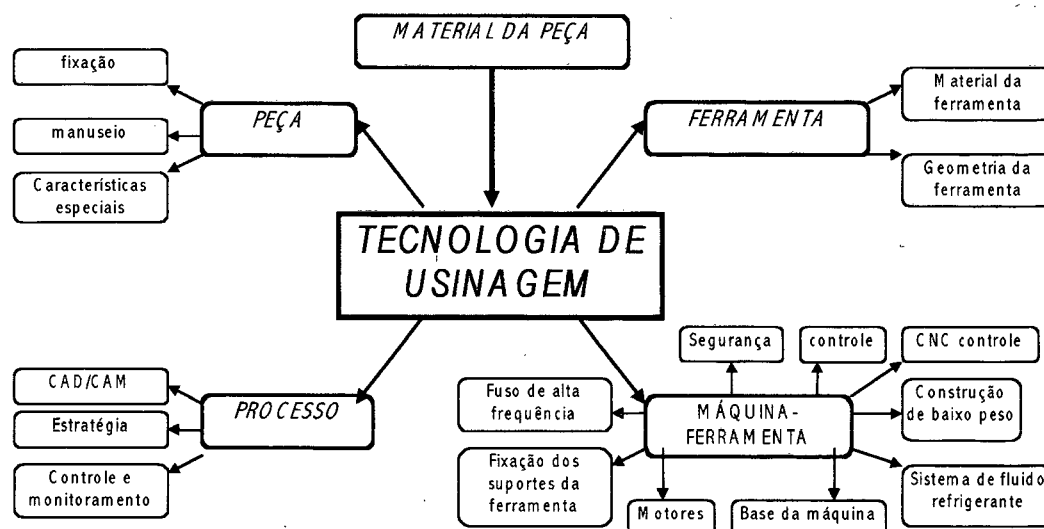


Figura 3.3. Aspectos a serem interagidos para aplicação de HSC [13].

### 3.5.1. Aspectos do sistema de fixação de ferramenta para altas rotações

A concentricidade e a minimização de massa desbalanceada exigida para altas rotações são somente obtidas em sistemas que assegurem uma fixação da haste da ferramenta uniformemente em sua circunferência, tais como os sistemas hidráulicos e de aperto tipo *shrink chucks*. Por esta razão, os mandris de fixação lateral e as pinças convencionais são desaconselháveis a partir de 15000 rpm [13].

Os tipos de cones utilizados para o fresamento são o cone de flange do tipo V e o cone vazado HSK (*Hohlschaftkegel - Hollow Shank Taper*). O cone flange V é fixado ao fuso por um engate ou mecanismo semelhante. Esse sistema encontra-se na maioria das máquinas-ferramentas. O sistema HSK ajusta, além da face ao fuso, também a superfície do cone. Para aplicações de altas velocidades de corte, que exercem alta força centrífuga, esse sistema é o mais apropriado (figura 3.4) [35, 36].

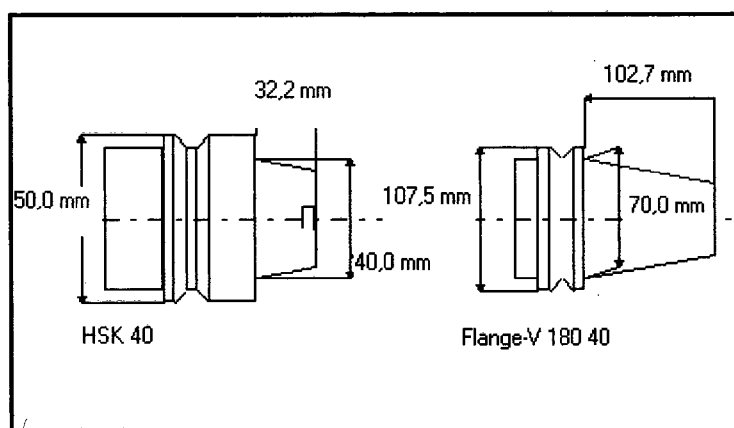


Figura 3.4. Cones do Tipo HSK e flange-V [35].

O balanceamento de um sistema consiste normalmente em ajustar a excentricidade do sistema ferramenta/suporte de fixação, com a retirada ou colocação de massa. Em virtude da dificuldade da checagem e refinamento do balanceamento, aumenta-se o custo de inventário de ferramentas e suportes. Portanto, deve-se requerer o balanceamento em somente dois casos: quando o problema do processo é apenas de desbalanceamento da ferramenta de corte e sistema de fixação e quando é necessário diminuir a força centrífuga, em casos onde esta é significativa em relação à força de corte [37].

### 3.5.2. Aspectos do projeto de cabeçotes para altas rotações

Cabeçotes com rotações convencionais geralmente utilizam mancais com esferas recirculantes de aço com graxa. Com o aumento da rotação, a graxa aquece, influenciando diretamente na vida e na precisão do mancal.

Mancais com rolamentos cerâmicos, termicamente estáveis, leves e mais resistentes à deformação e refrigerados a óleo são apropriados para rotações superiores a 15.000 rpm, combinando velocidade e potência. Esses mancais geralmente possuem as paredes internas de aço lubrificadas com ar e óleo por sistemas recirculantes com canais externos [37]. Cerca de 80% dos mancais para estas aplicações são desse tipo [13, 37].

Alternativamente, são desenvolvidos projetos de mancais para alta rotação e baixa potência. Para certas aplicações de alta velocidade de corte (rotações em torno de 30.000 rpm) são utilizados sistemas de mancais hidrostáticos e hidrodinâmicos. Para rotações em torno de 100.000 rpm, são aplicados mancais aerostáticos. Atualmente, é progressiva a aplicação de mancais magnéticos, pois é possível manter um controle maior em todas as direções de movimento por meio da modulação, em tempo real, do campo magnético [37].

### 3.5.3. Considerações sobre comando numérico e programação

A velocidade de processamento de um comando numérico computadorizado é um dos principais aspectos a serem observados quando são utilizadas altas velocidades de corte. O tempo de processamento de um bloco é o intervalo de tempo que o comando numérico gasta para interpretar uma instrução de posicionamento.

Programas CN para a usinagem de superfícies complexas consistem em uma longa seqüência de pontos que descrevem a forma da superfície. Cada ponto corresponde a uma linha do programa CN, com uma instrução de posicionamento. A distância média entre os pontos depende da complexidade da superfície, bem como da precisão desejada. A ferramenta é movimentada descrevendo segmentos de reta que unem dois pontos subseqüentes da superfície [38]. O tempo de processamento de bloco representa um fator limitante e é calculado como:

$$\text{tempo de proc. (s)} = [\text{dist. da malha (mm)} / v_f \text{ (mm/min.)}] \cdot (60 \text{ s/min}) \quad (1)$$

Isto significa que para um tempo de processamento de 4 ms, pode-se usinar uma dada superfície definida numa malha de 0,5 mm, com velocidade de avanço ( $v_f$ ) máxima de 7500 mm/min [38].

O CNC deve possuir a capacidade de controlar continuamente o movimento dos eixos durante a usinagem, controlando a velocidade de avanço em situações como descontinuidades, cantos vivos e transições. Devido à inércia das máquinas, os eixos percorrem uma certa distância mínima durante a desaceleração, sendo essa distância maior do que a distância entre pontos. Deste modo, o CNC deve analisar

o contorno seguinte antes de usiná-lo (função conhecida como *Look Ahead*) e verificar se existem alterações bruscas na trajetória, que demandem controle da velocidade de avanço ( $v_f$ ) [36, 38- 40].

Em virtude das altas acelerações e desacelerações que causam solavancos (*jolts*), oscilações e alta solitação mecânica nos eixos da máquina-ferramenta, são usados algoritmos de variação da aceleração no tempo [38].

Com o aumento da complexidade geométrica da superfície, são gerados programas que podem exceder a capacidade de leitura. Nestes casos, pode-se auxiliar a programação com o uso de polinômios de terceiro grau (*Splines*, por exemplo) que, simplificadamente, substituem um conjunto de segmentos de reta utilizados para a leitura de uma superfície [38].

A maioria dos sistemas CAD/CAM possui a função “Reconhecimento da Superfície Residual” implementada. Geralmente, esta é usada para controlar o ponto de contato entre a ferramenta e a superfície a ser trabalhada. Se uma superfície não for reconhecida, uma linha contínua delimitará a área da superfície não usinada pela ferramenta. Desse modo, a área da superfície pode ser retrabalhada, utilizando uma ferramenta de corte apropriada. A falha dessa função é que somente a superfície é reconhecida, mas não o volume residual, o que representa um provável potencial de risco para a aplicação de altas velocidades de corte (HSC) e em aços temperados [13].

As tendências atuais de desenvolvimento de estratégias de usinagem para sistemas CAM buscam a implementação de rotinas que possibilitem os seguintes requisitos:

- controle das espessuras de corte, mantendo-se a carga constante sobre a ferramenta;
- controle de todos os movimentos de corte para evitar mudanças abruptas na direção de corte;
- controle de volumes abertos e semi-abertos, minimizando a necessidade de entrada e saída da ferramenta do material [40].

Seções de usinagem (A) que excedam o limite estrutural da ferramenta de corte provocarão uma falha prematura desta. A locação desses limites depende fortemente do desempenho dinâmico da ferramenta [39, 41].

#### 3.5.4. Considerações sobre a máquina-ferramenta

Todas as partes móveis da máquina-ferramenta devem ser produzidas com peças de baixa densidade para diminuição da inércia. Alcança-se esta redução pela seleção de materiais apropriados para a construção,

como, por exemplo, as ligas de Al e Ti, plásticos com fibras reforçadas e ainda pela otimização da geometria das peças com a correta aplicação de programas de elementos finitos [39].

Devido à necessidade de altas velocidades de avanço ( $v_f$ ), são somente empregadas guias de baixo atrito, com mancais de elementos cerâmicos rolantes [39]. Os motores de avanço devem demonstrar, especialmente, boas características dinâmicas, controle de *loops* com pequenas constantes de tempo e capacidade para gerar altos momentos para curtos períodos de tempo, o que justifica a aplicação de motores lineares [36, 39, 40, 42]. A combinação de motores de torque direto e fuso também é vantajosa para proporcionar deslocamentos rápidos, com alto momento (torque), dispensando trens de transmissão e acoplamentos [43].

### 3.5.5 . Movimentos da ferramenta de corte

Ferramentas inteiriças resistem melhor à força centrífuga do que as ferramentas com insertos intercambiáveis, pois com altas rotações (acima de 20.000 rpm), os insertos intercambiáveis podem deslocar-se na base, influenciando na precisão da forma e no acabamento superficial [35].

Com máquinas-ferramentas de 3 eixos, pode-se realizar a usinagem de uma cavidade seguindo dois tipos de trajetórias: em 2 ½ eixos ou aproximada ao contorno em 3 eixos (figura 3.5) [31, 32].

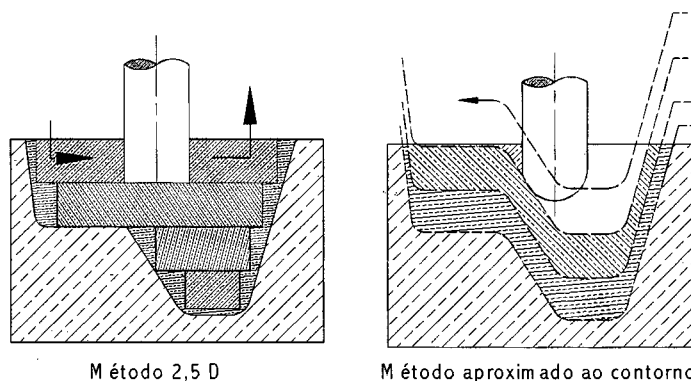


Figura 3.5. Métodos e movimentos de corte [32].

O método em 2 ½ eixos é aquele no qual a fresa estabelece um contorno pré-determinado em 2 eixos, mantendo uma profundidade axial ( $a_p$ ) de corte constante. Uma vez finalizada a superfície, a fresa penetra em mergulho até a próxima profundidade axial de corte estipulada. O restante de sobremedida da peça para o contorno final será uma função da geometria da ferramenta de corte e da profundidade axial de corte escolhida [32].

Na usinagem em 3 eixos, as linhas de fresamento acompanham o contorno da peça. A ferramenta de corte estabelece um movimento com diferentes profundidades de corte, com linhas de fresamento paralelas, até a obtenção da medida desejada, o que significa uma modificação constante dos esforços de corte sobre a ferramenta.

Uma linha é fresada podendo seguir três movimentos no plano de corte: fresamento pendular, fresamento uniforme em planos e fresamento uniforme em espiral (figura 3.6) [32].

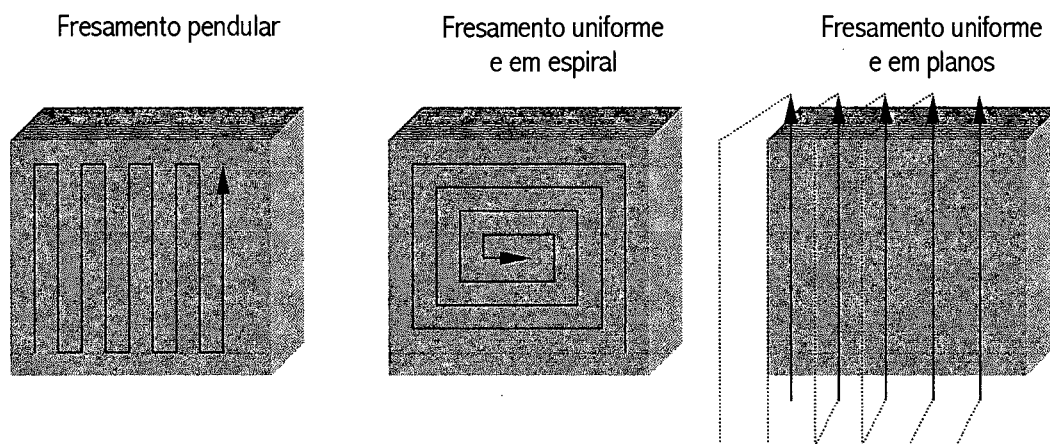


Figura 3.6. Movimentos no plano de corte [32].

No fresamento pendular, as linhas de fresamento são realizadas tanto em corte concordante quanto em discordante, minimizando os tempos em vazio.

No fresamento uniforme em planos, mantem-se o mesmo modo de fresamento (somente concordante ou discordante). Os tempos secundários de corte são elevados e ocorre um maior número de entradas da ferramenta na peça.

No fresamento uniforme em espiral, mantem-se o mesmo modo de fresamento (somente concordante ou discordante) e diminuem-se os números de entrada da ferramenta na peça.

No processo de fresamento com altas velocidades de corte (HSC), existe um controle maior de forma e de altura das cristas. Todavia, a elevada dinâmica do processo provoca pequenas zonas de estabilidade para a ferramenta de corte. A escolha da estratégia de corte determinará as cargas na ferramenta de corte [39]. Torna-se assim, fundamental a otimização do processo de desbaste precedente para utilização de HSC no acabamento.

Quanto pior a usinabilidade do material e/ou mais complexa a superfície da peça, menor deverá ser o gradiente de sobremedida para o acabamento, evitando-se, desse modo, sobrecargas na ferramenta de corte



e, com isto, maiores valores de vida de ferramentas, menores desvios de formas e melhores acabamentos superficiais [44].

### 3.6. Etapas do Fresamento de uma Cavidade

Uma vez conhecidos os procedimentos e movimentos de uma ferramenta no plano de corte, pode-se planejar a fabricação de uma cavidade segundo critérios pré-definidos. O processamento é subdividido em desbaste e acabamento.

O processo de desbaste objetiva primeiramente uma grande retirada de material, aproximando o perfil nominal da peça de uma maneira grosseira, dentro de um menor tempo possível. O desbaste de uma forma livre se processa baseado na descrição geométrica da peça e do bloco. O material é usinado até um limite da superfície desejada [36].

Existem basicamente três estratégias a serem consideradas para o desbaste: usinagem em espiral (*spiral, offset*), usinagem paralela (*zigue-zague*) e perfilamento (*profile*), geralmente em movimentos em 2 ½ eixos. A usinagem com contato contínuo da fresa em corte concordante [45] e com um mínimo de variação de direção da linha de fresamento são algumas das características principais para o desbaste de materiais de difícil usinabilidade. Nesses materiais, convencionalmente, o desbaste é realizado em 2 ½ eixos, com estratégia em espiral [18].

Uma das situações críticas para o processo de desbaste é a forma de entrada no plano de corte. Para a usinagem de cantos de superfícies externas, a ferramenta de corte deve executar uma trajetória em curva (figura 3.7) [32].

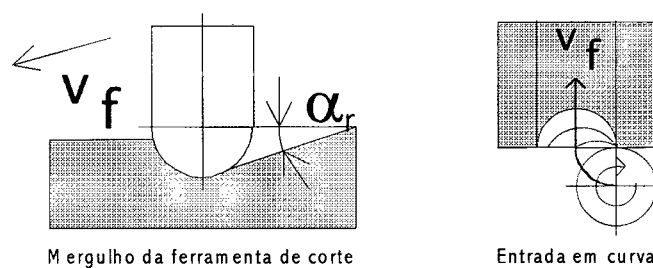


Figura 3.7. Otimização da estratégia de desbaste [32].

Para o início do desbaste de cavidades fechadas, a ferramenta deve mergulhar no material da peça até a profundidade de corte desejada. Pode-se realizar esse mergulho, com a fresa executando o movimento similar de furação feito por uma broca ou mergulhando em rampa com um determinado ângulo ( $\alpha_r$ ). Quanto

maior for a dureza do material, menores devem ser o avanço por dente da fresa ( $f_z$ ) e o ângulo de rampa ( $\alpha_r$ ), minimizando a força de usinagem [32, 46].

O processo de acabamento tem como objetivo a aproximação precisa da geometria nominal, dentro das tolerâncias de forma e de rugosidade estipuladas. Muitas vezes, torna-se necessária a definição de uma operação intermediária de pré-acabamento para uniformização da sobremedida de usinagem. A estratégia de usinagem é dependente da topografia da superfície desejada.

Superfícies convexas com rampas extremamente inclinadas (maiores que  $75^\circ$ ) são usinadas em linhas, mantendo Z constante (em 2 ½ eixos). Desta maneira, são evitadas mudanças abruptas de direção de corte e a ferramenta é sempre mantida em contato constante com a peça [36]. Superfícies planas são melhores usinadas no modo espiral, pois também é mantido o contato constante da ferramenta [44].

O acabamento de cavidades com máquinas-ferramentas de 3 eixos é convencionalmente realizado com fresas de topo esférico por assegurar maior adequação ao contorno [27, 47- 49]. Uma superfície deve ser acabada com a maior ferramenta possível para a determinada geometria da peça e ferramentas de diâmetro menor são utilizadas para detalhes específicos [44].

No fresamento em 3 eixos com ferramentas cilíndricas de topo esférico, várias partes do gume estão em contato com a peça, dependendo da inclinação do contorno. No centro da ferramenta, a velocidade de corte é nula, resultando num péssimo acabamento da peça [36, 50].

A inclinação da haste da ferramenta, em relação ao eixo perpendicular à superfície da peça, determina a efetividade do corte com ferramentas de topo esférico (figura 3.8). Quando o centro da ferramenta de corte está em contato no corte, devido à alta força passiva e à pequena área de saída do cavaco na ponta da ferramenta, são máximas as cargas e a vibração sobre o gume [32, 50-55, 57]. Esse efeito impossibilita a utilização de ferramentas de Cermet e CBN, quando o centro da ferramenta está em contato no corte [50].

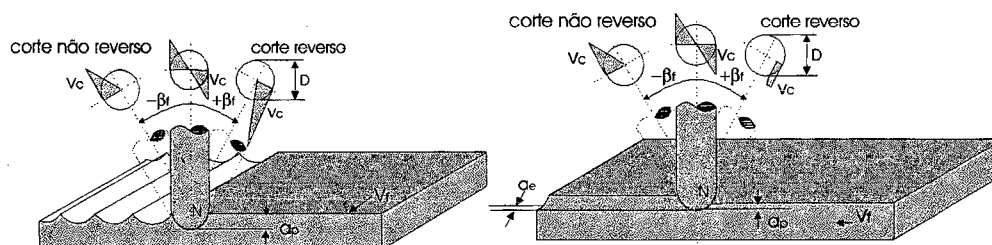


Figura 3.8. Diferentes ajustes de ângulos de inclinação para fresas de topo esférico [50].

A velocidade de avanço ( $v_f$ ) cresce proporcionalmente ao aumento da velocidade de corte ( $v_c$ ). Desse modo, com a aplicação de altas velocidades de corte (HSC), são aplicadas pequenas profundidades de corte radiais ( $a_e$ ) e axiais ( $a_p$ ). Aumenta-se o número de linhas de corte, mas diminui-se a altura das cristas e, conseqüentemente, a parcela de trabalho manual [39].

### 3.7. Usinabilidade e Materiais de Ferramentas de Corte

Para materiais não-ferrosos, são aplicadas altas velocidades de corte ( $v_c$ ) e altos avanços por dente ( $f_z$ ). Com a utilização de baixos avanços por dente, são formados cavacos de pequeno volume que, extremamente aquecidos, caldeiam na superfície usinada. Este efeito, na maioria da vezes, é evitado com aplicação de fluido refrigerante em alta pressão [58].

Como a profundidade de rugosidade média ( $R_z$ ) é função da velocidade de corte ( $v_c$ ) e de avanço ( $v_f$ ), mantendo-se a velocidade de avanço constante, a profundidade de rugosidade média ( $R_z$ ) diminui com o aumento da velocidade de corte [58].

Para o alumínio de baixa resistência mecânica, verifica-se uma faixa ótima de acabamento superficial com velocidades de corte aplicadas em torno de 6000 m/min, sendo que, a partir deste valor, o acabamento superficial é deteriorado. Esse aumento de rugosidade ocorre em razão da temperatura elevada na zona de contato localizada entre a peça e o flanco da ferramenta de corte, especialmente na região de conexão com o ângulo de incidência [39].

O ângulo de incidência ( $\alpha_c$ ) recomendado para a usinagem de ligas de alumínio é superior a 12 graus. Os acabamentos menos expressivos para velocidades de corte situam-se na faixa de 9600 m/min em diante. Pequenos avanços por dente, em torno de 0,03 mm, também prejudicam o acabamento superficial, quando utilizadas velocidades de corte superiores a 6000 m/min. Efeitos semelhantes ocorrem para a usinagem de ligas de cobre aplicadas em eletrodos [39].

O material de ferramenta mais utilizado na usinagem de ligas de Al e Cu é o metal-duro (classe K10). Ferramentas revestidas não apresentam efeitos significativos de melhoria de usinabilidade [13].

Para a usinagem de ligas com elementos abrasivos, como por exemplo ligas de Al-Si, o desempenho da ferramenta de corte é sensivelmente prejudicado. Para ligas com percentuais de Si na faixa de 12 a 21%, o comprimento de usinagem chega a ser reduzido para 20%. Nestes casos, recomenda-se a utilização de ferramentas de diamante policristalino (PKD). Tanto para ligas de Al quanto de Cu, as ferramentas de aço-rápido não apresentam um desempenho satisfatório [58].

No fresamento HSC de materiais com dureza superior a 40 HRC, são recomendadas ferramentas com faces planas, sem utilização de quebra-cavacos, para evitar o enfraquecimento da zona de corte [18].

Os atuais desenvolvimentos para ferramentas de cortes (materiais de substrato e revestimentos) têm por objetivo o aumento da velocidade de corte, mantendo características de dureza e tenacidade a altas temperaturas. Dentro desse conceito, adequa-se o surgimento de metais-duros com micro-grãos. Materiais de extrema dureza, como por exemplo, aços temperados com coeficientes de liga acima de 10 %, exigem do material da ferramenta, além da dureza elevada, uma alta tenacidade.

Os metais-duros revestidos podem ainda incrementar a característica de resistência ao desgaste. Ferramentas revestidas com TiN e TiCN são aplicadas para aços com dureza inferior a 40 HRC, enquanto para aços mais duros são recomendadas ferramentas com revestimento de TiAlN e TiAlCN (caso específico para aplicações em ferramentarias) [35].

O Cermet é um material de baixo custo que possui uma alta dureza, pequenas tendências à adesão e à difusão e, conseqüentemente, uma elevada resistência ao desgaste. A alta resistência do gume ao desgaste torna o Cermet apropriado para operações de acabamento [59]. A grande quantidade de TiC e TiN nos Cermets produz um desempenho quatro vezes maior do que o metal-duro na vida da ferramenta de corte para a usinagem de ferro fundido [35].

Ferramentas cerâmicas apresentam um lascamento elevado devido a sua baixa tenacidade e resistência ao choque térmico. No entanto, este efeito pode ser reduzido com a aplicação de ferramentas a base de SiC-*Whiskers*. Cerâmicas mistas com alto percentual de nitreto de silício apresentam um aumento da resistência a choque. Para a usinagem de ferro fundido são recomendadas estas ferramentas. É possível usinar ferros fundidos sem elemento de liga com velocidades de corte até cerca de 2000 m/min [58]. Uma outra possibilidade de melhorar a resistência de ferramentas cerâmicas é a adição de óxido de zircônio [36].

Para a usinagem de ferro fundido perlítico, a utilização de ferramentas de CBN mostra-se vantajosa. No entanto, para a usinagem de ferro fundido ferrítico, a utilização dessa ferramenta é desaconselhada, pois o material ferrítico apresenta maior ductilidade, provocando uma zona maior de interface ferramenta/cavaco, aumentando a temperatura na região e, conseqüentemente, uma alta difusão do boro para a ferrita [59].

## CAPÍTULO 4

### ANÁLISE DO PROCESSO DE DESBASTE

No processo de desbaste, são necessárias altas taxas de remoção de material e uma superfície resultante que seja adequada à operação posterior.

O desbaste com fresas de topo é convencionalmente realizado em 2 ½ eixos, pois as cargas sobre o gume apresentam maior uniformidade, em comparação ao fresamento em 3 eixos. Um percurso em 2 ½ eixos é construído a partir de um percurso em 2 eixos, com uma determinada profundidade de corte axial ( $a_p$ ). Quando um plano é finalizado, será usinado o próximo plano e assim por diante, até a obtenção da sobremedida de usinagem desejada.

A taxa de remoção de material na usinagem é determinada em função da velocidade de avanço ( $v_f$ ) e das profundidades de corte axial ( $a_p$ ) e radial ( $a_e$ ). As condições limites para estes valores são: a carga máxima suportada pela ferramenta de corte, a rotação máxima da máquina-ferramenta e a potência máxima de acionamento. Portanto, torna-se fundamental obter as relações das grandezas que determinam a taxa de usinagem e as condições que limitam estas grandezas.

Desse modo, neste capítulo serão analisadas as condições de contato do topo da ferramenta de corte com o material da peça, bem como as influências das grandezas geométricas de cada ferramenta e dos parâmetros de corte, em relação à força de usinagem ( $F$ ), à potência de usinagem ( $P$ ), à taxa de remoção ( $Q$ ) e à vida da ferramenta. Objetiva-se assim, fundamentar os conhecimentos do processo de fresamento para uma determinada operação de desbaste com fresa de topo. Deste modo, serão tomadas as decisões referentes ao estabelecimento das condições de usinagem, em função do universo de variáveis em torno do processo.

#### 4.1. Geometria de Contato da Ferramenta de Corte e Esforços de Usinagem

Para deformar um material durante a usinagem e lograr a remoção de cavacos, a ferramenta empregada deve atuar com uma determinada força sobre a peça usinada. O conhecimento da grandeza e direção da força de usinagem, com suas componentes na direção de corte ( $F_c$ ), na direção do avanço ( $F_f$ ) e na direção do eixo da ferramenta ( $F_p$ ), é de grande importância no projeto dos elementos de máquinas-

ferramentas, como acionamentos, guias, mancais, sistemas de fixação das ferramentas e dispositivos de fixação das peças, na determinação dos parâmetros de corte para o planejamento dos trabalhos de usinagem, no conhecimento dos fenômenos que ocorrem durante o processo de usinagem, no esclarecimento dos mecanismos de desgaste e na estimativa da precisão atingível durante a usinagem sob determinadas condições de corte [60, 61].

A potência de corte é determinada pela equação:

$$P_c = F_c \cdot v_c \cdot 1/60000 \text{ [kW]} \quad (1)$$

$F_c$  [N]: força de corte

$v_c$  [m/min]: velocidade de corte

Embora o presente estado de conhecimento na usinagem não permita a formulação de uma equação que considere todas as variáveis influentes na força de usinagem, a grande parte dos trabalhos desenvolvidos na área está baseada nas pesquisas extensivas de Kienzle [61] e Kronenberg [62].

Kienzle [61] determinou empiricamente a dependência da força de usinagem com a seção de usinagem no torneamento. O modelo de Kienzle estabelece uma relação não-linear entre a força específica de corte ( $k_{c1.1}$ ), que é a força necessária para remover um cavaco de seção transversal (largura por espessura de usinagem)  $b \cdot h = 1 \times 1 \text{ mm}^2$  e a espessura de usinagem  $h$ . Essa relação pode ser representada por uma reta no intervalo de espessuras de usinagem definido como inclinação  $m_c$ .

$$F_c/b = k_{c1.1} \cdot h^{(1-m_c)} \quad (2)$$

Pode-se aplicar o mesmo raciocínio para a força de avanço ( $F_f$ ) e a força passiva ( $F_p$ ):

$$F_f/b = k_{f1.1} \cdot h^{(1-m_f)} \quad (3)$$

$$F_p/b = k_{p1.1} \cdot h^{(1-m_p)} \quad (4)$$

$$\text{onde: } b = a_p/\text{sen}\chi \text{ e } h = f \cdot \text{sen}\chi \quad (5)$$

$\chi$  = ângulo de posição do gume

Os resultados de Witte [63] comprovaram que os dados de usinagem, determinados nas operações de torneamento, podem-se aplicar, com reservas, para outros métodos de usinagem. König [60] constatou que as equações da força de avanço ( $F_f$ ) e da força passiva ( $F_p$ ) de Kienzle devem ser consideradas como uma solução aproximada, em virtude da grande dispersão dos resultados práticos com teóricos.

#### 4.1.1. Considerações da Geometria de contato em 2 ½ eixos, com uma fresa helicoidal de topo reto

Quando é utilizada uma geometria de corte helicoidal, cada gume penetra passo a passo através da peça, alcançando um valor máximo da força de usinagem, que é menor do que para um gume único [43].

A sobreposição de vários gumes indica a vantagem da geometria helicoidal para o controle da potência de usinagem ( $P$ ). Neste caso, a força de usinagem nunca chega a zero e a ferramenta está sempre sob carga. Isto produz estabilidade para o processo de fresamento, reduzindo a vibração e requisitando potências de corte constantes durante o processo [64- 66].

No fresamento de topo reto com fresas helicoidais, o comprimento de ação do gume depende do ângulo de hélice ( $\lambda$ ). O comprimento do gume que está em ação durante o processo irá determinar de uma maneira significativa, tanto a força quanto a potência de usinagem.

O equacionamento da força de corte ( $F_c$ ) para a fresa de topo reto é obtido por intermédio da equação modificada de Kinzle. Neste caso, deve-se conhecer as grandezas empíricas: força específica de corte ( $k_{c1.1}$ ) e o coeficiente de Kienzle ( $1-mc$ ). Essa equação está fundamentada no conhecimento da tensão de deformação e usinabilidade dos materiais, na seção transversal de usinagem e no número de dentes no corte [67].

$$F_c = a_p \cdot z_{ie} \cdot h_m^{1-mc} \cdot k_{c1.1} \quad (6)$$

$a_p$  [mm]: profundidade de corte axial

$z_{ie}$  : número de gumes atuantes no corte

$h_m$  [mm]: espessura média de usinagem

Pela equação (6), ( $a_p \cdot z_{ie}$ ) é a soma de todos os gumes que estão atuando simultaneamente no corte [67].

Para um ângulo de ataque ( $\kappa$ ) igual a  $90^\circ$ , que é a característica de uma fresa de topo reto, pode-se calcular a espessura média de usinagem ( $h_m$ ) pela seguinte aproximação [67]:

$$h_m = f_z \cdot a_e \cdot 360^\circ / (\varphi_c \cdot \pi \cdot D) \quad (7)$$

$f_z$  [mm]: avanço por dente

$\varphi_c$  [°]: ângulo de penetração no corte

$a_e$  [mm]: profundidade de corte radial

O ângulo de penetração no corte ( $\varphi_c$ ) é função da relação de sobreposição da profundidade de corte radial com o diâmetro da ferramenta de corte ( $a_e/D$ ) (figura 4.1). Este ângulo é determinado por [27, 67, 68]:

$$\varphi_c = \arccos(1 - 2a_e/D) \quad (8)$$

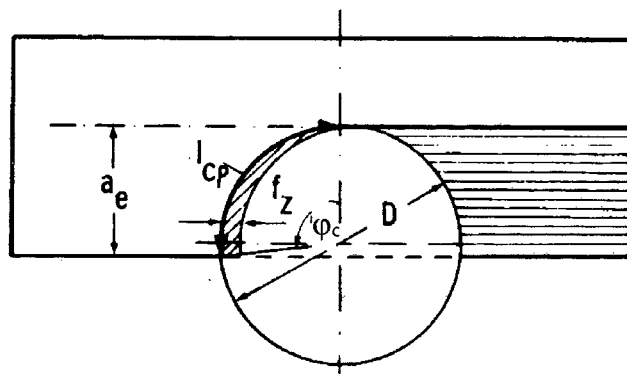


Figura 4.1. Determinação do ângulo de penetração de corte ( $\varphi_c$ ) [67].

Na equação 8, considera-se que cada gume se movimenta sobre uma trajetória circular e que o movimento de translação de avanço ocorre fora da região de contato material/ferramenta. A descrição exata da cinemática do processo forma um ciclóide, que é resultante da sobreposição dos movimentos referidos [43, 67].

O comprimento de corte circular ( $l_{cp}$ ) corresponde à projeção dos gumes atuantes sobre a área da ferramenta (figura 4.1), ou seja, o comprimento que cada ponto do gume realiza numa rotação da ferramenta. Esse comprimento é determinado pela seguinte equação [67]:

$$l_{cp} = (\pi \cdot D / 360^\circ) \cdot \arccos(1 - (2a_e/D)) \quad (9)$$

Pode-se calcular o comprimento do gume atuante ( $l_{sp}$ ) para fresas de topo reto pela seguinte equação [67]:

$$l_{sp} (\lambda = 0^\circ) = a_p \cdot l_{cp} / U_t \quad (10)$$

$$U_t = \pi D / z \quad (11)$$

Com o auxílio das equações 6 a 11, a potência de corte ( $P_c$ ) será calculada para fresas com dentes retos (equação 1). No entanto, para fresas com dentes helicoidais ( $\lambda > 0^\circ$ ) são necessárias outras relações geométricas.

As variações do grau de sobreposição dos gumes (figura 4.2) são dependentes da profundidade de corte axial ( $a_p$ ), da divisão periférica do gume ( $U_t$ ) e do ângulo de hélice ( $\lambda$ ) [67, 69].



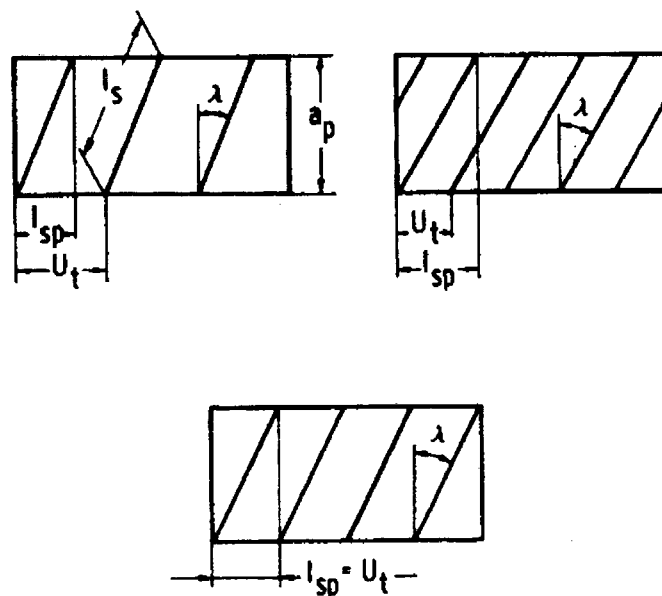


Figura 4.2. Variações do grau de sobreposição do gume [67, 69].

O grau de sobreposição dos gumes ocorre quando o comprimento do gume projetado sobre o topo da fresa ( $l_{sp}$ ) for maior que a divisão periférica ( $U_t$ ). Em caso negativo, a recíproca também é verdadeira. O fresamento uniforme é uma exceção, na qual o comprimento do gume ( $l_{sp}$ ), projetado sobre o topo da fresa, é igual à divisão periférica ( $U_t$ ) [67].

É estimado que, para cada acréscimo do ângulo de hélice ( $\lambda$ ), a força de corte ( $F_c$ ) e a força de avanço ( $F_f$ ) aumente cerca de 1,5% e a força passiva ( $F_p$ ) aumente cerca de 10% [60]. O oposto também vale para este caso.

Quando são utilizadas ferramentas com diâmetro e número de dentes diferentes, os valores de  $l_{sp}$  são alterados e, conseqüentemente, a força de usinagem ( $F$ ) também é alterada [67, 70].

#### 4.1.2. Considerações da geometria de contato em 2 ½ eixos, com uma fresa de topo esférico

O desbaste de uma cavidade com uma ferramenta de topo reto apresenta o inconveniente de uma sobremedida em forma de escada, que deve ser removida na operação posterior de pré-acabamento. Esta transição topográfica pode provocar oscilações da força de usinagem e deflexões na ferramenta para a operação posterior de pré-acabamento ou acabamento, que, invariavelmente, influenciarão na precisão geométrica da peça [71]. Com a utilização de ferramentas de topo esférico ou toroidais, a transição entre os passes é menos pronunciada e o volume de sobremedida é menor [18].

Para fresas de topo esférico, as condições de contato do gume modificam-se continuamente, variando de um valor de rotação nulo na ponta da ferramenta até o máximo nominal na região efetiva de corte. Independente da profundidade de corte radial ( $a_e$ ), no fresamento em 2 ½ eixo, a ponta da ferramenta se mantém em contato no corte.

A espessura ( $h$ ) e a largura ( $b$ ) de usinagem aumentam progressivamente, reduzindo as tensões no gume da ferramenta [27, 32, 71], permitindo, deste modo, o emprego de maiores velocidades de avanço [27, 71].

Para a determinação da potência de corte ( $P_c$ ) consumida pela máquina-ferramenta no fresamento em 2 ½ eixos, são apresentadas abaixo as condições de contato da fresa de topo esférico com o material da peça (figura 4.3):

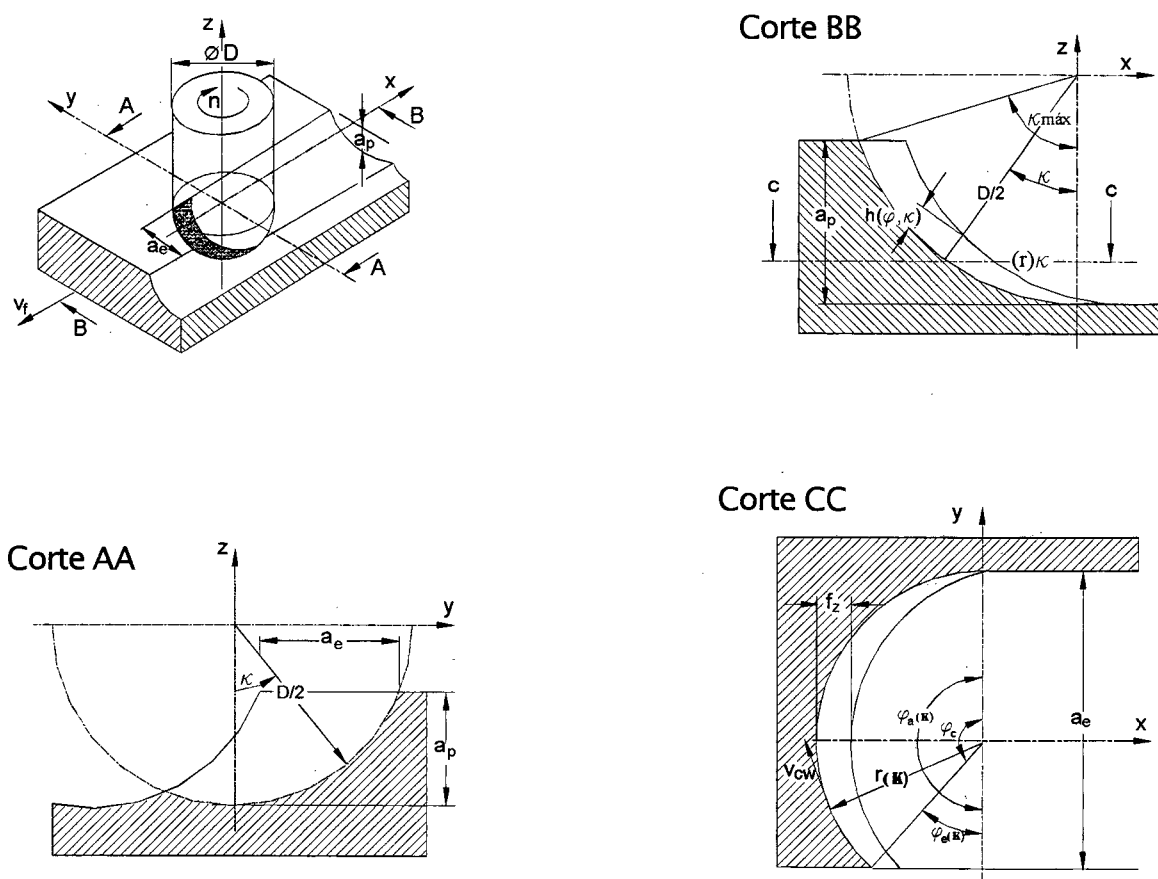


Figura 4.3. Condições de contato para uma fresa de topo esférico [32].

O ângulo de penetração no corte ( $\varphi_c$ ), na entrada e saída da ferramenta com corte concordante ( $\varphi_e$ ) e ( $\varphi_a$ ), pode-se determinar por [32]:

$$\varphi_e = \arccos(2 a_e / (D \cdot \text{sen} \kappa) - 1) \quad \text{para } a_e \leq (D/2) \cdot \text{sen} \kappa \quad (12)$$

$$\varphi_e = 0^\circ \quad \text{para } a_e > (D/2) \cdot \text{sen} \kappa$$

$$\varphi_a = 180^\circ \quad \text{para qualquer ângulo de ataque } (\kappa)$$

O ângulo de penetração no corte ( $\varphi_c$ ) é então determinado por:

$$\varphi_c = \varphi_a - \varphi_e \quad (13)$$

Para fresas de topo esférico, o comprimento de corte circular ( $l_{cp}$ ) corresponde a [32]:

$$l_{cp} = \varphi_c \cdot D / 2 \cdot \text{sen} \kappa \quad (14)$$

Neste caso, a espessura média de usinagem ( $h_m$ ) é determinada pela seguinte aproximação [32, 71]:

$$h(\varphi, \kappa) = f_z \cdot \text{sen} \varphi \cdot \text{sen} \kappa \quad (15)$$

$$h_m = 2 \cdot f_z \cdot a_e / (\varphi_c \cdot D \cdot \text{sen} \kappa) \quad (16)$$

A seção transversal de usinagem ( $A_{sp}$ ), no contato com fresas de topo esférico, é dependente do ângulo de penetração no corte ( $\varphi_c$ ) [32, 71]:

$$A_{sp} = \int_0^{\kappa_{\max}} f_z \cdot \text{sen} \kappa \cdot \frac{D}{2} \cdot d\kappa$$

$$A_{sp} = f_z \cdot (D/2) \cdot \text{sen} \varphi \cdot (1 - \cos \kappa_{\max}) \quad (17)$$

O ângulo de ataque máximo ( $\kappa_{\max}$ ) é então calculado por [71]:

$$\kappa_{\max} = \arcsen[(2 \cdot a_e / D) \cdot (1 / (1 + \cos \varphi))] \quad \text{para } \varphi < \varphi_e$$

$$\kappa_{\max} = \arccos[1 - 2 \cdot (a_p / D)] \quad \text{para } \varphi \geq \varphi_e$$

A velocidade de corte ( $v_c$ ) é uma função do ângulo de ataque ( $\kappa$ ), pois esta varia ao longo do comprimento do gume [27, 32, 46, 72, 73]. A velocidade de corte efetiva ( $v_{cef}$ ) é calculada por:

$$v_c = \pi \cdot n \cdot D / 1000$$

$$\text{para } a_p = D/2 \quad \text{e}$$

$n$  [rpm] = rotação da ferramenta de corte

$$v_{cef} = v_c \cdot \text{sen} \kappa \quad (18)$$

#### 4.1.3. Considerações de contato em 2 ½ eixos, com uma fresa de topo toroidal

No fresamento de desbaste em 3 eixos, as fresas de topo toroidal são uma alternativa para os casos em que a ponta da ferramenta não deva manter-se em contato no corte, para a fabricação de cantos de raios menores, com necessidade de estabilidade da haste da ferramenta e para a usinagem de geometrias e materiais que provocam uma alta solitação da quina da ferramenta.

A seguir, são demonstradas as principais características geométricas de contato do topo da ferramenta de corte toroidal (figura 4.4):

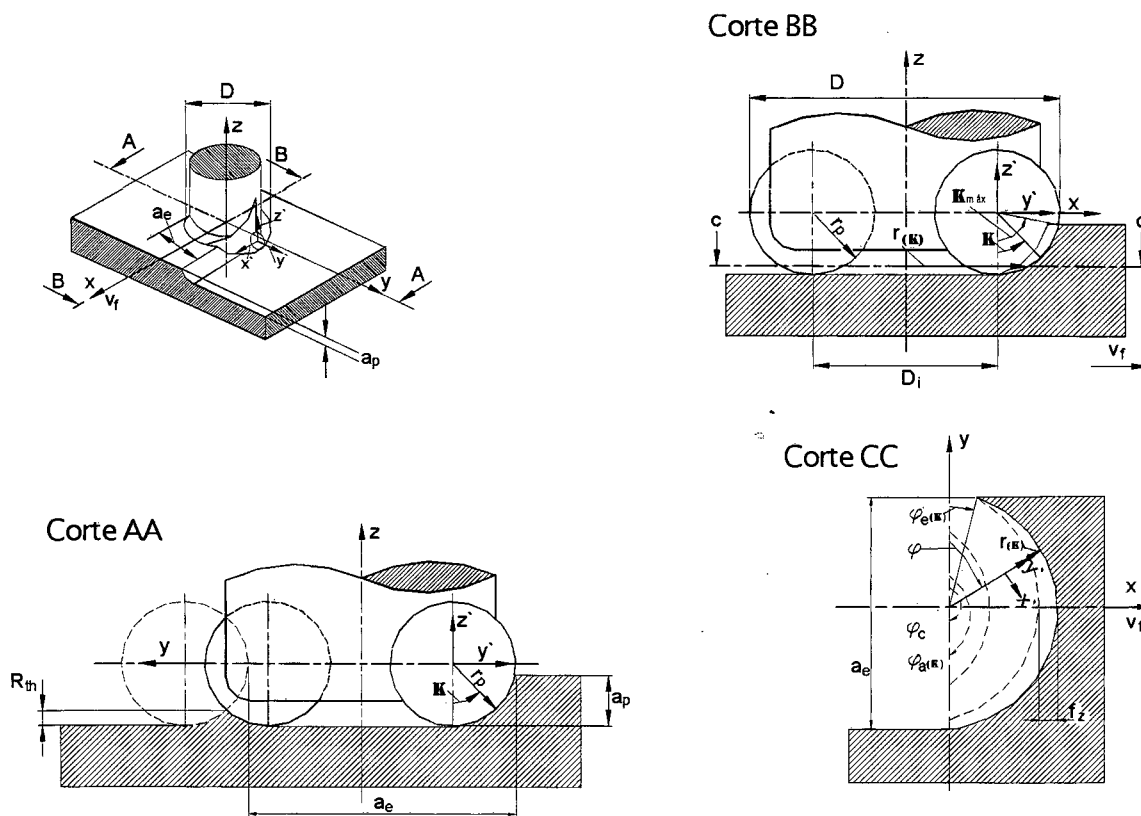


Figura 4.4. Considerações de contato em 2 ½ eixos, com uma fresa de topo toroidal [74].

Na entrada e saída da ferramenta para corte concordante ( $\varphi_e$  e  $\varphi_a$ ), o ângulo de ataque ( $\kappa$ ) é determinado por [74]:

$$\kappa = \arccos[1 - (a_p/r_p)] \quad (19)$$

onde,  $r_p$  [mm]: raio da pastilha (equivalente ao raio de quina)

O raio efetivo da ferramenta ( $r_{plan}$ ) de corte é determinado por:

$$r_{plan} = 0,5 \cdot D - r_p \quad (20)$$

Desse modo, o raio efetivo para o cálculo da velocidade de corte ( $r_{ef}$ ) é determinado por [74]:

$$r_{ef} = r_{plan} + r_p \cdot \text{sen}\kappa \quad (21)$$

Assim, a velocidade de corte efetiva é calculada por [74]:

$$v_{cef} = n \cdot \pi \cdot 2 \cdot r_{ef} \cdot 1/1000 \quad (22)$$

O ângulo de penetração no corte ( $\varphi_c$ ) é determinado por [74]:

$$\varphi_c = \arccos [1 - 2 \cdot a_e / (D \cdot \text{sen}\kappa)] \quad (23)$$

Nesse caso, a espessura média de usinagem ( $h_m$ ) é uma função determinada pela seguinte aproximação [74]:

$$h_m = 360^\circ \cdot h_{mfz} \cdot a_e / (2 \cdot \pi \cdot r_{ef} \cdot \varphi_c) \quad (24)$$

onde  $h_{mfz}$ , é a espessura média de usinagem corrigida na direção do avanço [74]:

$$h_{mfz} = f_z \cdot a_p \cdot 180^\circ / (\kappa \cdot \pi \cdot r_p) \quad (25)$$

A largura média de usinagem pode ser calculada como [74]:

$$b_m = 2 \cdot \kappa \cdot \pi \cdot r_p / 360^\circ \cdot \cos\lambda \quad (26)$$

Uma vez determinadas as características de contato do topo de uma ferramenta de corte com o material da peça, o usuário pode estabelecer um prognóstico do comportamento de uma determinada condição de corte. No processo de desbaste, essas considerações são de devida importância para estimar a potência de usinagem consumida e, conseqüentemente, para determinar, ou adequar, a máquina-ferramenta para uma operação.

Como no processo de desbaste objetivam-se altas taxas de remoção de material, com uma superfície resultante adequada para a operação posterior, os conhecimentos das relações dos parâmetros de usinagem com a potência consumida serão determinantes para a eficiência do processo.

#### 4.2. Análise da Taxa de Usinagem (Q) em Relação à Profundidade de Corte Axial ( $a_p$ ) e ao Avanço por Dente ( $f_z$ )

A taxa de usinagem (Q) pode ser elevada com o aumento da profundidade de corte axial ( $a_p$ ), da profundidade de corte radial ( $a_e$ ) e da velocidade de avanço ( $v_f$ ), que, por sua vez, é dependente do avanço por dentes ( $f_z$ ), da velocidade de corte ( $v_c$ ) e da rotação (n). A relação entre a taxa de usinagem (Q) e os demais parâmetros de corte é determinada por:

$$Q = a_e \cdot a_p \cdot v_f / 1000 \quad (27)$$

Os limites de máquina ou o tipo de aplicação são fatores de restrição para o aumento da taxa de usinagem [67].

Pela equação de Kienzle [61], com o aumento do avanço por dente ( $f_z$ ), a força de corte ( $F_c$ ) aumenta exponencialmente. Todavia, com o aumento da profundidade de corte axial ( $a_p$ ) a força de corte ( $F_c$ ) aumenta linearmente.

Para análise desta afirmação, foi montado um experimento de verificação da evolução da força de corte ( $F_c$ ) com a variação do avanço por dente ( $f_z$ ) e da profundidade de corte axial ( $a_p$ ). Para a realização do ensaio, determinou-se o aumento da taxa de usinagem (Q), mantendo-se sempre a relação ( $f_z, a_p$ ) constante.

Para evitar a influência do desgaste do gume da ferramenta na avaliação dos resultados, realizou-se o ensaio em uma liga de alumínio (AMP8000) e utilizou-se uma ferramenta de topo reto ( $D= 20$  mm), com insertos helicoidais intercambiáveis. A metodologia sobre análise da força de usinagem está apresentada nos Anexo III e IV.

Verificou-se uma maior evolução da força de corte ( $F_c$ ) e, conseqüentemente, da potência de corte ( $P_c$ ), com a variação da profundidade de corte axial ( $a_p$ ) (figura 4.5). Conforme comprovado por Kienzle, com o aumento do avanço por dente ( $f_z$ ), a evolução da força de corte ( $F_c$ ) aproxima-se a uma curva exponencial [61].

Com efeito, a estratégia adotada para aumentar a taxa de usinagem (Q) deve considerar, em princípio, o aumento do avanço por dente ( $f_z$ ). Ou seja, é preferível a realização de um maior número de passes, com alta velocidade de avanço ( $v_f$ ), do que o aumento da profundidade de corte axial ( $a_p$ ). Essa estratégia vem de encontro com a otimização da superfície para as etapas de pré-acabamento e acabamento, respectivamente. Com uma menor profundidade de corte axial ( $a_p$ ), a altura dos degraus é menor, provocando menores oscilações da força de corte ( $F_c$ ) e desvios da haste da ferramenta.

<b>Material:</b> AMP 8000	<b>Parâmetros de corte:</b> $v_c$ : 600 m/min
<b>Ferramenta:</b> Fresa de topo reto D= 20 mm Z= 3 (1 para ensaio)	$a_c$ : 19 mm obs: Com fluido de corte
	<b>Pastilha:</b> Classe: K10 Revestimento: TiAlCN

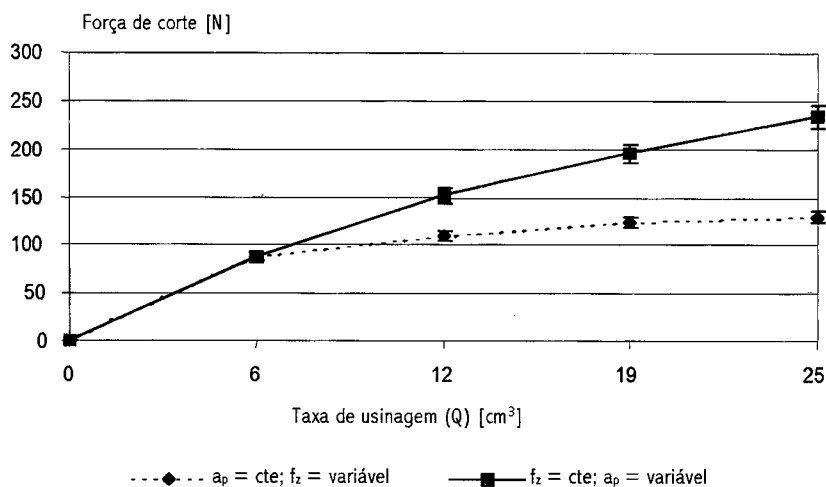


Figura 4.5. Evolução da força de corte ( $F_c$ ) com o aumento da taxa de usinagem ( $Q$ ), em função da profundidade de corte axial ( $a_p$ ) e do avanço por dente ( $f_z$ ).

#### 4.3. Influência do Diâmetro da Ferramenta de Corte ( $D$ ) e da Profundidade de Corte Radial ( $a_e$ ) Sobre a Taxa de Usinagem ( $Q$ ) e a Potência de Corte ( $P_c$ )

Além do avanço por dente ( $f_z$ ) e da profundidade de corte radial ( $a_p$ ), a taxa de usinagem ( $Q$ ), conforme equação 27, pode ser aumentada com a elevação dos parâmetros profundidade de corte radial ( $a_e$ ) e velocidade de corte ( $v_c$ ).

Como a velocidade de corte é função direta do diâmetro ( $D$ ) da ferramenta de corte, torna-se interessante estabelecer uma análise, pois esse é escolhido logo após a definição da geometria do topo da ferramenta de corte para uma determinada superfície.

Mantendo-se constante a rotação da ferramenta ou a velocidade de corte ( $v_c$ ), pode-se estabelecer uma relação da influência da variação de profundidade de corte radial ( $a_e$ ) e do diâmetro da ferramenta sobre a taxa de usinagem ( $Q$ ), a força de corte ( $F_c$ ) e a potência de corte ( $P_c$ ).

#### 4.3.1. Análise da variação do diâmetro (D), mantendo-se a rotação constante

Com o aumento do diâmetro, mantendo-se a profundidade de corte radial ( $a_e$ ) constante, a espessura de usinagem média ( $h_m$ ) é proporcionalmente menor (equações 7, 16, 24). Desse modo, ocorre uma diminuição da força de corte ( $F_c$ ) [32, 67, 74].

$$h_m = f_z \cdot a_e \cdot 360^\circ / (\varphi_c \cdot \pi \cdot D); \text{ para helicoidal de topo reto (7)}$$

$$h_m = 2 \cdot f_z \cdot a_e / (\varphi_c \cdot D \cdot \text{sen}\kappa); \text{ para topo esférico (16)}$$

$$h_m = 360^\circ \cdot h_{mTz} \cdot a_e / (2 \cdot \pi \cdot r_{ef} \cdot \varphi_c); \text{ para topo toroidal (24)}$$

Como a potência de corte ( $P_c$ ) é uma função da força de corte ( $F_c$ ) e da velocidade de corte ( $v_c$ ) (equação 1), com a rotação constante, a velocidade de corte passa a ter uma relação proporcionalmente direta com o diâmetro da ferramenta.

$$P_c = F_c \cdot v_c \cdot 1/60000 \text{ [kW]} \quad (1)$$

Kölling [67] experimentou em alumínio, faixas de parâmetros de corte em que o aumento da velocidade de corte provoca uma diminuição proporcional da força de corte (figura 4.6).

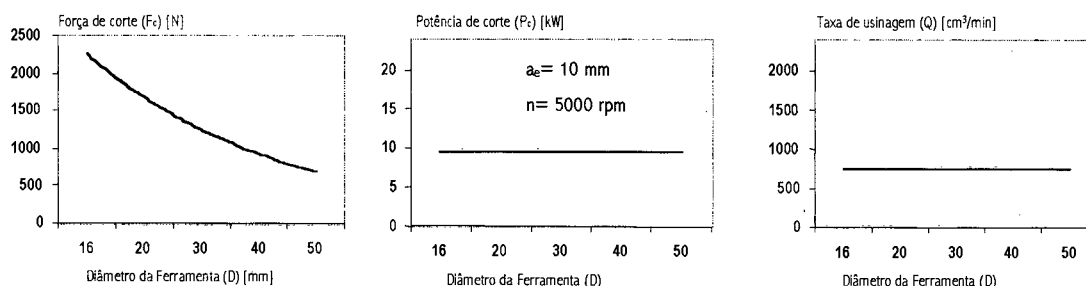


Figura 4.6. Influência do diâmetro (D) sobre a força de corte ( $F_c$ ), potência de corte ( $P_c$ ) e taxa de usinagem ( $Q$ ), mantendo-se a rotação e a profundidade de corte radial ( $a_e$ ) constantes [67].

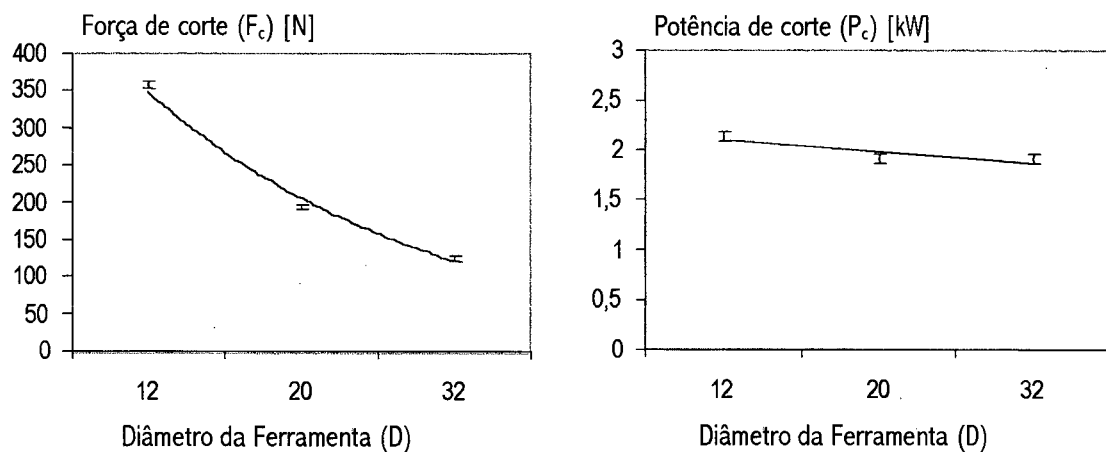
A equação 1 determina uma relação funcional entre a potência de corte ( $P_c$ ), força de corte ( $F_c$ ) e velocidade de corte ( $v_c$ ). Nas condições ensaiadas por Kölling [67], a potência de corte ( $P_c$ ) é mantida constante, uma vez que a força de corte ( $F_c$ ) diminui na mesma proporção em que aumenta a velocidade de corte ( $v_c$ ).

Entretanto, o comportamento em relação à potência de corte ( $P_c$ ) não foi verificado nos experimentos para análise dessa afirmação. Na faixa de parâmetros ensaiada, pôde-se verificar uma pequena diminuição da potência de corte ( $P_c$ ) com o aumento do diâmetro da ferramenta de corte. Nesse caso, o



aumento da velocidade de corte não foi diretamente proporcional com a diminuição da espessura de usinagem média ( $h_m$ ).

Os experimentos foram realizados com ferramentas de topo reto com três distintos diâmetros (12 mm, 20 mm e 32 mm). Essas ferramentas possuíam insertos helicoidais intercambiáveis de mesma geometria e tamanho. Novamente, o ensaio foi realizado em uma liga de alumínio (AMP8000), para evitar a influência do desgaste do gume da ferramenta na avaliação dos resultados (figura 4.7). A metodologia sobre a análise da força de usinagem utilizada para o experimento, está apresentada nos Anexos III e IV.



Material: AMP8000  
 Ferramenta: Topo reto ( $Z = 1$ ; para ensaio)  
 Pastilha: classe K10 revestida (TiAlCN)

$n = 9554$  rpm  
 $a_e = 10,80$  mm  
 $a_p = 3$  mm  
 $f_z = 0,08$  mm

Figura 4.7. Comprovação de experimentos da influência do diâmetro (D) sobre a força de corte ( $F_c$ ) e a potência de corte ( $P_c$ ), mantendo-se rotação constante.

Se a relação profundidade de corte radial/diâmetro ( $a_e/D$ ) for mantida constante, permanecerão constantes a espessura média de usinagem ( $h_m$ ) e o ângulo de penetração no corte ( $\varphi_c$ ) (equações 7, 16 e 24) [32, 67, 74].

Uma vez que a espessura média de usinagem ( $h_m$ ) é mantida constante, a força de corte ( $F_c$ ) é somente dependente da força específica de corte ( $k_{c1.1}$ ) e do fator  $(1-m_c)$ . Desse modo, a diminuição da força de corte com o aumento do diâmetro é menos pronunciada [67].

A taxa de usinagem (Q) aumenta linearmente com o aumento da profundidade de corte radial ( $a_e$ ).

Conforme Kölling [67], com o aumento do diâmetro ( $D$ ), ocorre um aumento da potência de corte ( $P_c$ ), visto que a diminuição da força de corte ( $F_c$ ) é desproporcional ao aumento da velocidade de corte ( $v_c$ ) (figura 4.8).

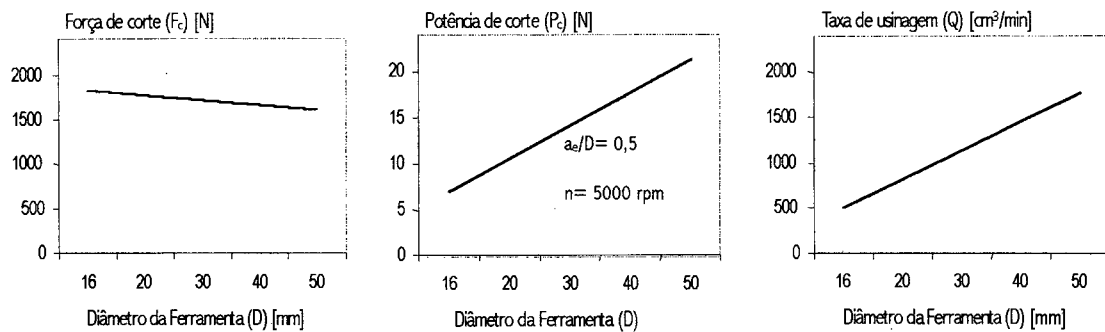


Figura 4.8. Influência do diâmetro ( $D$ ) sobre a força de corte ( $F_c$ ), potência de corte ( $P_c$ ) e taxa de usinagem ( $Q$ ), mantendo-se a rotação e a relação ( $a_e/D$ ) constantes [67].

#### 4.3.2. Análise da variação do diâmetro ( $D$ ), mantendo-se a velocidade de corte ( $v_c$ ) constante

Mantendo-se a profundidade de corte radial ( $a_e$ ) constante, com o aumento do diâmetro ocorre um aumento do comprimento circular de corte ( $l_{cp}$ ), uma diminuição da espessura média de cavaco ( $h_m$ ) e uma diminuição do ângulo de penetração no corte ( $\varphi_c$ ). Conseqüentemente, ocorre uma diminuição da força de corte ( $F_c$ ). A potência de corte ( $P_c$ ) também diminui, pois esta é uma função da velocidade de corte ( $v_c$ ) e da força de corte ( $F_c$ ) (figura 4.9) [67].

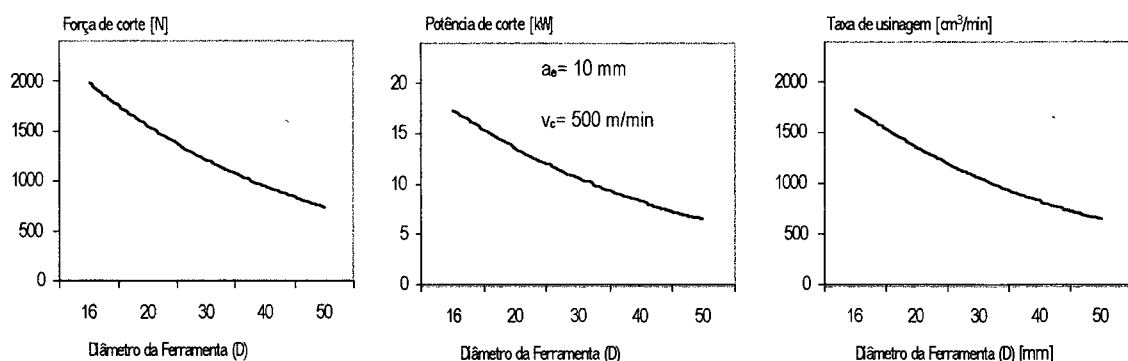


Figura 4.9. Influência do diâmetro ( $D$ ) sobre a força de corte ( $F_c$ ), potência de corte ( $P_c$ ) e taxa de usinagem ( $Q$ ), mantendo-se a velocidade de corte ( $v_c$ ) e a profundidade de corte radial ( $a_e$ ) constantes [67].

Mantendo-se a relação  $a_e/D$  constante, independente do diâmetro de ferramenta escolhido, as condições de contato também serão constantes. Como a espessura média de usinagem ( $h_m$ ) permanece constante, não ocorre aumento da força de corte ( $F_c$ ), da potência de corte ( $P_c$ ) e da taxa de usinagem ( $Q$ ) (figura 4.10).

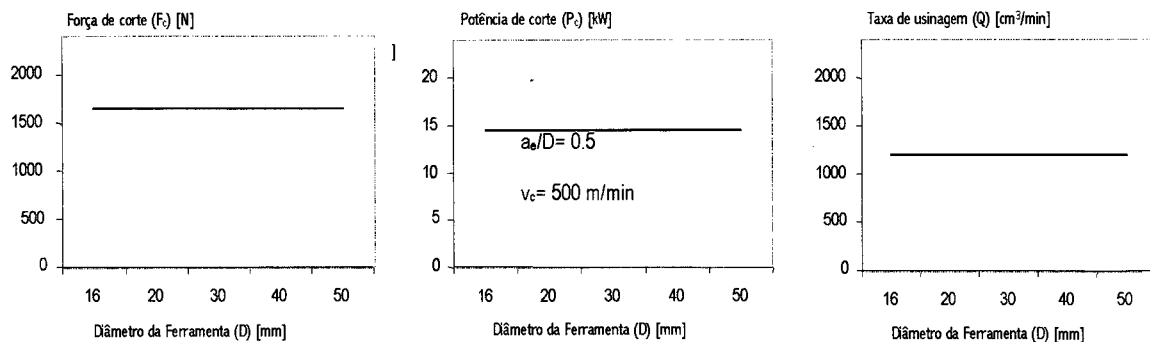


Figura 4.10. Influência do diâmetro ( $D$ ) sobre a força de corte ( $F_c$ ), potência de corte ( $P_c$ ) e taxa de usinagem ( $Q$ ), mantendo-se a velocidade de corte ( $v_c$ ) e a relação ( $a_e/D$ ) constantes [67].

Após definidos o tipo de geometria e diâmetro da fresa de topo, pode-se iniciar a operação de desbaste, em função das informações do perfil a ser usinado e das condições de contato ferramenta/peça.

A efetividade da etapa de desbaste está diretamente relacionada com o aumento da taxa de usinagem ( $Q$ ). Entretanto, esse aumento necessariamente representa uma diminuição do tempo de vida de ferramenta. Portanto, para a obtenção também de taxas de usinagem produtivas, é fundamental o conhecimento da influência dos parâmetros de usinagem sobre a vida da ferramenta.

#### 4.4. Características do Processo Sobre a Vida da Ferramenta

Para diminuir os tempos de usinagem no desbaste, deve-se aumentar a taxa de usinagem ( $Q$ ):

$$Q = a_e \cdot a_p \cdot v_f / 1000 \quad (27)$$

sendo que,

$$v_f = n \cdot f_z \cdot z \quad (28)$$

A influência que cada parâmetro exerce na vida de uma ferramenta de corte é variada. Deste modo, para a obtenção de parâmetros de corte com máximo rendimento da ferramenta de corte, é necessário o conhecimento dos efeitos dos mesmos.

A determinação dos parâmetros de usinagem é realizada baseada nas informações relativas à ferramenta de corte (geometria e material da ferramenta), ao material da peça e à máquina-ferramenta [43].

#### 4.4.1. Análise da influência da velocidade de corte ( $v_c$ ) e do avanço por dente ( $f_z$ )

A velocidade de corte ( $v_c$ ) é o parâmetro de corte que mais influencia na vida de uma ferramenta de corte, devido às características de atrito entre ferramenta e peça [32, 43, 75, 76]. No ensaio realizado no aço ABNT 420, constatou-se que com o aumento da velocidade de corte ( $v_c$ ), a vida da ferramenta diminuiu exponencialmente (figura 4.11).

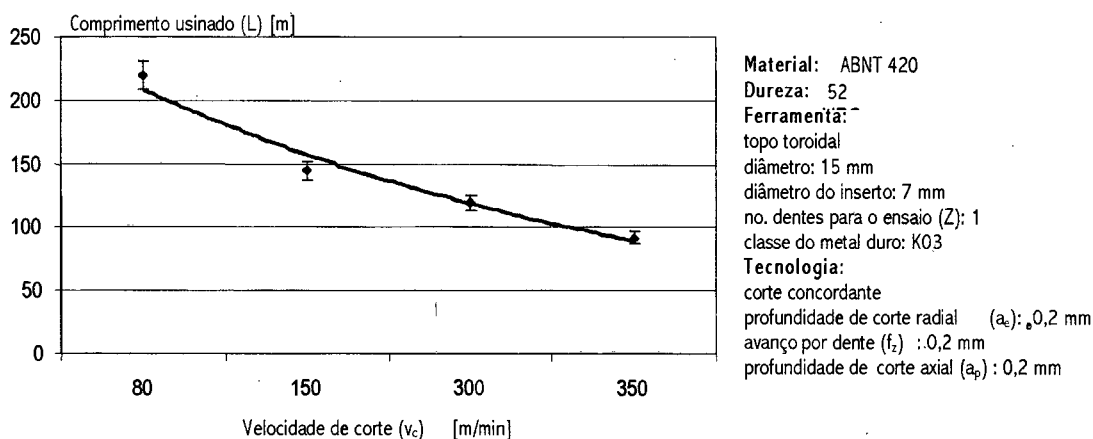


Figura 4.11. Influência da velocidade de corte ( $v_c$ ) sobre o comprimento usinado (L).

Taylor demonstrou que a relação entre a vida da ferramenta ( $T_v$ ) e a velocidade de corte pode ser aproximadamente expressa pela seguinte equação [9, 32, 46, 72, 74, 77]:

$$v_c \cdot T_v^n = C_t \quad (29)$$

onde,

$T_v$  = tempo de vida da ferramenta [min].

$C_t$  = constante cujo valor depende, principalmente, do material da peça, do material da ferramenta, das dimensões do corte e do fluido de corte. Seu valor é numericamente igual a velocidade de corte que dá a ferramenta a vida de 1 minuto [76].

$n$  = expoente cujo valor depende, principalmente, da máquina-ferramenta, ferramenta e processo.

Pode-se também expressar a vida da ferramenta de corte pelo comprimento de corte usinado ( $L$ ) ou volume usinado ( $V$ ) [9, 32, 46, 72, 74, 77]. Os ensaios de vida de ferramenta neste estudo serão expressos em comprimento usinado. A metodologia de ensaio de vida de ferramenta está demonstrada no Anexo II.

Com aumento do avanço por dente ( $f_z$ ), a ferramenta percorre um caminho de usinagem menor e, conseqüentemente, atrita menos com o material da peça. Todavia, com o aumento da espessura de usinagem ( $h_m$ ), a partir de um certo valor, determinado pela perda de resistência e conseqüente lascamento do gume, a vida da ferramenta diminui. Desse modo, para uma mesma taxa de usinagem ( $Q$ ), são recomendadas menores velocidades de corte e maiores avanços por dente (figura 4.12). A metodologia do ensaio de vida de ferramenta está demonstrada no Anexo II.

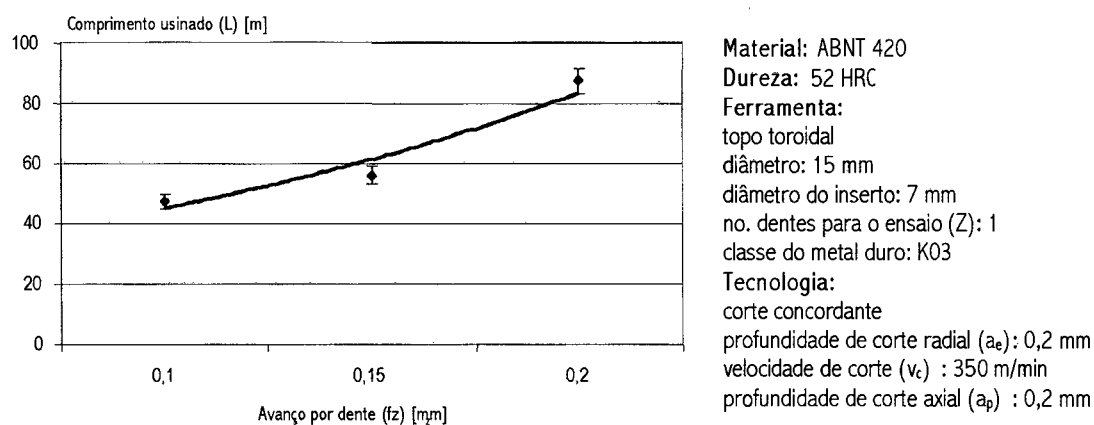


Figura 4.12. Influência do avanço por dente ( $f_z$ ) sobre o comprimento usinado ( $L$ ).

#### 4.4.2. Influência das condições de contato sobre a vida da ferramenta

Para a determinação da Influência das condições de contato ferramenta/peça, são estudadas as seguintes relações com a vida da ferramenta:

- Influência da profundidade de corte axial ( $a_p$ );
- Influência da relação profundidade de corte radial/diâmetro ( $a_e/D$ );
- método de fresamento (concordante/discordante).

a) influência da profundidade de corte axial ( $a_p$ )

O contato inicial gume/peça é considerado desfavorável, dependendo da região que se estabelece a primeira penetração de corte. No desbaste, a profundidade de corte axial ( $a_p$ ) é uma função do material usinado e do tipo de ferramenta de topo.

Para fresas de topo reto, a zona de desgaste da ferramenta é caracterizada ao longo da quina da ferramenta. Para fresas helicoidais de topo reto, são recomendadas profundidades de corte axiais ( $a_p$ ) que permitam a sobreposição dos gumes, pois aumenta-se a estabilidade do corte [67].

Ao longo do gume de uma fresa de topo esférico ou toroidal, as condições de usinagem estão em constante modificação, pois tanto a velocidade de corte ( $v_c$ ) quanto o ângulo de ataque ( $\kappa$ ) variam com a profundidade de corte.

Para fresas de topo esférico, na ponta da ferramenta a velocidade de corte é nula. Desse modo, as condições de esmagamento e atrito na ponta da ferramenta geram um aumento da componente da força passiva, provocando o lascamento da ponta da ferramenta e modificações superficiais na peça.

Bong [78] analisou a influência da profundidade de corte axial ( $a_p$ ) sobre a vida da ferramenta de corte. Para um ângulo de ataque ( $\kappa$ ) variando de  $60^\circ$  a  $75^\circ$ , a profundidade de corte axial ( $a_p$ ) exerce pouca influência sobre a vida do gume da ferramenta. Esse efeito passa a ser sensível para grandes ângulos de ataque ( $\kappa$  acima de  $75^\circ$ ), com lascamento da parte periférica do gume (figura 4.13).

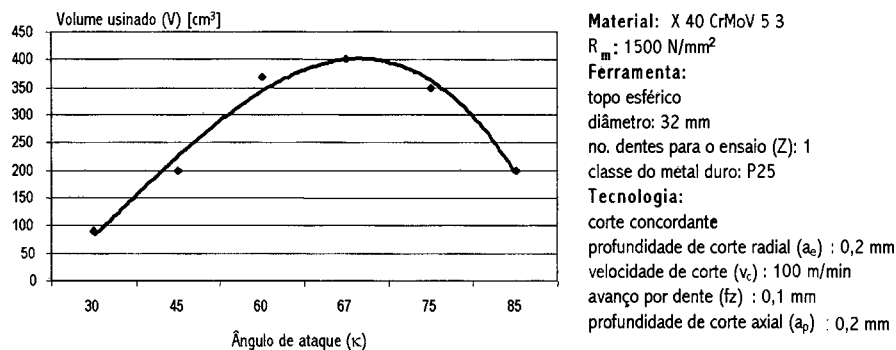


Figura 4.13. Influência do ângulo de ataque ( $\kappa$ ) sobre o comprimento usinado (L) [78].

A espessura de usinagem média ( $h_m$ ) aumenta linearmente com o aumento do ângulo de ataque ( $\kappa$ ). A partir de  $45^\circ$  o aumento passa a ser regressivo, evidenciando a pouca influência na vida da ferramenta (figura 4.14) [32, 78].

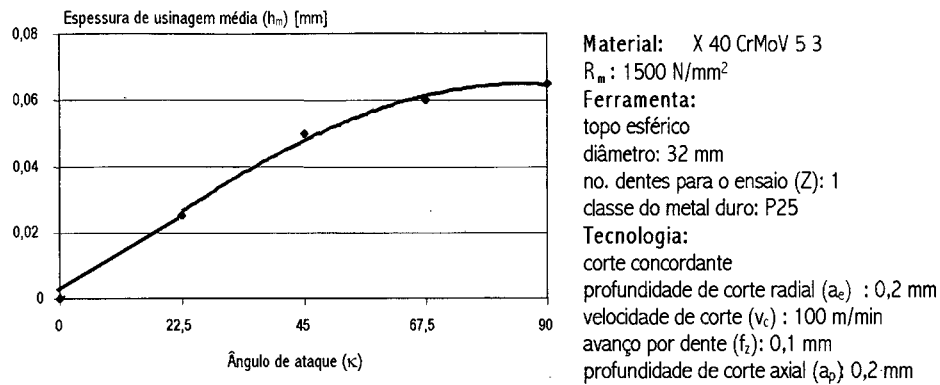


Figura 4.14. Aumento da espessura de usinagem média ( $h_m$ ) com o aumento do ângulo de ataque ( $\kappa$ ) [78].

#### b) Influência da relação profundidade de corte radial/diâmetro ( $a_e/D$ )

De acordo com a equação 9 (página 33), o comprimento circular de corte ( $l_{cp}$ ) aumenta proporcionalmente com o diâmetro, entretanto, o comprimento de corte usinado ( $L$ ) diminui. Desse modo, para ferramentas de diâmetros menores o caminho percorrido por cada gume é maior, e, além disso, o número de entrada e saídas do gume no corte também aumentam.

Quando a profundidade de corte radial  $a_e$  é maior do que a metade do diâmetro da fresa, o impacto inicial de entrada do dente na peça é absorvido pela face. Porém, devido ao maior volume de material a ser removido, a vida da ferramenta é prejudicada pelo aumento da temperatura na zona de corte [18].

Para relações  $a_e/D$  menores do que 0,5, ocorrem lascamentos ao longo do gume [18], pois quando o centro da ferramenta está posicionado fora da peça, o impacto inicial é em grande parte absorvido pela quina e depois pela extensão do gume, que apresenta menor resistência do que a face, originando os lascamentos [18, 79]. A vida da ferramenta encontra seu valor ótimo para relações  $a_e/D$  em torno de 0,5 [79].

#### c) Método de fresamento (concordante e discordante)

A pior situação de fresamento ocorre quando o corte é interrompido no momento em que o gume está submetido a um esforço máximo de compressão (corte discordante) e pela diminuição repentina da espessura de usinagem, sofre esforços de tração na saída da ferramenta [18, 30, 32, 67, 80-83]. Como consequência disso, ocorrem microlascamentos ao longo da periferia do gume, que são propagados com o aumento do percurso de usinagem [32]. Estes esforços de tração são atribuídos tanto ao prolongamento do plano de cisalhamento do gume da ferramenta no corte [82] quanto ao fato das ferramentas sinterizadas serem projetadas para resistirem, sobretudo, à tensões de compressão (típico de corte concordante) [32].

Na região de transição entre o gume e a área livre, paralela ao plano de corte, são induzidos esforços de cisalhamento que, em combinação com os esforços de corte e as condições de saída, aumentam o desgaste da ferramenta. Para fresas de topo esférico as condições de atrito e esmagamento na ponta da ferramenta provocam uma redução ainda maior na vida da ferramenta [32, 78]. Além do mais, segundo Stemmer [43], no fresamento discordante o processo de corte inicia-se pela parte mais fina, que inicialmente está encruada pela compressão do material da peça pela ferramenta. Só depois que a espessura de corte atinge um certo valor e superadas as deformações elásticas, é que se inicia efetivamente o corte do cavaco. Como resultado, o gume da ferramenta escorrega sobre a peça provocando um desgaste abrasivo. O material inicial é mais duro, pelo encruamento provocado pelo dente precedente, levando a uma vida menor dos gumes.

#### 4.4.3. Influência das condições de entrada em uma nova superfície

Após a usinagem de um determinado plano de uma cavidade, a ferramenta incrementa um valor de profundidade de corte axial ( $a_p$ ) e inicia a próxima operação. No entanto, a forma de entrada, diretamente na quina da peça, pode provocar um colapso da ferramenta, devido ao elevado impacto inicial [32, 46, 72]. Evita-se esse problema fazendo com que o centro da ferramenta se movimente traçando uma trajetória circular, com uma entrada tangente em curva no novo plano de trabalho (figura 4.15). Com essa estratégia, o ponto central da fresa se movimenta sobre a superfície circular de M1 para M2, em torno do ponto de quina A, e o gume sempre sai no mesmo ponto com espessura de usinagem igual a zero ( $h=0$ ) [32].

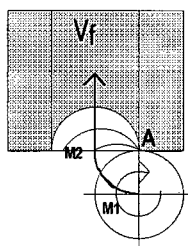


Figura 4.15. Forma de entrada em curva para início de um novo plano [32]

Para o desbaste de cavidades fechadas com fresas de topo esférico, o movimento axial da ferramenta gera esforços no centro da ferramenta que podem provocar lascamentos na mesma. Estas cargas podem ser diminuídas, optando-se por uma entrada inclinada no material até a profundidade desejada (figura 4.16) [32, 84]. Uma vantagem desta estratégia é a formação de cavacos curtos [32, 72].



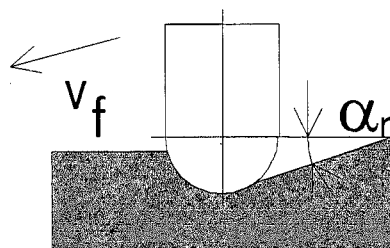


Figura 4.16. Estratégia de mergulho da ferramenta de corte, para o início da usinagem de um novo plano em uma cavidade fechada [32, 84].

A espessura máxima de usinagem  $h_{\max}$  ( $\varphi = 90^\circ$ ) é dependente do ângulo de inclinação de entrada no material ( $\alpha_r$ ), sendo que o ângulo de ataque ( $\kappa$ ) passa a ter um valor  $\kappa = 90^\circ - \alpha_r$ . Portanto, com a diminuição de  $\alpha_r$ , as cargas sobre o centro da ferramenta são aliviadas.

#### 4.5. Formação de Cavacos no Fresamento

Nos processos de usinagem com geometria definida, o processo de atrito gera altas cargas térmicas e mecânicas sobre a cunha da ferramenta. Durante o processo de formação de cavaco surgem entre a ferramenta e a peça adesões que, devido às forças de Van der Waals, são estáveis e resistentes ao cisalhamento [67, 77, 85]. Em materiais dúcteis, o cisalhamento pode não ocorrer na zona soldada, mas em uma região mais profunda já no material da ferramenta [67].

Uma consequência do intensivo atrito entre materiais dúcteis e a cunha da ferramenta, é que durante o corte, o cavaco desliza sobre a face, mas fica aderido a ela após a saída da ferramenta do corte. Isto é observado tanto para o corte concordante, quanto para o corte discordante [86].

Se os cavacos retornam para a zona de corte, ocorre o aumento do desgaste da ferramenta e uma piora do acabamento superficial [67]. A probabilidade de que o cavaco, que está soldado sobre a face, entre novamente na zona de corte, ocorre, especialmente, quando o gume penetra no material com espessura de usinagem igual a zero ( $h=0$ ), como é o caso de fresamento de ranhuras e do fresamento discordante. O cavaco que retorna para a zona de corte é esmagado entre a ferramenta e a peça e solda no flanco da ferramenta [86]. No fresamento discordante de materiais dúcteis como ligas de Al, é observado que ao longo do gume que realizou o corte discordante, há uma infinidade de partículas de cavacos [67]. Todavia, no corte concordante a ferramenta apresenta estrias ao longo do flanco. Estas estrias são resultantes dos processos de entrada da ferramenta no material da peça. Todo material que volta para a zona de corte, pressiona a

ferramenta na direção do flanco. As estrias resultantes serão mais intensas, quanto maior for a soldagem ao gume [67].

As consequências da soldagem de cavaco são: piora da qualidade superficial; diminuição da vida da ferramenta, por lascamentos, estrias longitudinais e transversais; e falha prematura da ferramenta pelo entupimento nos canais da fresa [67].

Uma das medidas realizáveis para melhorar o transporte de cavaco é a utilização de fluido de corte, aerosol ou ar comprimido [18, 36, 67].

Para ferramentas de materiais sinterizados, a aplicação de fluido de corte é somente aplicável para a usinagem de ligas leves, como ligas de alumínio e cobre. Durante a usinagem de aço com fluido de corte, o gume de metal-duro aquece e resfria bruscamente, quando sai da região de corte. Devido aos gradientes de temperatura, são induzidas tensões que, juntamente com as cargas de impacto mecânico que ocorrem na reentrada da ferramenta, levam à falha prematura da ferramenta, através da quebra do gume [9, 18, 21, 32, 33, 35, 43, 46, 67, 85].

#### 4.5.1. Formação de cavacos com geometria de gume helicoidal

A forma do cavaco pode ser otimizada com relação à direção do escoamento, espessura, comprimento e raio de curvatura. Uma ferramenta projetada com o ângulo de saída ( $\gamma$ ) constante, reduz a força de usinagem e a vibração do processo. Um ângulo de saída positivo na direção axial ( $\gamma_a$ ) provoca o escoamento do cavaco na direção ascendente para longe da superfície usinada frontal [87].

Pode-se calcular a máxima espessura de usinagem ( $h_{max}$ ) e o comprimento ( $L_c$ ) do cavaco, com as seguintes equações (figura 4.17) [64, 87, 88]:

$$h_{max} = f_z \cdot \left[ \frac{\left(\frac{D}{a_p}\right) - 1}{\left(\frac{D}{2a_p}\right)^2 \cdot \left(1 \pm \frac{v_f}{v_c}\right)^2 \pm \frac{v_f \cdot D}{v_c \cdot a_p}} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (30)$$

$$L_c = \left(\frac{D}{a_p}\right) \cdot \varphi \pm a_p \cdot \frac{v_f}{v_c} \cdot z \cdot \left[\left(\frac{D}{a_p}\right) - 1\right]^{\frac{1}{2}} \quad (31)$$

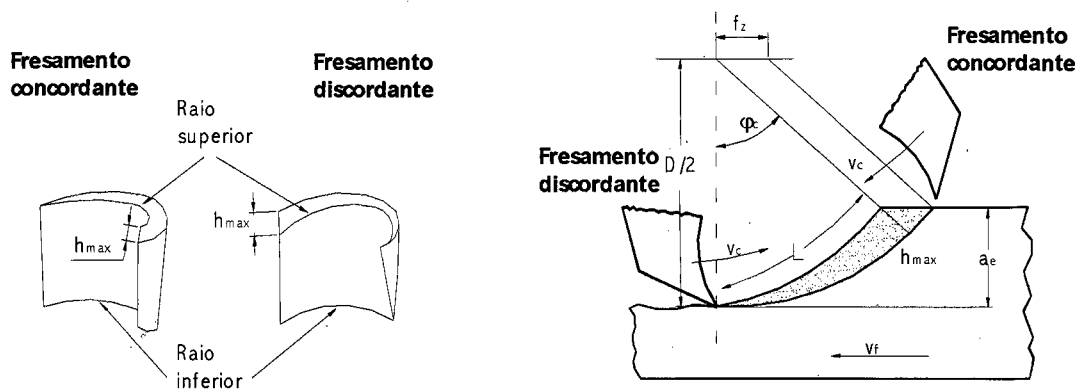


Figura 4.17. Seção transversal usinada e forma do cavaco em fresamento discordante e concordante [87].

Quando o ângulo de saída axial ( $\gamma_a$ ) é zero, o cavaco escoá, em princípio, perpendicularmente ao gume e a espessura de usinagem ( $h$ ) e o raio de curvatura ( $r_c$ ) são, aproximadamente, constantes ao longo do gume [87].

Para gumes inclinados ou helicoidais, o cavaco também escoá ascendentemente na direção radial e o raio de curvatura se modifica ao longo do gume. A espessura máxima ( $h_{max}$ ) e comprimento ( $L_c$ ) dependem da direção de usinagem [87].

Quando usinado no sentido concordante, o raio de curvatura ( $r_c$ ) é maior que no sentido discordante (figura 4.18).

No fresamento discordante o cavaco sofre uma maior deformação devido às características de atrito mais intensas que provocam um gradiente de temperatura entre as faces do cavaco na região com menor espessura de usinagem e devido à espessura de usinagem primeiramente menor que tende a deformar mais plasticamente do que no corte concordante.

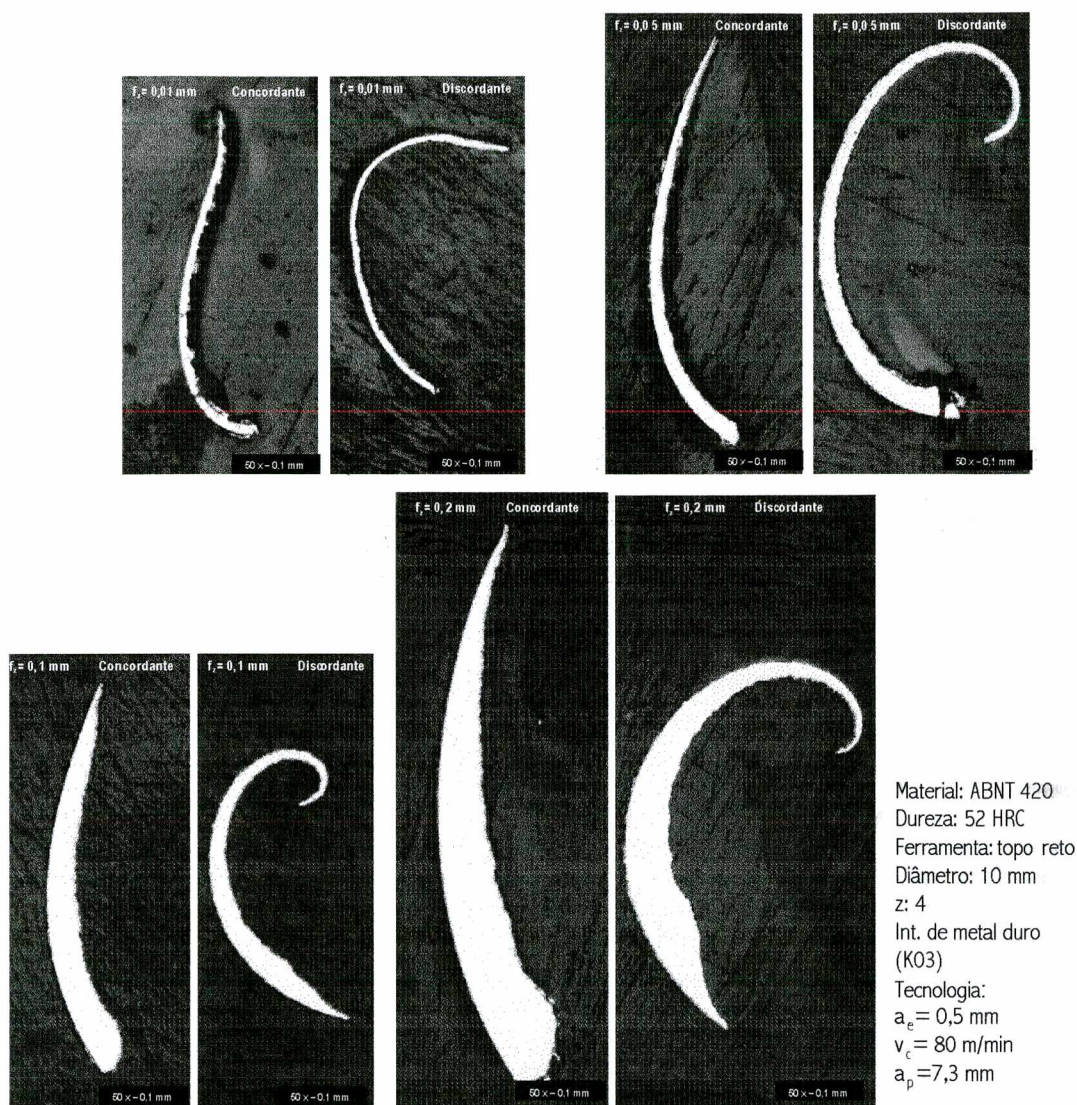


Figura 4.18. Influência da variação do sentido de corte e do avanço por dente ( $f_z$ ) sobre o raio de curvatura ( $r_c$ ) e o comprimento de cavaco no fresamento do aço temperado ABNT 420.

Verifica-se que a elevação do avanço não influencia significativamente o raio de curvatura de cavaco. Esses efeitos são também observados no fresamento de materiais com estrutura metalúrgica austenítica (figura 4.19).



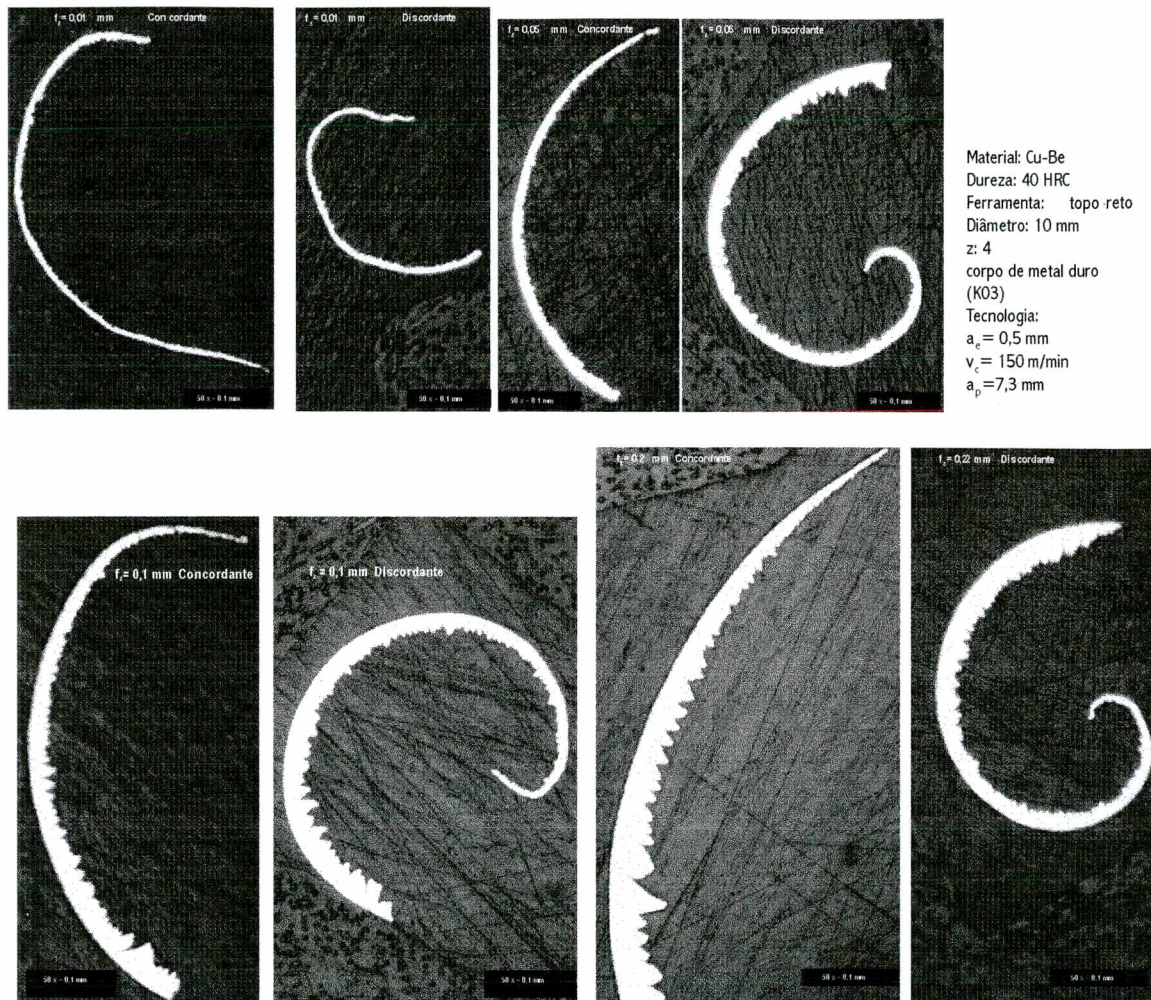


Figura 4.19. Influência da variação do sentido de corte e do avanço por dente ( $f_z$ ) sobre o raio de curvatura ( $r_c$ ) e o comprimento de cavaco no fresamento da liga de cobre (Cu-Be).

Nesse capítulo foram analisadas as seguintes relações:

- análise das características de contato ferramenta/peça em 2 ½ eixos;
- análise das relações dos parâmetros de corte para a otimização da taxa de remoção de material (Q) e da potência de corte ( $P_c$ );
- análise das influências dos parâmetros de corte, bem como das condições de contato sobre a vida da ferramenta;
- análise das características de formação de cavaco para a fresa de geometria helicoidal.

Uma vez estabelecidas essas relações, estão cumpridos os pré-requisitos para a análise da usinabilidade dos materiais desse estudo (Capítulo 7) e para a aplicação nos estudos de casos (Capítulo 8).

Ou seja, estão apresentados os subsídios para as tomadas de decisões, principalmente, referentes à escolha da geometria, do material e do revestimento da ferramenta, que serão utilizadas para o início dos testes na liga de alumínio (AMP8000), na liga de cobre (Cu-Be) e no aço inoxidável martensítico (ABNT 420).

## CAPÍTULO 5

### ANÁLISE DO PROCESSO DE ACABAMENTO

No acabamento, a seleção dos parâmetros de corte, das condições de contato e do diâmetro da ferramenta deve alcançar a qualidade superficial e de forma requeridas pelo projeto.

As superfícies acabadas dos produtos industriais, especialmente superfícies de forma livre, tais como ranhuras, superfícies cônicas e esféricas, são acabadas com ferramentas de topos arredondados. Essas geometrias de topo das ferramentas produzem superfícies em formato de ondas, que são diretamente dependentes das condições de contato adotadas [18, 43, 88 - 93]. Em alguns sistemas CAD/CAM/NC existentes, é possível especificar a máxima altura dessas ondas, controlando a distância entre cada linha executada [92].

Zander [74] e Warketin et. al. [94] apresentaram técnicas em 5 eixos para a usinagem de superfícies de forma livre com fresas de topo toroidal, reduzindo a altura das cristas produzidas pelo processo. Entretanto, o processo de fresamento em 5 eixos ainda é de elevado custo, em comparação com o processo em 3 eixos e, além disso, necessita de uma mão-de-obra extremamente qualificada para sua operação [93].

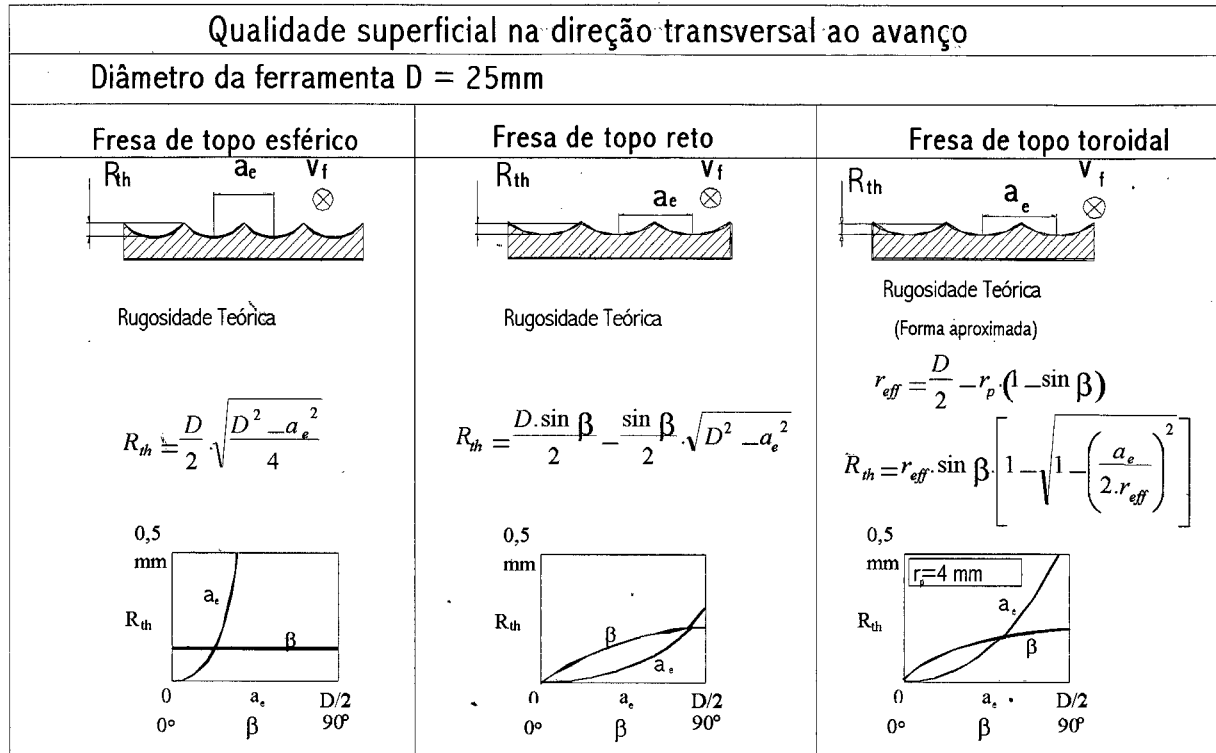
Na usinagem em 3 eixos, as linhas de fresamento acompanham o contorno da peça. A ferramenta de corte estabelece um movimento com diferentes profundidades de corte e com linhas de fresamento paralelas até a obtenção da medida desejada, o que significa uma modificação constante dos esforços de corte sobre a ferramenta.

Neste capítulo, serão analisadas as condições de contato do topo da ferramenta de corte com o material da peça, bem como as influências das grandezas geométricas de cada ferramenta e dos parâmetros de corte em relação à vida da ferramenta, ao acabamento superficial e ao desvio de forma.

Objetiva-se fundamentar os conhecimentos do processo de fresamento para uma determinada operação de acabamento com fresa de topo e, desse modo, estabelecer uma relação entre o raio da ferramenta, o raio da peça usinada e os parâmetros de usinagem, para otimização da qualidade superficial e diminuição do erro dimensional.

### 5.1. Análise da Influência da Geometria da Ferramenta Sobre a Qualidade Superficial

A influência da geometria de uma ferramenta de corte sobre a qualidade superficial na direção transversal ao avanço, pode-se demonstrar pela variação da rugosidade teórica ( $R_{th}$ ) (figura 5.1) [74].



onde:

$\beta$ : ângulo de inclinação entre a haste e a normal da superfície.

obs: o ângulo de inclinação da haste ( $\beta$ ), no fresamento em 3 eixos, é correspondente ao ângulo de inclinação da superfície da peça com a mesa da máquina na posição horizontal ( $\alpha$ ).

Figura 5.1. Rugosidade teórica ( $R_{th}$ ) na direção transversal ao avanço [74].

Com o aumento da profundidade de corte radial ( $a_e$ ) e do ângulo de inclinação entre a haste e a normal da superfície ( $\beta$ ), as fresas de topo toroidal e reto apresentam um comportamento semelhante em relação ao aumento da rugosidade teórica ( $R_{th}$ ). O mesmo resultado não ocorre para a fresa de topo esférico [74].

Devido à característica geométrica do topo esférico da fresa, o ângulo de inclinação entre a haste e a normal da superfície ( $\beta$ ) não influencia na rugosidade teórica ( $R_{th}$ ). Todavia, a influência da profundidade de corte radial ( $a_e$ ) é muito maior, comparada às fresas de topo reto e toroidal [32, 74, 93].



Pode-se também demonstrar a influência da geometria das ferramentas de corte sobre a qualidade superficial, na direção longitudinal ao avanço, em função da rugosidade teórica ( $R_{th}$ ) (figura 5.2) [74].

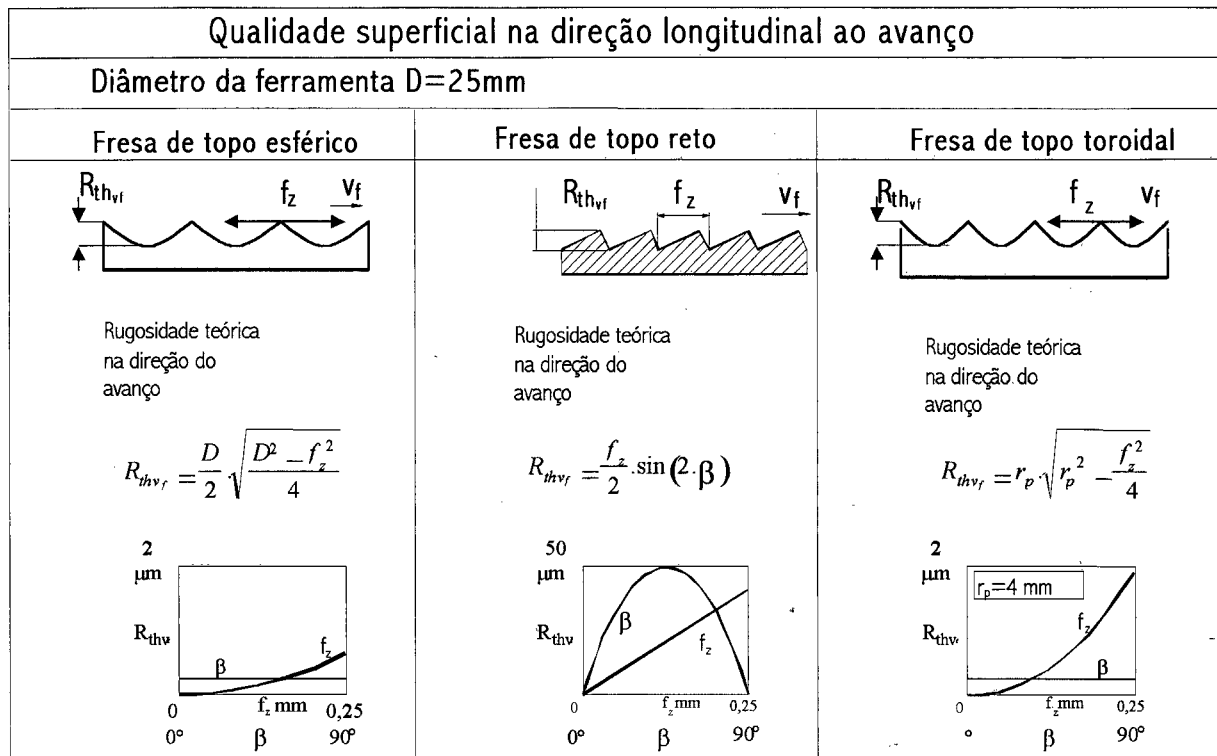


Figura 5.2. Rugosidade teórica ( $R_{th}$ ) na direção longitudinal ao avanço [74].

As geometrias circulares dos gumes das fresas de topo esférico e toroidal provocam um perfil em formato de ondas. Este perfil não sofre influência do ângulo de inclinação entre a haste e a normal da superfície ( $\beta$ ) [74, 91].

Para todos os tipos de topo de ferramentas, na direção longitudinal ao avanço, a rugosidade teórica ( $R_{th}$ ) aumenta proporcionalmente ao avanço por dente ( $f_z$ ). Entretanto, para ferramentas de topo esférico e toroidal, a influência do avanço por dente ( $f_z$ ) é menos sensível, devido ao elevado valor do raio de quina  $r_s$  [32, 74].

Para fresas de topo reto, com o ângulo de inclinação entre a haste e a normal da superfície ( $\beta$ ), produz-se um perfil em formato de dente de serra. O máximo valor de rugosidade teórica ( $R_{th}$ ) é obtido para  $\beta = 45^\circ$ . Com a variação do avanço por dente ( $f_z$ ), estabelece-se uma relação linear com a rugosidade teórica ( $R_{th}$ ) [74].

Desse modo, devido à independência do ângulo de inclinação entre a haste e a normal da superfície ( $\beta$ ) e da pequena relação com o avanço por dente ( $f_z$ ), as ferramentas de topo esférico são mais adequadas para o acabamento em três eixos de superfícies complexas.

A profundidade de corte radial ( $a_e$ ) exerce uma influência significativa na formação da altura das cristas. Entretanto, em operações com altas velocidades de corte (HSC) é possível o emprego de pequenas profundidades de corte radiais ( $a_e$ ), com altas velocidades de avanço, sem prejuízo do tempo de fabricação [27, 32, 41, 50, 74, 93].

#### 5.1.1. Análise da influência da geometria de contato no fresamento em 3 eixos, com fresa de topo esférico

No fresamento em 3 eixos, para a descrição das características de contato ferramenta/peça num determinado ponto (P) (figura 5.3), é necessário o conhecimento das seguintes informações [32]:

- Do valor da sobremedida de usinagem, como função:
  - do diâmetro da ferramenta de corte (D);
  - da profundidade de corte na direção normal à superfície ( $a_n$ );
- Da forma das linhas de fresamento, como função:
  - da profundidade de corte radial na direção tangencial à superfície ( $a_{et}$ );
  - do ângulo de inclinação da superfície da peça com a mesa da máquina na posição horizontal ( $\alpha$ );
  - da direção do movimento de corte, em relação à superfície (corte concordante/discordante);
- Das características particulares do ponto de contato (P), como função:
  - do raio de curvatura da superfície na direção longitudinal ao avanço ( $\rho_v$ );
  - do incremento lateral ( $\rho_s$ );
  - do ângulo de rampa da superfície ( $\theta$ ).

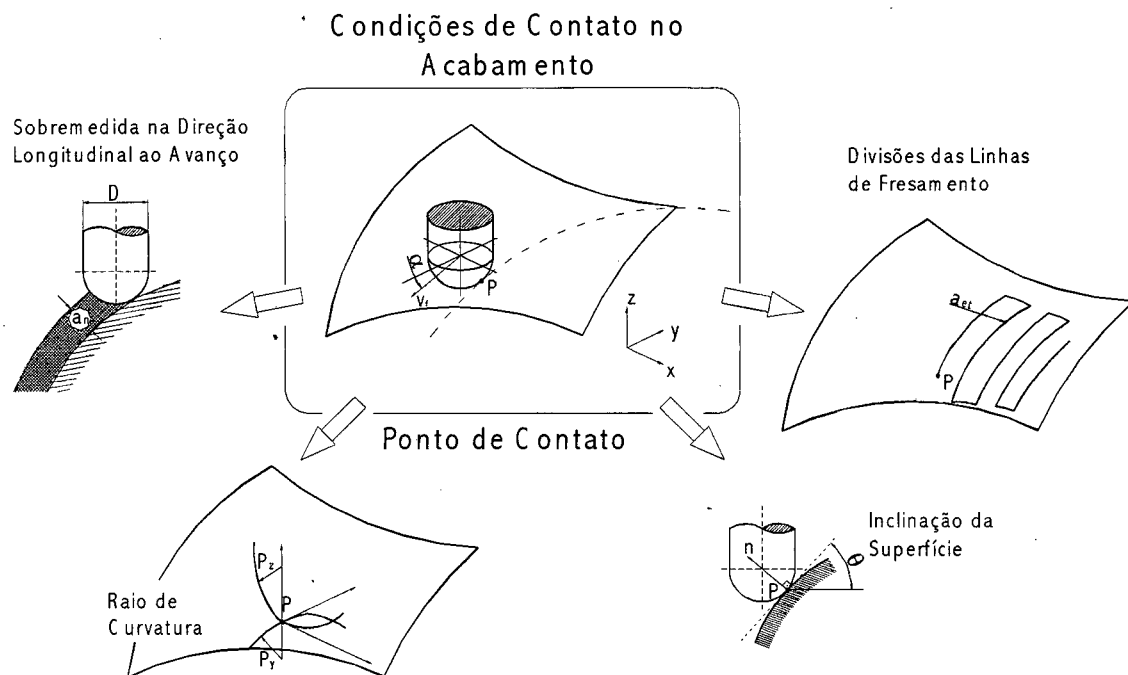


Figura 5.3. Características geométricas no fresamento 3 eixos com fresas de topo esférico, para a descrição das características de contato ferramenta/peça, em um determinado ponto (P) [32].

Estabelecendo-se uma análise das características geométricas acima citadas, verifica-se a dependência desses fatores com o ângulo de penetração no corte ( $\varphi_c$ ), com a área da capa esférica usinada pelo topo da ferramenta, com a espessura de usinagem ( $h$ ) e com a largura de usinagem ( $b$ ) [32, 46, 59].

Com efeito, dependendo da inclinação da superfície, durante o processo de fresamento em 3 eixos com ferramentas cilíndricas de topo esférico, várias partes do gume estão em contato com a peça (figura 5.4). Como os ângulos de contato no corte, na entrada e na saída ( $\varphi_e$  e  $\varphi_a$ ), são funções do ângulo de ataque ( $\kappa$ ), todos os pontos do gume estarão sob diferentes situações de cargas em uma determinada linha de contato [32, 50].

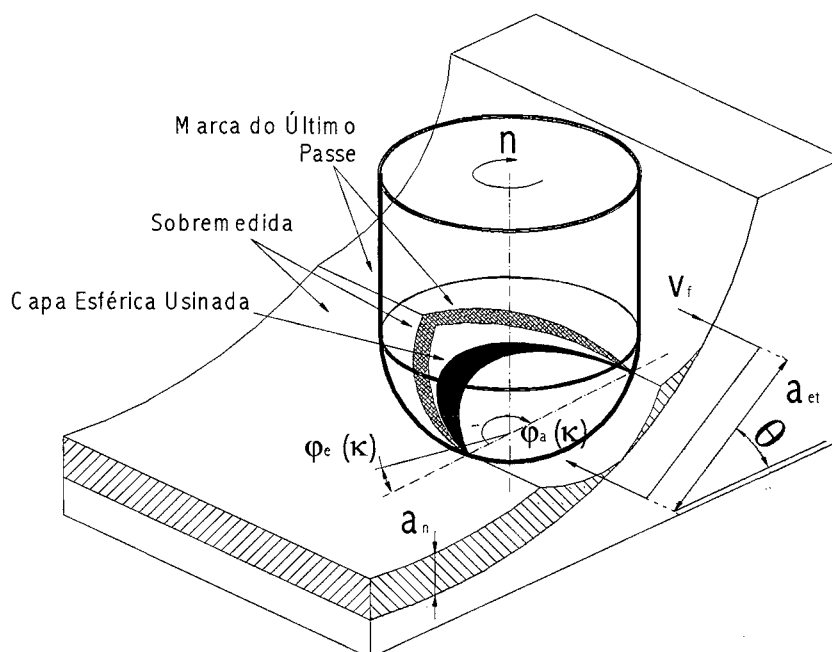


Figura 5.4. Relação do ângulo de contato no corte ( $\varphi$ ) com o ângulo de ataque ( $\kappa$ ) no fresamento em 3 eixos, com fresa de topo esférico [32].

Desse modo, para o fresamento em 3 eixos com fresas de topo esférico, o cálculo da espessura de usinagem ( $h$ ) é dependente do ângulo de inclinação da superfície da peça com a mesa da máquina horizontal ( $\alpha$ ) (figura 5.5) [32].

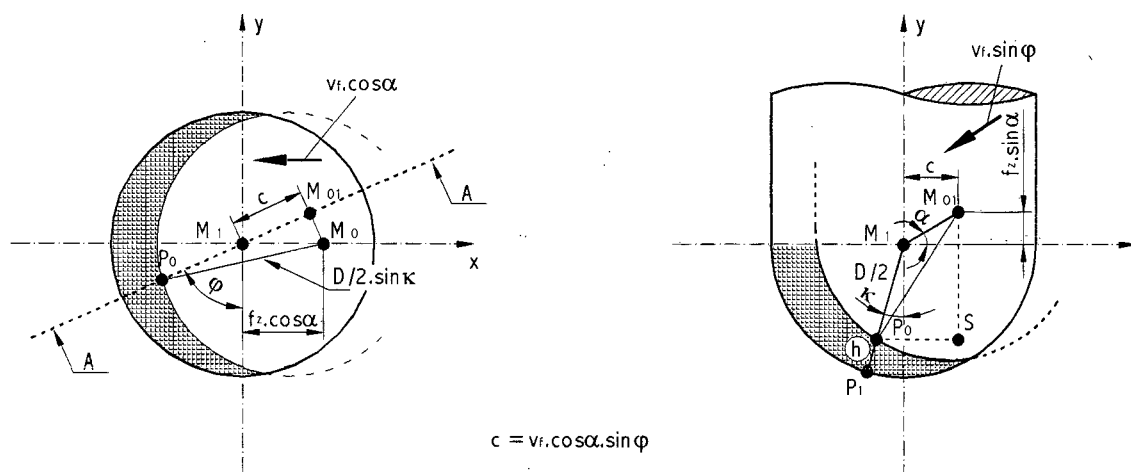


Figura 5.5. Espessura de usinagem ( $h$ ) para o fresamento em 3 eixos com fresa de topo esférico [32, 46].

No contato entre os pontos  $P_0M_0S$ , é válido que [32]:

$$(D/2)^2 = (\text{sen}\kappa \cdot (D/2 - h) + \text{cos}\alpha \cdot \text{sen}\varphi \cdot f_z)^2 + (\text{cos}\kappa \cdot (D/2 - h) + \text{sen}\alpha \cdot f_z)^2 \quad (1)$$

Desenvolvendo-se a equação 1 para uma dada espessura de usinagem ( $h$ ), na qual  $D/2 \gg f_z$  [32], tem-se que:

$$h(\alpha, \kappa, \varphi) = (\text{cos}\alpha \cdot \text{sen}\varphi \cdot \text{sen}\kappa + \text{sen}\alpha \cdot \text{cos}\kappa) \quad (2)$$

Com o desenvolvimento da equação 2, obtém-se a seguinte relação para o cálculo da espessura de usinagem média ( $h_m(\alpha, \kappa)$ ) [32]:

$$h_m(\alpha, \kappa) = [1/\varphi(\kappa)] \cdot f_z \cdot \{\text{cos}\alpha \cdot \text{sen}\kappa \cdot [\text{cos}\varphi_e(\kappa) - \text{cos}\varphi_a(\kappa)] + \text{sen}\alpha \cdot \text{cos}\kappa \cdot [\varphi_e(\kappa) - \varphi_a(\kappa)]\} \quad (3)$$

O ângulo de inclinação da superfície da peça com a mesa da máquina horizontal ( $\alpha$ ) determina a qualidade do corte com ferramentas de topo esférico. Quando o centro da ferramenta de corte está em contato no corte, as cargas sobre o gume e a vibração são máximas, devido à elevada força passiva ( $F_p$ ) e à pequena área de saída de cavaco na ponta da ferramenta [32, 50, 51, 52, 53, 54, 55, 57]. Portanto, a utilização de ferramentas de Cermet e CBN é restrita para os casos em que o centro da ferramenta não esteja em contato com a peça [50].

## 5.2. Influência dos Parâmetros de Corte e Geometria de Contato sobre a Vida da Ferramenta

O processo de acabamento é caracterizado por ser a operação final de usinagem de uma superfície e objetiva uma qualidade superficial e precisão de forma dentro da faixa de tolerância requerida.

Em comparação com o regime de desbaste, as profundidades de corte tipicamente aplicadas na etapa de acabamento são caracterizadas pelas pequenas seções de usinagem e, conseqüentemente, pelas pequenas forças de usinagem envolvidas no processo. Devido às pequenas geometrias de contato, com valores típicos na direção tangencial à superfície ( $a_{et}$ ), entre 0,2 mm e 0,8 mm, e na direção normal à superfície ( $a_n$ ), entre 0,1 mm e 1 mm, o tempo total de acabamento representa de 50 a 80% do tempo total de usinagem [94].

Portanto, a otimização da etapa de acabamento está relacionada diretamente com o aumento da velocidade de avanço ( $v_f$ ) e, conseqüentemente, da rotação (velocidade de corte ( $v_c$ )), pois o aumento do avanço por dente ( $f_z$ ) prejudica o acabamento superficial.

Se a velocidade de avanço for aumentada, a distância entre as linhas de fresamento pode ser diminuída e, para um mesmo tempo de acabamento anteriormente utilizado no processo convencional, a qualidade superficial da peça será otimizada.

Portanto, com o aumento da velocidade de corte ( $v_c$ ) existe um maior controle de forma, devido às menores seções de usinagem, e uma diminuição da altura das cristas, devido ao maior número de linhas de fresamento. Desse modo, o termo fresamento com altas velocidades de corte (*High Speed Cutting*) é associado, convencionalmente, às operações de acabamento.

Todavia, a elevada dinâmica do processo HSC provoca zonas de baixa estabilidade na ferramenta de corte. Esse problema é agravado com a diminuição do diâmetro e com o aumento da relação comprimento/diâmetro da ferramenta de corte.

Desse modo, é potencializada a importância de uma etapa precedente de pré-acabamento para uniformização dos volumes de corte, e a escolha de estratégias de corte adequadas à geometria e ao material da peça e da ferramenta de corte [39]. Quanto pior a usinabilidade do material e/ou mais complexa a superfície da peça, menor deverá ser o gradiente de sobremedida para acabamento, evitando desse modo, sobrecargas na ferramenta de corte [44].

Como visto no capítulo anterior, a velocidade de corte ( $v_c$ ) é o parâmetro de corte que mais influencia na vida de uma ferramenta de corte, devido às características de atrito entre a ferramenta e a peça [32, 43, 75, 76].

Considerando a utilização de altas velocidades de corte, deve-se avaliar e adequar a escolha de um material de ferramenta para cada tipo de material da peça que suporte o aumento da temperatura no processo de usinagem. No Capítulo 7, serão apresentados os resultados dos experimentos, para a definição dos materiais de ferramentas e os respectivos parâmetros de usinagem a serem utilizados nas distintas situações.

Como visto também no capítulo 4, com o aumento do avanço por dente ( $f_z$ ), a ferramenta percorre um caminho de usinagem menor e, conseqüentemente, atrita menos com o material da peça. Entretanto, o aumento do avanço por dente ( $f_z$ ) está limitado ao acabamento superficial da peça e a precisão de forma da superfície.

### 5.3. Análise do Acabamento Superficial de Superfícies Esféricas

No fresamento de superfícies esféricas, pode-se definir a escolha de um diâmetro para uma determinada cavidade ou concavidade, pela aproximação analítica da rugosidade teórica ( $R_{th}$ ).

A escolha de um diâmetro de ferramenta para a usinagem de superfícies hemisféricas internas baseia-se na definição da origem de um sistema em 3 eixos de coordenadas-base ( $X, Y, Z$ ) e de outros dois sistemas,  $(X_1, Y_1, Z_1)$  e  $(X_2, Y_2, Z_2)$ , respectivamente. Todos sistemas estão centrados no ponto  $O$ , que é centro da cavidade hemisférica. (figura 5.6) [93].

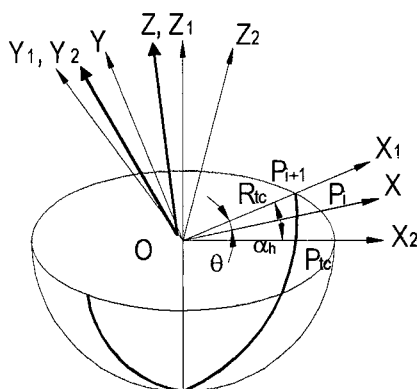


Figura 5.6. Sistema de coordenadas e percurso da ferramenta de topo esférico, para usinagem interna de uma semi-hemisfera [93].

O ângulo de incremento lateral ( $\theta$ ) é o ângulo entre os eixos  $x$  e  $x_1$  e o ângulo de giro ( $\alpha_h$ ) é o ângulo entre os eixos  $x_1$  e  $x_2$ . O eixo da ferramenta de corte está localizado ao longo do eixo  $Z$ .

A seção transversal de uma hemisfera interna, em um plano passante através do centro e de dois pontos adjacentes, é representada por (figura 5.7):

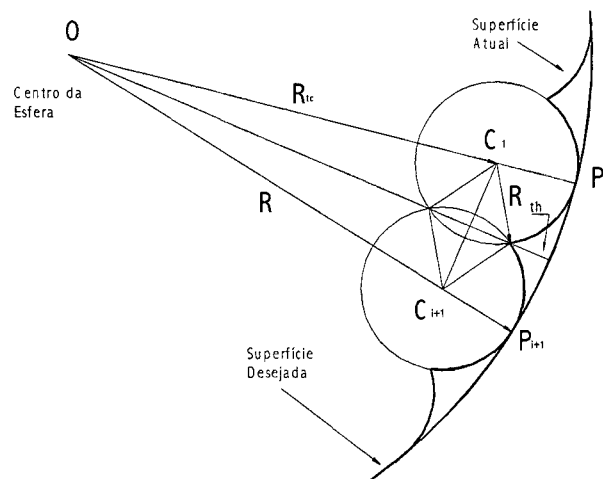


Figura 5.7. Relação geométrica entre a superfície hemisférica interna e a fresa de topo esférico no fresamento em 3 eixos.

As posições das ferramentas  $P_i$  e  $P_{i+1}$  estão separadas pelo ângulo de incremento lateral ( $\theta$ ). Devido à curvatura do diâmetro da ferramenta, gera-se uma crista de rugosidade teórica ( $R_{th}$ ) entre as posições relativas da ferramenta [67, 93].

O raio da superfície hemisférica interna no ponto  $P_i$  passa através do centro da ferramenta de corte no ponto  $C_i$ . O Raio de corte da ferramenta  $R_{tc}$  é a diferença entre o centro da hemisfera interna e o centro da ferramenta de corte e é constante para todos os pontos nesta superfície ( $R_{tc} = R - r$ ) [93].

Desse modo, a rugosidade teórica ( $R_{th}$ ) obtida no fresamento de uma hemisfera interna é determinada por:

$$R_{th} = R - (R - r) \cdot \cos(\theta/2) - \{r^2 - [(R - r)^2 \cdot \sin^2(\theta/2)]\}^{1/2} \quad (4)$$

Assim, em função da rugosidade final desejada, pode-se escolher o diâmetro adequado para a usinagem interna de uma hemisfera.

No fresamento de superfícies hemisféricas externas, exceto na localização do eixo Z, o procedimento de modelamento é similar ao procedimento para superfícies internas, no entanto, com direção positiva no topo externo da hemisfera (figura 5.8) [93].



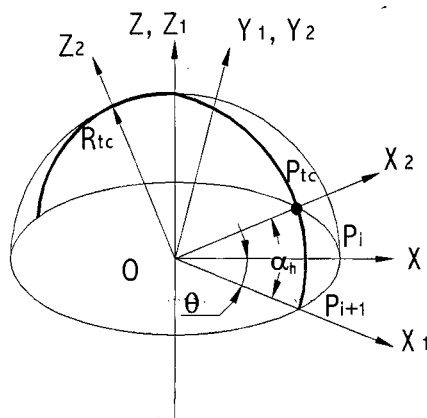


Figura 5.8. Sistemas de coordenadas e o percurso da ferramenta de topo esférico, no fresamento externo de uma hemisfera [93].

Uma seção transversal de uma hemisfera externa e dois pontos adjacente,  $P_i$  e  $P_{i+1}$ , separados por um ângulo de incremento lateral ( $\theta$ ), é representada por (figura 5.9) [93]:

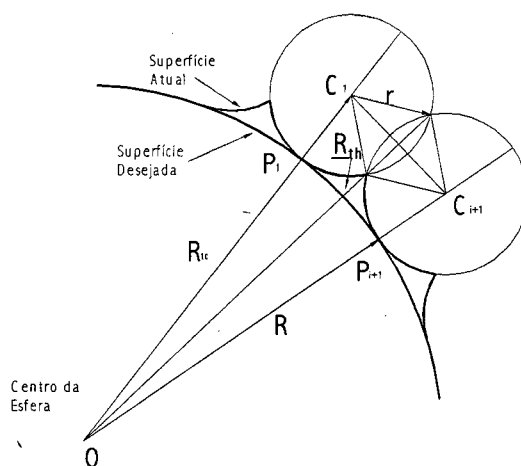


Figura 5.9. Relação geométrica entre a superfície hemisférica externa e a fresa de topo esférico, no fresamento em 3 eixos [93].

Para o fresamento externo da hemisfera, o raio de corte  $R_{tc}$  é a soma do raio da hemisfera e o raio da ferramenta de corte ( $R_{tc} = R + r$ ) [93].

Desse modo, a rugosidade teórica obtida no fresamento externo de uma superfície hemisférica, em função do diâmetro da hemisfera e da ferramenta de corte, é determinada por [67, 93]:

$$R_{th} = -R + (R - r) \cdot \cos(\theta/2) - \{r^2 - [(R - r)^2 \cdot \sin^2(\theta/2)]\}^{1/2} \quad (5)$$

A obtenção de valores de rugosidade de processo, próximos dos valores teóricos de rugosidade ( $R_{th}$ ), e erros de forma, dentro de valores de projeto, dependem diretamente de fatores dinâmicos inerentes ao processo, tais como vibrações do sistema ferramenta/porta-ferramenta e desvio da haste da ferramenta de corte em relação à superfície usinada. Esses fatores estão diretamente relacionados à geometria de contato, aos parâmetros de corte, à resistência mecânica da ferramenta e ao projeto do sistema ferramenta de corte/dispositivo de fixação [95, 96].

#### 5.4. Dependência da Rugosidade com a Geometria de Contato e as Condições de Corte

Independente da topografia da superfície a ser usinada, existem 3 possibilidades de direção de fresamento para operações de acabamento: concordante, discordante e pendular. O fresamento pendular é uma alternativa para diminuição dos tempos secundários originados no fresamento com somente um movimento de corte.

Em ensaios realizados na liga de cobre (Cu-Be), verificou-se no fresamento pendular uma profundidade de rugosidade média ( $R_z$ ) maior em relação aos outros dois movimentos, devido à posição intermediária desses (figura 5.10). A metodologia de análise de todos os ensaios de acabamento superficial está apresentada no Anexo VI.

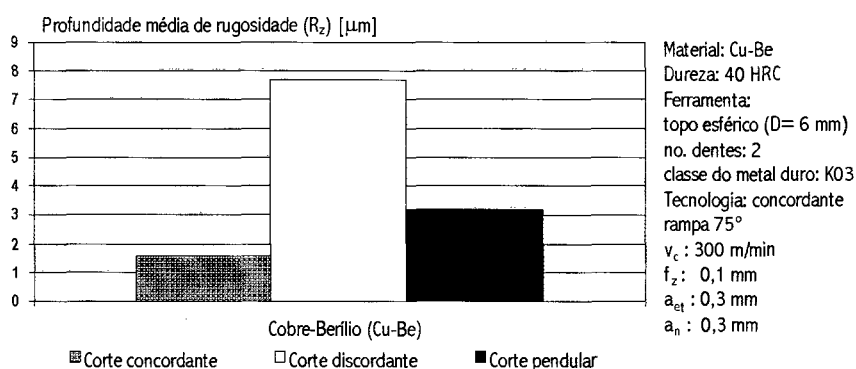


Figura 5.10. Influência da direção de corte sobre o acabamento superficial.

No caso acima, um material com característica CFC (cúbico de face centrada), com o aumento da velocidade de corte ( $v_c$ ) no corte discordante, aumenta o atrito e a temperatura entre o gume da ferramenta de corte e a peça. Esse fenômeno provoca um amolecimento do material na superfície da peça e, conseqüentemente, a soldagem das partículas de cavaco, aumentando a rugosidade média ( $R_z$ ).

Com o uso de ferramentas de topo esférico, é pequena a dependência da rugosidade com o ângulo de inclinação da superfície da peça com a mesa da máquina horizontal ( $\alpha$ ). A rugosidade é prejudicada para ângulos ( $\alpha$ ) menores do que  $15^\circ$ , pois a remoção de cavaco da região de corte é difícil e a velocidade de corte na região central tende a zero, provocando esmagamento de material na zona de corte e para ângulos ( $\alpha$ ) maiores do que  $75^\circ$ , devido à elevada deflexão da haste da ferramenta (figura 5.11).

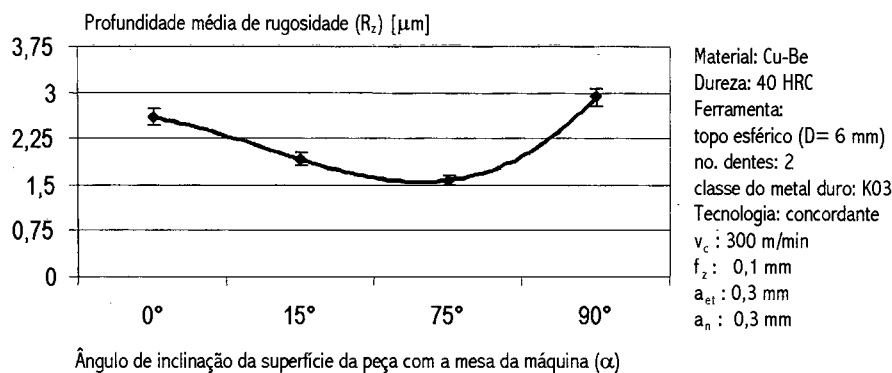


Figura 5.11. Influência do ângulo de inclinação da superfície da peça com a mesa da máquina ( $\alpha$ ) sobre a qualidade superficial.

O acabamento superficial piora com o aumento do avanço por dente ( $f_z$ ). A situação é mais crítica com pequenos ângulos de inclinação da superfície da peça com a mesa da máquina horizontal ( $\alpha$ ), pois o cavaco tem pouco espaço para escoar da região de corte e com o aumento do avanço e, conseqüentemente, da espessura de usinagem ( $h$ ), ocorrem vibrações que levam à degradação do acabamento superficial. Com ângulos maiores do que  $75^\circ$ , a situação também é crítica, devido à elevada deflexão da haste da ferramenta (figura 5.12).

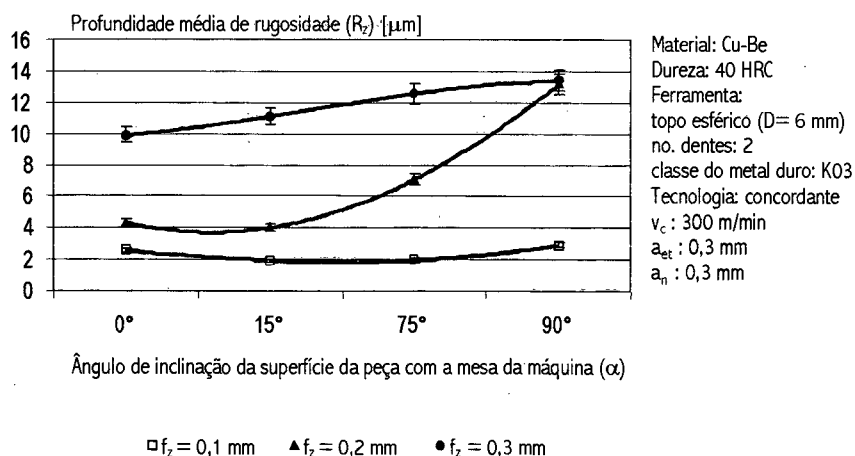


Figura 5.12. Influência do avanço sobre a qualidade superficial.

A literatura [99 - 104] reporta uma melhora do acabamento superficial com o emprego de velocidades de corte ( $v_c$ ) mais elevadas. Segundo Koepfer [106] e Boogert et. al. [107], com o aumento da velocidade de corte ( $v_c$ ), ocorre um aumento de energia na zona primária de corte, resultando um aumento da taxa de deformação plástica no material. Conseqüentemente, com o aumento da taxa de deformação plástica e com a menor quantidade de calor dissipada da região plasticamente deformada, ocorrerá um decréscimo nas componentes da força de usinagem, principalmente da força de corte ( $F_c$ ) e um melhor acabamento superficial.

No entanto, é verificado que em faixas usuais de parâmetros de corte para acabamento [32], a variação de velocidade de corte ( $v_c$ ) não influencia significativamente no acabamento superficial (figura 5.13).

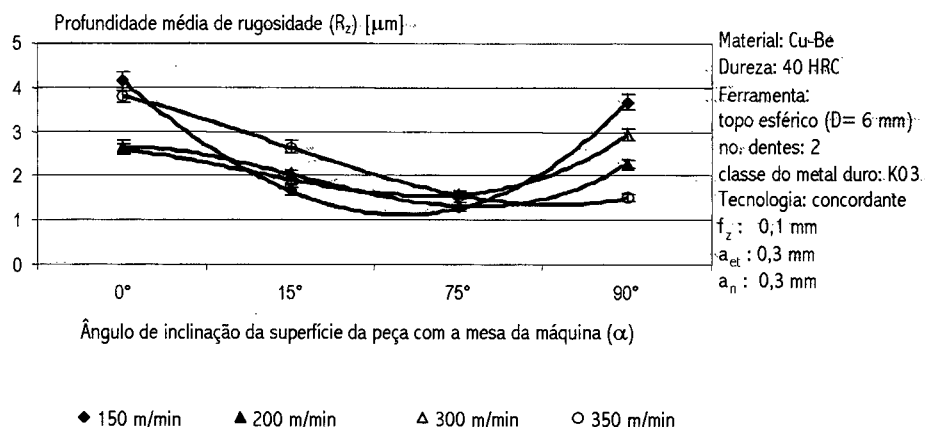
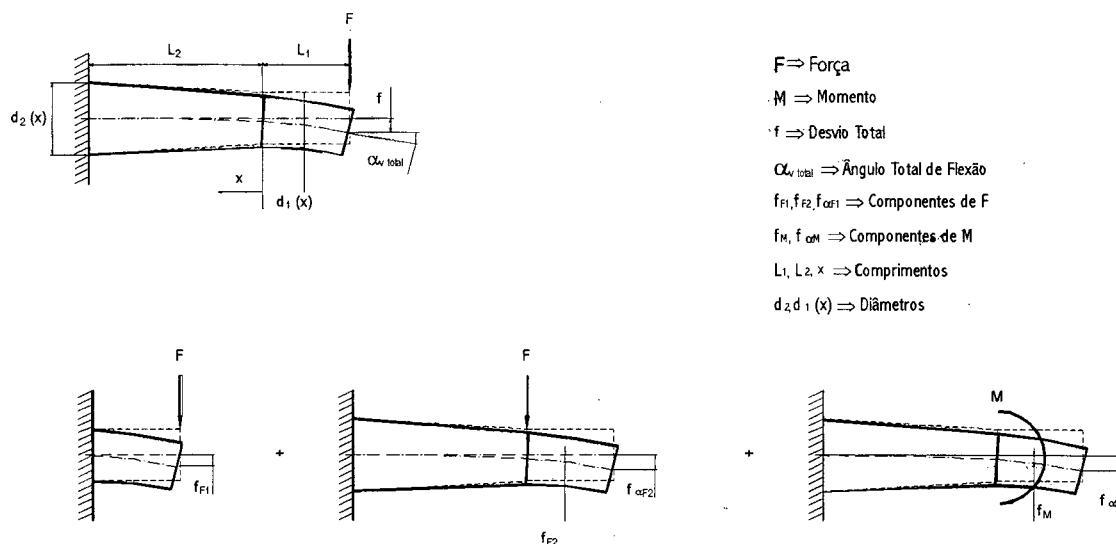


Figura 5.13. Influência da velocidade de corte ( $v_c$ ) sobre a qualidade superficial.

### 5.5. Análise da Influência dos Parâmetros de Usinagem Sobre o Erro dimensional

O erro dimensional produzido na superfície da peça ocorre, fundamentalmente, pelo deslocamento da haste da ferramenta. No caso do corte concordante, no momento da entrada do gume na peça, a maior espessura de usinagem ( $h$ ) provoca uma retração da haste da ferramenta de corte, originando o erro dimensional da peça.

Para representação do desvio da haste da ferramenta, pode-se considerar a ferramenta de corte como uma viga engastada, com uma força ( $F$ ) agindo na ponta. Considerando, por exemplo, a haste um conjunto dividido em uma parte cônica e outra cilíndrica, o desvio total da haste da ferramenta é a soma dos desvios locais (figura 5.14) [107].



$F \Rightarrow$  Força  
 $M \Rightarrow$  Momento  
 $f \Rightarrow$  Desvio Total  
 $\alpha_{v \text{ total}} \Rightarrow$  Ângulo Total de Flexão  
 $f_{F1}, f_{F2}, f_{\alpha F1} \Rightarrow$  Componentes de F  
 $f_M, f_{\alpha M} \Rightarrow$  Componentes de M  
 $L_1, L_2, x \Rightarrow$  Comprimentos  
 $d_2, d_1(x) \Rightarrow$  Diâmetros

Figura 5.14. Representação da haste da ferramenta como um sistema engastado [107].

Pode-se determinar o desvio total ( $f$ ) pelo princípio da superposição da ciência da resistência dos materiais [108, 109]. Desse modo, o desvio total é calculado como segue:

$$f_{F1} = [(F \cdot L_1^3)/(3 \cdot I_1 \cdot E)] \quad (6)$$

$$f_{F2} = [(F \cdot L_2(x)^3)/(3 \cdot I_2 \cdot E)] \quad (7)$$

$$f_M = [(M \cdot I_2(x)^3)/(2 \cdot I_2(x) \cdot E)] \quad (8)$$

$$f_{\alpha F2} = [(F \cdot I_1 \cdot I_2(x)^2)/(2 \cdot I_2(x) \cdot E)] \quad (9)$$

$$f_{\alpha M} = [(M \cdot I_2(x)^2)/(2 \cdot I_2(x) \cdot E)] \quad (10)$$

onde:

$F =$  Força [N]

$M =$  momento torçor [N.mm]

$L =$  comprimento [mm]

$I =$  momento de resistência axial [mm<sup>4</sup>]

$E =$  módulo de elasticidade [N/mm<sup>2</sup>]

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

$$I_1 = (d_1^4/64) \quad (11)$$

Como:

$$l_2(x=0) = [d_2(x=0)^4/64] \quad (12)$$

$$d_2(x=0) = d_1$$

$$l_2(x=0) = l_1$$

$$f_{\text{total}} = 2 \cdot f_{F1} + f_M + f_{\alpha F2} + f_{\alpha M} \quad (13)$$

Como o metal-duro apresenta um módulo de elasticidade maior do que o aço-rápido (210 kN/mm<sup>2</sup> do aço-rápido contra 360 kN/mm<sup>2</sup> do metal-duro), as ferramentas com hastes de metal-duro apresentam um menor desvio.

O comprimento da ferramenta (fator exponencial 3) e o diâmetro (fator exponencial 4) influenciam diretamente no desvio da haste da ferramenta. Ou seja, o desvio será tanto maior quanto maior for o comprimento da haste e quanto menor for o diâmetro da ferramenta de corte.

#### 5.5.1. Dependência da geometria de contato e das condições de corte

Para a verificação da influência do sentido de corte na precisão de forma da peça, montou-se um experimento com uma liga de alumínio (AMP8000), justamente para demonstrar a importância de consideração deste efeito, mesmo em materiais de menores resistências mecânicas, em relação ao aço temperado, por exemplo (figura 5.15). A metodologia de experimento para a análise do erro dimensional está apresentada no Anexo V.

Utilizando-se uma fresa helicoidal de topo esférico, observou-se no fresamento de direção concordante uma sobremedida de 8 µm, devido ao impacto inicial com máxima espessura de usinagem (h). Já no fresamento discordante, ocorreu uma submedida de usinagem, devido à penetração do gume abaixo da camada superficial.

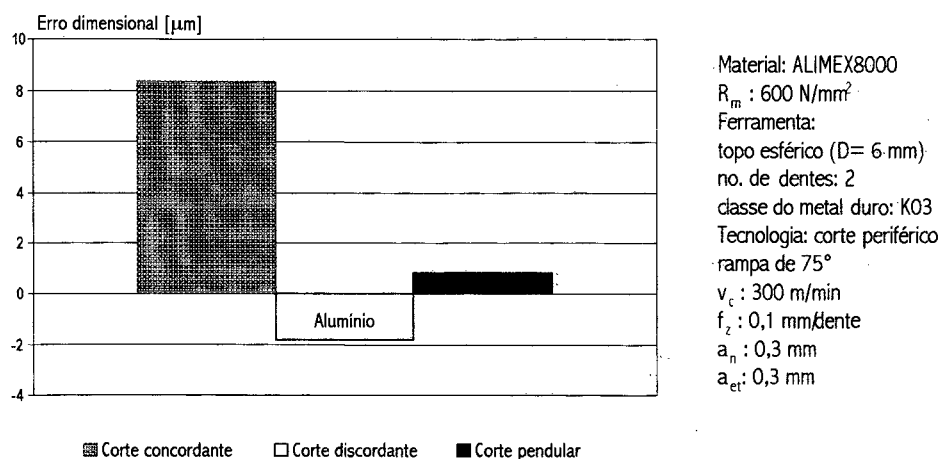


Figura 5.15. Erro dimensional em dependência da direção de fresamento.

O erro dimensional aumenta proporcionalmente com o ângulo de inclinação da superfície da peça com a mesa da máquina horizontal ( $\alpha$ ). Em ensaios realizados na liga de cobre (Cu-Be), constatou-se que o erro dimensional é ainda mais crítico para ângulos ( $\alpha$ ) maiores que 75°, pois o tempo de contato do gume no corte é mínimo. Verificou-se também nesta faixa, uma piora da profundidade de rugosidade média ( $R_z$ ) (figura 5.11). Com a diminuição desse ângulo o grau de sobreposição do gume aumenta e o processo de corte passa a ser mais estável (figura 5.16).

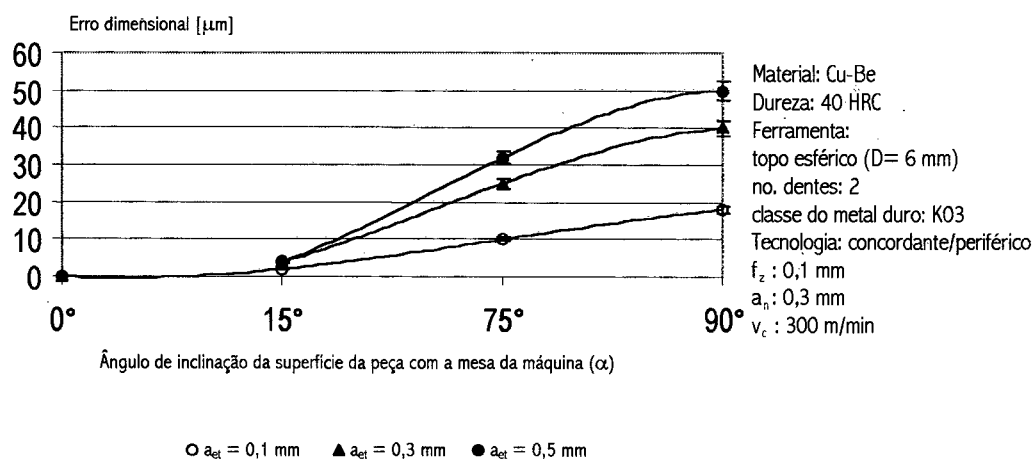


Figura 5.16. Influência no erro dimensional, com a variação do ângulo de inclinação da superfície da peça com a mesa da máquina horizontal ( $\alpha$ ).

Verificou-se um aumento significativo do erro dimensional com o aumento da profundidade de corte radial na direção tangencial à superfície ( $a_{et}$ ). Este efeito passa a ser mais pronunciado com o aumento do ângulo de inclinação da superfície da peça com a mesa da máquina horizontal ( $\alpha$ ), devido às maiores geometrias de contato.

Observou-se que a influência da variação da profundidade de corte normal a superfície ( $a_n$ ), no erro dimensional da superfície usinada, é mais influente com maiores ângulos de inclinação da superfície da peça com a mesa da máquina horizontal ( $\alpha$ ) (figura 5.17).

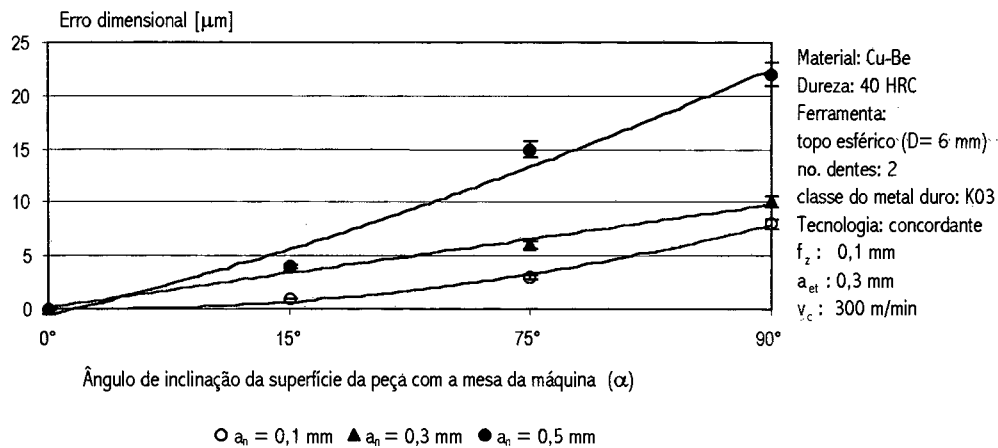


Figura 5.17. Influência no erro dimensional da profundidade de corte radial ( $a_n$ ), com o aumento do ângulo de inclinação da superfície da peça com a mesa da máquina horizontal ( $\alpha$ ).

Com o aumento do avanço por dente ( $f_z$ ), a espessura de usinagem máxima ( $h_{max}$ ) aumenta e a reação de impacto do gume da ferramenta com o material da peça é mais pronunciada (figura 5.18).

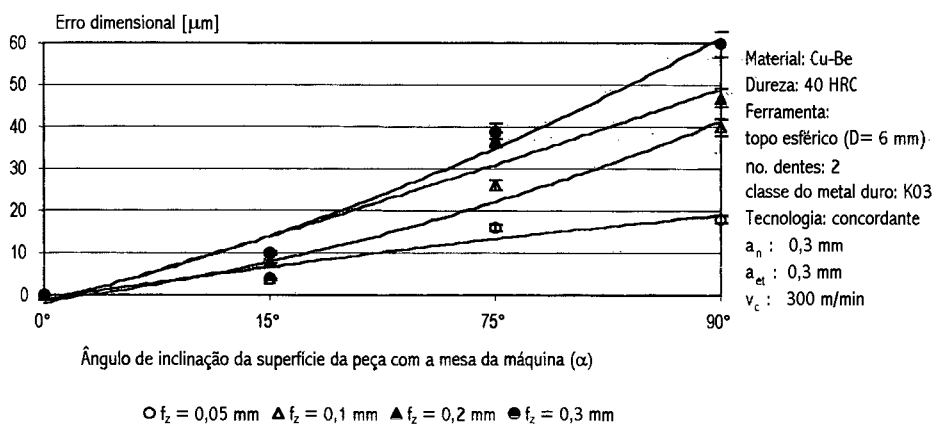


Figura 5.18. Influência do avanço por dente ( $f_z$ ) no erro dimensional, com o aumento do ângulo de inclinação da superfície da peça com a mesa da máquina horizontal ( $\alpha$ ).



Segundo a literatura [27, 32, 46, 57, 74], o aumento da velocidade de corte ( $v_c$ ) diminui a força de usinagem e, conseqüentemente, o desvio de forma. Entretanto, com o uso de ferramentas de topo esférico, independentemente da rotação aplicada, a velocidade de corte efetiva ( $v_{ce}$ ) na região central do gume tende a zero. Portanto, a variação do erro dimensional da superfície com o aumento da velocidade de corte ( $v_c$ ) não é significativa (figura 5.19).

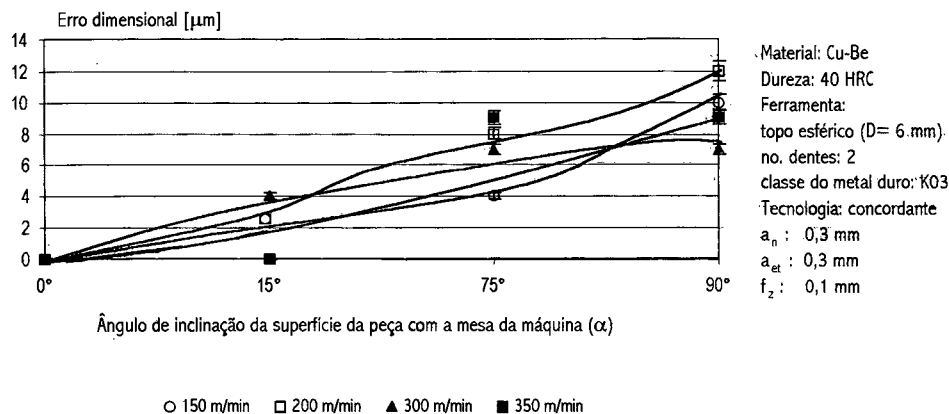


Figura 5.19. Influência no erro dimensional da velocidade de corte com o aumento do ângulo de inclinação da superfície da peça com a mesa da máquina horizontal ( $\alpha$ ).

### 5.6. Influência da Rigidez da Ferramenta de Corte

Fundamentalmente, são duas as causas para a oscilação da haste de uma ferramenta durante o corte:

- Oscilação, devido aos esforços nos dentes da fresa;
- Excitação natural, devido ao desbalanceamento do sistema e/ou características de ressonância.

Em operações de acabamento, devido às pequenas geometrias de contato, muitas vezes com relação  $a_n/D < 0,1$ , o pequeno comprimento de corte e, conseqüentemente, o pequeno grau de sobreposição do gume, origina interrupções abruptas de corte, que são fontes de vibração.

A maioria dos sistemas que possuem uma posição de equilíbrio, quando são deslocados dessa posição, executam um movimento harmônico simples, desde que esses deslocamentos sejam pequenos. Desse modo, pelos princípios da Lei de Hooke, pode-se representar a frequência natural de ressonância ( $f_n$ ) da ferramenta de corte como:

$$f_n = (1/2\pi) \cdot (k/m)^{1/2} \text{ [Hz]} \quad (13)$$

onde:

k: constante de Hooke, f(D, L) [N/mm]

m: massa do sistema [kg]

A região de estabilidade de usinagem diminui para ferramenta, quando esta apresenta pequenos valores de frequência natural. O valor da constante de Hooke (k) e, por sua vez, da frequência natural de um sistema, diminui proporcionalmente com o aumento do comprimento da ferramenta e com a diminuição do diâmetro da ferramenta de corte [110].

A rigidez do sistema é dependente da rotação aplicada e será crítica quando a frequência aplicada pelo aumento da rotação, for igual à frequência natural da ferramenta, o que significa uma amplitude de relação máxima.

Essa situação é maximizada para a fabricação de cavidades profundas para moldes, na qual, muitas vezes, são necessárias relações l/D muito maiores do que as recomendadas pela literatura. Segundo Bieker [32], para aço, os melhores resultados para acabamento superficial e erro dimensional são obtidos para relações comprimento/diâmetro (l/D = 3,5).

Na fabricação de moldes, a necessidade do uso de altas relações l/D é solucionada tanto com o uso de sistemas modulares (conjunto composto pelo sistema de fixação, prolongador e a ferramenta) quanto com o uso de sistemas integrados (sistema de fixação direto na ferramenta).

Tendo-se, por exemplo, a necessidade de execução de um raio de fundo de cavidade com uma ferramenta de diâmetro (D= 6 mm), com uma relação comprimento/diâmetro (l/D= 30), antes da execução do processo, recomenda-se a verificação da amplitude provocada pelo aumento da frequência estimulada com o aumento da rotação. Com efeito, devem-se evitar as faixas de rotação onde a relação (amplitude x frequência) sejam críticas (figura 5.20).

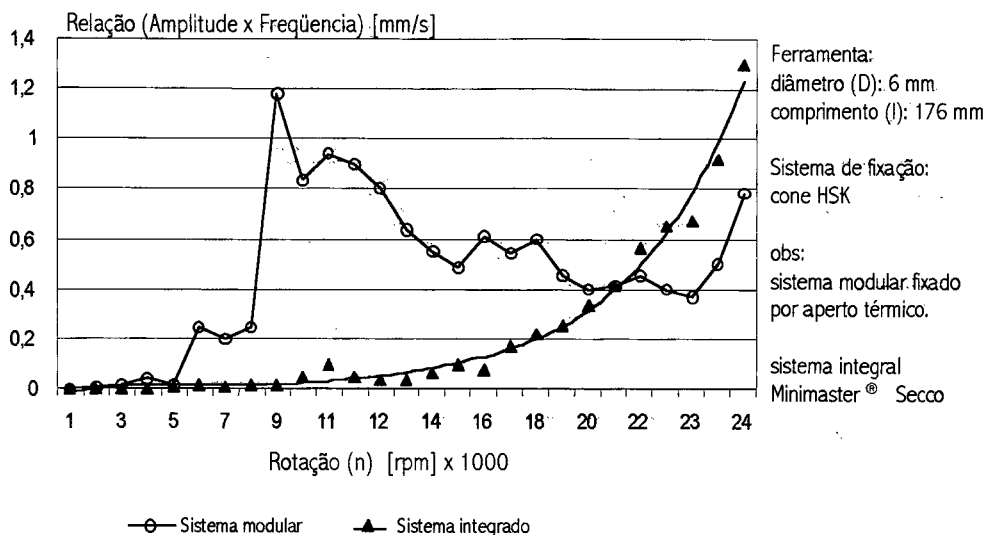


Figura 5.20. Avaliação da relação (amplitude x frequência) com o aumento da rotação.

Nesse caso, apesar do sistema integrado apresentar um comportamento mais estável até a faixa de 20.000 rotações, num estudo realizado no aço inoxidável martensítico ABNT 420, constatou-se que para aquela determinada combinação de parâmetros, a partir de 20.000 rotações, a obtenção de melhores acabamentos superficiais e menores erros dimensionais era mais vantajosa com a utilização do sistema modular (figura 5.21).

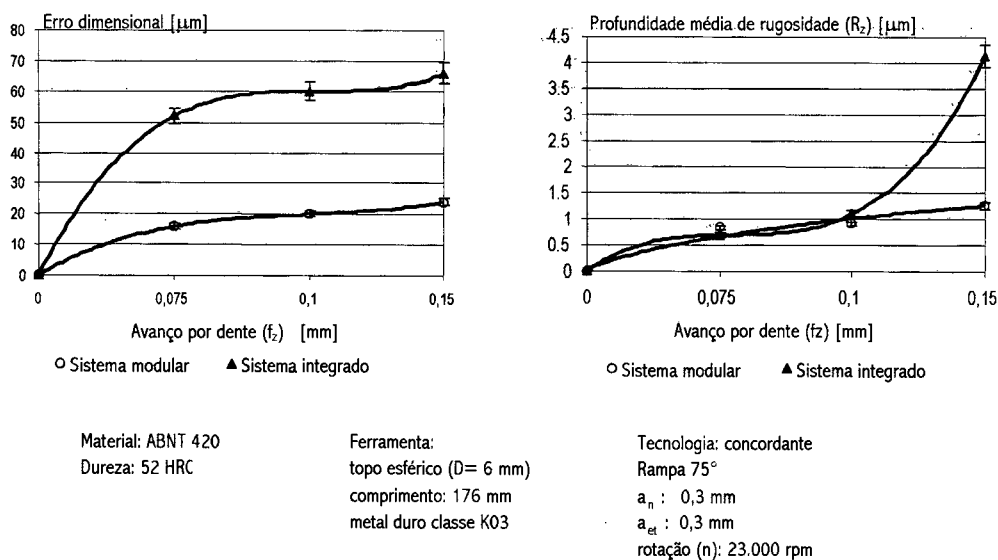


Figura 5.21. Análise da utilização de sistemas em faixas críticas de relação amplitude x frequência.

Uma vez estabelecidas as relações das características de contato ferramenta/peça para o processo de fresamento de topo, em regime de acabamento em 3 eixos, foram definidas as relações dos parâmetros de corte, objetivando-se a otimização do acabamento superficial e a diminuição do erro dimensional.

A partir de então, analisaram-se as influências dos parâmetros de corte, bem como das condições de contato sobre o acabamento superficial e o erro dimensional. Foram analisadas, também, as características de rigidez do processo com o aumento da rotação.

Portanto, estão cumpridos os pré-requisitos para a análise da usinabilidade dos materiais deste estudo (Capítulo 7) e para a aplicação nos estudos de caso (Capítulo 8). Com efeito, foram apresentados os argumentos referentes às tomadas de decisões (escolha de geometria, material de ferramenta, revestimento, etc.), para a etapa de acabamento na liga de alumínio (AMP8000) com alta ductilidade, na liga de cobre (Cu-Be), com resistência mecânica intermediária e no aço inoxidável martensítico (ABNT 420) de elevada dureza (52 HRC).

## CAPÍTULO 6

### ANÁLISE DOS MATERIAIS

Antes do início dos estudos de usinabilidade dos materiais (Capítulo 7) e da aplicação tecnológica dos conhecimentos gerados (Capítulo 8), é necessária a análise dos materiais para fundamentar a definição dos parâmetros de corte iniciais e das geometrias-testes, bem como para estabelecer as relações metalúrgicas com as características de usinabilidade.

Desse modo, uma vez identificadas as aplicações recomendadas para cada material, serão analisadas as informações referentes à composição química e às características físicas e metalográficas.

#### 6.1. Análise do Aço Inoxidável Martensítico ABNT 420 (ou VC150 ou DIN 1.2083)

O aço inoxidável martensítico ABNT 420 é caracterizado por apresentar propriedades de alta resistência à corrosão e ao desgaste e estabilidade de tempera. Desse modo, sua aplicação é particularmente interessante para os seguintes casos [111]:

- Para moldes de média a longa produção.
- Para a moldagem de materiais corrosivos, como PVC e acetatos, e para moldes sujeitos a condições de umidade.
- Para moldagem de materiais abrasivos, principalmente, na injeção de termofixos e pós metálicos.
- Para a produção de peças com características ópticas, tais como lentes de câmeras e de óculos de sol, e para a produção de produtos médicos, tais como seringas.

##### 6.1.1. Propriedades físicas verificadas no aço inoxidável martensítico ABNT 420

Neste estudo, o aço inoxidável ABNT 420 apresentou uma dureza de 52 HRC e uma resistência mecânica de 1800 N/mm<sup>2</sup>, aproximadamente. As propriedades físicas para essas características à temperatura ambiente, 200°C e 400°C, foram fornecidas pelo fabricante (tabela 6.1) [111].

Tabela 6.1. Propriedades físicas do aço inoxidável martensítico ABNT 420 [111].

Temperatura	20°C	200°C	400°C
Densidade [kg/m <sup>3</sup> ]	7800	7750	7700
Módulo de elasticidade [N/mm <sup>2</sup> ]	200000	190000	180000
Coefficiente de expansão térmica a partir de 20°C	-	11,2 x 10 <sup>-6</sup>	11,6 x 10 <sup>-6</sup>
Condutividade térmica* [W/m°C]	16	20	24
Calor específico [J/kg°C]	460	-	-

\* considerar uma variação de 15% do valor para condutividade térmica.

A composição química média foi fornecida pelo fabricante (tabela 6.2) [111]

Tabela 6.2. Composição química do percentual do aço inoxidável martensítico ABNT 420.

Análise [%]	C	Si	Mn	Cr	V
	0,38	0,9	0,5	13,6	0,3

No recebimento do material, realizou-se uma análise por microscopia eletrônica, para comprovar qualitativamente a composição química do material. Empregou-se a análise de difração de Raio-X (EDX - *Energy Dispersive X-ray analysis*), com um microscópio ZEISS modelo DSM 962, que revelou a seguinte composição química (figura 6.1)

Análise [%]	Fe	Si	Mn	Cr	Al
	82,74	0,78	0,63	15,35	0,5

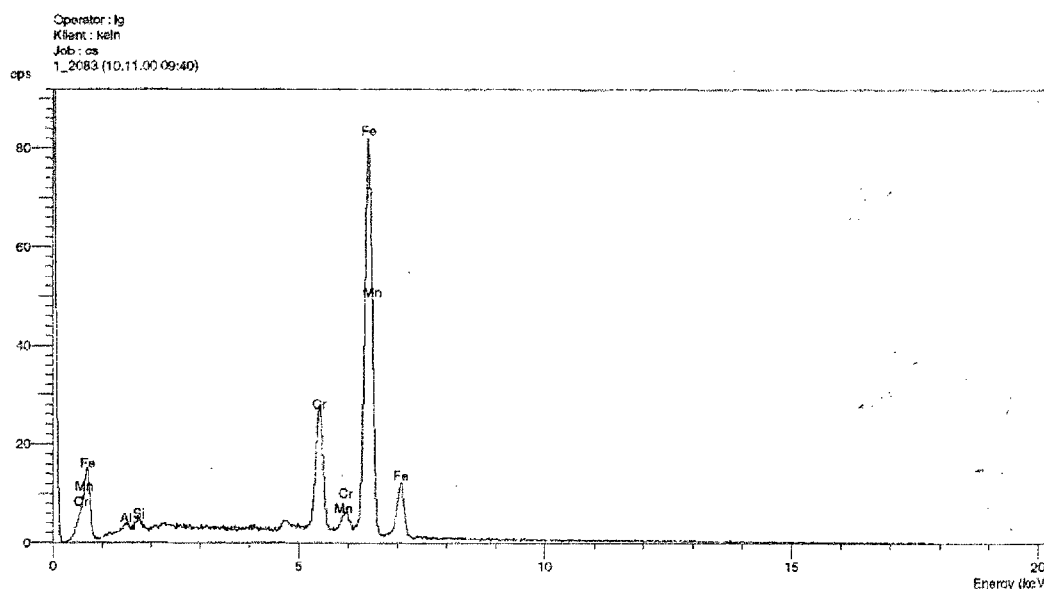


Figura 6.1. Análise qualitativa da composição química do aço inoxidável martensítico ABNT 420.

Adições de cromo aumentam significativamente a resistência à corrosão e à oxidação dos aços. O mecanismo pelo qual o cromo, quando solubilizado em teores acima de 12% no ferro, torna o aço inoxidável, deve-se à formação de uma película de óxido de cromo que inibe a corrosão. Esta película tem as

propriedades de ser impermeável ao oxigênio (dificultando a difusão do mesmo para o interior do material), ser aderente à superfície do metal, de ter alta velocidade de formação (isto é, o óxido forma-se rapidamente quando em contato com o oxigênio) e ser estável em relação ao meio ambiente. Tal fenômeno de inibição da corrosão recebe o nome de passivação [112].

Por ser forte estabilizador da austenita, o carbono age em sentido oposto ao cromo. O teor de carbono influencia as características dos aços inoxidáveis em diferentes sentidos. A partir de um certo teor, o carbono torna temperáveis determinados aços que, por esse motivo, são classificados como martensíticos. Com teores mais baixos de carbono, o mesmo aço não é temperável, enquadrando-se, portanto, entre os aços ferríticos [113].

O silício favorece a formação da ferrita e diminui a capacidade de têmpera. Aumenta a resistência à oxidação à altas temperaturas e favorece a formação de estruturas bifásicas ( $\alpha + \gamma$ ) [114].

O manganês aumenta a dureza, inibe a fragilidade a quente e estabiliza a austenita. É utilizado em algumas ocasiões para substituir o níquel. Adições de manganês com enxofre podem melhorar a usinabilidade e diminuir a tendência ao encruamento de baixas ligas de aços inoxidáveis [115].

Para análise metalográfica, as amostras de aço ABNT 420 foram atacadas quimicamente, com uma solução com 100 ml de água destilada, 100 ml de HCl e 20 g de  $\text{CuSO}_4$  (figura 6.2).

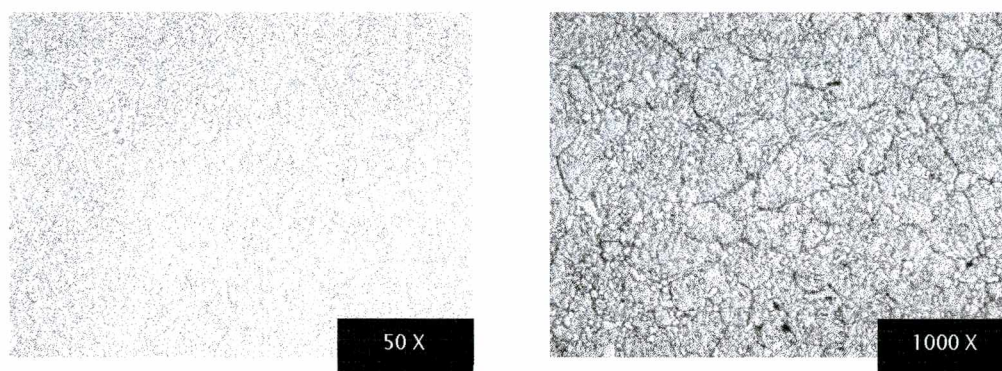


Figura 6.2. Metalografia do aço inoxidável martensítico ABNT 420 com ampliações de 50x e 1000x.

O aço ABNT 420 apresentou uma característica estrutural com grãos martensíticos finos e uma grande quantidade de carbonetos, que são responsáveis pelo controle de crescimento dos grãos em altas temperaturas [116].

O tamanho de grão do aço exerce grande influência em sua usinabilidade. O aço de grão grosso, cuja tenacidade é baixa, permite melhor corte. A diminuição da tenacidade cria a chamada “fragilidade de corte” e facilita a quebra do cavaco [117].

## 6.2. Análise da Liga de Cobre (Cu-Be)

A liga de cobre (Cu-Be) é uma liga de alta resistência mecânica, caracterizada por apresentar propriedades de alta condutividade térmica, resistência à corrosão e ao desgaste. Desse modo, sua aplicação é particularmente interessante para os seguintes casos:

- Para exigência de maior condutividade térmica e diminuição do tempo de ciclo de fechamento.
- Para a moldagem de materiais corrosivos, como PVC e acetatos, e para moldes sujeitos a condições de umidade.

### 6.2.1. Propriedades físicas verificadas na liga de cobre (Cu-Be)

A liga de cobre (Cu-Be) apresentou uma dureza de 40 HRC e uma resistência mecânica de 1300 N/mm<sup>2</sup>, aproximadamente. As propriedades físicas para essas características à temperatura ambiente, 200°C e 400°C, foram fornecidas pelo fabricante (tabela 6.3) [118].

Tabela 6.3. Propriedades físicas da liga de Cobre (Cu-Be) [118].

Temperatura	20°C	200°C	400°C
Densidade [kg/m <sup>3</sup> ]	8350	8275	8220
Módulo de elasticidade [N/mm <sup>2</sup> ]	131100	124100	103400
Coefficiente de expansão térmica à partir de 20°C	-	17 x 10 <sup>-6</sup>	17.8 x 10 <sup>-6</sup>
Condutividade térmica* [W/m°C]	105	135	145
Calor específico [J/kg°C]	380	480	535

\* considerar uma variação de 15% do valor para condutividade térmica.

A composição química foi fornecida pelo fabricante (tabela 6.4) [118]:

Tabela 6.4. Composição química percentual da liga de cobre (Cu-Be), fornecida pelo fabricante.

Análise [%]	Be	Co+Ni	Cu
	1,9	0,25	rest.

Do mesmo modo, realizou-se uma análise por difração de Raio-X (EDX) para comprovar qualitativamente a composição química dos materiais no recebimento do material (figura 6.3).



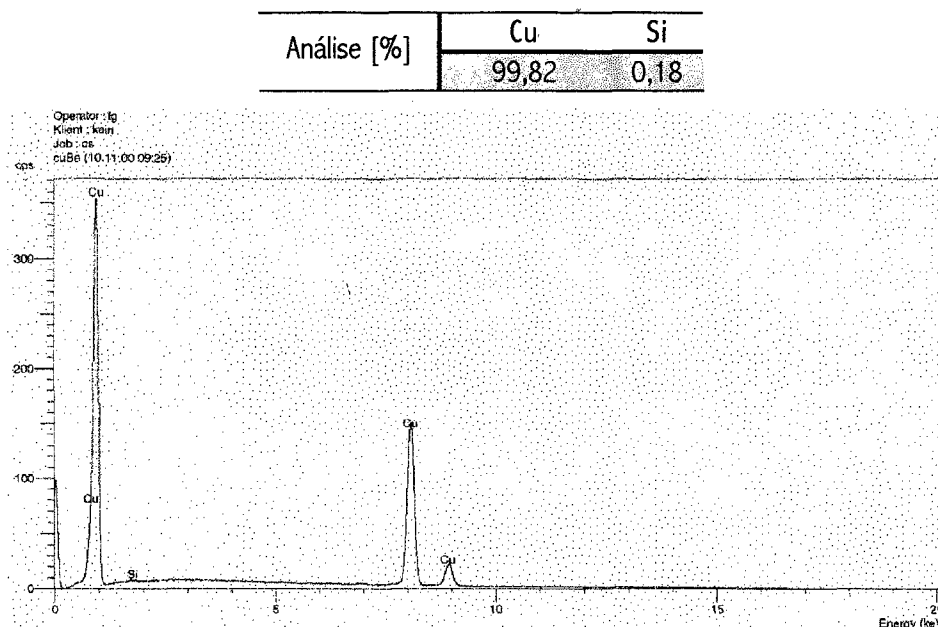


Figura 6.3. Análise qualitativa da composição química média da liga de cobre (Cu-Be).

A análise por difração de Raio-X (EDX) não acusa a presença do elemento berílio na liga Cu-Be, assim como do elemento carbono no aço, porque esses elementos possuem poucos elétrons em apenas duas camadas eletrônicas e torna-se difícil excitá-los e capturar a emissão de raios-X desses elementos [214].

O berílio tem a função de aumentar a resistência mecânica da liga. Entre os metais estruturais, o berílio tem uma combinação de propriedades, como baixa densidade (duas a três vezes a do alumínio), alto módulo de elasticidade por peso (cinco vezes a dos aços de alta resistência mecânica), alto calor específico, alta resistência por densidade, excelente estabilidade dimensional e transparência aos raios X. Todavia, o berílio é caro e sua resistência ao impacto é baixa comparada à da maioria dos outros metais [119].

Vale ressaltar, ainda, que podem se realizar todas as operações convencionais de usinagem com berílio, incluindo EDM e ECM. Entretanto, o berílio é tóxico e, se inalado pelas vias aéreas, suas partículas e seus sais representam um perigo à saúde. Por normas de segurança, recomenda-se a usinagem dos metais com berílio na composição da liga, com equipamentos enclausurados e em ambientes ventilados [119].

Para análise metalográfica, as amostras da liga Cu-Be foram atacadas quimicamente, com uma solução com 100 ml de água destilada, 100 ml de HCl e 20 g de  $\text{CuSO}_4$  (figura 6.4).

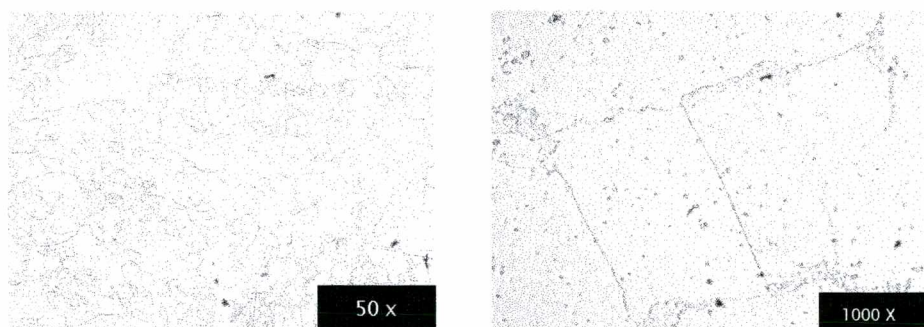


Figura 6.4. Metalografia da liga Cu-Be com ampliação em 50x e 1000x.

A liga de cobre (Cu-Be) apresentou grãos irregulares austeníticos e pontos dispersos de partículas de berílio. A estrutura austenítica pode provocar o empastamento e elevado atrito do elemento cortante.

### 6.3. Análise da Liga de Alumínio (AMP8000)

A liga de alumínio (AMP8000 – classe 7xxx) é uma liga de alta resistência mecânica, caracterizada por apresentar propriedades de boa usinabilidade, alta condutividade térmica e resistência à corrosão e ao desgaste. Desse modo, sua aplicação é particularmente interessante para os seguintes casos:

- Para moldagem de curta a média produção, que não esteja sujeita a altas pressões ou a materiais abrasivos.
- Para exigência de maior condutividade térmica e diminuição do tempo de ciclo de fechamento.

#### 6.3.1. Propriedades físicas verificadas na liga de alumínio (AMP8000)

A liga de alumínio (AMP8000) apresentou uma dureza de 180 HRB, com resistência mecânica de 600 N/mm<sup>2</sup>, aproximadamente. As propriedades físicas para essa dureza à temperatura ambiente foram fornecidas pelo fabricante (tabela 6.5) [120].

Tabela 6.5. Propriedades físicas da liga de alumínio (AMP8000) [120].

Temperatura	20°C
Densidade [kg/m <sup>3</sup> ]	2830
Módulo de elasticidade [N/mm <sup>2</sup> ]	71.500
Coefficiente de expansão térmica à partir de 20°C	23 x 10 <sup>-6</sup>
Condutividade térmica* [W/m°C]	165
Calor específico [J/kg°C]	890

\* considerar uma variação de 15% do valor para condutividade térmica.

A composição química foi fornecida pelo fabricante (tabela 6.6) [120]

Tabela 6.6. Composição química do percentual da liga de alumínio (AMP8000).

Análise [%]	Zn	Mg	Cu	Al
	6,0	2,4	1,6	rest.

Realizou-se uma análise por difração de Raio-X (EDX), para comprovar qualitativamente a composição química dos materiais no recebimento do material (figura 6.5).

Análise [%]	Zn	Mg	Cu	Al
	8,0	3,6	2,5	85,9

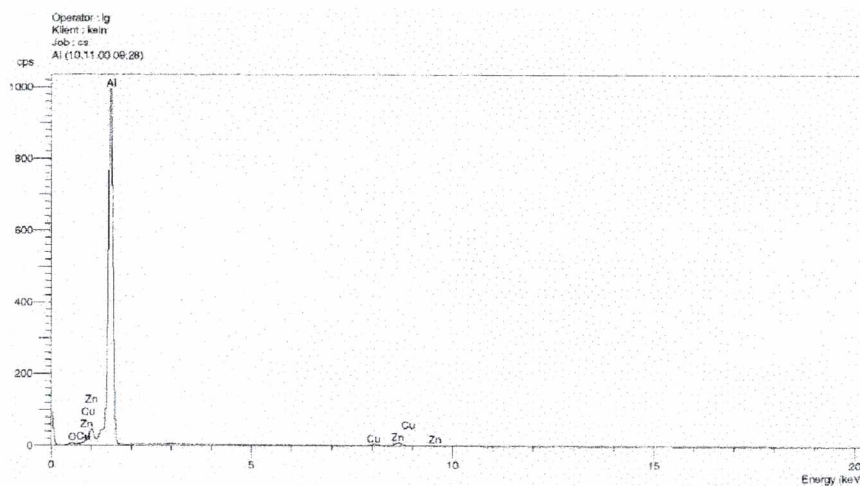


Figura 6.5. Análise qualitativa da composição química média da liga de alumínio (AMP8000).

Para análise metalográfica, as amostras da liga de alumínio (AMP8000) foram atacadas quimicamente com uma solução com ácido fluorídrico (figura 6.6).

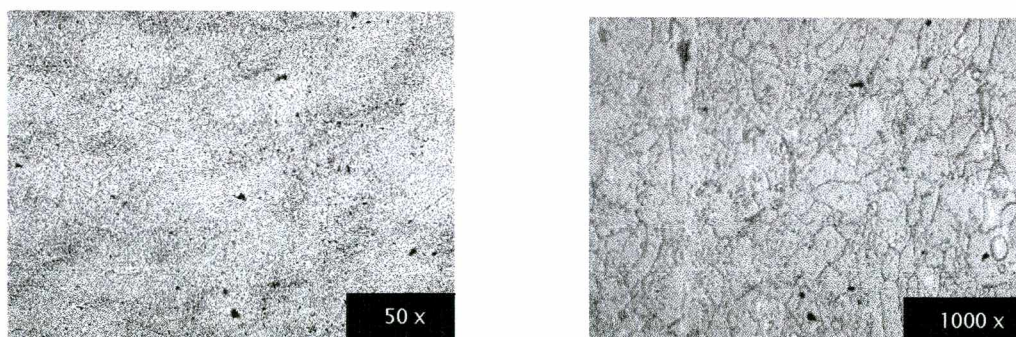


Figura 6.6. Metalografia da liga AMP8000 com ampliação em 50x e 1000x.

A liga de alumínio (AMP8000) apresentou grãos irregulares austeníticos. Neste caso, a estrutura austenítica pode provocar o empastamento de material na zona de corte.

## CAPÍTULO 7

### ANÁLISE DA USINABILIDADE DOS MATERIAIS

Uma vez definidos os princípios para a escolha dos materiais deste estudo e realizada a fundamentação para a aplicação dos conhecimentos do processo de fresamento em três eixos, a pesquisa de usinabilidade é efetuada para obter um maior rendimento do processo.

Enquanto o estudo de usinabilidade do aço temperado está associado à compreensão do processo e à identificação de materiais e de geometrias de ferramentas para desbaste e acabamento, os estudos da usinabilidade das ligas de cobre (Cu-Be) e de alumínio (AMP8000) objetivam o aumento do rendimento da usinagem, com a possibilidade de aplicação de parâmetros de corte elevados.

Portanto, neste capítulo, serão apresentadas as características de usinabilidade de cada material, separadamente em sub-tópicos, com enfoques distintos, conforme a necessidade de aplicação.

#### 7.1. Usinabilidade do Aço Inoxidável Martensítico ABNT 420 (52 HRC)

Os estudos de usinabilidade do aço ABNT 420 (52 HRC) foram estabelecidos com os seguintes tópicos:

- Identificação de materiais e geometrias de ferramentas;
- Otimização da taxa de remoção de volume (Q) para desbaste;
- Estudo das características de usinagem no acabamento de aços temperados.

##### 7.1.1. Identificação de materiais e geometrias de ferramentas

Para a usinagem de aços temperados com durezas maiores que 45 HRC, a relação de materiais de ferramenta é extensa [1, 13, 27, 32, 36, 46]. Desse modo, fixou-se uma matriz com variações de materiais de ferramentas e determinou-se um ensaio de vida de ferramenta para estabelecer as comparações plausíveis (tabela 7.1).



Tabela 7.1. Matriz de testes de ferramentas para escolha do material de ferramentas.

Material de ferramenta	Tipo de revestimento
Metal-duro classe P25 (micro-grão)	TiAlCN
Metal-duro classe K03 (micro-grão)	TiAlCN
Cermet WSP1	TiCN
CBN 25% pureza	TiAlCN
CBN 99% pureza	TiAlCN

Certificou-se a comparação dos materiais, utilizando-se ferramentas de topo toroidais de 15 mm de diâmetro, com insertos intercambiáveis de 7 mm de diâmetro, com fixação por parafuso e com ângulo de saída ( $\gamma$ ) neutro. Definiu-se um final de vida de ferramenta para um desgaste de flanco máximo ( $VB_{max}$ ) de 0,1 mm e executaram-se os ensaios com variação de 3 velocidades de corte ( $v_c$ ) e de 3 avanços por dente ( $f_z$ ) (figura 7.1). A metodologia de ensaio de vida de ferramenta está apresentada no Anexo II.

Devido à quantidade de condições e repetições executadas e ao menor custo por inserto (7 Euros/inserto), primeiramente, foram ensaiadas as ferramentas de metal-duro e Cermet e, posteriormente, comparou-se a melhor combinação de parâmetros de corte com as pastilhas de CBN (50 Euros/inserto).

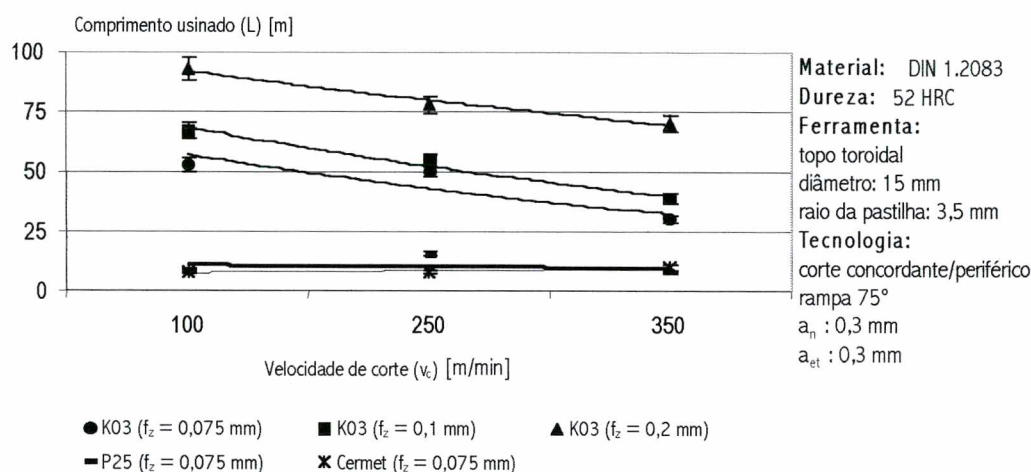


Figura 7.1. Avaliação do material da ferramenta de corte com a variação da velocidade de corte ( $v_c$ ) e do avanço por dente ( $f_z$ ).

Nesta faixa de ensaio recomendada pela literatura [10, 32, 43, 56, 74] para HSC, verificou-se que a melhor combinação das características de dureza e tenacidade da ferramenta de corte para altas temperaturas, é obtida com o uso de metais-duros com micro-grãos da classe K03.

Alcançou-se um final de vida aos 95 metros de  $L_f$  (percurso de avanço) para o gume do inserto da classe K03, com uma velocidade de corte ( $v_c$ ) de 100 m/min e um avanço por dente ( $f_z$ ) de 0,2 mm. O final de

vida ocorreu por um desgaste progressivo do flanco. As pastilhas de metal-duro da classe P e de Cermet apresentaram uma elevada fragilidade do gume, logo no início dos ensaios. Esse resultado pode-se explicar devido ao maior tamanho dos grãos que diminuem a tenacidade da região de corte (figura 7.2).

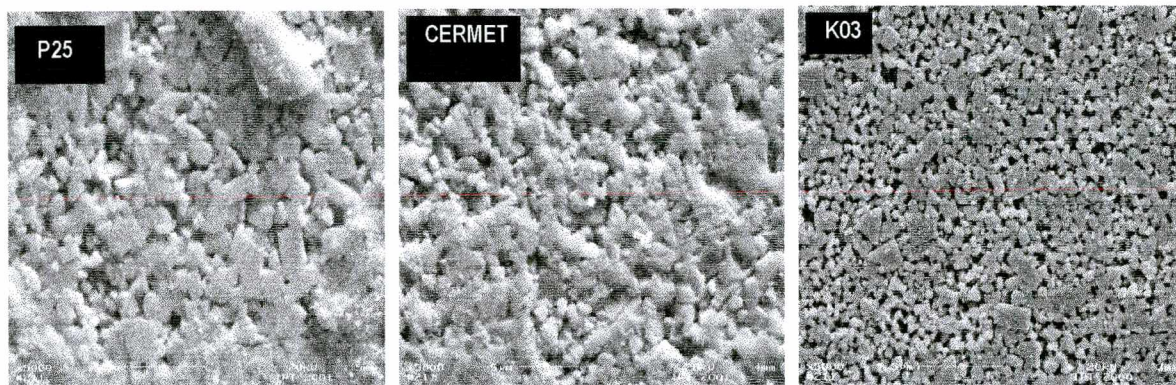


Figura 7.2. Variação do tamanho dos grãos das ferramentas de metal-duro (classes P25 e K03) e da ferramenta de CERMET (aumento de 5000x).

Realizou-se a determinação dos parâmetros de corte para o ensaio com insertos de CBN, mantendo-se as mesmas geometrias de contato ( $a_{et}$  e  $a_n$ ) do ensaio anterior, para efeito comparativo com o metal-duro, e ajustando-se os parâmetros velocidade de corte ( $v_c$ ) e avanço por dente ( $f_z$ ), conforme as recomendações da literatura para a usinagem de aço com CBN [3, 21].

Foram escolhidas duas classes distintas de pureza de CBN, 25% e 99,8% (figura 7.3), recomendadas pela literatura para a usinagem de aço com dureza superior a 30 HRC [3, 21, 121 - 123]. Os insertos apresentaram uma alteração na geometria do chanfro, propiciando ao inserto de maior pureza uma maior estabilidade do gume.

Devido às características de dureza a altas temperaturas, quando utilizam-se ferramentas de CBN, recomenda-se o emprego de altas velocidades de corte ( $v_c$ ) [3]. Entretanto, a baixa tenacidade do material da ferramenta, somada ao aumento da dureza do material da peça, implica o emprego de avanços por dente ( $f_z$ ) menores do que 0,1 mm [120 - 126].



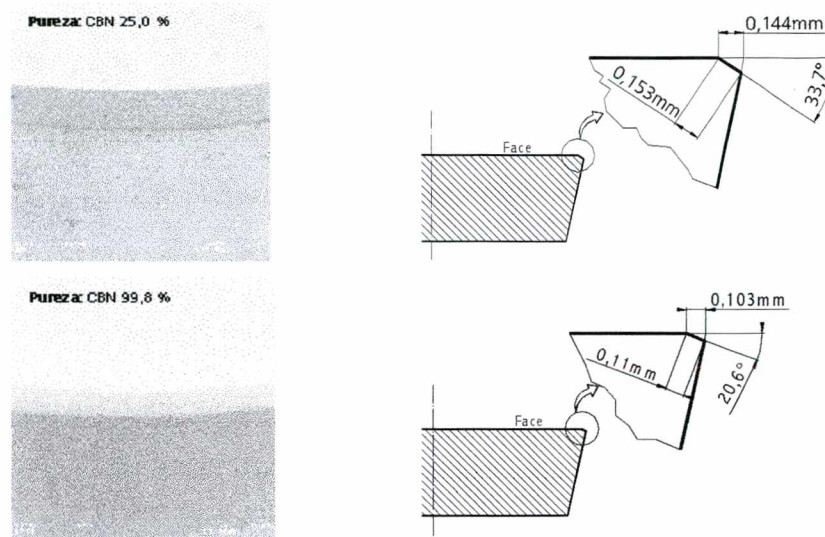
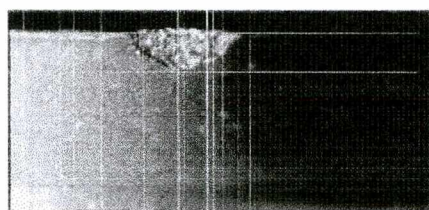


Figura 7.3. Insertos de CBN utilizados na usinagem do aço ABNT 420.

Com uma ferramenta também toroidal de 15 mm de diâmetro, com insertos intercambiáveis de 7 mm de diâmetro e com ângulo de saída ( $\gamma$ ) neutro, porém com fixação por grampo, definiu-se um ensaio com final de vida de ferramenta para um desgaste de flanco máximo ( $VB_{max}$ ) de 0,1 mm, com variação de 2 velocidades de corte ( $v_c$ ), mantendo-se o avanço por dente ( $f_z$ ) constante. A metodologia de ensaio de vida de ferramenta está apresentada no Anexo II.

O alto desempenho do inserto com 25% de pureza e com chanfro de  $33,7^\circ$ , observado durante a usinagem do aço DIN 1.2738 (P20) com 30 HRC [123], não se repetiu no caso do aço ABNT 420.

O final de vida na usinagem do aço DIN 1.2738 foi de 280 m, com uma velocidade de corte ( $v_c$ ) de 500 m/min e geometrias de contato mais severas. No aço ABNT 420, o comprimento de corte não excedeu a 7 m, devido ao intenso lascamento do gume logo na entrada do corte (figura 7.4).



Material: DIN 1.2083  
 Dureza: 52 HRC  
 Ferramenta:  
 topo toroidal  
 diâmetro: 15 mm  
 diâmetro do inserto: 7 mm  
 Tecnologia:  
 corte concordante/periférico  
 rampa  $75^\circ$   
 $a_p$  : 0,3 mm  
 $a_e$  : 0,3 mm  
 $f_z$  : 0,05 mm  
 $v_c$  : 450 m/min

Figura 7.4. Lascamento do inserto de CBN (25% de pureza), após o primeiro passe de 7 m.

Os melhores resultados (192 m e 170 m), foram obtidos com os insertos de CBN com 99,8% de pureza e geometria de chanfro com ângulo de  $20,5^\circ$ , com a aplicação de velocidades de corte ( $v_c$ ) de 450 m/min e 950 m/min, respectivamente (figura 7.5).

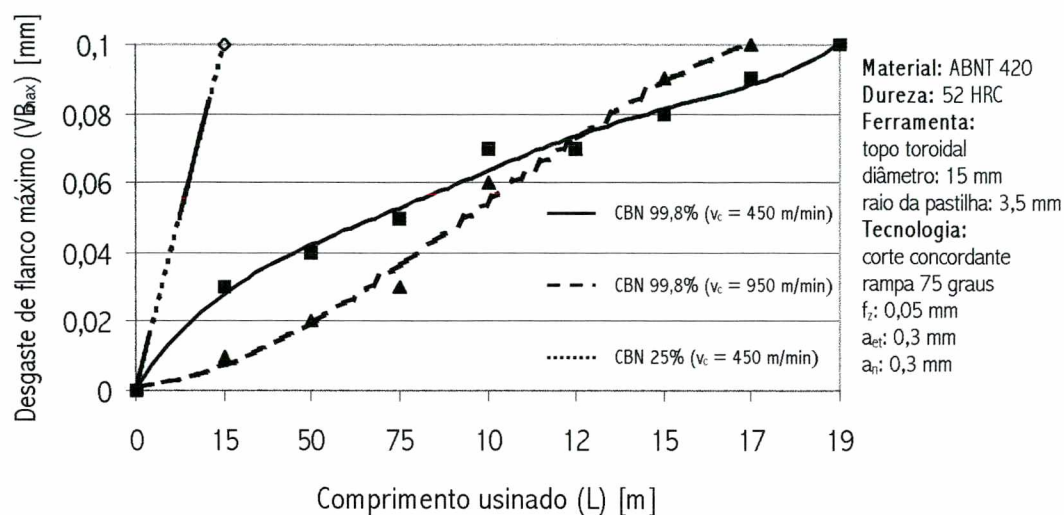


Figura 7.5. Ensaio de vida de ferramenta com insertos de CBN.

O final de vida ocorreu por um desgaste do flanco do inserto. A variação provocada pelo aumento da abrasão durante a progressão do desgaste de flanco, é verificada pela variação da coloração do cavaco do início ao final do comprimento usinado (figura 7.6).

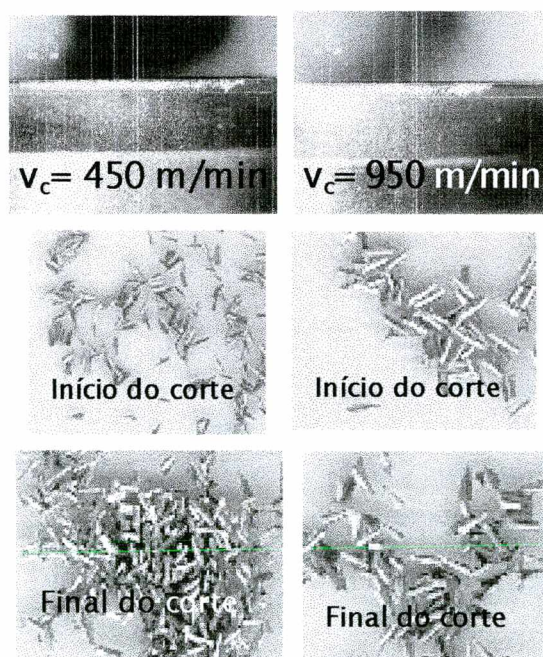


Figura 7.6. Desgaste do inserto de CBN e forma de cavaco no início e no final do ensaio.



Verificou-se, portanto, que os melhores desempenhos foram obtidos para as ferramentas de metal-duro, com micro-grãos da classe K03, e com insertos de CBN de alta pureza. Como este é um estudo de fresamento em 3 eixos, devido ao contato da ponta da ferramenta com a superfície da peça, a utilização de ferramentas de topo esférico na usinagem de superfícies complexas é desaconselhável com insertos de CBN, uma vez que, como já citado, a velocidade de corte ( $v_c$ ) na ponta da ferramenta é nula, o que provocaria lascamentos no gume.

A opção por CBN seria interessante para o fresamento em 5 eixos, pois as ferramentas de topo toroidais podem atuar perpendicularmente à superfície usinada, ou com a utilização de um quarto eixo que inclinaria o cabeçote da ferramenta de topo esférico no momento da usinagem plana, evitando o contato da ponta da ferramenta com a peça. Além disso, nas condições ensaiadas, o alto desempenho das ferramentas de metal-duro induz a sua utilização pelas características de custo de ferramenta.

Definido o uso de metal-duro para a aplicação no aço ABNT 420, tornou-se necessário fundamentar o conhecimento a respeito da influência do tamanho de grão da ferramenta no fresamento de aços temperados. Desse modo, foi escolhido um espectro de três fornecedores distintos de ferramentas inteiriças de metal-duro (classe K03), com diferença significativa do tamanho e da forma dos micro-grãos (figura 7.7).

Na verificação realizada por microscopia eletrônica, a ferramenta 1 apresentou grãos maiores e pontiagudos, enquanto que a ferramenta 2, grãos com as arestas mais arredondadas, porém do mesmo tamanho. Na ferramenta 3, foram observados os menores tamanhos de grãos.

A análise dos revestimentos foi realizada por difração de raio X (EDX). A variação dos percentuais de elementos químicos no revestimento não foi considerada, uma vez que todos fabricantes asseguraram que a última camada de revestimento era TiAlCN (alumínio-carbonitreto de titânio). A variação da geometria das ferramentas também não foi considerada significativa.

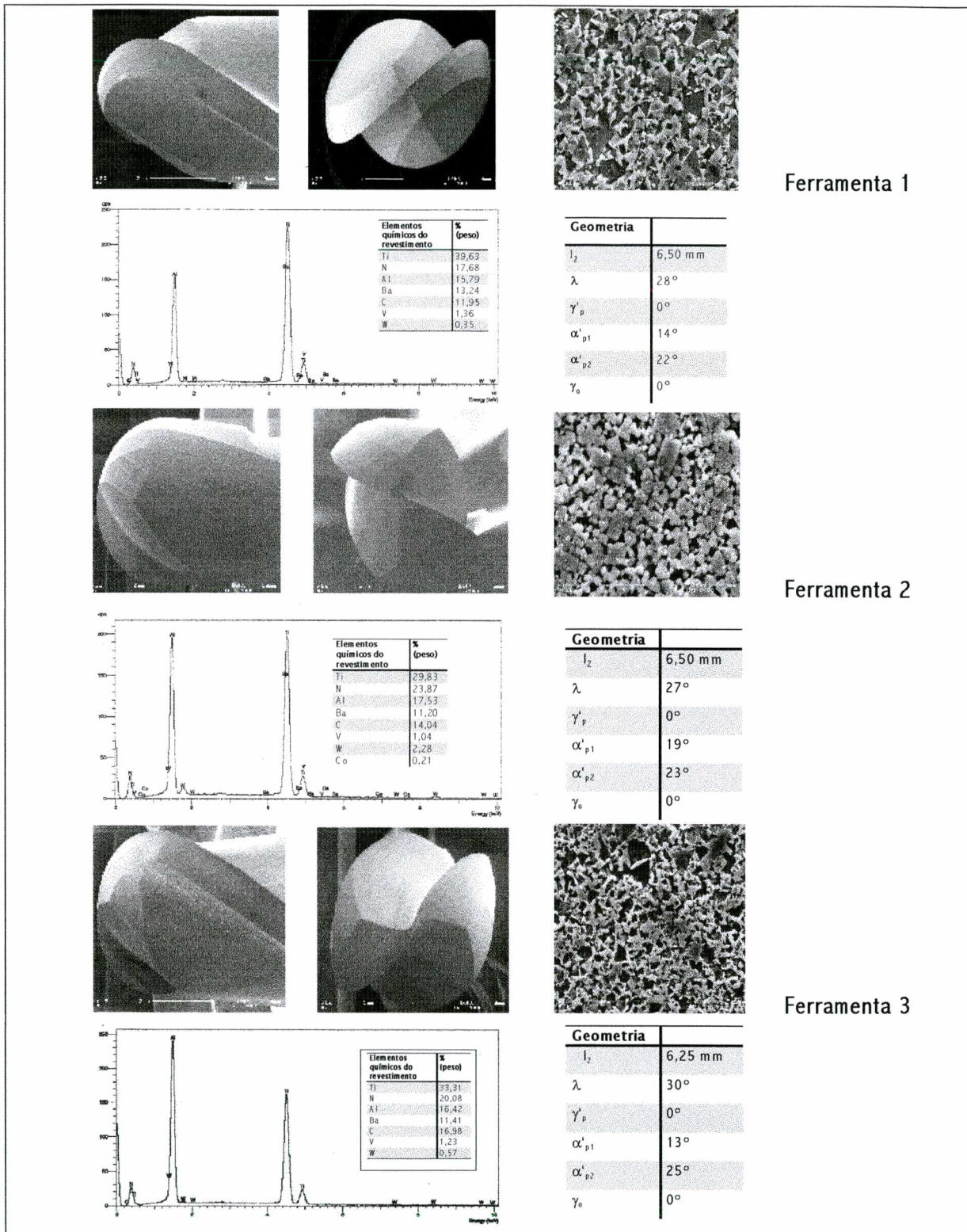


Figura 7.7. Análises do experimento: dos revestimentos, por difração de raio X; da geometria, segundo Stemmer [43]; do tamanho dos micro-grãos da classe K03, por microscopia eletrônica (aumento de 10000 x).

Foram escolhidas geometrias de contato com profundidades de corte normais e tangenciais à superfície ( $a_n$  e  $a_{et}$ ) com valores tipicamente menores do que 0,5 mm ( $a_n$  e  $a_{et} = 0,3$  mm) e parâmetros de corte moderados, com avanço por dente ( $f_z$ ) de 0,1 mm, segundo literatura [127], para assegurar que a força e a temperatura de usinagem fosse menor do que no fresamento convencional e, portanto, não mascarasse os resultados da avaliação do tipo de micro-grão, visto que a temperatura de instabilidade do metal-duro inicia a partir de 800°C [44].

Estudos da Universidade de Birmingham (Inglaterra) [127] mediram a temperatura na ordem de 400°C, na zona de interface entre cavaco e ferramenta ( $v_c = 200$  m/min), em um aço ferramenta de trabalho a quente DIN 1.2343, de dureza semelhante ao aço em estudo e com uma ferramenta de topo esférico de 8 mm de diâmetro, com revestimento TiCN. Nesse estudo foi utilizado um termopar acoplado na peça, juntamente com medidas de raios infra-vermelhos.

Além disso, aplicando uma velocidade de corte nominal ( $v_c$ ) de 250 m/min para uma fresa de 6 mm de diâmetro, o que corresponde a 13.270 rpm, a alta rotação da fresa provoca uma minimização do gradiente térmico produzido, como consequência das repetidas entradas e saídas do gume na peça [128].

Tendo essas informações como referência, temperatura na zona de corte e influência do diâmetro da ferramenta sobre o gradiente de temperatura, realizou-se um ensaio de vida de ferramenta com uma ferramenta de topo esférico de 6 mm de diâmetro, com um sistema modular de 156 mm de comprimento total, seguindo metodologia definida no Anexo II, para um desgaste de flanco máximo ( $VB_{max}$ ) de 0,1 mm (figura 7.8).

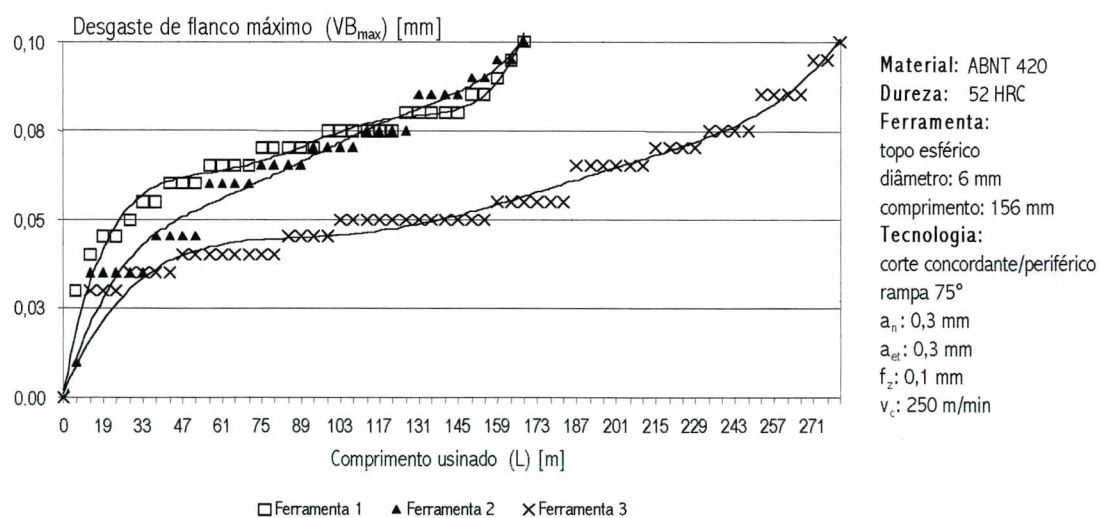


Figura 7.8. Ensaio de vida de ferramenta com ferramentas de metal-duro com diferentes tamanhos de micro-grãos.



O gume da ferramenta com menor tamanho de grão (ferramenta 3), apresentou uma vida significativamente maior. O final de vida na usinagem foi de 280 m, enquanto que as ferramentas 1 e 2 apresentaram um comprimento usinado (165 m e 170 m, respectivamente) e um comportamento de desgaste semelhantes. O final de vida para todas as ferramentas ocorreu por um desgaste progressivo do flanco do inserto. Adicionalmente, foram observados micro-lascamentos ao longo do gume de contato (figura 7.9).



Figura 7.9. Distribuição do desgaste ao longo do gume.

Portanto, verifica-se que quanto mais fino o tamanho do grão, melhor a resistência ao desgaste, maior a resistência e a tenacidade do gume. Conseqüentemente, maior será a resistência ao lascamento e ao desgaste por difusão.

Identificado o material de ferramenta a ser empregado no aço inoxidável martensítico ABNT 420, partiu-se para o estudo do processo de desbaste. Como visto no Capítulo 4, o processo de desbaste objetiva altas taxas de remoção de material, o que significa condições severas de contato entre a ferramenta e a peça e, em se tratando de aços temperados, um consumo intenso de ferramentas de corte e potências de usinagem aplicadas.

O item a seguir investiga as condições de usinagem para um regime de desbaste com ferramentas de topo reto, com um diâmetro tipicamente aplicado na fabricação de cavidades. Realizou-se, ainda, uma análise da influência da utilização de diferentes números de dentes na usinagem de aços temperados.

### 7.1.2. Otimização da taxa de remoção de volume para desbaste

Para o experimento inicial de desbaste, definiu-se uma fresa helicoidal inteira de metal-duro (micro-grão K03), de topo reto ( $D= 16$  mm), quatro dentes e revestimento multicamadas, TiAlN, TiCN e TiAlCN, respectivamente do substrato para a superfície (figura 7.10). Com essa ferramenta é possível o uso de elevada profundidade de corte axial ( $a_p$ ), em função do grau de sobreposição do gume.

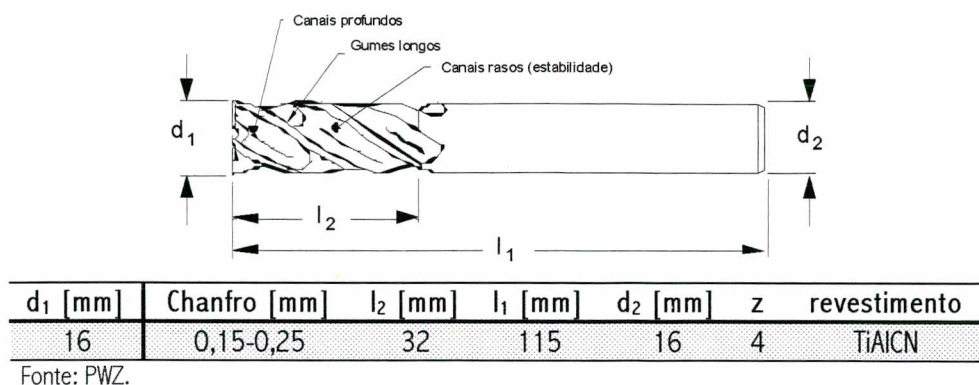


Figura 7.10. Ferramenta empregada no ensaio de desgaste.

A profundidade de canal da ferramenta varia de um valor máximo no topo, para aumento do escoamento do cavaco, a um valor mínimo, assegurando maior estabilidade de corte.

Utilizando uma profundidade de corte axial ( $a_p$ ) de 8 mm, devido à melhor sobreposição do gume, e uma profundidade de corte radial ( $a_e$ ) de 1,5 mm, devido aos pré-testes de usinagem para a determinação das condições iniciais de usinagem, foram variados avanço por dente ( $f_z$ ) e velocidade de corte ( $v_c$ ) (tabela 7.2).

Definiu-se um final de vida de ferramenta para um desgaste de flanco máximo ( $VB_{max}$ ) de 0,2 mm. A metodologia de ensaio de vida de ferramenta está apresentada no Anexo II.

Tabela 7.2. Condições de usinagem ensaiadas

condição	$v_c$ (m/min)	$f_z$ (mm)	$a_p$ (mm)	$a_e$ (mm)
1	60	0,05	8	1,5
2	80	0,05	8	1,5
3	80	0,075	8	1,5
4	150	0,075	8	1,5
5	200	0,075	8	1,5

Ensaíram-se as condições 1 e 2 para determinar a faixa de estabilidade da ferramenta de corte. Uma vez obtido o requisito inicial de retirada de volume, ou seja, um desempenho de ferramenta com uma evolução constante de desgaste do gume da ferramenta, determinou-se a elevação da taxa de remoção ( $Q$ ), com o aumento da velocidade de corte ( $v_c$ ) e do avanço ( $f_z$ ).

A condição limítrofe de avanço por dente ( $f_z$ ) ensaiada para o fresamento do aço temperado foi de 0,075 mm. A partir desse valor, ocorreram lascamentos das pontas das ferramenta. Com o máximo avanço por dente ( $f_z$ ) estabelecido, variou-se apenas a velocidade de corte ( $v_c$ ) (figura 7.11).

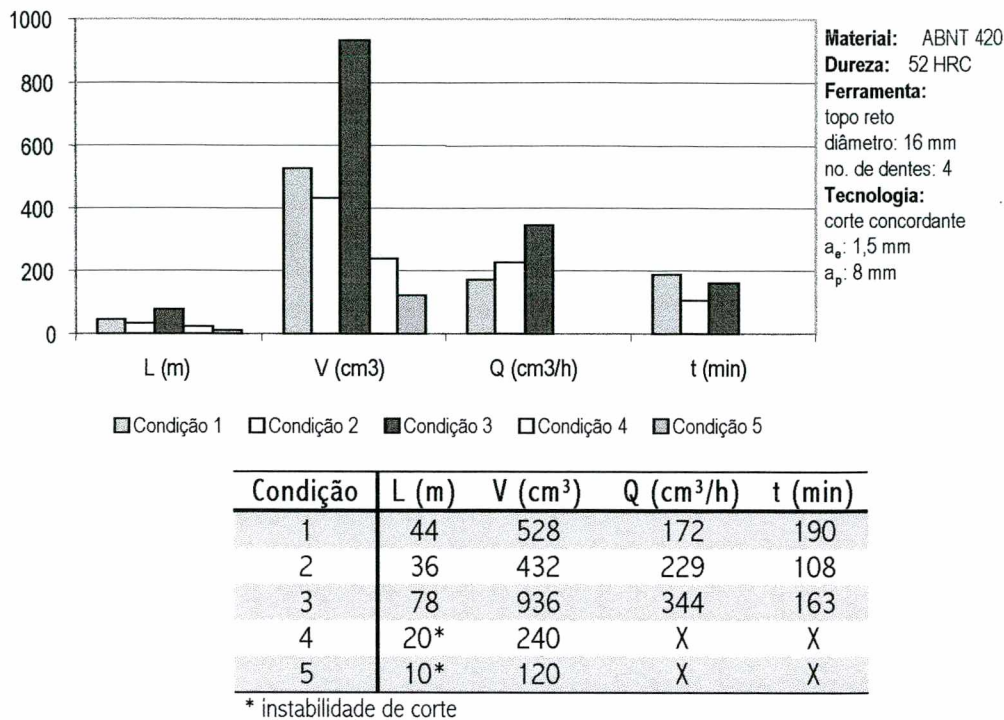


Figura 7.11. Resultados das condições ensaiadas.

Nesta faixa de ensaio, verificou-se o melhor resultado de experimento para a condição 3, que apresentou um desgaste de flanco ( $VB_{max} = 0,2$  mm) após 163 min, correspondente a um comprimento de usinagem (L) de 78 m, a um volume usinado (V) de 936 cm<sup>3</sup> e a uma taxa de remoção de cavaco (Q) de 344 cm<sup>3</sup>/h.

Em todas as condições ensaiadas, as ferramentas apresentaram uma baixa resistência mecânica da quina e tanto o desgaste progressivo de flanco quanto micro-lascamentos, surgiram nesta região e pronunciaram-se de forma mais branda ao longo do gume (figura 7.12).



Figura 7.12. Desgaste e lascamento do gume da fresa de topo reto no ensaio com aço temperado na condição 3.



Com o aumento das condições de atrito, em função do aumento da velocidade de corte ( $v_c$ ), é gerado um aumento da temperatura na interface ferramenta/peça. Observou-se esse efeito pela variação da formação e coloração dos cavacos (figura 7.13). Verificou-se a maior temperatura na ponta da ferramenta, pela maior oxidação na ponta do cavaco (cor azulada), constatada para um comprimento usinado de 20 e 10 metros, respectivamente.

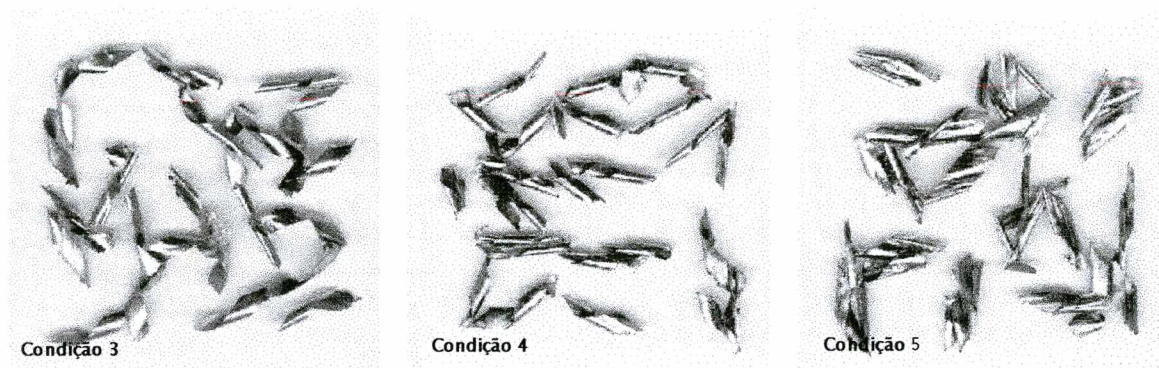
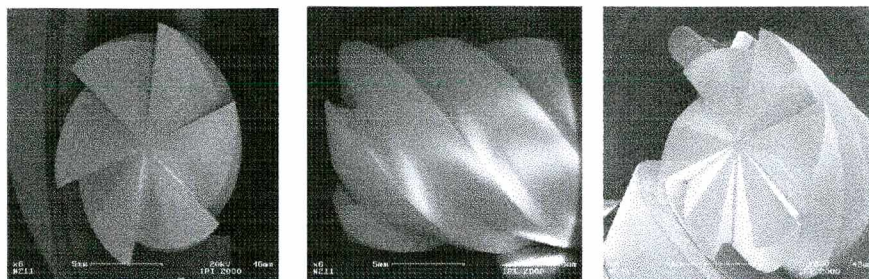


Figura 7.13. Formação de cavaco para as condições 3, 4 e 5, com fresas de topo reto.

A solicitação na quina da ferramenta com o aumento do percurso usinado tende a provocar sua quebra pelo aumento da força de usinagem ( $F$ ) e do momento torçor ( $M_t$ ). Se o número de dentes for aumentado, mantendo-se o mesmo ângulo de hélice ( $\lambda$ ), a sobreposição dos gumes aumentará e, conseqüentemente, será menor o gradiente de força para uma mesma profundidade de corte axial, diminuindo, assim, a fadiga do gume. A capacidade de escoamento de cavaco será reduzida. Entretanto, para os valores de profundidade de corte radial ( $a_e$ ) empregados, torna-se improvável a obstrução dos canais.

Desse modo, testaram-se ferramentas com as mesmas características geométricas anteriores, mas com seis dentes, e realizou-se uma comparação com a melhor condição anteriormente ensaiada (condição 3), por intermédio de um ensaio de vida de ferramenta (figura 7.14). O final de vida de ferramenta foi definido para um desgaste de flanco máximo ( $VB_{max} = 0,2$  mm). A metodologia de ensaio de vida de ferramenta está apresentada no Anexo II.



$d_1$ [mm]	$l_2$ [mm]	$l_1$ [mm]	$z$	revestimento
16	32	115	6	TiAlCN

Figura 7.14. Características geométricas da fresa de topo reto com seis dentes.

Utilizando-se os mesmos parâmetros de usinagem, o aumento do número de dentes provocará um aumento de 50% da velocidade de avanço ( $v_f$ ) e, conseqüentemente, a taxa de remoção de cavaco ( $Q$ ) aumentará na mesma proporção. No entanto, se a velocidade de avanço ( $v_f$ ) for mantida constante, os esforços de usinagem serão menores, devido ao menor avanço por dente ( $f_z$ ).

Esse fator é particularmente importante na fabricação de cavidades de forma livre, que exigem normalmente uma mudança abrupta de direção de percurso da ferramenta de corte. Quando uma ferramenta de corte encontra, por exemplo, uma esquina, a seção de usinagem será tanto maior quanto mais agudo for o ângulo entre as duas paredes. Em se tratando de uma condição de desbaste ( $a_p = 8$  mm;  $a_e = 1,5$  mm), se for possível diminuir o avanço por dente ( $f_z$ ) para uma mesma taxa de remoção de cavaco ( $Q$ ), os esforços sobre a quina da ferramenta serão menores e, conseqüentemente, maior será a estabilidade do corte.

Desse modo, a comparação com a condição 3 ensaiada para a ferramenta com 4 dentes, realizou-se em duas situações: mantendo-se a mesma velocidade de avanço ( $v_f = 477,7$  mm/min) e mantendo-se o mesmo avanço por dente ( $f_z = 0,075$  mm) (tabela 7.3).

Tabela 7.3. Condições de usinagem ensaiadas

condição	$v_c$ (m/min)	$f_z$ (mm)	$v_f$ (mm)	$a_p$ (mm)	$a_e$ (mm)	$z$
3	80	0,075	477,7	8	1,5	4
6	80	0,05	477,7	8	1,5	6
7	80	0,075	718,2	8	1,5	6

Nesta faixa de ensaio, verificou-se o melhor resultado de experimento para as condições com as ferramentas com 6 dentes (figura 7.15). A condição 6, com mesma velocidade de avanço ( $v_f$ ) e menor avanço por dente, apresentou uma maior estabilidade de corte, devido aos menores gradientes de esforços, apesar do maior tempo em contato do gume com o material da peça e, conseqüentemente, com maior comprimento



de corte. A condição 7, devido ao aumento do avanço por dente ( $f_z$ ) para a mesma rotação, apresentou uma vida maior, como esperado.

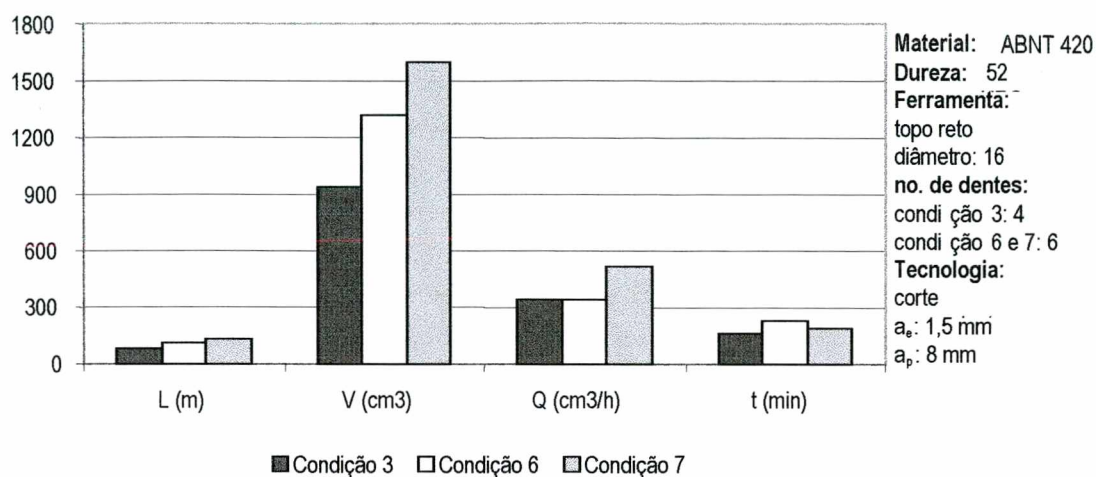


Figura 7.15. Resultados das condições ensaiadas.

Verificou-se uma resistência maior da quina da ferramenta, com desgaste progressivo ao longo do flanco do gume. Micro-lascamentos surgiram nesta região e pronunciaram-se de forma mais branda ao longo do gume (figura 7.16).

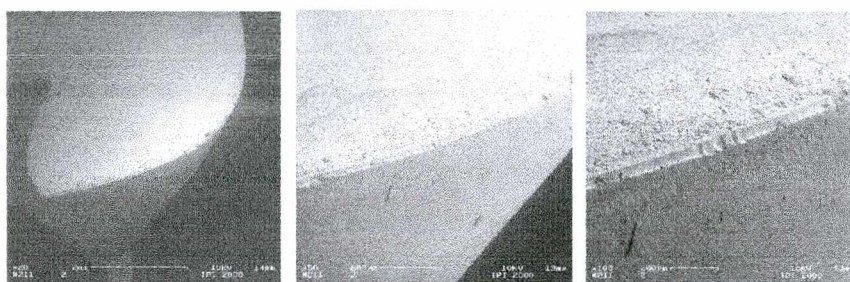


Figura 7.16. Desgaste ao longo do gume para a condição 7.

Desse modo, para o desbaste do aço ABNT 420, recomenda-se o uso de ferramentas com micro-grãos, revestidas, multi-cortantes, com ângulos de hélices que possibilitem uma maior sobreposição do gume.

No próximo item investigam-se algumas características do processo de acabamento. Em uma peça teste, ensaiaram-se diferentes estratégias de usinagem, com diferentes comprimentos de ferramenta.

Realizou-se também, um ensaio com ferramentas de pequeno diâmetro. O objetivo principal foi a aplicação de alguns conhecimentos definidos no Capítulo 5, para conhecimento do processo de acabamento nesse aço.

### 7.1.3. Estudo das características de usinagem no acabamento de aços temperados

Para a compreensão do processo de acabamento no aço ABNT 420, foram realizados testes de acabamento superficial com variação da velocidade de corte ( $v_c$ ) e do avanço por dente ( $f_z$ ).

Realizou-se a análise com ferramentas de topo toroidais de 15 mm de diâmetro, com insertos de metal-duro intercambiáveis (micro-grão, classe K03), de 7 mm de diâmetro, com fixação por parafuso e com ângulo de saída ( $\gamma$ ) neutro. Esse diâmetro foi escolhido para minimizar os efeitos do desvio da haste da ferramenta com a variação do avanço por dente ( $f_z$ ).

Observou-se que na direção transversal à linha de fresamento, a influência da variação da velocidade de corte ( $v_c$ ) no acabamento superficial não foi significativa (figura 7.17). Na direção longitudinal, existiu uma tendência a uma degradação da superfície com o aumento da velocidade de corte ( $v_c$ ). Uma possível causa está relacionada com o aumento da instabilidade do sistema, uma vez que o ensaio é realizado com apenas uma pastilha (vide Anexo II).

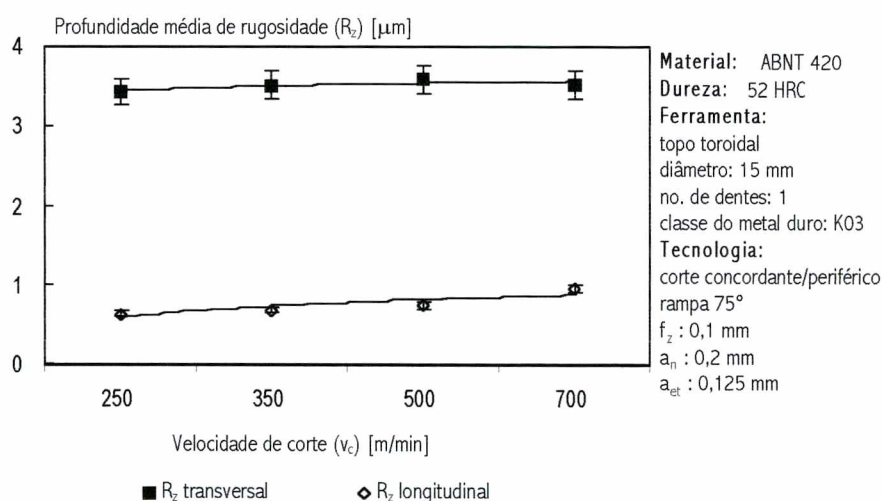


Figura 7.17. Variação da profundidade média de rugosidade ( $R_z$ ) com o aumento da velocidade de corte ( $v_c$ ).

Na direção longitudinal, com o aumento do avanço por dente ( $f_z$ ), assim como verificado para o aumento da velocidade de corte, a profundidade média de rugosidade ( $R_z$ ) aumentou de 0,5 para 1  $\mu\text{m}$  (figura 7.18). Não se observou esse efeito na direção transversal, conforme esperado.

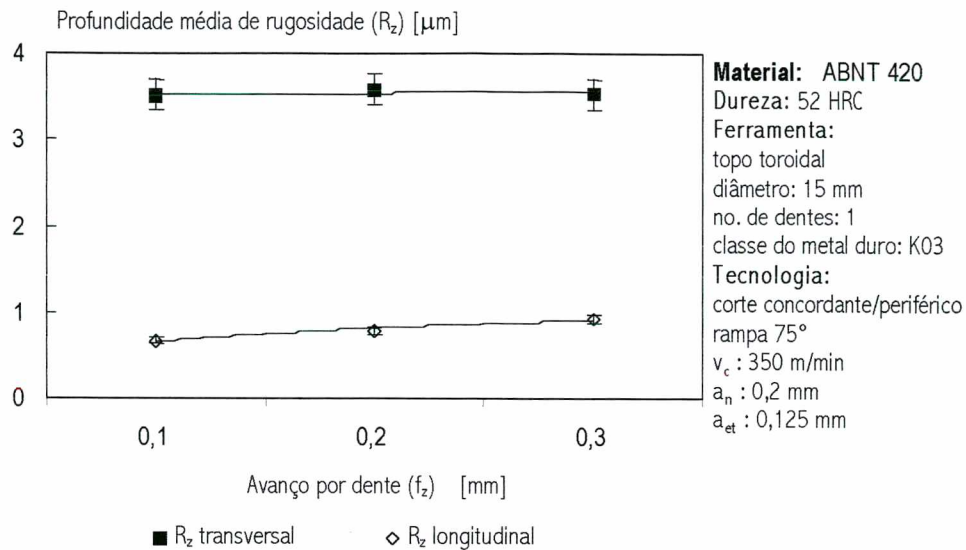


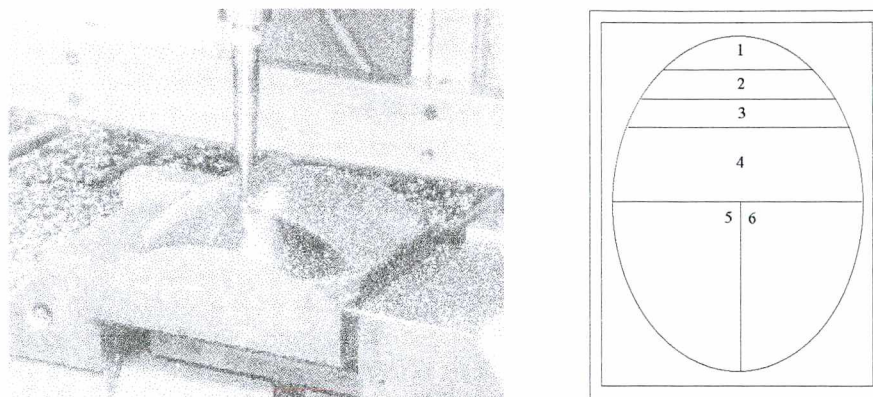
Figura 7.18. Variação da profundidade média de rugosidade ( $R_z$ ) com o avanço por dente ( $f_z$ ).

Como analisado no Capítulo 5, o comprimento da ferramenta (por um fator exponencial 3) e o diâmetro (por um fator exponencial 4) influenciam diretamente no desvio da haste da ferramenta. Ou seja, o desvio será tanto maior quanto maior for o comprimento da haste e quanto menor for o diâmetro da ferramenta de corte. Desse modo, determinaram-se ensaios para a análise dos efeitos sobre o acabamento superficial, com o uso de ferramentas longas e ferramentas de pequeno diâmetro.

Priorizou-se o estudo do efeito da variação provocada pelo uso de ferramentas longas e ferramentas curtas na usinagem do aço ABNT 420, para analisar, nas mesmas condições de usinagem, a aplicação de diferentes estratégias de corte orientadas à geometria.

Desse modo, projetou-se uma superfície que considerasse diferentes condições de contato entre a ferramenta e a superfície da peça (figura 7.19). A superfície da peça foi seccionada e em cada região foram estudadas diferentes estratégias de usinagem.





Superfície 1	Movimento pendular, subindo/descendo, ( $a_{et} = 0,2$ mm)
Superfície 2	Movimento concordante, subindo/descendo, ( $a_{et} = 0,2$ mm)
Superfície 3	Movimento concordante, subindo/descendo, ( $a_{et} = 0,4$ mm)
Superfície 4	Movimento concordante, subindo/descendo em $45^\circ$ , ( $a_{et} = 0,3$ mm)
Superfície 5	Movimento concordante, subindo, ( $a_{et} = 0,3$ mm)
Superfície 6	Movimento concordante, descendo, ( $a_{et} = 0,3$ mm)

**Material:** DIN 1.2083

**Dureza:** 52 HRC

**Ferramenta:**

topo esférico

diâmetro: 6 mm

no. de dentes: 2

classe do metal duro: K03

**Comprimento:**

ferramenta longa: 156 mm

ferramenta curta: 52 mm

**Tecnologia:**

$v_c$ : 350 m/min

$a_n$ : 0,3 mm

$f_z$ : 0,1 mm

Figura 7.19. Definição das características do experimento.

Conforme esperado, com o aumento do comprimento total da ferramenta de corte, verificou-se um aumento da profundidade média de rugosidade ( $R_z$ ) para todas as estratégias utilizadas (tabela 7.4). Essa variação é mais sensível na direção do avanço da ferramenta ( $R_z$  horizontal), onde a influência do avanço por dente ( $f_z$ ) é maior.

Tabela 7.4. Avaliação do acabamento superficial nas superfícies seccionadas para o estudo.

Superfície	$R_z$ transversal [ $\mu\text{m}$ ]		$R_z$ horizontal [ $\mu\text{m}$ ]	
	Ferramentas longas	Ferramentas curtas	Ferramentas longas	Ferramentas curtas
1	$1,31 \pm 0,13$	$0,91 \pm 0,14$	$2,34 \pm 0,10$	$2,30 \pm 0,06$
2	$1,41 \pm 0,07$	$0,84 \pm 0,13$	$2,43 \pm 0,15$	$1,83 \pm 0,07$
3	$1,84 \pm 0,13$	$0,77 \pm 0,17$	$2,53 \pm 0,17$	$2,47 \pm 0,21$
4	$1,92 \pm 0,15$	$1,54 \pm 0,03$	$2,55 \pm 0,16$	$1,94 \pm 0,13$
5	$1,42 \pm 0,18$	$1,12 \pm 0,16$	$2,63 \pm 0,26$	$2,02 \pm 0,12$
6	$1,27 \pm 0,13$	$1,14 \pm 0,13$	$2,62 \pm 0,11$	$2,08 \pm 0,17$

Para a análise do processo com ferramentas de pequeno diâmetro, realizaram-se ensaios com ferramentas de topo esférico de 3 mm de diâmetro, com variação da profundidade de corte radial ( $a_e$ ). Devido ao pequeno diâmetro da ferramenta de corte, escolheu-se a velocidade de corte ( $v_c$ ) correspondente à

máxima rotação da máquina-ferramenta ( $n = 24.000$  rpm), com baixos valores do avanço por dente ( $f_z = 0,05$  mm) e pequena profundidade de corte axial ( $a_p = 0,1$  mm) (figura 7.20).

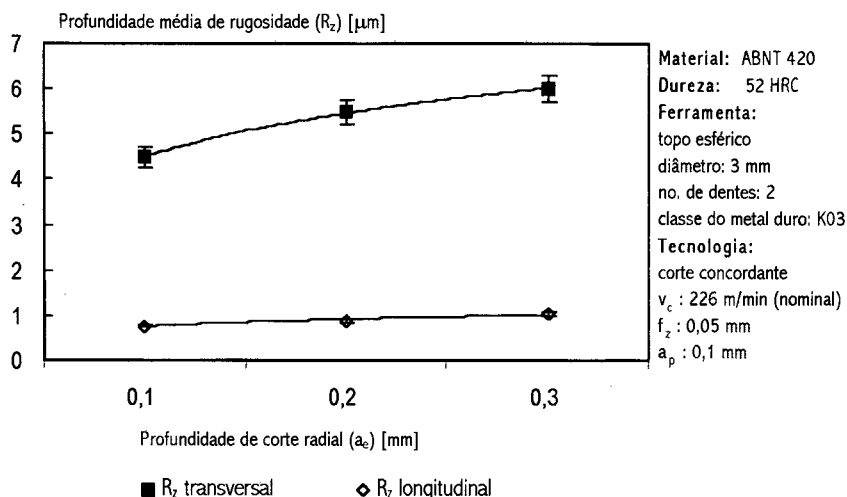


Figura 7.20. Variação do acabamento superficial com aumento da profundidade de corte radial ( $a_e$ ), quando utilizadas ferramentas de 3 mm de diâmetro.

Verificou-se que o limite de profundidade de corte radial ( $a_e$ ) recomendado situa-se em 0,1 mm. Dentro desse valor, tanto a profundidade média de rugosidade ( $R_z$ ) na direção longitudinal quanto na transversal, encontram-se dentro da faixa utilizada pela indústria de moldes ( $R_z = 5 \mu\text{m}$ ).

O estudo a respeito da usinabilidade do aço inoxidável martensítico (ABNT 420) objetivou a definição dos princípios para a usinagem de um material em estado temperado. Ou seja, conforme uma específica necessidade de fresamento de topo, têm-se os argumentos iniciais para a tomada de decisões, por exemplo, como em situações que ocorrerão no capítulo seguinte.

Como uma das principais vantagens da escolha das ligas de alumínio e de cobre é a considerada boa usinabilidade no fresamento, priorizou-se o estudo de usinabilidade dessas ligas para a identificação de situações de necessidades consideradas relevantes para o chão-de-fábrica.

O estudo de usinabilidade desses dois materiais é, muitas vezes, demonstrado em paralelo, como na avaliação do acabamento superficial e das forças envolvidas no processo.

O processo de desbaste é estudado em alumínio, com enfoque no uso de diferentes tipos de geometria e na importância do uso de revestimentos. Já para a liga de cobre, devido ao elevado custo do material (20 Euro/kg), inviabilizou-se o ensaio de desbaste e foram empregadas as mesmas ferramentas utilizadas para o desbaste de aço, por aproximação à dureza do material (40 HRC).

Muitos dos ensaios realizados na liga de cobre (Cu-Be), foram apresentados no Capítulo 5. Portanto, realizaram-se os ensaios de acabamento nessas ligas, para identificar os limites de processo para as características a serem empregadas no próximo capítulo.

## 7.2. Determinação de Uma Ferramenta de Corte Para Desbaste do Alumínio (AMP8000)

O universo de possibilidades de análises do processo de desbaste deve-se restringir aos critérios estabelecidos nos objetivos desta pesquisa, ou seja, a otimização do processo de fresamento de cavidades de molde de injeção. Assim sendo, para a escolha do diâmetro da ferramenta de corte foram considerados os diâmetros típicos empregados, geralmente, na faixa de 15 a 35 mm.

A alta deformabilidade de cavaco na face da ferramenta de corte, típica de um material de estrutura cúbica de face centrada (CFC), tende a empastar o material na face da ferramenta. Desse modo, são necessárias geometria positivas e canais de escoamento mais profundos para facilitar o escoamento do material.

Para comparar os efeitos de distintas geometrias de ferramentas e características dos parâmetros do processo no fresamento de alumínio, determinaram-se ensaios de vida da ferramenta. Todavia, a análise do desgaste de flanco máximo ( $VB_{max}$ ) no desbaste, dentro dos critérios determinados pela ISO 8688-2 para o fim de vida de um gume ( $VB_{max}$  entre 0,2 e 0,3 mm), é economicamente inviável nesse material, devido ao pouco desgaste do flanco da ferramenta e do alto custo do material (7 Euro/kg).

Desse modo, adotou-se como critério de fim de vida do gume da ferramenta de corte, um desgaste de flanco máximo ( $VB_{max}$ ) de 0,1 mm ou um comprimento de usinagem de 150 metros (9000 cm<sup>3</sup>), para corte em cheio, com um diâmetro de ferramenta de 20 mm. A metodologia experimental é encontrada no Anexo II.

Para o critério de formação de cavaco, utilizado como auxílio para a análise do fim de vida da ferramenta, consideraram-se os cavacos de melhor formação, aqueles com menor raio de curvatura e, conseqüentemente, maior facilidade de escoamento pelos canais de corte.

Como foram ensaiadas ferramentas com insertos intercambiáveis, possibilitou-se a medição do critério força de usinagem (F) (vide Anexos III e IV). Como hipótese simplificativa para comparação, conforme König [60], apenas a força de corte ( $F_c$ ) foi considerada. Também desconsiderou-se a influência do raio de quina de 0,4 mm, sobre as direções de usinagem, para todas as ferramentas de topo reto, por essa ser pequena em relação à força de corte.

Além da comparação da máxima força de corte medida para uma combinação pré-estipulada de parâmetros de corte, analisou-se o comportamento da força em relação ao ângulo de penetração no corte ( $\varphi_c$ ).

Para análise da geometria de corte, utilizaram-se ferramentas com insertos intercambiáveis da classe ISO K10-20 (composição em volume:  $WC \approx 90\%$  e  $Co \approx 10\%$ ;  $HV_{30} = 1600$ ; resistência à flexão  $2300 \text{ N/mm}^2$ ), recomendada pela literatura [122 - 124].

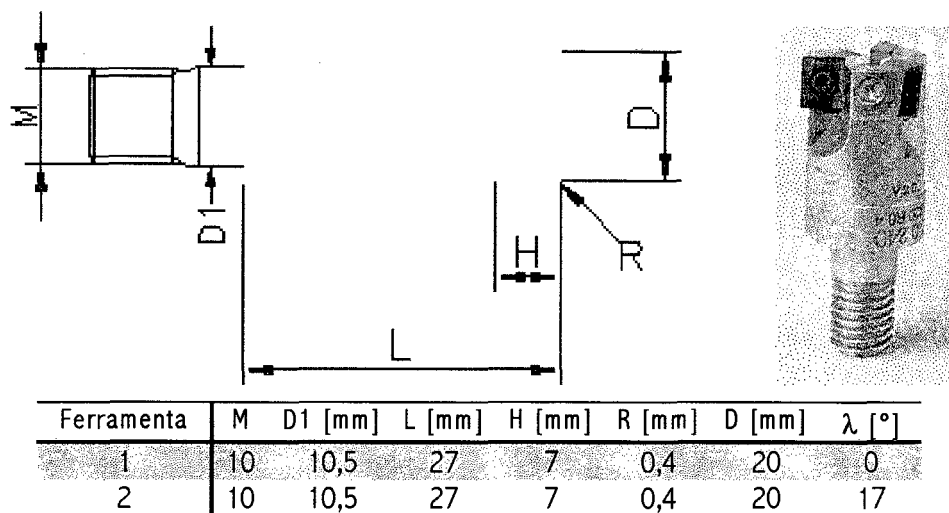
O empastamento de material na face da ferramenta evidencia que o ponto chave para aumento da usinabilidade é a evacuação de cavaco da zona de corte. A liberação de cavaco da zona de corte pode ser otimizada por três modos:

- Otimização da geometria de topo da ferramenta de corte;
- Utilização de fluido de corte;
- Otimização dos parâmetros de corte.

A geometria de corte clássica recomendada pela literatura [129 - 131] prevê a utilização de geometrias positivas para otimização do escoamento de cavacos. Para análise dessa afirmação, ensaiaram-se duas ferramentas de corte com ângulos de hélice ( $\lambda$ ) distintos,  $0^\circ$  e  $17^\circ$ , respectivamente e com as outras características geométricas idênticas (figura 7.21).

Para a realização do ensaio aplicou-se a máxima velocidade de corte recomendada ( $v_c = 800 \text{ m/min}$ ) e o mínimo avanço por dente ( $f_z = 0,08 \text{ mm}$ ), para deste modo, acelerar o desgaste do flanco da ferramenta de corte. Devido à necessidade de economia de material, aplicou-se uma profundidade de corte axial ( $a_p$ ) de  $3 \text{ mm}$ .

Não foi possível ensaiar a condição de contato com o ângulo de penetração no corte ( $\varphi_c$ ) de  $180^\circ$  (corte em cheio), devido à pequena estabilidade de processo para ambas ferramentas. Desse modo, aplicou-se uma profundidade de corte radial ( $a_e$ ) equivalente a 50% do diâmetro ( $a_e = 10 \text{ mm}$ ), com direção de corte concordante.



Fonte : Pokolm

Figura 7.21. Características geométricas das ferramentas para o experimento sobre variação do ângulo de hélice ( $\lambda$ ).

As duas ferramentas usinaram 600 metros (18000 cm<sup>3</sup>) e não alcançaram o desgaste de flanco máximo ( $VB_{max}$ ) de 0,1 mm (figura 7.22).

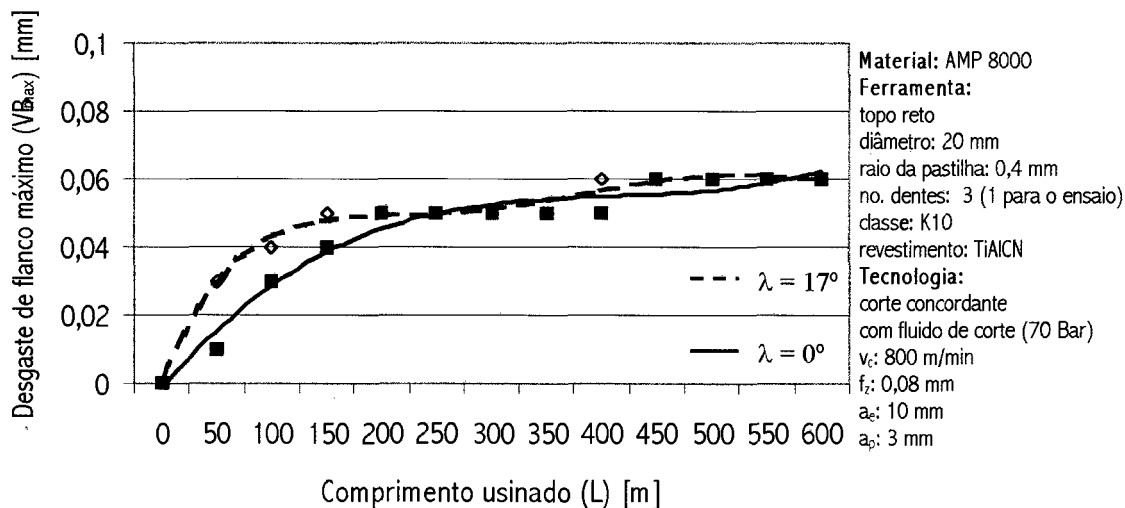


Figura 7.22. Ensaio de vida da ferramenta com fresas com ângulo de hélice ( $\lambda$ ) positivo e neutro.

Todavia, os cavacos obtidos no processo com ferramentas positivas, refletiram a maior estabilidade de corte (figura 7.23). Enquanto os cavacos produzidos na usinagem pelas ferramentas com ângulo de hélice ( $\lambda = 17^\circ$ ) apresentaram uma formação com raio de curvatura característica (deformação-cisalhamento), os cavacos formados pelas ferramentas com ângulo de hélice ( $\lambda = 0^\circ$ ) foram resultantes do impacto intenso do



gume e a zona de entrada.

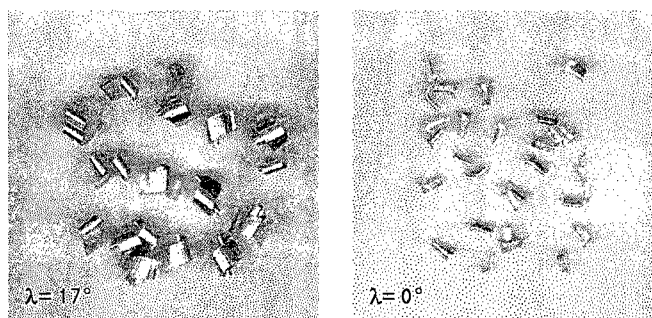


Figura 7.23. Formação de cavaco com emprego de diferentes ângulos de hélice ( $\lambda$ ).

Foi possível observar o maior impacto produzido na entrada do corte pela ferramenta com ângulo de hélice ( $\lambda = 0^\circ$ ), com a análise da evolução da força de corte para um gume (figura 7.24), com a variação do ângulo de penetração no corte ( $\varphi_c$ ).

Para um ângulo de penetração no corte ( $\varphi_c = 90^\circ$ ) a espessura de usinagem ( $h$ ) é máxima. Com ângulo de hélice ( $\lambda = 0^\circ$ ), o gume da ferramenta penetra de uma só vez na região de corte, aumentando a força de impacto ( $F_{cmax} = 534 \text{ N}$ ). Com a ferramenta de geometria positiva, além da menor força de impacto ( $F_{cmax} = 364 \text{ N}$ ) e, conseqüentemente, uma menor potência de usinagem (cerca de 30% menor nesta situação), o gradiente de esforços foi menor durante todo o percurso de corte, refletindo uma maior estabilidade do processo.

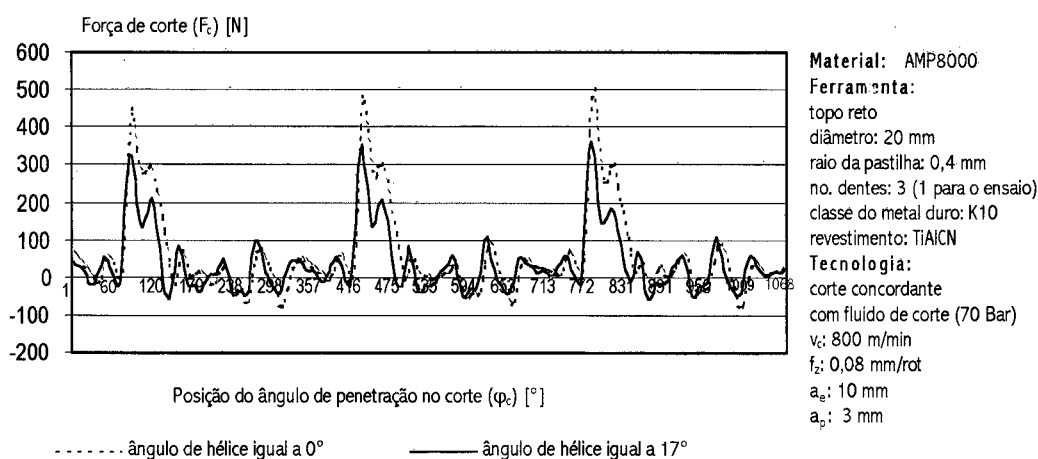


Figura 7.24. Evolução da força de corte com a variação do ângulo de corte ( $\varphi$ ).

Conforme já discutido, o uso de ferramentas de geometria helicoidal permite um contato do gume passo a passo e um corte mais estável, em comparação ao corte com ferramentas de canais retos (figura 7.25).

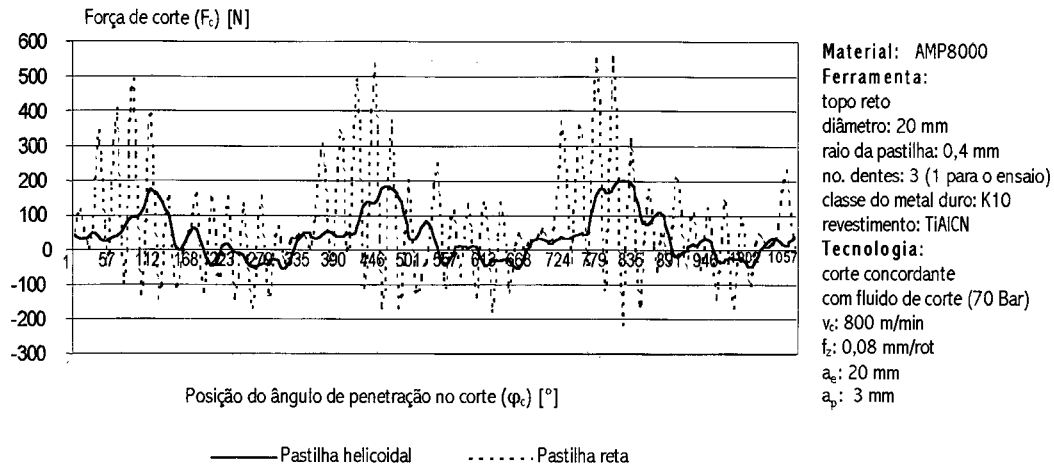


Figura 7.25. Evolução da força de corte com a variação do ângulo de corte ( $\phi$ ), para ferramenta de canais helicoidais e de canais retos.

Além disso, a geometria helicoidal produz cavacos com o raio de curvatura menor, o que facilita a retirada da zona de escoamento (figura 7.26).

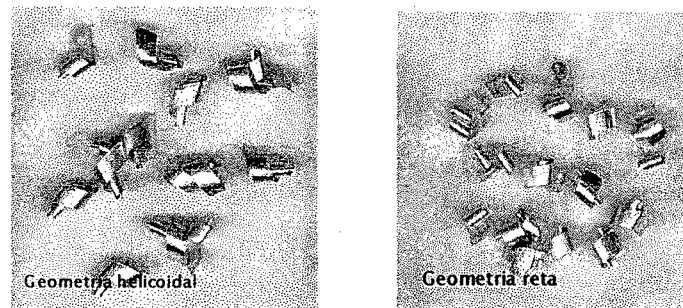


Figura 7.26. Formação de cavaco com uso de geometria helicoidal e reta.

A retirada de cavaco da zona de corte é facilitada com a aplicação de fluido de corte. Como no fresamento da liga de alumínio de estudo não é gerada uma grande quantidade de calor na zona de interface ferramenta/peça, o uso de fluido de corte não aumenta drasticamente o gradiente de temperatura no corte intermitente e, portanto, não influi significativamente na vida do gume da ferramenta de corte.

Desse modo, determinaram-se ensaios para verificar a influência da aplicação de fluido de corte, que tanto pôde ser somente aplicado externamente à ferramenta de corte quanto também internamente sob alta pressão, por intermédio de canais internos de refrigeração (figura 7.27).

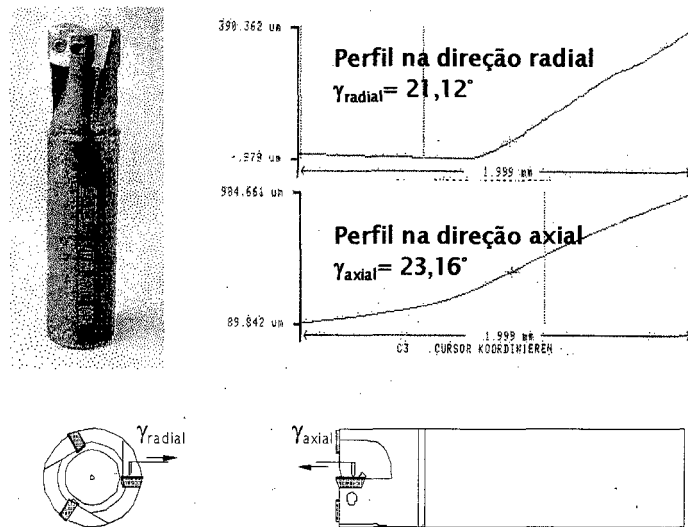


Figura 7.27. Geometria da ferramenta de corte para o ensaio sobre aplicação de fluido de corte.

Na avaliação do desgaste, verificou-se que a vida do gume foi influenciada diretamente pela aplicação interna de fluido de corte. Ferramentas com aplicação interna de fluido de corte apresentaram um tempo de vida maior (figura 7.28).

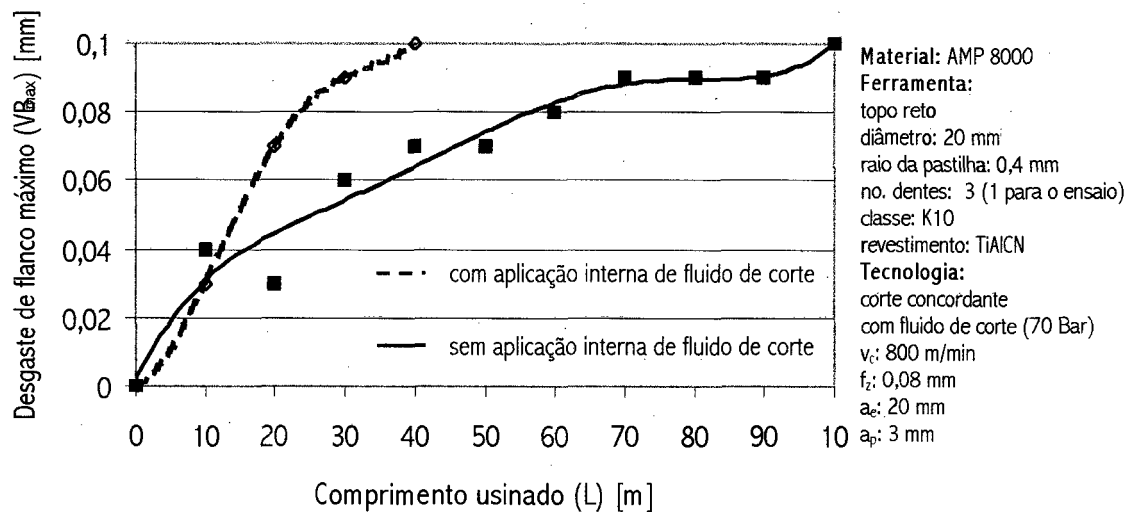


Figura 7.28. Análise da vida da ferramenta com a aplicação de fluido de corte.

A avaliação da forma de cavaco mostrou que com o uso de aplicação interna de fluido de corte, a curvatura do cavaco foi ainda menor, facilitando a retirada de cavaco da zona de corte (figura 7.29).

Desse modo, utilizando fluido de corte internamente, é possível incrementar o avanço por dente, pois a curvatura de cavaco é menor e não obstrui os canais de corte.

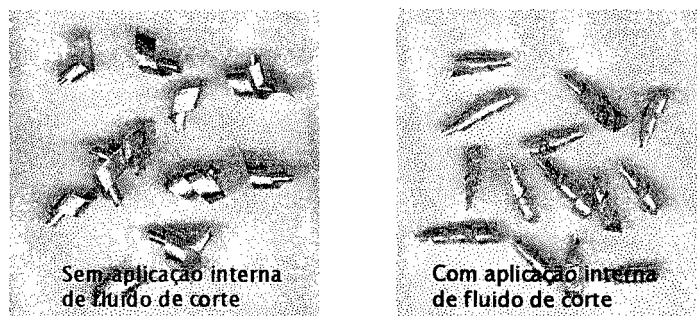


Figura 7.29. Forma de cavaco com diferentes aplicações de fluido de corte.

A análise da força de corte (figura 7.30) demonstrou que, apesar dos picos de força de corte não serem sensivelmente distintos (274 N e 316 N com e sem aplicação interna de fluido de corte, respectivamente), a variação da força de corte foi menor e, conseqüentemente, com a aplicação interna de fluido de corte o corte foi mais estável.

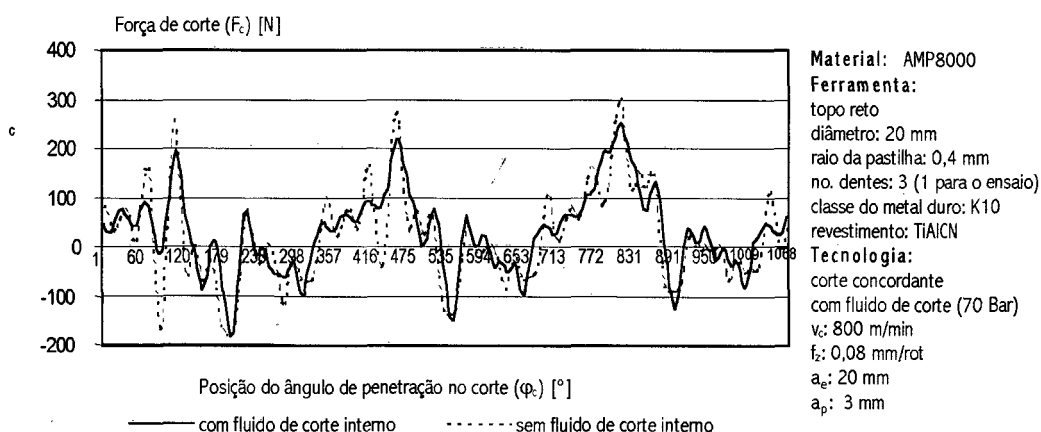


Figura 7.30. Análise da força de corte com diferentes aplicações de fluido de corte.

A literatura recomenda o uso de ferramentas não-revestidas para a usinagem de ligas de alumínio, pois tanto as ferramentas não-revestidas quanto as revestidas apresentam desempenhos similares de vida de ferramenta [129, 130].

Os revestimentos são empregados para aumentar a resistência a altas temperaturas na zona de corte (tabela 7.5) e são, convencionalmente, produzidos pelo processo de deposição física de vapor (PVD) [132 - 134].

Por ser um processo usual na fabricação de ferramentas de corte, muitos fabricantes apresentam em seus catálogos ferramentas de metal duro revestidas (TiN + TiCN) para a usinagem de alumínio [135 - 138].

Com efeito, torna-se interessante uma análise da influência de utilização de revestimento para a usinagem da liga de alumínio AMP8000.

Tabela 7.5. Valores nominais das principais características do revestimento PVD [132].

	TiN	TiCN	TiAlN	TiAlCN	TiAlNbN	MoS <sub>2</sub>
Espessura [ $\mu\text{m}$ ]	3,5	3,5	3,5	3,5	3,5	0,5
Dureza HV 0,05	2200	3000	2600	3200	n.a.	12-60 <sup>a</sup>
Resistência à oxidação, 1 h, ar [ $^{\circ}\text{C}$ ]	550	450	730	600	n.a.	540
Coefficiente de atrito	0.4	0.4	0.4	0.4	n.a.	n.a.

<sup>a</sup> Knoop; n.a. não avaliada.

Interrompeu-se o ensaio de vida para a ferramenta não-revestida, para um comprimento usinado de 150 m (9000 cm<sup>3</sup>). Entretanto, a ferramenta revestida apresentou um desempenho significativamente pior (figura 7.31).

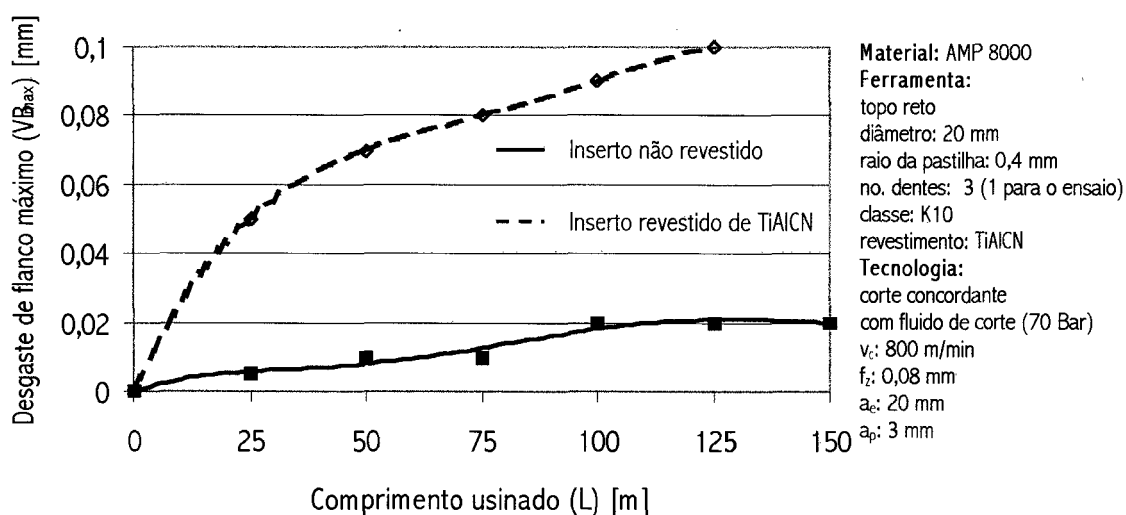


Figura 7.31. Comparação da vida de ferramenta entre ferramentas revestidas e não-revestidas.

Os inserts não revestidos apresentaram uma forma de cavaco com a curvatura ainda menor, facilitando o escoamento da zona de corte (figura 7.32).

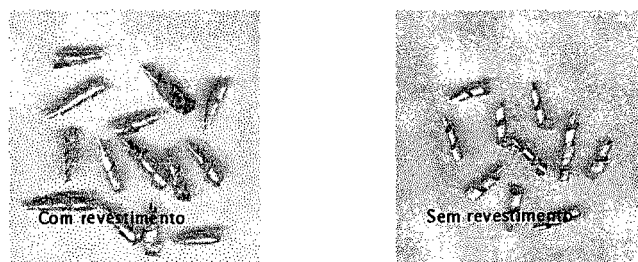


Figura 7.32. Forma de cavaco com uso de inserts com e sem revestimento.

A máxima força de corte ( $F_c$ ), embora menor para ferramentas não-revestidas (215 N em comparação aos 273 N da revestida) não foi o principal critério da análise. Verificou-se um comportamento mais estável para ferramentas não-revestidas, demonstrado pelos menores gradientes de variação da força (figura 7.33).

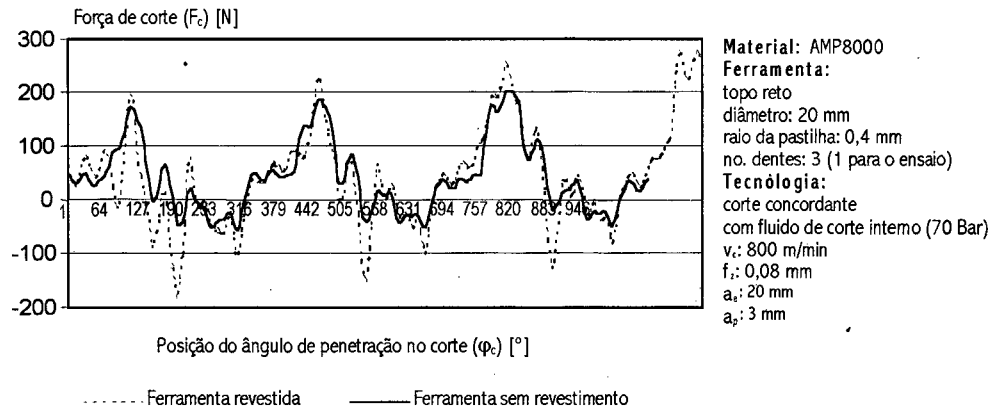
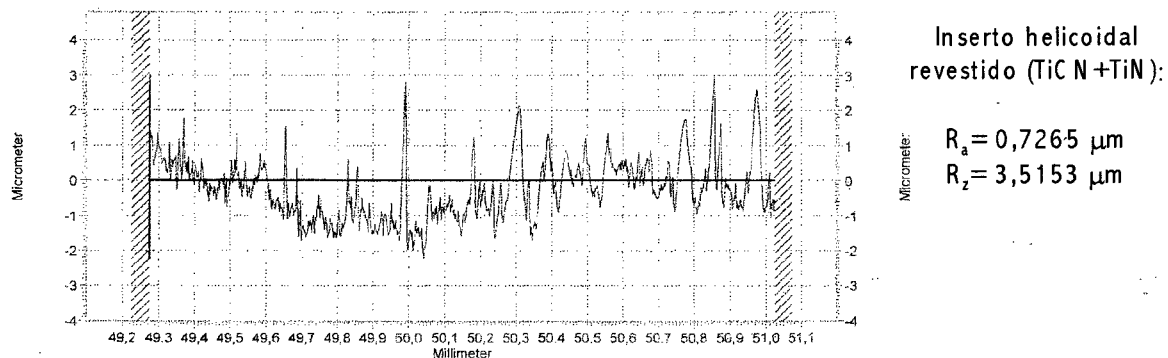


Figura 7.33. Análise da força de corte com a variação do ângulo de penetração no de corte ( $\phi_c$ ) com insertos helicoidais com e sem revestimento.

Uma justificativa para a diferença de desempenho é baseada no acabamento superficial do inserto de metal-duro. O processo PVD, dependente da geometria das ferramentas estudadas, gera uma profundidade de rugosidade média ( $R_z$ ) que varia entre 1,3  $\mu\text{m}$  a 3,6  $\mu\text{m}$ , conforme o grau de complexidade geométrica (figura 7.34).



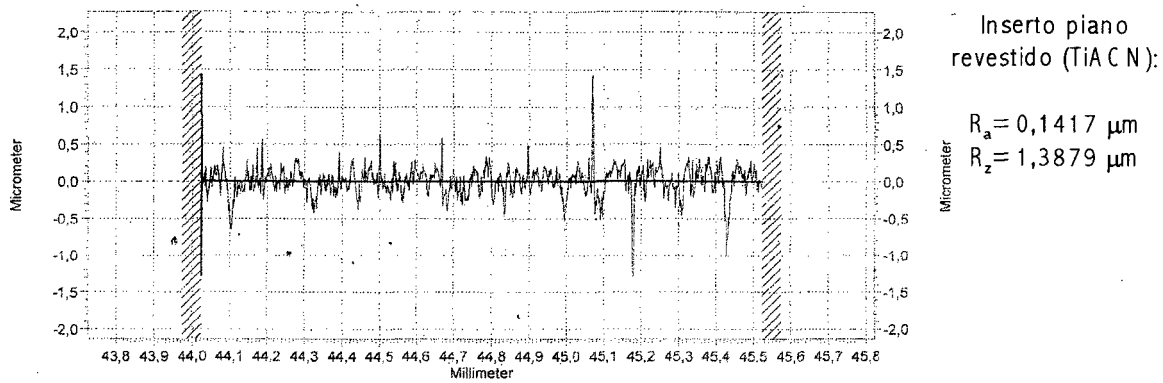


Figura 7.34. Qualidade superficial dos insertos revestidos pelo processo (PVD).

Ferramentas não-revestidas são geralmente polidas e desse modo, facilitam o escoamento de material da zona de corte pela diminuição do coeficiente de atrito (figura 7.35).

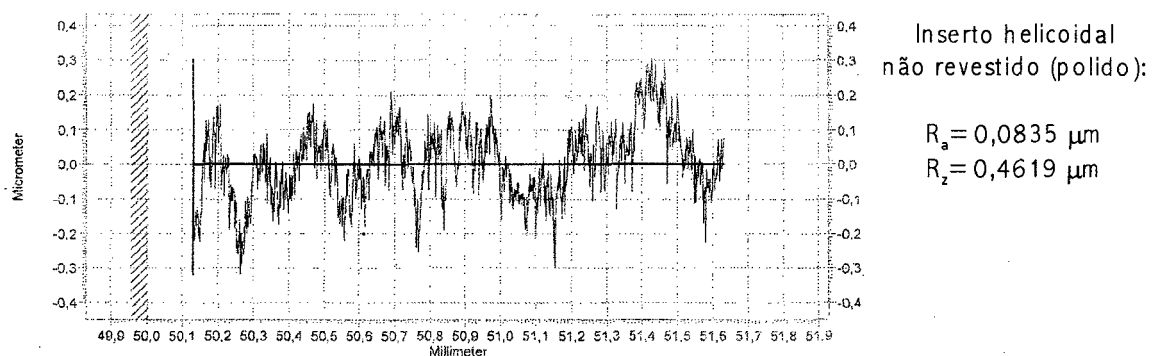


Figura 7.35. Qualidade superficial dos insertos não revestidos (polidos).

Realizaram-se, ainda, ensaios para verificação dos esforços típicos numa situação de desgaste, variando-se o avanço por dente ( $f_z$ ) e a profundidade de corte axial ( $a_p$ ). Para a máxima combinação de parâmetros, obteve-se uma força de corte máxima ( $F_{cmax}$ ) de 900 N. Verificou-se o aumento linear da força de corte ( $F_c$ ) com a profundidade de corte axial ( $a_p$ ), mas na faixa de parâmetros ensaiada não foi verificado o comportamento exponencial para a variação do avanço por dente ( $f_z$ ), discutido no Capítulo 4 (figura 7.36). Além disso, se as curvas forem aproximadas por retas, os coeficientes angulares serão próximos para  $a_p$  e  $f_z$ , o que também não é normal.

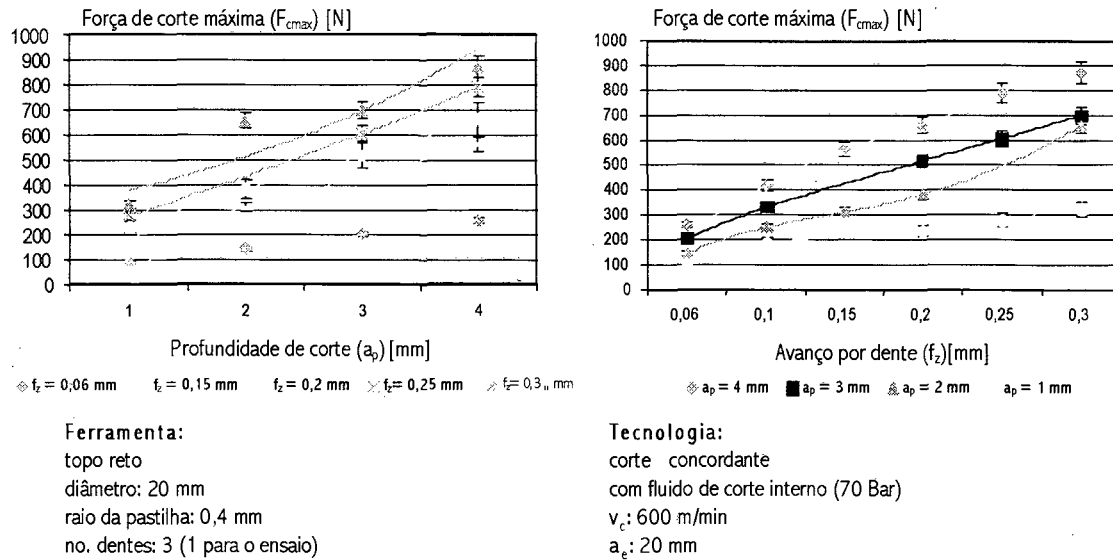


Figura 7.36. Análise da força de corte máxima ( $F_{cmax}$ ) na liga de alumínio AMP8000 com variações do avanço por dente ( $f_z$ ) e profundidade de corte axial ( $a_p$ )

Concluindo, para o desbaste da liga de alumínio foi definida uma fresa de topo reto, com insertos helicoidais e não-revestidos, com aplicação interna de fluido de corte, que será empregada no estudo de caso do próximo capítulo.

De posse desses dados, estabeleceu-se uma comparação dos esforços resultantes da usinagem com a liga de cobre (Cu-Be), utilizando-se a mesma ferramenta de corte, no entanto, com uma velocidade de corte ( $v_c$ ) de 600 m/min e um avanço por dente ( $f_z$ ) de 0,06 mm (figura 7.37).

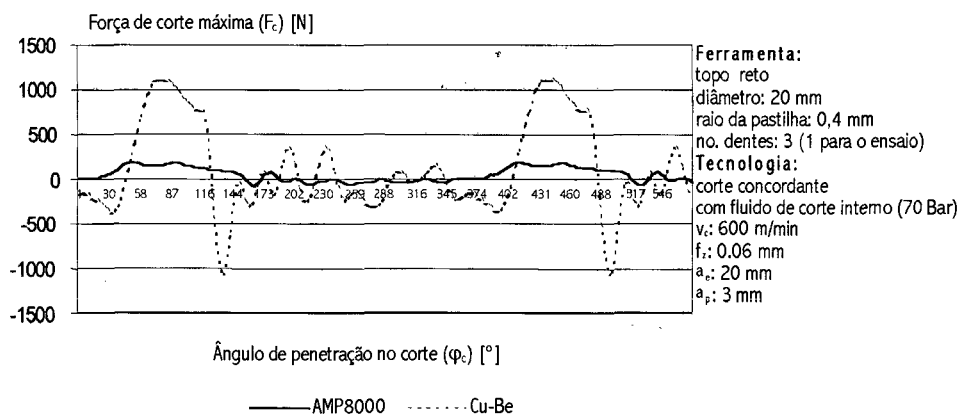


Figura 7.37. Comparação da evolução da força de corte entre a liga de alumínio (AMP8000) e de cobre (Cu-Be).



Verificaram-se esforços de corte na ordem de 1000 N, semelhante aos esforços obtidos em aço [139, 140]. Desse modo, determinou-se que a geometria de ferramenta de corte empregada na usinagem da liga Cu-Be seria a mesma utilizada no aço em estudo ABNT 420.

### 7.3. Comparação das Características do Acabamento Superficial entre a Liga de Alumínio (AMP8000) e a Liga de Cobre (Cu-Be)

Estes ensaios tiveram o objetivo de estabelecer critérios comparativos para a tomada de decisões, sobre os parâmetros de usinagem a serem adotados no acabamento. As metodologias de ensaio de acabamento superficial e de verificação do erro de forma são encontradas nos Anexos V e VI.

Nos dois materiais, foram variados os parâmetros de corte e as condições de contato em uma rampa de 75°. Utilizou-se uma ferramenta de topo esférico de 6 mm de diâmetro, com comprimento total de 156 mm. No Capítulo 5 foram já apresentados ensaios em Cu-Be para análise da influência dos parâmetros de corte nas características de acabamento superficial e de erro dimensional.

Verificou-se que o corte em movimento pendular é uma alternativa para o acabamento da liga de cobre. Todavia, para a liga de alumínio, a sobreposição dos movimentos deteriora o acabamento superficial (figura 7.38) e o corte em movimento discordante provoca uma submedida de usinagem. Portanto, recomenda-se adotar somente o movimento concordante para o acabamento da liga de alumínio AMP8000.

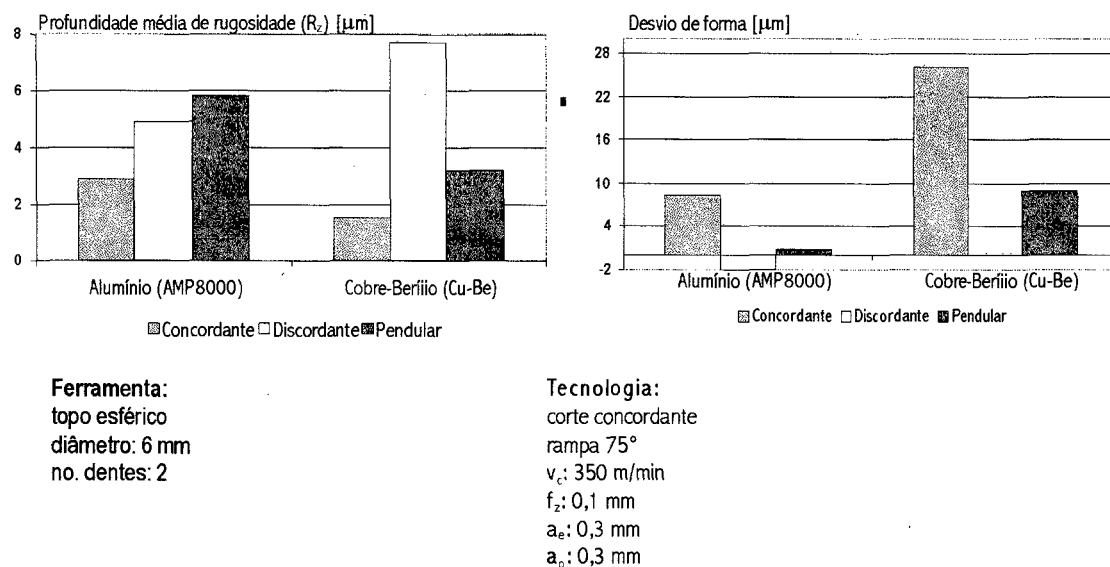


Figura 7.38. Influência da variação do movimento de corte no acabamento superficial e no desvio de forma.

Definidas algumas características de usinabilidade dos materiais deste estudo, no próximo capítulo serão criados estudos de casos com características típicas de produção e com temáticas distintas, com o objetivo de auxiliar na tomada de decisões, relativas à escolha de tecnologias de processo, tipos de geometrias de contato, estratégias e parâmetros de usinagem.

## CAPÍTULO 8

### ESTUDOS DE CASOS

Nos capítulos anteriores, investigou-se o processo de fresamento com o objetivo de apresentar os requisitos necessários para realização da etapa de desbaste e de acabamento em 3 eixos nos três materiais escolhidos, para a representação do espectro de moldes de curta, média e longa produção. Neste capítulo, com o uso de um software de auxílio à manufatura (CAM), são apresentados para três estudos de casos, caminhos de fresamento para superfícies de forma livre.

Especialmente para o caso do aço inoxidável martensítico ABNT 420, devido à assistência insatisfatória dos sistemas CAM na seleção das estratégias apropriadas e dos parâmetros que asseguram, em termos de volume, uma sobremedida de usinagem constante [141 - 144], serão geradas situações cotidianas do chão-de-fábrica, para análise com as soluções possíveis.

Para os estudos de casos, a fabricação da mesma peça em aço será realizada ou na liga de cobre ou na de alumínio. Nestes casos, não é o objetivo afirmar que um material apresenta melhor usinabilidade do que outro, o que seria óbvio, mas, simplesmente, demonstrar algumas possíveis alternativas para tomadas de decisões na produção de um molde.

Será realizada uma abordagem sobre a escolha da tecnologia selecionada para o processamento de um produto, com foco direcionado aos processos de fresamento e de eletroerosão. Em outras palavras, objetiva-se estabelecer a discussão de quando e onde se faz sentido substituir um processo pelo outro e, principalmente, se faz sentido.

Nas ligas de alumínio e de cobre, serão ainda realizados estudos de caso de peças para identificar as características do processo de acabamento com e sem fluido de corte.

#### 8.1. Primeiro Estudo de Caso: Fabricação de Uma Rampa Com Parede Lateral e Superior

O objetivo deste trabalho foi desenvolver toda a seqüência de fabricação no estado temperado, desde o desbaste até o acabamento, aplicando os conhecimentos desenvolvidos nos capítulos anteriores, sobretudo, os específicos para a usinabilidade do aço inoxidável martensítico ABNT 420. Desse modo, desenvolveu-se

uma geometria com características típicas às encontradas na fabricação de moldes (figura 8.1), com cantos com raios de curvatura pequenos, rampas e paredes de inclinação extrema.

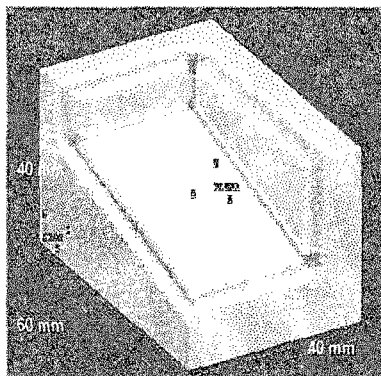


Figura 8.1. Peça do primeiro estudo de caso.

Como definido no Capítulo 7, para a operação de desbaste utilizou-se uma ferramenta inteiraça de metal-duro, com micro-grãos da classe K03, com topo reto e seis dentes, com as condições de usinagem pré-estabelecidas (tabela 8.1).

Tabela 8.1. Condições de usinagem para o desbaste da peça 1.

diâmetro [mm]	mov. de corte	$v_c$ [m/min]	$f_z$ [mm]	$a_e$ [mm]	$a_p$ [mm]
16	concordante	80	0,05	1	8

A ferramenta executou o movimento de corte em  $2 \frac{1}{2}$  eixos, com a estratégia em espiral, suavizando desse modo, a entrada e saída da peça (figura 8.2).

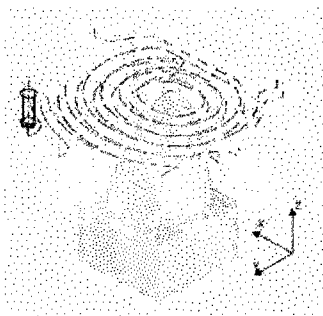


Figura 8.2. Estratégia de desbaste em espiral [141].

Nas regiões de mudança de direção (figura 8.3), reduziu-se o avanço por dente ( $f_z$ ) para 20% do avanço em linha reta. Esse valor foi adotado, devido ao aumento abrupto da seção de usinagem e ajustou-se abaixo do valor onde a instabilidade de corte era sensível. Ou seja, primeiramente realizou-se o ajuste utilizando o potenciômetro da velocidade de avanço no comando da máquina e, posteriormente, repassou-se esse valor ao programador.

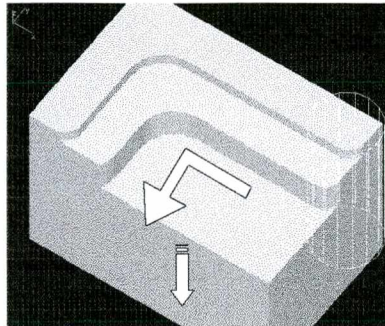


Figura 8.3. Regiões de mudança de direção.

Esse ajuste poderia também se realizar com o auxílio de programas especialistas [145], evitando assim, o consumo de ferramentas e tempos de máquina. Entretanto, como as características mecânicas do material não estavam catalogadas no banco de dados do sistema e como não foi o objetivo deste trabalho desenvolver estudos em *softwares*, no momento do ensaio, aplicou-se a solução mais simples.

Uma vez ajustados os parâmetros, realizou-se a etapa de desbaste em 20 minutos, o que corresponde à retirada de aproximadamente 13 cm<sup>3</sup> (figura 8.4). Para a etapa posterior, deixou-se uma sobremedida mínima de 0,5 mm.

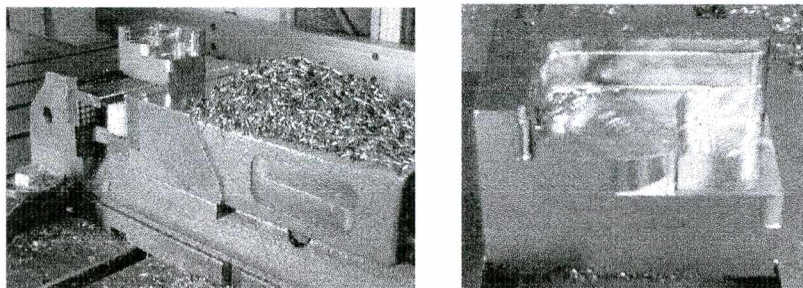


Figura 8.4. Etapa de desbaste para peça 1.

Devido à geometria resultante do desbaste, necessitou-se uma operação de pré-acabamento, para uniformizar a superfície da etapa posterior de acabamento. A ferramenta novamente executou o movimento de corte em 2 ½ eixos, com a estratégia em espiral. Também para esta etapa, utilizou-se o controle de velocidade de avanço nos cantos (40% do valor em linha reta).

Nessa operação foi utilizada uma ferramenta inteiriça de metal-duro, com micro-grãos da classe K03, com topo esférico e dois dentes, com as condições de usinagem pré-estabelecidas (tabela 8.2). Escolheu-se uma fresa de topo esférica, devido à maior adequação ao contorno, como discutido no Capítulo 5.

Tabela 8.2. Condições de usinagem para o pré-acabamento da peça 1.

Diâmetro [mm]	mov. de corte	$v_c$ [m/min]	$f_z$ [mm]	$a_e$ [mm]	$a_p$ [mm]
10	concordante	150	0,075	0,25	0,25

Uma vez ajustados os parâmetros, realizou-se a etapa de pré-acabamento em 3 horas e 20 minutos (figura 8.5).

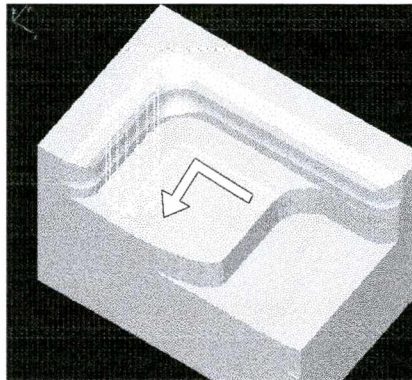


Figura 8.5. Etapa de pré-acabamento da peça 1.

O pré-acabamento é essencial quando se deseja a aplicação de altas velocidades de corte (HSC) no acabamento. Devido às altas características dinâmicas do processo HSC, a variação de volume na sobremedida de usinagem significa uma variação abrupta de cargas sobre o gume da ferramenta, o que provoca o aumento do desvio da haste e, conseqüentemente, o aumento do desvio de forma da peça e uma degradação do acabamento superficial.

Portanto, considerando-se aços temperados, a aplicação de altas velocidades de corte (HSC) depende, intrinsecamente, da operação anterior de pré-acabamento para o ajuste dos volumes. Para a etapa posterior deixou-se uma sobremedida mínima de 0,1 mm.

Apesar da operação de pré-acabamento ter ajustado a altura das cristas para o acabamento, o processamento dos raios de contorno, por exemplo, da canto entre a parede lateral e frontal à rampa, necessita ainda de uma operação de ajuste de volume (figura 8.6). O raio de contorno requerido era de 2 mm, enquanto que o raio resultante da operação de pré-acabamento era de 5 mm.



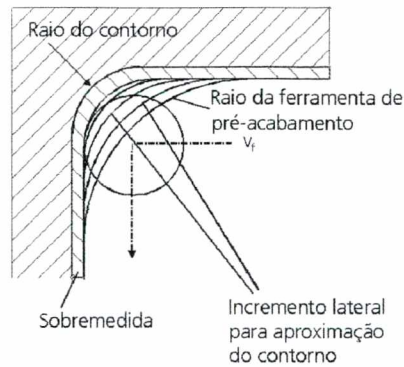


Figura 8.6. Sobremedida restante do passe anterior.

Na usinagem tradicional de cantos, o raio da ferramenta de acabamento é idêntico ao raio de contorno, o que proporciona um máximo comprimento de contato no último passe. Considerando a usinagem da peça de estudo em aço temperado, a aplicação dessa estratégia é evitada pelos seguintes motivos:

- Verificando-se o raio de contorno de 2 mm e a altura da canto de 10 mm, e considerando-se que a condição dinâmica e a deflexão estática são influenciadas pelo comprimento ( $L$ ), em terceira ordem, e pelo diâmetro ( $D$ ), em quarta ordem, conclui-se que a relação  $L/D$  é mais crítica para diâmetros pequenos. Portanto o desvio de forma será maior, tanto na região de maior contato quanto ao longo do fresamento das paredes;
- O aumento das condições de contato gera o aumento da temperatura da zona de corte que, via-de-regra, extrapola a faixa de estabilidade do metal-duro.

Para esse caso, a alternativa utilizada foi o fresamento inicial somente do raio de contorno com uma ferramenta de raio menor ( $R= 1,5$  mm) (figura 8.7). Desse modo, para o fresamento das paredes, pôde-se utilizar uma ferramenta com diâmetro maior, portanto mais estável, e aplicando altas velocidades de corte (HSC), pois não ocorre assim uma variação abrupta do volume de material a ser retirado na canto.

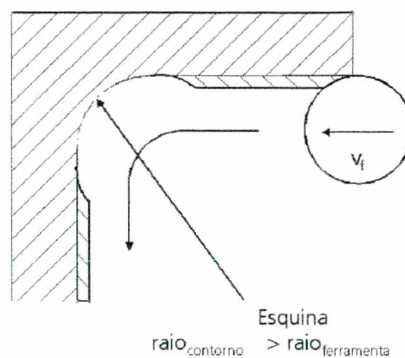


Figura 8.7. Alívio dos raios de contorno.

Para o alívio do raio de contorno, foi utilizada uma ferramenta inteiriça de metal-duro, com micro-grãos da classe K03, com topo esférico e dois dentes com as condições de usinagem pré-estabelecidas (tabela 8.3).

Tabela 8.3. Condições de usinagem para o alívio do raio de contorno da peça 1.

Diâmetro [mm]	mov. de corte	$v_c$ [m/min]	$f_z$ [mm]	$a_n$ [mm]	$a_{et}$ [mm]
3	concordante	188	0,05	0,05	0,1

Realizou-se a etapa de alívio do raio de contorno em 27 minutos (figura 8.8), com estratégia espiral iniciando de dentro do raio de contorno para fora. A profundidade de rugosidade média ( $R_z$ ) medida foi de 5  $\mu\text{m}$ .

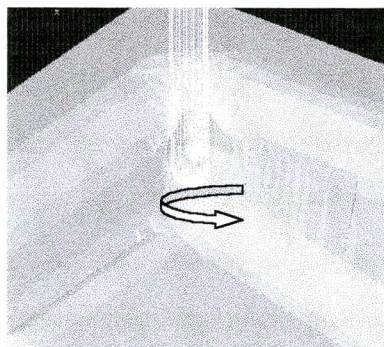


Figura 8.8. Operação de alívio de contorno.

O mesmo procedimento foi utilizado para o alívio dos raios de contorno entre a rampa e a parede lateral e a parede frontal. Desse modo, tanto o fresamento das paredes quanto da rampa processou-se com uma única ferramenta e aplicando-se altas velocidades de corte.

Para o fresamento das paredes e da rampa, utilizou-se uma ferramenta inteiriça de metal-duro, com micro-grãos da classe K03, com topo esférico e dois dentes, com as condições de usinagem pré-estabelecidas (tabela 8.4).

Tabela 8.4. Condições de usinagem para o fresamento das paredes e da rampa da peça 1.

Diâmetro [mm]	mov. de corte	$v_c$ [m/min]	$f_z$ [mm]	$a_n$ [mm]	$a_{et}$ [mm]
6	concordante	250	0,05	0,05	0,1



Para o fresamento da rampa, a estratégia utilizada foi com movimento da ferramenta subindo no sentido longitudinal. Desse modo, evitou-se o contato da ponta da ferramenta com a superfície da peça (figura 8.9).

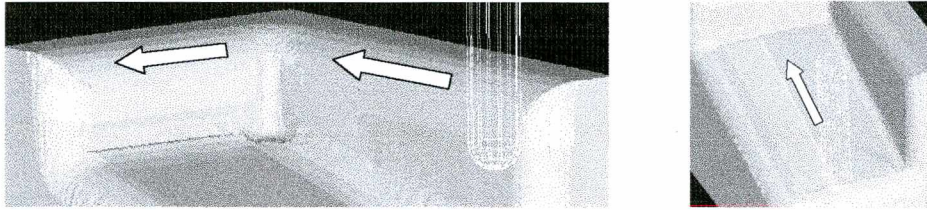
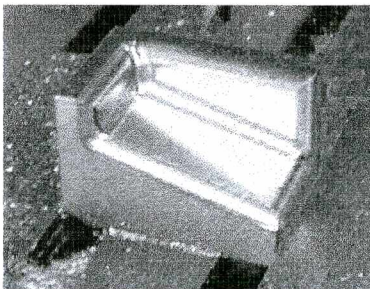


Figura 8.9. Estratégias de fresamento para as paredes e a rampa.

Realizou-se a etapa de fresamento das paredes e da rampa em 1 hora e 14 minutos. A profundidade de rugosidade média ( $R_z$ ) medida na rampa foi de  $1,7 \mu\text{m}$  no sentido longitudinal e de  $1,3 \mu\text{m}$  no sentido transversal. Nas paredes, a profundidade de rugosidade média ( $R_z$ ) medida foi de  $1,8 \mu\text{m}$  (figura 8.10).



Etapa	tempo
desbaste	20 min.
pré-acabamento	3 h 20 min.
alívios de raios de contornos	47 min.
acabamento	1 h 14 min.
<b>Total</b>	<b>5 h 41 min</b>

Figura 8.10. Peça do primeiro estudo de caso e tempo total de usinagem.

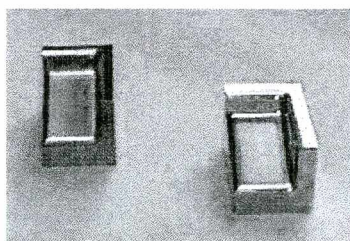
Usinou-se essa mesma geometria na liga de cobre (Cu-Be), com condições de usinagem mais severas, mas também com a estratégia de alívio dos raios de contorno (tabela 8.5). Realizaram-se as operações de acabamento com fluido de corte, pois no corte a seco, utilizando-se ferramentas de pequeno diâmetro, o cavaco retornava e adería à superfície usinada, aumentando a rugosidade média ( $R_z$ ).

Tabela 8.5. Condições de usinagem e tempo total de usinagem para o fresamento da peça 1 em Cu-Be.

Operação	Geometria	D [mm]	mov. de corte	$v_c$ [m/min]	$f_z$ [mm]	$a_n$ [mm]	$a_{et}$ [mm]	tempo
desbaste	Topo reto	16	concordante	150	0,1	8	2	10 min
pré-acab.	Topo esférico	10	concordante	250	0,1	0,25	0,4	2h 10 min
alívio de raios	Topo esférico	3	concordante	188	0,05	0,1	0,1	20 min
acabamento	Topo esférico	6	concordante	350	0,1	0,05	0,1	52 min
<b>Total</b>								<b>3 h 32 min</b>

Como apresentado no Capítulo 1, em muitos casos, baseia-se a escolha do material na habilidade da empresa em processar uma ferramenta em um determinado material, não importando a quantidade de produtos moldados desejados. Isso significa afirmar que a maioria dos moldes convencionais em aço podem atualmente ser sobredimensionados, representando um prejuízo no custo final da ferramenta.

Essa demonstração da melhor usinabilidade da liga de cobre (Cu-Be), em relação ao aço inoxidável martensítico ABNT 420, aplica-se para auxiliar as tomadas de decisões na fase de projeto e escolha de materiais. Logicamente, cada material tem o seu espectro de aplicação, conforme apresentado no Capítulo 2. Mas como um dos objetivos principais deste trabalho é fornecer alternativas para resistir à tendência convencional de pensar em termos absolutos e demonstrar que tecnologias e desenvolvimentos se completam, quando bem analisadas, essa comparação de usinabilidade tem sua aplicação como fonte de informação (figura 8.11)



Material	Tempo de fabricação (somente usinagem)
ABNT 420	5 horas e 41 min
Cu-Be	3 horas e 31 min

Figura 8.11. Comparação de tempos de fabricação da peça do primeiro estudo de caso no aço ABNT 420 e na liga de cobre (Cu-Be).

Muitas vezes, no entanto, não é possível o uso de ferramentas de diâmetros menores, para alívio dos raios de contorno. Neste caso, recomenda-se o uso de estratégias com divisão de áreas (figura 8.12). Fazendo-se a aproximação ao raio de cavidade, mantém-se constante ou a profundidade de corte radial (estratégia 2) ou a espessura de usinagem ( $h$ ) (estratégia 3) [32].

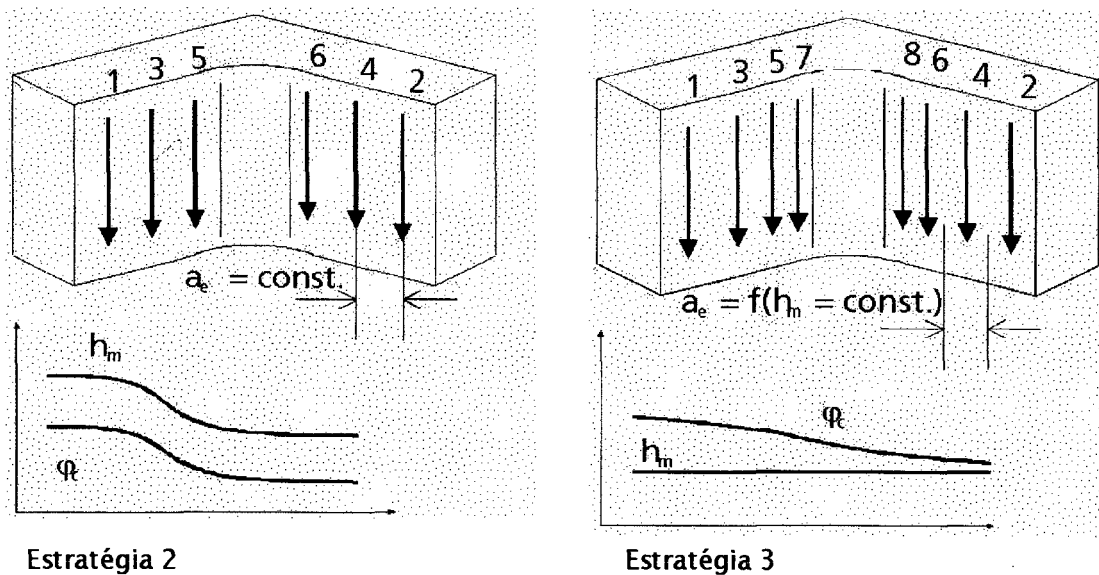


Figura 8.12. Estratégias para a usinagem de raios de contorno [32].

Quando a profundidade de corte radial ( $a_e$ ) é mantida constante, a espessura de usinagem cresce continuamente, conforme a seqüência estipulada. Quando mantém-se o ângulo de penetração no corte ( $\varphi_c$ ) constante, não existe variação da espessura de usinagem. Essas estratégias são especialmente interessantes para aços com durezas superiores à 60 HRC [146]. Todavia, são poucos os sistemas computacionais que apresentam essas estratégias como rotina.

## 8.2. Segundo Estudo de Caso: Uma Comparação Entre Fresamento e Eletroerosão

A escolha da tecnologia para uma determinada fabricação depende da análise dos requisitos tecnológicos, geométricos e econômicos, que estão diretamente relacionados com as condições organizacionais de uma empresa, tais como avaliação da hora-máquina, utilização dos recursos disponíveis e prazo de entrega.

Os tipos de equipamentos disponíveis são fatores tecnológicos limitantes dessa escolha. No caso das fresadoras a análise dos requisitos considera, por exemplo, a rotação, a potência, a aceleração, o avanço, a rigidez, etc. No caso das máquinas de eletroerosão, os fatores relevantes são, por exemplo, a potência, o raio planetário, o controle de percursos, etc. A eficiência do sistema CAD/CAM e a confiabilidade de todos os requisitos relativos ao produto, durante a seqüência de produção, são também fundamentais para a escolha da tecnologia correta. Por final, outro fator relevante é o conhecimento técnico sobre as tecnologias, tais

como, a escolha do material do molde, as estratégias e os ajustes dos parâmetros de usinagem, a conversão dos dados, etc. [1].

A seqüência de processo utilizada para a fabricação de uma peça de estudo de caso (figura 8.13), por fresamento e por eletroerosão, em dois materiais distintos (ABNT 420 e Cu-Be), exemplifica a importância de análise desses critérios.

A peça escolhida consistiu de uma cavidade cônica de base em losango, com os cantos das extremidades em raio de 2 mm. A profundidade da cavidade foi de 25 mm, com fundo plano e junções em raio de 2 mm, entre as paredes da cavidade e o fundo.

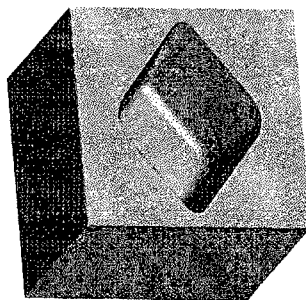


Figura 8.13. Peça do segundo estudo de caso.

Realizou-se o fresamento de desbaste da peça em aço ABNT 420 com uma fresa de diâmetro 10 mm, inteiriça de metal-duro, com micro-grãos da classe K03, com topo esférico e dois dentes, com as condições de usinagem pré-estabelecidas (tabela 8.6).

Tabela 8.6. Condições de usinagem para o desbaste da cavidade.

Diâmetro [mm]	mov. de corte	$v_c$ [m/min]	$f_z$ [mm]	$a_n$ [mm]	$a_{et}$ [mm]
10	concordante	80	0,05	0,05	0,05

Conforme recomendado por literatura [32], em cada plano, a entrada da ferramenta foi em um ângulo ( $\alpha_r$ ) de  $7^\circ$ , executando a primeira volta da espiral, de fora para dentro (figura 8.14). O tempo de usinagem desta etapa na fabricação foi de 51 minutos e deixou-se uma sobremedida de 0,5 mm.

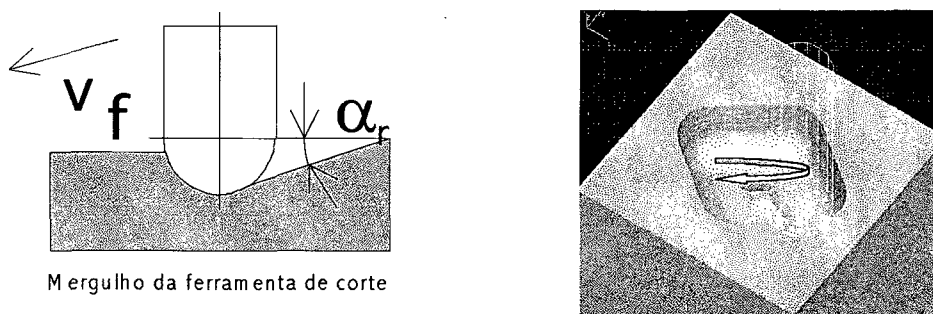


Figura 8.14. Movimento da ferramenta no desbaste.

Realizou-se o alívio dos raios de contorno com uma fresa de diâmetro 3 mm, inteiriça de metal duro, com micro-grãos da classe K03, com topo esférico e dois dentes, com as condições de usinagem pré-estabelecidas (tabela 8.7).

Tabela 8.7. Condições de usinagem para o alívio dos raios de contorno.

Diâmetro [mm]	mov. de corte	$v_c$ [m/min]	$f_z$ [mm]	$a_n$ [mm]	$a_{et}$ [mm]
3	concordante	188	0,05	0,05	0,05

Realizou-se a etapa de alívio dos raios de contorno em 1 hora e 43 minutos (figura 8.15), com estratégia espiral iniciando de dentro do raio de contorno para fora. A profundidade de rugosidade média ( $R_z$ ) medida foi de 3,5  $\mu\text{m}$ .

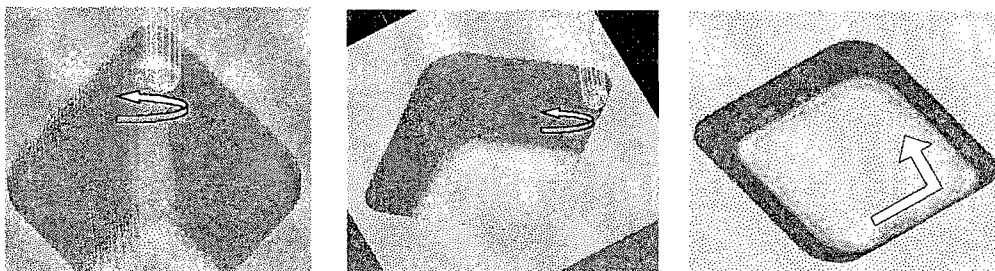


Figura 8.15. Alívio dos raios de contorno.

O pré-acabamento, seguido do acabamento das paredes, realizou-se com uma fresa de diâmetro 6 mm, inteiriça de metal-duro, com micro-grãos da classe K03, com topo esférico e dois dentes com as condições de usinagem pré-estabelecidas (tabela 8.8).

Tabela 8.8. Condições de usinagem para o pré-acabamento e acabamento das paredes.

Diâmetro [mm]	mov. de corte	$v_c$ [m/min]	$f_z$ [mm]	$a_n$ [mm]	$a_{et}$ [mm]
6	concordante	200	0,1	0,1	0,1



O pré-acabamento e o acabamento foram realizados em 4 horas e 42 minutos (figura 8.16), com estratégia espiral iniciando de dentro do raio de contorno para fora. A profundidade de rugosidade média ( $R_z$ ) medida foi de 4  $\mu\text{m}$ .

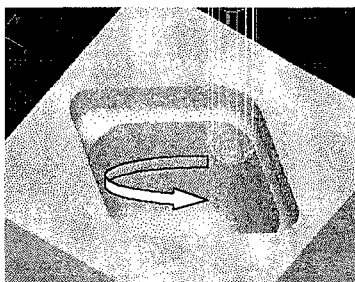


Figura 8.16. Pré-Acabamento da segunda peça.

O tempo de usinagem total para a fabricação da peça em aço ABNT 420 foi de 7 horas e 16 minutos (tabela 8.9).

Tabela 8.9. Resumo da operação de fresamento da cavidade.

Operação	Geometria	D [mm]	mov. de corte	$v_c$ [m/min]	$f_z$ [mm]	$a_n$ [mm]	$a_{et}$ [mm]	tempo
desbaste	Topo esférico	10	concordante	80	0,05	0,05	0,05	51 min
alívio de raios.	Topo esférico	3	concordante	188	0,05	0,05	0,05	1h 43 min
pre-acab e acabamento	Topo esférico	6	concordante	200	0,1	0,1	0,1	4h 42 min
<b>Total</b>								<b>7 h 16 min</b>

Para a segunda alternativa estudada, fabricação da cavidade por eletroerosão, consideraram-se somente os tempos de fabricação, tanto da própria cavidade (desbaste e acabamento), quanto do fresamento dos eletrodos em grafite. O tempo total de fabricação foi de 5 horas e 53 minutos (tabela 8.10). A profundidade de rugosidade média ( $R_z$ ) medida da peça foi de 3,5  $\mu\text{m}$ . Isso significa uma economia de 1 hora e 27 minutos em relação ao processo de fresamento.

Tabela 8.10. Fabricação da cavidade por eletroerosão.

Operação	tempo
usinagem do eletrodo para o desbaste	27 min
usinagem do eletrodo para o acabamento.	1h 13 min
desbaste da cavidade	2h 41 min
acabamento da cavidade	1h 32 min
<b>Total</b>	<b>5 h 53 min</b>

A escolha do processo é uma função da geometria da peça. Na fabricação dessa peça teste, a presença de apenas uma cavidade evidencia a opção pelo processo de eletroerosão. Todavia, considerando essa cavidade como parte de um conjunto de características de uma peça maior, pode ser que o tempo das múltiplas fixações da peça, para fresamento e para eletroerosão, sejam mais dispendiosos do que a economia de hora-máquina.

Segundo Shanaham [147], num estudo com materiais com dureza de 50 a 60 HRC, as cavidades mais propícias para o fresamento são, geralmente, rasas com a relação profundidade/largura variando de 6 a 8. Cavidades com pequenos raios de fundo de contorno, pequenas dimensões e relações profundidade/largura maiores do que 8, são recomendadas para eletroerosão. Shanaham afirma ainda que, em algumas situações, é sensato combinar as duas tecnologias, por exemplo, realizando o desbaste pelo processo de fresamento e o acabamento pelo processo de eletroerosão. Percebe-se no entanto, que esses critérios podem ser relativamente adotados, uma vez que como visto, na peça teste, não se aplicou a regra da relação profundidade/largura.

Segundo Nakagawa [148], durante os últimos 10 anos, a velocidade do processo de eletroerosão dobrou e o desenvolvimento tecnológico das máquinas HSC aumentou de forma exponencial. A tecnologia de fresamento em múltiplos eixos tem evoluído e possibilitado o fresamento de cavidades profundas.

Torna-se cada vez mais freqüente o surgimento de publicações sobre o tema [1, 147 - 150], conforme o espectro de interesse e, dentro desses aspectos, algumas tendências são relevadas para a escolha do processo.

Dessa maneira, a grosso modo, recomenda-se a opção pela operação de eletroerosão, ou uma combinação dos processos, nos seguintes casos:

- a peça requer um acabamento de eletroerosão;
- a peça é repleta de detalhes;
- a relação profundidade da peça/diâmetro da ferramenta é excessiva;
- os programadores CAM têm pouco contato com as máquinas-ferramenta e operadores no chão-de-fábrica;
- a quantidade de variação tecnológica de uma peça para outra é tal, que não ocorre a utilização de um conhecimento de produto para produto;

- o investimento em automação é tal, que tanto a fabricação de eletrodos quanto a operação de eletroerosão, são realizadas sem assistência humana;
- a peça requer tolerâncias tão pequenas e os detalhes são tão intrincados, que impossibilitam o uso de ferramentas de pequeno diâmetro, susceptíveis à deflexão;
- a seqüência de fabricação é mais simplificada.

Recomenda-se a opção pela operação de fresamento nos seguintes casos:

- a peça não requer um acabamento de eletroerosão;
- a peça tende a ser mais "aberta";
- podem-se utilizar ferramentas curtas e diâmetros maiores;
- existe uma integração entre a programação CAM e o chão-de-fábrica;
- a faixa de peças fabricadas segue uma similaridade tecnológica;
- a peça contém tolerâncias estreitas, mas contém áreas de acesso, tais que não provoquem a deflexão das ferramentas;
- a seqüência de fabricação é mais simplificada.

Outra característica fundamental para ser analisada na escolha dos processos é o conhecimento tecnológico do material da peça. A mesma peça teste foi fresada na liga de cobre (Cu-Be) com condições de usinagem mais severas, porém com as mesmas estratégias de fresamento (tabela 8.11). O tempo de usinagem foi de 1 hora e 17 minutos, ou seja, 6 horas a menos do que a operação em aço.

Tabela 8.11. Condições de usinagem para o fresamento da peça 2 em Cu-Be.

Operação	Geometria	D [mm]	mov. de corte	$v_c$ [m/min]	$f_z$ [mm]	$a_n$ [mm]	$a_{et}$ [mm]	tempo
desbaste	Topo esférico	10	concordante	120	0,05	0,1	0,1	10 min
alívio de raios.	Topo esférico	3	concordante	188	0,05	0,1	0,1	35 min
pré-acab e acabamento	Topo esférico	6	concordante	200	0,1	0,3	0,3	32 min
Total								1 h 17 min

Todavia, vale ressaltar a diferença com o processo de eletroerosão. Segundo Amorim et al. [151], a eletroerosão da liga de cobre (Cu-Be) é de 3 a 4 vezes mais lenta do que a do aço, o que representaria um tempo de fabricação pelo processo de eletroerosão de aproximadamente 10 horas para a mesma peça.



Portanto, o espectro de análise para decisão entre o processo de fresamento e eletroerosão para Cu-Be é distinto da análise para aço. Esta mesma análise está em desenvolvimento, para avaliar o comportamento do processo de eletroerosão na liga de alumínio deste estudo [152].

### 8.3. Terceiro Estudo de Caso: Avaliação do Fresamento de Uma Determinada Geometria na Liga de Cobre (Cu-Be) e Alumínio (AMP 8000)

O objetivo deste experimento foi demonstrar o potencial dos ganhos de tempo de fabricação, com o uso das ligas de cobre (Cu-Be) e de alumínio (AMP8000). Escolheu-se uma peça de geometria simples, para demonstrar a aplicação de altas velocidades de corte (HSC) (figura 8.17).

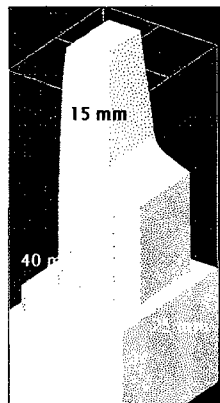


Figura 8.17. Terceira peça.

Realizou-se o desbaste com uma fresa de topo reto de diâmetro 32 mm, com insertos helicoidais intercambiáveis de metal duro da classe K10, com quatro dentes e com as condições de usinagem pré-estabelecidas (tabela 8.12).

Tabela 8.12. Condições de usinagem para o desbaste.

material	mov. de corte	$v_c$ [m/min]	$f_z$	$a_p$	$a_e$ [mm]
			[mm]	[mm]	
Cu-Be	concordante	200	0,1	3	16
AMP8000	concordante	1200	0,1	3	16

Realizou-se a etapa de desbaste da liga de alumínio em 3,5 minutos, com estratégia espiral  $2 \frac{1}{2} D$ , enquanto que o desbaste da liga de cobre foi realizado em 10 minutos. Para a operação posterior foi deixada uma sobremedida de usinagem de 0,5 mm.

Tanto o pré-acabamento quanto o acabamento, realizaram-se com uma fresa de topo esférico de diâmetro 16 mm, com insertos intercambiáveis de metal-duro da classe K10, revestidos, com dois dentes e com as condições de usinagem pré-estabelecidas (tabela 8.13).

Tabela 8.13. Condições de usinagem para o pré-acabamento e acabamento.

material	mov. de corte	$v_c$ [m/min]	$f_z$	$a_n$	$a_{et}$
			[mm]	[mm]	[mm]
Cu-Be	concordante	250	0,1	0,25	0,4
AMP8000	concordante	800	0,1	0,25	0,4

O tempo de usinagem de pré-acabamento e acabamento da liga de alumínio foi de 43 minutos, enquanto que para a liga de cobre foi de 2 horas e 20 minutos. Entre a operação de pré-acabamento e acabamento foi deixada uma sobremedida de usinagem de 0,1 mm (figura 8.18).

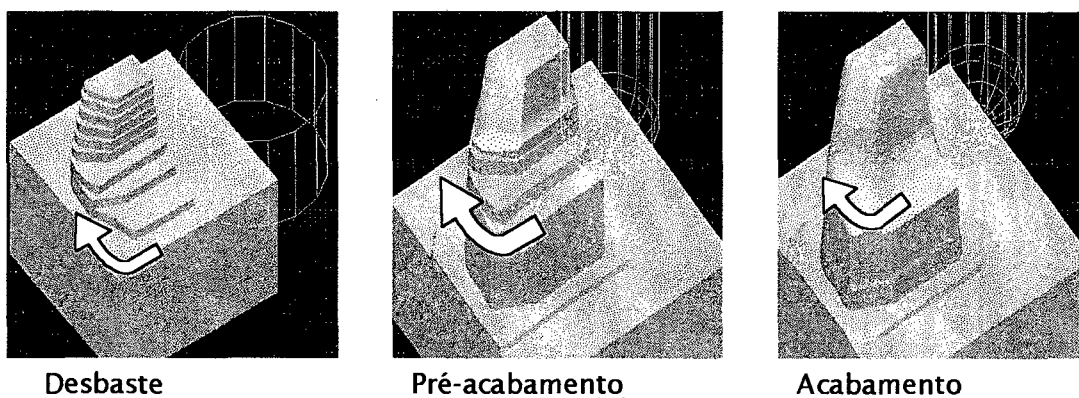


Figura 8.18. Seqüência de fabricação.

Uma característica do acabamento da liga de alumínio e de cobre desse estudo é a necessidade de utilização de fluido de corte. Diferentemente do aço temperado, os cavacos empastam na face da ferramenta e aderem na superfície usinada, prejudicando o acabamento superficial (figura 8.19).

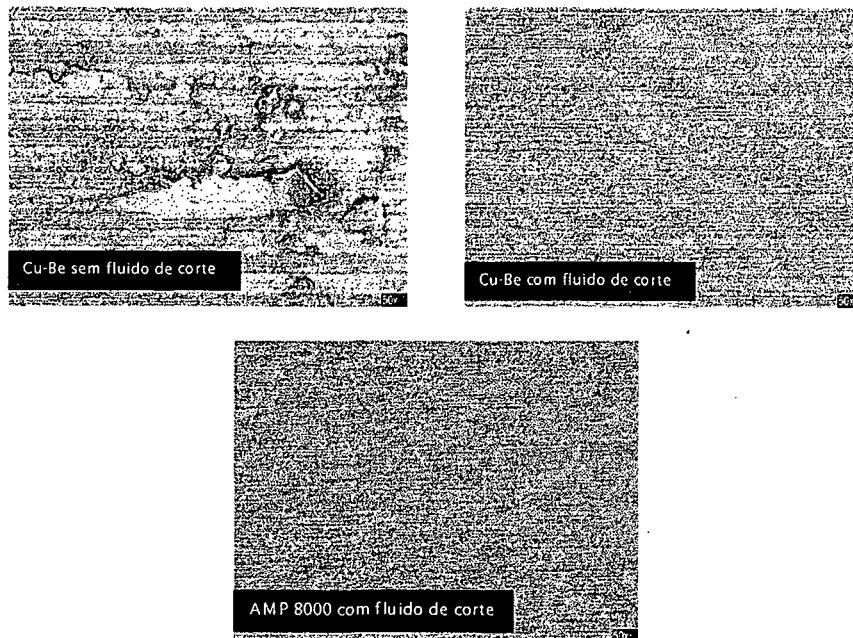


Figura 8.18. Influência na qualidade superficial com o uso de fluido de corte.

Percebe-se portanto, que deve-se ponderar a introdução de novos materiais no chão-de-fábrica, a respeito dos aspectos de fabricação. Apesar dos custos de materiais serem mais elevados, se a combinação da efetividade de projeto com as características de usinabilidade do material forem vantajosas, justifica-se o maior investimento inicial, como no caso da liga de cobre (Cu-Be).

## CAPÍTULO 9

### CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA NOVOS TRABALHOS

O objetivo principal desse trabalho foi identificar características relevantes de usinabilidade aplicadas ao processo de fresamento de superfícies de forma livre em materiais utilizados nas cavidades de ferramentas de moldagem de plásticos.

Determinou-se o espectro dos materiais escolhidos para esse estudo, em função da aplicação específica do molde. Para moldes de média e alta produção, escolheu-se um aço inoxidável martensítico (ABNT 420), tipicamente utilizado, e estudou-se a possibilidade de usinagem no estado temperado, desde a etapa de desbaste até o acabamento.

Para moldes de pequena produção ( $\leq 100.000$  ciclos), enfatizou-se a escolha de um material para substituição das ligas de aço convencionalmente aplicadas. Desse modo, foi escolhida a liga de alumínio (AMP8000), de alta resistência mecânica, com crescente aplicação no chão-de-fábrica. Abordou-se também a usinagem da liga de cobre de alta resistência (Cu-Be), utilizada, principalmente, em regiões com necessidade de elevadas condutividades térmicas.

Para a correta aplicação dos conhecimentos nos materiais de estudo, anteriormente, analisaram-se as características de processo para a etapa de desbaste em 2 ½ eixos e para a etapa de acabamento em 3 eixos.

Para a etapa de desbaste analisaram-se as seguintes relações:

- análise das características geométricas de contato ferramenta/peça em 2 ½ eixos;
- análise das relações dos parâmetros de corte para a otimização da taxa de remoção de material (Q) e da potência de corte ( $P_c$ );
- análise das influências dos parâmetros de corte, bem como das condições de contato sobre a vida da ferramenta;
- análise das características de formação de cavaco para a fresa de geometria helicoidal.

Para a etapa de acabamento analisaram-se as seguintes relações:

- análise das características geométricas de contato ferramenta/peça em 3 eixos;
- análise dos parâmetros de corte para otimização do acabamento superficial e a diminuição do desvio de forma;
- análise das características de rigidez do processo com o aumento da rotação.

A partir de então, estudou-se separadamente a usinabilidade dos três materiais, com enfoques distintos, conforme a necessidade de aplicação. Associou-se a pesquisa no aço temperado à compreensão do processo e à identificação de materiais e de geometrias de ferramentas para desbaste e acabamento. Já os estudos da usinabilidade das ligas de cobre (Cu-Be) e de alumínio (AMP8000) objetivaram o aumento do rendimento da usinagem, com a possibilidade de aplicação de parâmetros de corte elevados.

A respeito do fresamento do aço inoxidável martensítico pôde-se concluir que:

- recomenda-se para o aço ABNT 420 o uso de metal-duro da classe K03 com micro-grãos. Quanto mais fino o tamanho de grão, maior a tenacidade e resistência ao desgaste do gume;
- o alto desempenho das ferramentas de metal-duro, associado ao baixo custo, justificam a não utilização das ferramentas de CBN em 3 eixos. Todavia, as ferramentas de CBN de alta pureza e chanfro de  $20,5^\circ$  apresentaram um alto desempenho;
- para o desbaste do aço ABNT 420, recomenda-se o uso de ferramentas de topo reto, multi-cortantes (6 dentes), com ângulo de hélice ( $\lambda$ ) elevado ( $17^\circ$ ), de modo que ocorra a sobreposição dos gumes, diminuindo o gradiente de esforços ao longo do corte e com canais rasos, aumentando a estabilidade da ferramenta de corte;
- o fresamento de cavidades de moldes de aço ABNT 420 realiza-se, necessariamente, em sentido concordante, sem fluido de corte;
- a programação das estratégias de usinagem deve considerar inicialmente a redução dos raios de contornos e equiparação dos volumes resultantes das sobremedidas de usinagem. Uma vez realizadas, é possível a utilização de altas velocidades de corte.

Para novos trabalhos na área de pesquisa de usinabilidade de materiais temperados, pode-se sugerir os seguintes tópicos:

- análise metalúrgica dos materiais com dureza de 50 a 63 HRC e sua influência sobre a usinabilidade do material para auxiliar na etapa de projeto do molde;

- análise dos materiais de ferramentas para o fresamento de materiais com dureza de 50 a 63 HRC;
- desenvolvimento de estratégias CAM dedicadas para o fresamento de aços temperados.

A respeito do fresamento da liga de cobre (Cu-Be), pôde-se concluir que:

- o espectro de ferramentas utilizadas pode ser o mesmo das empregadas para o aço ABNT 420 e os parâmetros de corte, os mesmos aplicados para aços nessa faixa de dureza (40 HRC);
- deve-se realizar o acabamento com fluido de corte para evitar os inconvenientes do retorno de cavaco para a superfície usinada.

Para novos trabalhos na área de pesquisa de usinabilidade das ligas de cobre aplicadas para as cavidades, pode-se sugerir os seguintes tópicos:

- definição do espectro de ferramentas e geometrias para a usinagem das outras ligas de cobre também aplicadas a cavidades de moldes, tais como, AMPCO21, AMPCO840, AMPCO86;
- estudar a influência da utilização de fluido de corte em outras ligas;
- estudar a possibilidade de minimização de fluido de corte na liga de cobre (Cu-Be), para o operação de acabamento.

A respeito do fresamento da liga de alumínio (AMP8000), pôde-se concluir que:

- recomenda-se o uso de ferramentas de metal duro polidas. Devido à elevada rugosidade oriunda do processo de revestimento PVD, o cavaco de alumínio adere na superfície da ferramenta de corte e tende a provocar, principalmente, uma formação que dificulta a retirada de material da zona de corte;
- sempre que possível, recomenda-se o uso de refrigeração interna, para facilitar o escoamento de cavaco da região de corte e dos canais da ferramenta;
- deve-se realizar o acabamento com fluido de corte para evitar os inconvenientes do retorno de cavaco para a superfície usinada.

Para novos trabalhos na área de pesquisa de usinabilidade das ligas de alumínio aplicadas para as cavidades, pode-se sugerir os seguintes tópicos:

- estudo de condições limítrofes de velocidades de corte e avanço;
- estudar a possibilidade de minimização de fluido de corte na liga de alumínio (AMP8000).

Conclui-se também que a escolha entre os processos de usinagem eletroerosão e fresamento, está diretamente relacionada com a geometria e o material da cavidade do molde. No caso da liga de cobre (Cu-Be) a escolha do processo é uma função direta do material da cavidade do molde, ou seja, sempre que possível, deve-se optar pelo fresamento. No caso do aço, a escolha do processo é uma função direta da geometria da peça. Sobre a liga de alumínio, até o presente momento, não existem fatores comparativos de processo.

Com efeito, esse trabalho condensou e desenvolveu conhecimentos necessários para o processo de fresamento de topo de cavidades de forma livre. Desse modo, desenvolveram-se tanto as informações de cunho científico quanto a aplicação tecnológica para o uso industrial desta tecnologia, principalmente, no Parque Industrial brasileiro.

Portanto, conforme proposta do exame de qualificação do Curso de Doutorado em Engenharia Mecânica-UFSC [153], cumpriram-se as etapas determinadas no cronograma da segunda fase do Projeto.

## CAPÍTULO 10

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] KLOCKE, F.: *The Process Sequence in Tool- and Diemaking*. VDI Berichte Nr. 1405, 1998.
- [2] EVERSHEIM, W., u.a.: *Organisation in der Produktionstechnik, Band 1: Grundlagen*. VDI-Verlag Düsseldorf, 1997.
- [3] TÖNSHOFF, H. K.; MEYERHOFF, M.: *Werkzeug- und Formenbau im Internationalem Vergleich*. Blech Rohre Profile 43 (1996) 9, pg. 424-428.
- [4] TÖNSHOFF, H. K.: *Technologie des Werkzeug- und Formenbau im Internationalem Vergleich*. Tagungsband 15. Umformtech. Kolloq., Hannover, 1996.
- [5] FALLBÖHMER P.; ALTAN, T.; TÖNSHOFF, H. K.; NAKAGAWA, T.: *Survey of the Die and Mold Industry*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 59 (1996), pg. 158-168.
- [6] GOMES J. O.; VALLEJOS, R. V.: *Pesquisa com Ferramenteiros da Associação de Ferramentarias da Região de Caxias do Sul*. Relatório Interno do IPT, junho de 2000.
- [7] WEINGAERTNER, W. L.; GOMES J. O.; VALLEJOS, R. V.: *Uma Reflexão Sobre as Matrizarias Nacionais*. Revista Plástico Industrial, pg. 71-78, novembro de 1998.
- [8] ERSTILING, A.: *Aluminiumspritzgusswerkzeuge verkürzen die Produktzyklen in der Automobilindustrie*. Der Stahlformenbauer, pg. 102-108, janeiro de 2000.
- [9] ALTAN, T.; LILLY, B. W.; KRUTH, J. P.; KÖNIG, W.; TÖNSHOFF, H. K.; van LUTTERVELT, KHAIRI, A. B.: *Advanced Techniques for Dies and Mold Manufacturing*. Annals of the CIRP, 42 (2), pg. 707-715, 1993.
- [10] LIMA, A. M. A.; RODRIGUES NETO, V. A.: *Projeto e Fabricação de Moldes para a Injeção de Plásticos*. Máquinas e Metais, pg. 96-101, agosto de 1994.
- [11] GOMES, J. O.; BERGS, T; KNOTT, S.: *Immer Schneller im Harten. Trends und Perspektiven für das Hartfräsen im Werkzeug- und Formenbau*. Form + Werkzeug, pg. 26-29, novembro de 2000.



- [12] FRIEDHOFF, J.: *Prozessoptimierung beim HSC-Hartfräsen*. Werkstatt und Betrieb, ed. 133, pg. 72-74, maio de 2000.
- [13] SCHULZ, H. *High Speed Machining*. Seminário de Usinagem com Altíssima Velocidade de Corte: Fresamento, Torneamento, Furação. Universidade Metodista de Piracicaba (UNIMEP), outubro de 1996.
- [14] GAGGERO, L. *Italian Developments in Moulds and Die Milling Machining* European Machining, pg. 40-45, spring, 1997.
- [15] *Mold Materials for the Plastics Industry*. Catálogo da Thyssen Copper and Brass Sales, 2000.
- [16] MENGES, G.; MOHREN, P.: *How To Make Injections Moulds*. 2 ed. Munich, Germany. Ed. Carl Hanser Verlag, 1993.
- [17] ERSTILING, A.: *Einsatz von Aluminium im Großwerkzeugbau*. Der Stahlformenbauer, impresso de abril de 1998.
- [18] *Die and Mould Making*. Application Guide, Sandvik-Coromant, 1999.
- [19] ENGELMANN, P.; DEALEY, B.: Maximizing Performance Using Copper Alloys. Modern Plastics, pg.39-42, fevereiro de 2000.
- [20] *Copper and Alloys*. Catálogo da Thyssen Copper and Brass Sales, 2000.
- [21] *Machining Beryllium Metal*. Brush Wellman Inc., novembro de 1982.
- [22] *Communicating Beryllium Health Risks Training Materials*. Arquivo extraído da Internet: [http://www.beryllium.com/beryllium/beryllium.html](#), agosto de 2000.
- [23] GRÜENER, J. *For First Time in 40 Years National Jewish Report Chronic Beryllium Disease Caused by Extremely Low Levels of Exposure*. Arquivo extraído da Internet: [http://www.beryllium.com/beryllium/beryllium.html](#), agosto de 2000.
- [24] *Technical Drinking Water and Health Contaminant Specific Fact Sheets*. United States Environmental Protection Agency. Arquivo extraído da Internet: [http://www.epa.gov/owow/water/dwts/factsheets/](#), agosto de 2000.
- [25] *Defense Programs Beryllium Good Practice Guide*. United States Environment Protection Agency. 1993. (Review Draft) EPA/600/8-84/026B. Environmental Criteria and Assessment Office, Office of Health

- and Environmental Assessment, Office of Research and Development, Research Triangle Park, NC. 1986.
- [26] EISENBRAND, G; METZLER, M.: *Toxikologie für Chemiker*. Georg Thieme Verlag, Stuttgart, 1994.
- [27] *Beryllium und Sauerstoff*. Guidelines Handbuch der Anorganischen Chemie. 8. Ed., pg. 82-86, Nr. 26. Verlag Chemie GmbH, Berlin, 1930.
- [28] VANDRESEN, M.: *Fresamento de Cavidades Auxiliado Por Computador*. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, Área de Fabricação, UFSC, Florianópolis, 1997.
- [29] KOIKE, T.: *Integração do Projeto e da Fabricação de Moldes para Injeção de Plásticos com Auxílio de Tecnologias CAD/CAE/CAM*. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, Área de Fabricação, UFSC, Florianópolis, 1995.
- [30] FALLBÖHMER, P.: *Advanced Cutting Tools for the Finishing of Dies and Molds*. VDI-Verlag GmbH, ISBN 3-18-349802-2, Düsseldorf 1998.
- [31] AHRENS, C. H.: *Características Desejáveis Para a Implantação e o Emprego de sistema CAE/CAD/CAM no Setor de Moldes de Injeção de Plásticos*. Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica, Área de Fabricação, UFSC, Florianópolis, 1994.
- [32] BIEKER, R.: *NC-Fräsen von Stahlhohlformen*. VDI-Verlag GmbH, ISBN 3-18-401190-9, Düsseldorf 1991.
- [33] DÜRR, H.; PILZ, R., ELYASIR, N.S. *Senkerodierelektroden aus Metallpulver selektiv Lasergesintert*. AGT-Verlag, Ludwigsburg, 10-11/97.
- [34] SCHÜTZER, K; de SOUZA, F. *Introdução do Processo HSC na Indústria Brasileira*. Máquinas e Metais, pg. 32-45, dezembro de 1999.
- [35] FINZER, T. *High Speed Machining in Die and Mold Manufacturing*. Seminário de Usinagem com Altíssima Velocidade de Corte e Alta Precisão. Universidade Metodista de Piracicaba, julho de 1997.
- [36] KÖNIG, W.; KLOCKE, F.; KÖNIG, M. *Hochleistungszerspannung von Graphit*. Produktion und Management 85, pg. 503-509, Springer Verlag, 1995.
- [37] RONDE V. *Untersuchung von Systemen zum Spannen von Zylinderschaftwerkzeugen unter Besonderer Berücksichtigung Ihrer Eignung für die Hochgeschwindigkeitsbearbeitung*. Dissertation, PTW TH, Darmstadt, 1994.

- [38] KIRSCHNIK, M. G. *Comando Numérico para Aplicação CNC*. Seminário de Usinagem com Altíssima Velocidade de Corte e Alta Precisão. Universidade Metodista de Piracicaba, julho de 1997.
- [39] SCHULZ, H. *State of the Art and Trends of High Speed Machining*. Seminário de Usinagem com Altíssima Velocidade de Corte e Alta Precisão. Universidade Metodista de Piracicaba, julho de 1997.
- [40] BEARD, T. *Making Machines Move Faster*. Modern Machine Shop, pg. 72-81, agosto de 1997.
- [41] FINZER, T. *HSC-Gerechte Vorschlichtbearbeitung Vortragsband* Darmstadt Erfahrungsforum Werkzeug- und Formenbau, dezembro de 1996.
- [42] WALZ, T. *Utilização de Motores Lineares em Máquinas-ferramentas*. Seminário de Usinagem com Altíssima Velocidade de Corte: Fresamento, Torneamento, Furação. Universidade Metodista de Piracicaba (UNIMEP), outubro de 1996.
- [43] STEMMER, C. E. *Ferramentas de Corte II*. Editora da UFSC, 1ª Edição, 1992.
- [44] ENSELMANN, A. *HSC-Hartfräsen von Formen und Gesenken*. Schriftenreihe des ISF, Vulkan Verlag, ISBN 3-8027-8703-X, Essen, 1999.
- [45] GUNTERMANN, G. *Strategien für das Hochgeschwindigkeitsfräsen von Freiformflächen in vergüteten Werkzeugstählen*. Wirtschaftliche Spanenden Fertigung mit neuen Werkzeugen und Verfahren. Dortmund, 26 e 27 de outubro de 1999.
- [46] CAMACHO, J. H. *Frästechnologie für Funktionsflächen im Formenbau*. VDI-Verlag GmbH, ISBN 3-18-142602-4, Düsseldorf, 1991.
- [47] HOSOI, T.; HOSHI, T. *Cutting Actions of Ball End Mill with a Spiral Edge*. Annals of the CIRP, pg. 49-53, 25, 1977.
- [48] REHSTEINER, F. *Koordinierung des Vorschubs bei Fräsmaschinen zum optimalen Zerspanen*. Maschinenmarkt 896, pg. 653-656, 1980.
- [49] REHSTEINER, F. *Moderne Frästechnologie im Formenbau*. Ind- Anz., pg. 27-31, 1986.
- [50] SCHULZ, H. High Speed Milling of Dies and Moulds. Annals of the CIRP, 29/1, 19-21, 1995.
- [51] HILBERT, H. I. *Das Kopierfräsen im Großwerkzeugbau*. Werkstatt und Betrieb, pg. 391-397, 99 (1966) 6.
- [52] CAMACHO, J. H. *NC-Kopierfräsen zum Bearbeiten komplexer Formen*. Ind. Anz. pg. 62-64, 107 (1985) 68.

- [53] PRITSCHOW, G.; VIEFHAUS, R. *Mehrachsiges NC-Fräsen von Blechunformwerkzeugen*. Z.ind.Fertig. pg. 619-623, 76(1986)10.
- [54] CAMACHO, J. H.; BECKER, M. *Ansätze zur Senkung der Fertigungszeit bei der Hohlformbearbeitung*. HFF-Bericht Nr. 11, 1990.
- [55] MATHEW, P.; OXLEY, P. L. B. *Predicting the Effects of Very High Cutting Speeds*. Annals of the CIRP, pg. 49-52, 31 (1982).
- [56] GEHLSDORF, W.; LORENZ, W. *Praktische Erfahrungen bei der Programmierung und Fertigung von Schmiedegravuren*. Fertigungstechnik und Betrieb, pg. 223-225, 35 (1985) 4.
- [57] ALTMÜLLER, S. *Fünf-Achs-Fräsen von Freiformflächen aus Titan*. Dissertation, RWTH-Aachen, dezembro de 2000.
- [58] SAHM, D. *The Technologies of High Speed Machining*. Seminário de Usinagem com Altíssima Velocidade de Corte e Alta Precisão. Universidade Metodista de Piracicaba (UNIMEP), julho de 1997.
- [59] KÖNIG, M. *Hochleistungsfräsen im Formembau, Teil 1*. Special Tooling, pg. 22-28, 03/1992.
- [60] KÖNIG, W., WITTE L. *Specific Cutting Force Data for Metal Cutting*. Verlag Stahleisen GmbH., Düsseldorf, Deutschland, 1982.
- [61] KIENZLE, O. *Bestimmung von Kräften und Leistungen an Spanenden Werkzeugen und Werkzeugmaschinen*. Verein Deutsche Ingenieure 94, pg. 299-305, 1952.
- [62] KRONENBERG, M. *Machining Science and Application*. Pergamon Press. Oxford, 1966.
- [63] WITTE, L. *Spezifische Zerspankräfte beim Drehen und Bohren*. Dissertation, Aachen, dezembro de 1980.
- [64] WERTHEIM, R.; SATRAN, A. *New Cutting Tool Geometries for Shank. Face and Corner Mills*. Proceedings CIRP/VDI Seminar: Developments in Technologies, pg. 85-101. Düsseldorf, setembro de 1993.
- [65] BOOGERT, M.; KALS, H. J. J.; van HOUTEN F. J. A. M. *Tools Paths and Cutting Technologies in Computer-Aided Process Planning*. Int. Journal. Adv. Manufacturing. Technology, 11, pg. 186-197, Londres, 1996.
- [66] WERTHEIM, R.; SAHAN, A.; BER, A. *Modificações da Geometria da Aresta de corte e Formação do Cavaco no Fresamento*. Máquinas e Metais, junho de 1996.

- [67] KÖLLING, D. *Prozessoptimierung und Leistungssteigerung Beim Schaftfräsen*. Dissertation, RWTH-Aachen, 1986.
- [68] ISAKOV R. *The Mathematics of Machining*. American Machinist, pg. 37-39, agosto de 1996.
- [69] KRONENBERG, M. *Grundzüge der Zerspanungslehre*. Band 1-3, Springer Verlag, Berlin, 1963.
- [70] DAUM, M. *Optimierung der Fräsbearbeitung von dünnen Stegen aus Aluminium*. Diplomarbeit, RWTH-Aachen, outubro de 1984.
- [71] CHIANG, S.; TSAI C.; LEE, A. *Analysis of Cutting Forces in Ball-end Milling*. Journal of Materials Processing Technology, Elsevier, pg. 231-249, 47 (1995).
- [72] LÖFFLER, R. *Belastungs- und Beanspruchungsanalyse bei der Fräsbearbeitung von legiertem Grauguß mit Toruswerkzeugen*. Dissertation, RWTH-Aachen, maio de 1996.
- [73] SCHMITT, T.; FINZER, T.; GEIST, J. *High Speed Machining of Dies and Moulds*. European Machining, pg. 30-33, maio de 1997.
- [74] ZANDER, M. *Potentiale beim Mehrachsen-Fräsen mit Toruswerkzeugen im Formenbau*. Dissertation, RWTH-Aachen, junho de 1995.
- [75] KÖNIG, W.; WEINGAERTNER, W., L. *Tornear, Fresar e Furar*. Apostila da Disciplina Tecnologia de Fabricação, 410 páginas, UFSC, 1996.
- [76] STEMMER, C. E. *Ferramentas de Corte*. 2. Ed. Editora UFSC, 1989.
- [77] FERRARESI, D. *Fundamentos da Usinagem dos Materiais*. Editora Edgard Blucher, 751 páginas, 1977.
- [78] BONG, A. *Schrupfräsen vergüteter Warmarbeitsstähle optimieren*. Ind-Anz., pg. 28-30, 111 (1989).
- [79] DINIZ, A. D.; CALDEIRANI, J. *Influence of the Relative Positions of Tools and Workpiece on Tool Life, Tool Wear and Surface Finish in the Face Milling Process*. Wear, Elsevier, pg. 67-75, 232 (1999).
- [80] DAMMER, L.; GRAB, P. *Austrittsbedingungen beim Stirnfräsen – Ursache für Schneidenausbrüche*. Ind.-Anz., pg.21-24, 103 (1981).
- [81] HOSHI, T.; OKUSHIMA, H. *Optimum Diameter and Position of a Fly Cutter for Milling Steel at Lights Cuts*. ASME, vol. 87, pg. 442-446, novembro de 1965.
- [82] PEKELHARING, A. *Unterbrochener Schnitt mit spröden Werkzeugen*. Technische Rundschau, pg. 25-26, 71 (1979).

- [83] SCHACHER, H. D. *Herstellung vom Schmiede- und Preßwerkzeugen*. VDI Berichte, n. 159, pg. 47-53, 1970.
- [84] *NC Handbook*. CIMATROM vers. 10.0, 1999.
- [85] EVERSHEIM, W.; KLOCKE, F. *Werkzeugbau mit Zukunft – Strategie und Technologie*. Springer Verlag, ISBN 3-540-62651-4, setembro de 1997.
- [86] SIEBEL, H. *Untersuchungen über das Stirnfräsen mit Hartmetall* Dissertation, RWTH-Aachen, 1958.
- [87] WERTHEIN, R.; SAHAN, A. *New Cutting Tool Geometries for Shunk. Face and Corner Mills*. Proceedings CIRP/VDI Seminar: Developments in Technologies. pg. 85-101. Düsseldorf, setembro de 1993.
- [88] BROOMHEAD, M. *Generating NC Data at the Machine Tool for the Manufacture of Free-form Surfaces*. Int. J. Prod. Res., pg. 1-14, 24 (1) 1986.
- [89] LONEY, G. C.; OZSOY, T. M. *NC Machining of Free Form Surfaces*. Computer Aided Design, pg. 85-90, 19 (2) (1987).
- [90] DING, Q.; DAVIS, J. B. *Surface Engineering Geometry for Computer Aided Design and Manufacture*. Ellis Horwood, Chischester, UK, 1987.
- [91] FAUX, I. D.; PRATT, M. *Computational Geometry for Computer Aided Design and Manufacture*. Halsted (Wiley), New York, 1979.
- [92] *Technology Trends*. Americam Mach. 138 (1994) 16.
- [93] TSAO, C.; CHEN, W. *Effects of Cutting Parameters on the Scallop Size During Milling Process*. Materials Processing Technology, pg. 208-213, 72 (1997).
- [94] WARKENTIM, A.; BEDI, F.; ISMAIL, F. *Five-axis Milling of Spherical Surfaces*. ASME, J. Eng. Ind., pg. 253-259, 116 (1994).
- [95] KÖNIG, W.; EVERSHEIM, W.; BIEKER, R.; COBANOGU, M. *Fräsen von Schmiedegesesenken*. Relatório interno do IPT-FhG, 1988.
- [96] KOREN, Y. *Interpolator for a Computer Numerical Control System*. IEEE, pg. 32-37, C25 (1) (1976).
- [97] BEDI, S.; AIL, I.; QUAN, N. *Advanced Interpolation Techniques for NC Machines*. ASME, J. Eng. Ind., pg. 329-336, 15 (1993).

- [98] TSAI, C. *The Development of On-line Measurement System for Micro-computer Aided Roundness Error*. Msc. NTU-Londres, 1986.
- [99] KÖNIG, W.; LOWIN, R.; STEFFENS, K.; HANN, V. *Aspekte zur Technologie der Hochgeschwindigkeitszerspannung*. Ind. Anz., pg. 16-19, 103 (1981).
- [100] LIU, F. *CAD/CAM Strategie für die Hochgeschwindigkeitsbearbeitung*. Dissertation, TH-Darmstadt, 1989.
- [101] MATTHIAS, E. *The Optimal Distribution of Intelligence at CAD/CAM/CNC*. 19<sup>th</sup> CIRP International Seminar on manufacturing Systems, Penn State, 1987.
- [102] SCHRÖDER, K. H. *Ursachen der Fertigungsgenauigkeit und deren Auswirkungen beim Schaftfräsen*. Dissertation, RWTH-Aachen, 1974.
- [103] TÖNSHOFF, H.; CAMACHO, H.; GEHRING, V. *Hohlformbearbeitung durch Drei- und Fünfachsenfräsen*. VDI-Z, pg. 77-81, 131 (1989).
- [104] TÖNSHOFF, H.; PATZKE, M. *Zerspanbarkeit von Stahl bei hohen Schnittgeschwindigkeiten*. Werkstatt und Betrieb, pg. 299-302, 120 (1987) 4.
- [105] KOEPFER, C. *Tool System Considerations for High Speed Machining*. Modern Machine Shop, pg 84-89, agosto de 1997.
- [106] LAU, T. *Optimization of milling Conditions*. PhD Thesis. University of Manchester, 1987.
- [107] BERND, H. *Hochgeschwindigkeits-Schlichtfräsen von Spritzgieß- und Tiefziehwerkzeugen*. Diplomarbeit, RWTH-Aachen, 1999.
- [108] WERNER, K. *Analyse der werkzeugverbiegung bei der Bearbeitung mit Toruswerkzeugen*. Studienarbeit, RWTH-Aachen, 1995.
- [109] WEGST, C. W. *Stahlschlüssel 1989*. 15 ed. Verlag Stahlschlüssel WEGST GmbH, ISBN 3-922599-07-9.
- [110] Oscilação. Arquivo extraído da Internet em agosto de 2000
- [111] *STAVAX ESU Rostbeständiger Formenstahl für Kunststoffverarbeitung*. Catálogo da Uddeholm, 2000.
- [112] PADILHA, A. F.; GUEDES, L. C. *Aços Inoxidáveis Austeníticos, Microestrutura e Propriedades*. 1. ed. editora Hemus, 170 páginas, 1994.
- [113] *VILLARES-Aços Inoxidáveis*. Aços Villares S.A. 50 páginas, 1991.

- [114] ZABALA, A. I. *Aceros Inoxidables y Aceros Resistentes al Calor*. 1. ed. Editorial Limusa, 410 páginas, México, 1981.
- [115] CHIAVERINI, V. *Aços e Ferros Fundidos*. 4. ed. Associação Brasileira de Metais, 504 páginas, 1977.
- [116] BERNARDINI, P. *Fundamentos dos Materiais*. UFSC-Labmat, 125 páginas, Florianópolis, 1995.
- [117] GULIAEV, A. P. *Metaiografia, Tomo 1*. Ed. Mir Moscú. 1. ed. 361 páginas, Moscou, 1978.
- [118] *MOLDMAX Hochfeste Kupfer-Legierung für den Formenbau*. Catálogo da Uddeholm, 2000.
- [119] About Beryllium. Arquivo extraído da internet em setembro de 1999.
- [120] ALIMEX Aluminium Saw-Cut and High Tensile Strength Special Plates for the Mould Making and Mechanical Engineering Industries. Arquivo extraídos da Internet em janeiro de 2000.
- [121] DEWES, R. C.; ASPINWALL, D. K.; DIPPLE, S. J.; SCHOEN, S.; THIELLMANN, G. *Tool Wear and Surface Integrity Observations During the High Speed Milling of Hardened Die Steel* International Conference and Exhibition on Design and Production of Dies and Molds, pg. 131-137, 1997.
- [122] BOEHNER, J.; DUMITRESCU, M.; ELBELSTAWI, M. A.; EL-WARDANY, T. I.; CHEN, L. *Effect of Carbide Tool Grades and Cutting Edge Geometry on Tool Life During High Speed Machining of Hardened Steel*. 2<sup>nd</sup> International German and French Conference – High Speed Machining, pg. 37-47, Darmstadt, 1999.
- [123] FALLBÖHNER, P.; RODRIGUEZ, C. A.; ÖZEL, T.; ALTAN, T. *High Speed Machining of Cast Iron and Alloy Steels for Die and Mold Manufacturing*. Journal of Materials Processing Technology, pg. 104-115, 98 (2000).
- [124] KÖNIG, W. KÖNIG, M. *CBN Erfolgreich Eingesetzt – NC Fräsbearbeitung von vergüteten Schmiedegesenken*. Industrie-Anzeiger, vol. 37, pg. 28-30, 1991.
- [125] NAKAGAWA, T.; ILKEDA, T.; MATSUOKA, T. *High Speed Milling of Steel and Tool Life*. 8<sup>th</sup> International Conference of Tool, Die and Mold Industry, Barcelona, 1995.
- [126] RIGBY, P. *High Speed Milling in the Mold and Die Industry*. Proceedings of the Diamond and CBN Ultrahard Materials Symposium, pg. 177-188, Windsor, Ontario, 1993.



- [127] URBANSKI, J. P.; KOSHI, P.; DEWES, R. C.; ASPINWALL, D. K. *High Speed Machining of Moulds and Dies for Net Shape Manufacture*. Materials and Design, pg. 395-402, 21 (2000).
- [128] DEWES, R. C.; ASPINWALL, D. K. The Use of High Speed Machining for the Manufacture of Hardened Steel Dies. Transactions of the North American Manufacturing Research Institution of SME. ISBN 0872634752, pg. 21-26, 1996.
- [129] SCHERER, J. Hochgeschwindigkeitfräsen von Aluminiumlegierungen. Dissertation, TH-Darmstadt, 1984.
- [130] WEINGAERTNER, W. L.; SCHROETER, R. B. *Tecnologia de Usinagem do Alumínio e suas Ligas*. 1. ed. Alcan Alumínio do Brasil, 80 páginas, São Paulo, 1990.
- [131] SCHUITEK, A. J. *Usinabilidade de Ligas de Alumínio Tratáveis Termicamente*. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, Área de Fabricação, UFSC, Florianópolis, 1997.
- [132] D'ERRICO, G. E.; GUGLIELMI, E.; RUTELLI, G. *A Study of Coatings for End Mills in High Speed Metal Cutting*. Materials Processing Technology, pg. 251-256, 92-93 (1999).
- [133] D'ERRICO, G. E.; GUGLIELMI, E.; RUTELLI, G. *Advances in Surface Engineering*. Vol. 3, The Royal Society of Chemistry, Cambridge, 179 páginas, 1997.
- [134] WEINGAERTNER, W. L.; FONTANA, L; GOMES, J. O. *Análise da Deposição Reativa de Filmes de TiN pelo Processo PVD Magnetron Sputtering*. XIII Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica (COBEM), Belo Horizonte, dezembro de 1995.
- [135] *Katalog Fräsen*. Arquivo extraído da Internet em janeiro de 2000.
- [136] *DEPO Werkzeuge*. Arquivo extraído da Internet em janeiro de 2000.
- [137] *POKOLM Werkzeuge*. Arquivo extraído da Internet em janeiro de 2000.
- [138] Carbide Depot. Sumitomo, arquivo extraído da Internet em janeiro de 2000.
- [139] VALLE, P. D. *Avaliação da Influência da Minimização e Eliminação do Fluido de Corte no Processo de Fresamento de Topo Reto*. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, Área de Fabricação, UFSC, Florianópolis, fevereiro de 2001.
- [140] SCHROETER, R. B.; TEIXEIRA, C. R.; VALLE, P. D. *Minimização de Fluido de Corte no Processo de Fresamento*. Congresso Nacional de Engenharia Mecânica (CONEM), 2000.

## ANEXO I

### MÁQUINAS E EQUIPAMENTOS

#### 1. MÁQUINA-FERRAMENTA

##### 1.1. Fresadora 3 eixos

- Fabricante: MIKROMAT (figura 1.1)
- Modelo: 8V – HSC
- Curso máximo de deslocamento das guias
  - X – 1200 mm
  - Y – 1000 mm
  - Z – 600 mm
- Rotação máxima: 24000 rpm
- Potência máxima: 27 kW
- Comando: ANDRONIC
- Mesa horizontal
- Velocidade máxima de deslocamento de cada eixo: 24 m/min
- Aceleração máxima: 4 m/s<sup>2</sup>
- Precisão de posicionamento: ( $P_a/2$ ): 0,001 mm

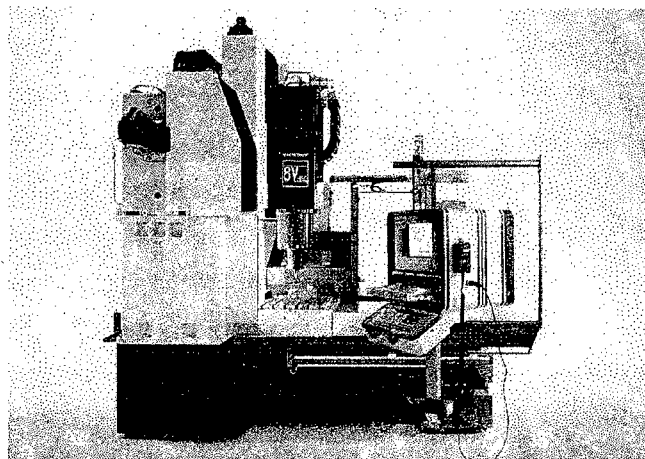


Figura I.1 Máquina fresadora Mikromat 8V- HSC

##### 1.2. Fresadora 5 eixos

- Fabricante: HELLER (figura I.2)

- Modelo: MC 25
- Curso máximo de deslocamento das guias
  - X – 800 mm
  - Y – 800 mm
  - Z – 800 mm
- Rotação máxima do eixo árvore: 16000 rpm
- Rotação máxima do eixo A: 40 rpm
- Rotação máxima do eixo B: 40 rpm
- Potência máxima: 30 kW
- Comando: SIEMENS 840 D
- Mesa horizontal
- Velocidade máxima de deslocamento dos eixos X, Y e Z: 60 m/min
- Aceleração máxima dos eixos X, Y e Z :10 m/s<sup>2</sup>
- Precisão de posicionamento: ( $P_a/2$ ): 0,001 mm
- Sistema de fluido de corte

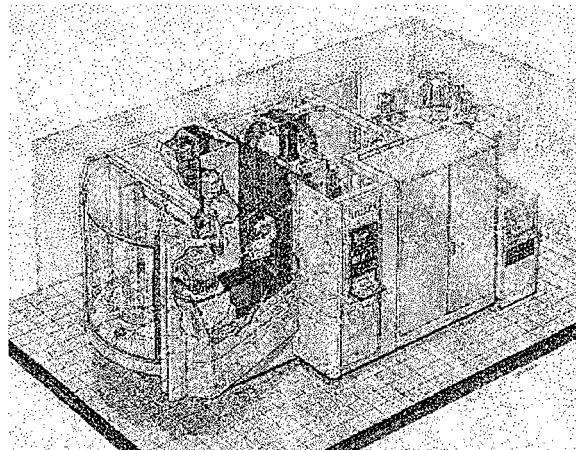


Figura I.2 Máquina fresadora HELLER MC 25

## 2. MICROSCÓPIO DE FERRAMENTARIA

- Fabricante ISOMA
- Ampliação de 25 vezes
- Guias Heidenhain de posicionamento com precisão de  $\pm 1 \mu\text{m}$  (digital)
- Deslocamento das guias: 120 mm de largura por 70 mm de altura

### 3. MICROSCÓPIO E CÂMERA CCD

#### 3.1. Microscópio:

- Fabricante: NIKON
- Modelo: ME 600
- Ampliações possíveis: 50x, 100x, 200x, 500x e 1000x

#### 3.2. Câmera

- Fabricante: POLAROID
- Modelo: 5510
- 1600 x1200 dpi
- 36 bit

### 4. PROJETOR DE PERFIL

- Fabricante: ZOLLER
- Modelo: Presseter Zoller Junior
- Diâmetro do projetor: 150 mm
- Comprimento máximo de medição: 1400 mm
- Diâmetro máximo de medição: 1000 mm
- Aumento de 25 vezes

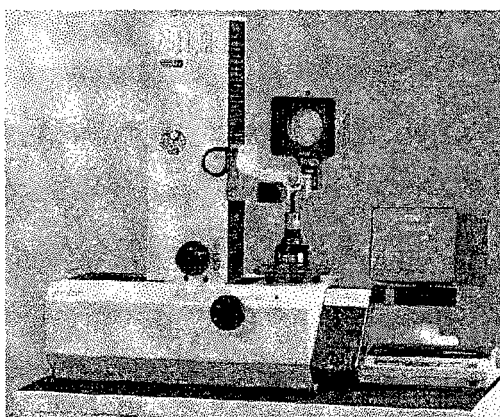


Figura I.3. Projetor de perfil ZOLLER

### 5. APARELHO PARA POLIMENTO DE AMOSTRAS

- Fabricante: BUEHLER
- Modelo: Phoenix 400
- Cabeçote para 6 amostras

- Controle pneumático da força aplicada
- Rotação máxima: 600 rpm

## 6. PLATAFORMA PIEZELÉTRICA

A plataforma piezométrica utilizada dispõe de três canais de saída  $F_x$ ,  $F_y$  e  $F_z$ .

- Fabricante: KISTLER
- Modelo: 9255
- Faixas de medição (N):
  - 0...20000 para  $F_x$  e  $F_y$
  - 0...40000 para  $F_z$
- Sensibilidade (pC/N):
  - 7,89 para  $F_x$
  - 7,96 para  $F_y$
  - 3,71 para  $F_z$
- Linearidade:
  - 0,3% para todos os canais
- Faixa de temperatura: 0 a 70 °C

## 7. AMPLIFICADORES DE SINAIS

- Fabricante : KISTLER
- Modelo : 5011
- Faixa de medição :  $\pm 10 \dots 999000$  pC
- Sensibilidade mecânica: 0,01 .....9990 pC/unidade
- Sinal parasita do cabo:  $< 2 \cdot 10^{-5}$  pC<sub>eff</sub>/pF
- Impedância: 10  $\Omega$
- Faixa de frequência: 0...200 kHz
- Linearidade:  $\pm \leq 0,05\%$
- Temperatura de utilização: 0...50 °C
- Precisão:  $< 3\%$  para as faixas de medição mais sensíveis.

## 8. MICROSCÓPIO ELETRÔNICO DE VARREDURA

- Fabricante: ZEISS
- Modelo: DSM 962

## 9. RUGOSÍMETRO

- Fabricante: TAYLOR HOBSON
- Modelo: Talysurf séries 2
- Comprimento de medição: 120 mm
- Velocidade de deslocamento do apalpador: 1,0 mm/s e 0,5 mm/s (+/- 5%)
- Altura da coluna: 450 mm
- Faixa de força aplicada pelo apalpador: 0,7 – 1,0 mN

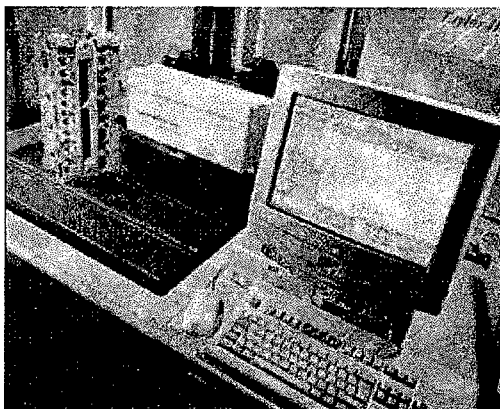


Figura I.4. Rugosímetro TAYLOR ROBSON

## ANEXO II

### ENSAIOS DE VIDA DE FERRAMENTA

Os ensaios de vida de ferramenta foram realizados segundo Norma ISO 8688-2 e adequados conforme as características dos ensaios. O critério de fim de vida estabelecido foi o desgaste de flanco máximo ( $VB_{MÁX}$ ). Todavia, o desenvolvimento de cratera foi sempre observado.

As medições de desgaste foram realizadas de acordo com intervalos de comprimentos regulares, sendo realizadas medições a cada 1 m, para o aço inoxidável martensítico e a cada 5 m para a liga de alumínio (AMP8000), para cada variação de patamar de desgaste e a cada 3 m para o aço inoxidável martensítico e a cada 10 m para a liga de alumínio (AMP8000), nos pontos de estabilização do gume no corte. O objetivo de tantas medições, uma vez que se poderia optar pela utilização de uma série de números normalizados já existente, foi o de verificar a variação dos patamares de estabilização do gume, bem como verificar o comportamento de corte, pelas derivadas das curvas de desgaste dos gumes das ferramentas, para se avaliar a repetibilidade dos ensaios.

Cada condição foi repetida uma vez e em caso de discordância de resultados, procedeu-se então, a mais uma repetição.

Nos ensaios com ferramentas inteiriças, mediu-se o desgaste em todos os gumes da ferramenta. Considerou-se como marca de desgaste de flanco, o maior valor encontrado dentre todos os gumes. Para ferramentas com insertos intercambiáveis, utilizou-se apenas um inserto por ensaio.

As marcas de desgaste foram medidas no microscópio de ferramentaria ISOMA, descrito no Anexo I. Utilizou-se esse microscópio também para averiguações de possíveis falhas nas ferramentas, antes dos testes.

Com o auxílio do projetor de perfil ZOLLER, descrito no Anexo I, ajustaram-se todas as ferramentas inteiriças com o mesmo comprimento em balanço, em relação à base do porta-ferramenta.

Os ensaios de vida de ferramenta na posição horizontal ( $\alpha = 0^\circ$ ) foram realizados com ferramentas com relações comprimento/diâmetro ( $L/D \leq 3,5$ ). Os ensaios de vida de ferramenta com  $\alpha = 75^\circ$  foram realizados com ferramentas com comprimento de 156 mm, ajustados conforme o dispositivo de fixação da peça (figura II.1).

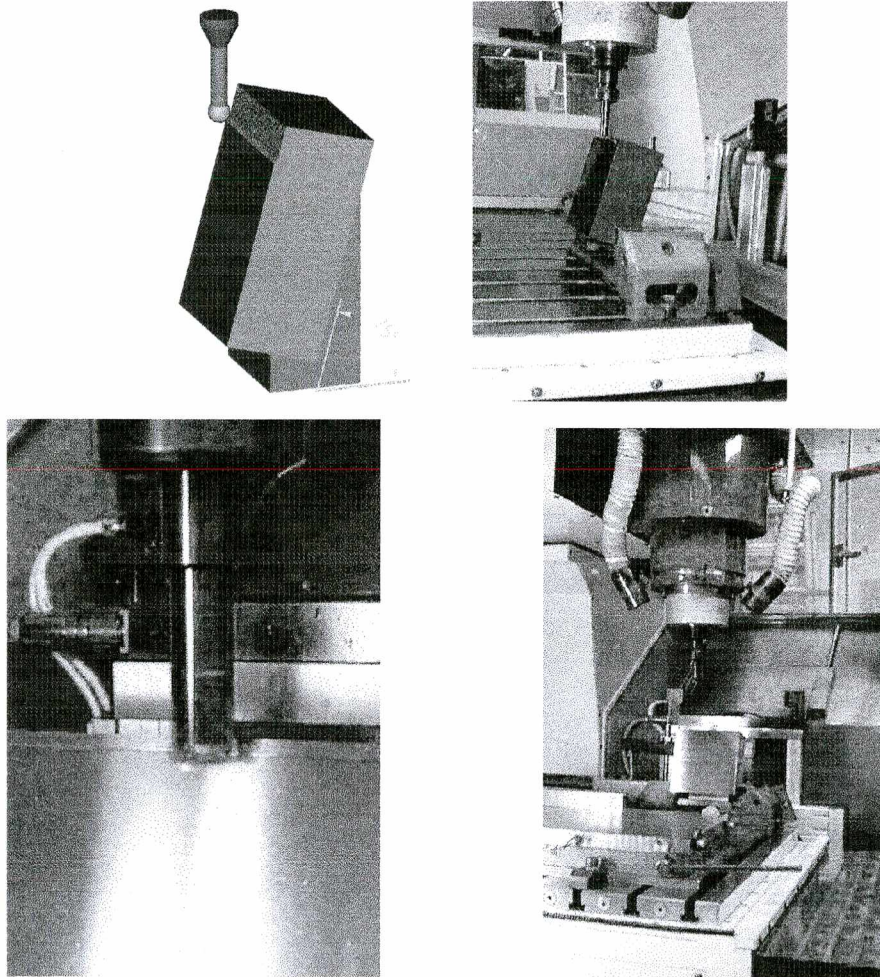


Figura II.1. Ensaio de vida de ferramenta com  $\alpha = 75^\circ$ .



### ANEXO III

#### MEDIÇÃO DA FORÇA DE USINAGEM

As componentes da força de usinagem ( $F$ ) nas direções X, Y e Z da fresadora foram medidas com o auxílio da plataforma piezelétrica KISTLER INSTRUMENTE para fresamento, descrita no Anexo I. O sistema foi ajustado na mesa da máquina-ferramenta de maneira que os eixos X, Y e Z do conjunto placa e corpo de prova para medição das forças ficassem paralelos com os eixos da plataforma piezelétrica (figura III.1).

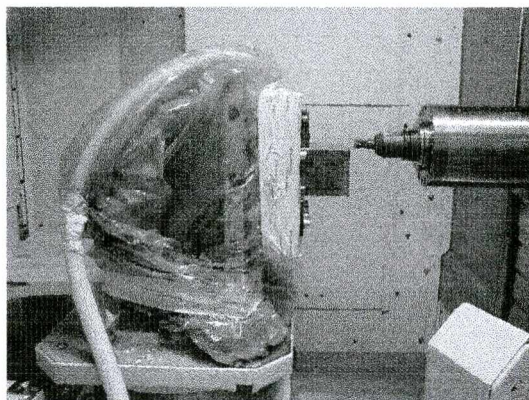


figura III.1. Montagem do sistema de medição de forças.

Com amplificadores de sinais KISTLER INSTRUMENTE AG 5006 (descrito no Anexo I), realizou-se a leitura da variação de tensão ocorrida nos cristais piezelétricos da plataforma. A cada canal da plataforma foi conectado e ajustado um amplificador, de acordo com a sensibilidade do cristal piezelétrico na direção correspondente.

Com o auxílio de uma placa computacional e um programa computacional dedicado (INSIGHT, versão 3.50c), pode-se converter os sinais analógicos fornecidos pelos amplificadores para sinais digitais, que puderam assim ser arquivados para posterior tratamento e avaliação (figura III.2).

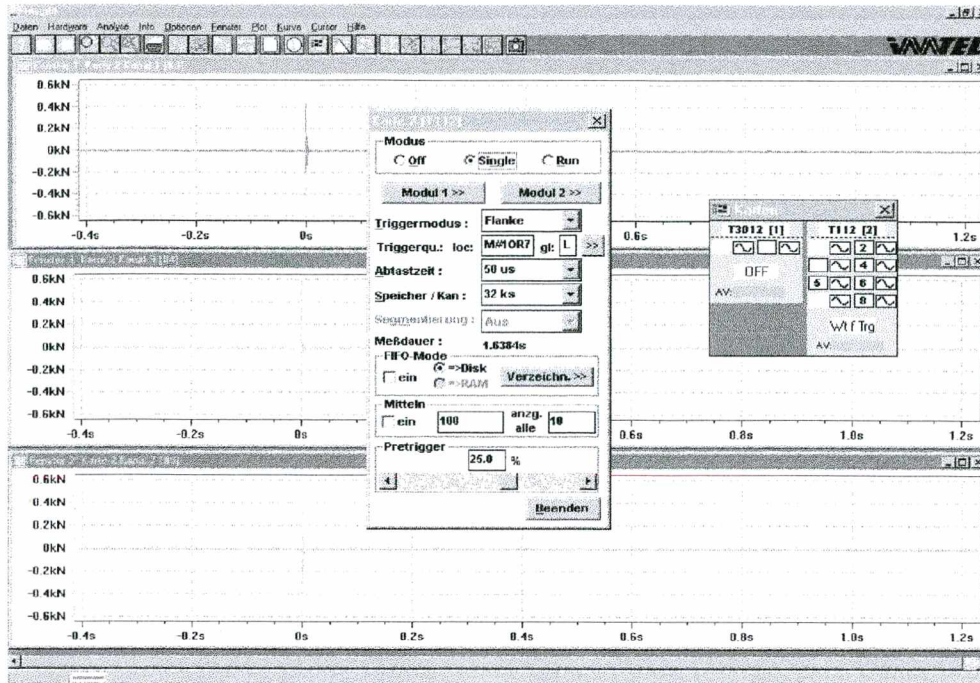


Figura III.2. Janela de trabalho do programa INSIGHT.

O procedimento de medição das forças de usinagem seguiu uma metodologia sistemática com três repetições para cada condição de corte. Executou-se cada repetição, somente após a realização de todas as condições programadas para o ensaio.

## ANEXO IV

### ROTINA DESENVOLVIDA PARA ANÁLISE DE DADOS COM O PROGRAMA EXCEL

Como os sinais captados pela plataforma piezolétrica correspondem às direções X, Y e Z da máquina-ferramenta, as componentes força de corte ( $F_c$ ) e força de avanço ( $F_f$ ) estão, por sua vez, também decompostas nestas direções. Portanto, nas medições de força com ferramentas multi-cortantes, torna-se possível somente verificar os valores de picos da força resultante ( $F_R$ ), onde:

$$F_R = \sqrt{F_x^2 + F_y^2} \quad (1)$$

Desse modo, como o objetivo foi comparar o comportamento no corte de geometrias distintas, utilizaram-se somente ferramentas com insertos intercambiáveis e realizaram-se ensaios com um inserto em ação no corte. Para evitar o desbalanceamento do sistema, os gumes dos outros insertos foram retificados, de modo que não houvesse o contato com o material da peça.

Como dados de entrada para a análise, foram considerados o intervalo de tempo de medição do processo e os sinais adquiridos nos três canais (figura IV.1).

	A	B	C	D	E	F
9	Tempo real canal 1	canal 2	canal 3	Tempo	Fx	
10	[s]	[mV]	[mV]	[mV]	[s]	[N]
11	0.6	-0.004933	-0.1802045	-0.0272186	0	1
12	0.60005	0.00986592	-0.0913365	-0.0470139	5E-05	-2
13	0.6001	0.04932959	-0.0320912	-0.0470139	1E-04	-10
14	0.60015	0.10605862	0.00493711	-0.0197953	0.00015	-21
15	0.6002	0.13812285	0	0.03216738	0.0002	-26
16	0.60025	0.15292173	-0.0518396	0.10145098	0.00025	-31
17	0.6003	0.14552229	-0.1184906	0.18063223	0.0003	-29
18	0.60035	0.11345806	-0.1727988	0.19052988	0.00035	-23
19	0.6004	0.07399438	-0.227107	0.15588809	0.0004	-15
20	0.60045	0.02713127	-0.2567297	0.08660449	0.00045	-5
21	0.6005	-0.004933	-0.2814152	0.0346418	0.0005	1
22	0.60055	-0.0320642	-0.2616668	-0.0247441	0.00055	6
23	0.6006	-0.0517961	-0.2394498	-0.0816557	0.0006	10

Figura IV.1. Dados de entrada para a análise.

Uma vez capturados esse sinais, ajustou-se o intervalo de tempo para o correspondente de início de experimento e os sinais de tensão medidos, foram convertidos em sinais de força.

Desconsiderada a influência da força passiva para a fresa de topo reto, determinou-se a força resultante ( $F_R$ ) para cada intervalo de medição (figura IV.2):



	F	G	H	I	J	K
9	<b>Fx</b>	<b>Fy</b>	<b>Fz</b>	<b>FRx,y</b>	<b>Φ rot</b>	<b>Φ corrigido</b>
10	<b>[N]</b>	<b>[N]</b>	<b>[N]</b>	<b>[N]</b>	<b>[°]</b>	<b>[°]</b>
11		1	36	5	36	0
12		-2	18	9	18	2.8662
13		-10	6	9	12	5.7324
14		-21	-1	4	21	8.5986
15		-28	0	-6	28	11.4648
16		-31	10	-20	32	14.331
17		-29	24	-36	38	17.1972
18		-23	35	-38	41	20.0634
19		-15	45	-31	48	22.9296
20		-5	51	-17	52	25.7958
21		1	56	-7	56	28.662
22		6	52	5	53	31.5282
23		10	48	16	49	34.3944

Figura IV.2. Medição da força resultante (FR).

Considerou-se o ponto de máxima força resultante ( $F_{Rmax}$ ), como o ponto de máxima espessura de usinagem ( $h_{max}$ ). Como no corte em cheio, a espessura de usinagem máxima corresponde a um ângulo de penetração no corte ( $\varphi_{max}$ ) de  $90^\circ$ , o ângulo inicial de rotação da ferramenta de corte ( $\varphi_{rot}$ ) pode ser corrigido para (figura IV.3):

$$\varphi_{corrigido} = \varphi_{rot} + 90^\circ - \varphi_{rot, Frmax} \quad (2)$$

3	D= 12 mm				$\varphi_{max} FRx,y$	
4	vc= 360 m/min				[°]	
5	vf= 764 mm/min				151.91	
6					MIN	-55.627935
7					MAX	332.136124
8						
9	<b>Fy</b>	<b>Fz</b>	<b>FRx,y</b>	<b>Φ rot</b>	<b>Φ corrigido</b>	<b>Fc</b>
10	<b>[N]</b>	<b>[N]</b>	<b>[N]</b>	<b>[°]</b>	<b>[°]</b>	<b>[N]</b>
11		36	5	36	0	-62
12		18	9	18	2.8662	-59
13		6	9	12	5.7324	-56
14		-1	4	21	8.5986	-53
15		0	-6	28	11.4648	-50
16		10	-20	32	14.331	-48

Figura IV.3. Cálculo do ângulo de penetração no corte ( $\varphi$ ).

Assim, foram calculados os valores da força de corte ( $F_c$ ) e da força de avanço ( $F_f$ ), em função das componentes nas direções X e Y e do ângulo de penetração no corte ( $\varphi$ ), para cada intervalo de tempo, conforme a seguinte relação (figura IV.4):

$$F_c = F_x \cdot \cos(\varphi_{\text{corrigido}}/180 \cdot \pi) + F_y \cdot \sin(\varphi_{\text{corrigido}}/180 \cdot \pi) \quad (3)$$

$$F_f = F_x \cdot \sin(\varphi_{\text{corrigido}}/180 \cdot \pi) + F_y \cdot \cos(\varphi_{\text{corrigido}}/180 \cdot \pi) \quad (4)$$

$$F_p = F_z$$

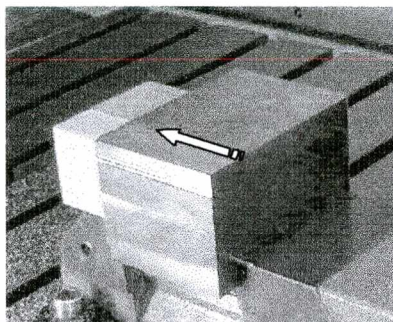
3	le Usinagem				$\Phi$ max FRx,y		
4					[°]		
5	D= 12 mm				151.91		
6	vc= 360 m/min				MIN -55.627935 -1		
7	vf= 764 mm/min				MAX 332.136124 13		
8							
9	Fy	Fz	FRx,y	$\Phi$ rot	$\Phi$ corrigido	Fc	Ff
10	[N]	[N]	[N]	[°]	[°]	[N]	[N]
11		36	5	36	0	-62	-31
12		18	9	18	2.8662	-59	-17
13		6	9	12	5.7324	-56	-11
14		-1	4	21	8.5986	-53	-12
15		0	-6	28	11.4648	-50	-18
16		10	-20	32	14.331	-48	-28
17		24	-36	38	17.1972	-45	-37

Figura IV.3. Cálculo da força de corte ( $F_c$ ).

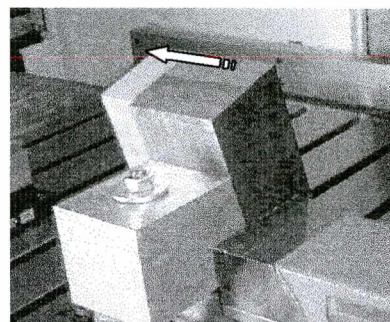
## ANEXO V

### MEDIÇÃO DO DESVIO DA HASTE DA FERRAMENTA

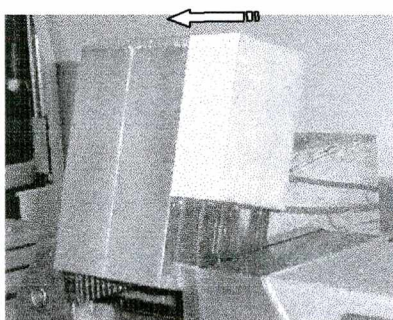
Para avaliação do desvio da haste da ferramenta e de forma da peça, colou-se um pedaço de resina (Ureol) ao lado do material a ser ensaiado, de forma que a ferramenta percorresse a resina e a peça como se fossem apenas um bloco (figura V.1).



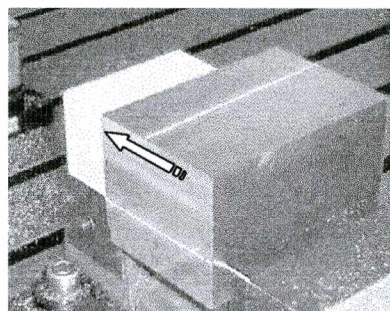
a. Montagem a 0°.



b. Montagem a 15°.



c. Montagem a 75°.



d. Montagem a 90°.

Figura V.1. Esquema de montagens para a avaliação do desvio da haste da ferramenta e de forma da peça.

Quando a ferramenta sai da resina e entra na peça, percebem-se duas superfícies em níveis diferentes. Considerando que a resina não é resistente o suficiente para provocar uma deflexão na ferramenta, admitiu-se que a diferença de altura, entre as superfícies usinadas na resina e na peça, era provocada somente pela reação à força de corte ( $F_c$ ) daquele material, para aquelas condições de usinagem.

A diferença de altura entre estas duas superfícies foi medida com o auxílio do rugosímetro descrito no Anexo I. Foram testadas quatro diferentes inclinações do corpo de prova: 0°, 15°, 75° e 90°. As setas indicam o sentido percorrido pela ferramenta de corte durante a usinagem.



**ANEXO VI**  
**ENSAIOS DE ACABAMENTO SUPERFICIAL**

Os parâmetros de rugosidade,  $R_a$  (Desvio médio aritmético de rugosidade ou Rugosidade média) e  $R_z$  (Profundidade média de rugosidade), foram medidos na direção do avanço, na direção perpendicular ao avanço e nas quatro diferentes inclinações do corpo de prova:  $0^\circ$ ,  $15^\circ$ ,  $75^\circ$  e  $90^\circ$ , respectivamente. Cada medição foi realizada três vezes nas respectivas direções. Foram realizadas medições no início da usinagem e no final da vida da ferramenta. As especificações utilizadas para as medições estão apresentadas na tabela 1.

Tabela 1. Especificações para as medições da rugosidade.

Cut-off	0,8 mm
Raio do apalpador	10 $\mu\text{m}$
Comprimento total de medição	5,6 mm
Comprimento efetivo de medição	4,0 mm
Largura de medição	2,0 mm
Número de medições	3

## ANEXO VII

### METALOGRAFIA

As amostras foram polidas utilizando-se um sistema de preparação de amostras (Anexo I), sucessivamente (120, 220, 500, 600, 800, 1200, 2500 mesh) e posteriormente com lixas 6  $\mu\text{m}$ , 3  $\mu\text{m}$  e 1  $\mu\text{m}$ .

Os materiais Cobre-Berílio e Aço ABNT 420 foram atacados quimicamente com uma solução com 100 ml de água destilada, 100 ml de HCl e 20 g de  $\text{CuSO}_4$ . A liga de Alumínio foi atacada com ácido fluorídrico.

As fotos foram feitas em um microscópio conectado a uma câmera CCD (Anexo I).