

Universidade Federal de Itajubá
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica

FRESAMENTO TOROIDAL DO AÇO ABNT H13
ENDURECIDO, COM FERRAMENTAS DE CERMET E DE
METAL DURO

Autor : José Filipe Silveira
Orientador: Prof. Dr. João Roberto Ferreira

Universidade Federal de Itajubá
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica

FRESAMENTO TOROIDAL DO AÇO ABNT H13
ENDURECIDO, COM FERRAMENTAS DE CERMET E DE
METAL DURO

Autor : José Filipe Silveira
Orientador: Prof. Dr. João Roberto Ferreira

Curso: Pós Graduação em Engenharia Mecânica
Área de concentração: Projeto Mecânico e Processos de Fabricação.

Dissertação de mestrado apresentada à comissão de Pós Graduação do Instituto de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Itajubá, como requisito para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Universidade Federal de Itajubá
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

FRESAMENTO TOROIDAL DO AÇO ABNT H13
ENDURECIDO, COM FERRAMENTAS DE CERMET E DE
METAL DURO

Autor: José Filipe Silveira

Orientador: Prof. Dr. João Roberto Ferreira.

Prof. Dr. João Roberto Ferreira
Universidade Federal de Itajubá

Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz.
Universidade Estadual de Campinas

Prof. Mestre. Marcos Aurélio de Souza.
Universidade Federal de Itajubá

Prof. Dr. Júlio Navarro Santos
Universidade Federal de Itajubá

Agradecimentos

Ao Prof. Dr. João Roberto Ferreira, cuja colaboração foi fundamental para a realização desse trabalho.

Ao Prof Dr. Anselmo Eduardo Diniz e à Universidade Estadual de Campinas que gentilmente cederam as dependências de seu laboratório de Usinagem.

Ao técnico da Unicamp Aristides Magri pela contribuição na realização dos ensaios.

À FAPEMIG e a CAPES que contribuíram com a liberação das bolsas de mestrado.

À Andreia Aparecida dos Santos pela ajuda na elaboração final e correção do texto.

À Sandvik Coromant pelas ferramentas cedidas.

“Quando estiver unido a Vós com todo o meu ser, em parte nenhuma sentirei dor e trabalho. A minha vida será então verdadeiramente viva, porque estará toda cheia de Vós. Libertais do seu peso aqueles que encheis. Porque não estou cheio de Vós, sou ainda peso para mim. ”

(Santo Agostinho).

Nomenclatura

a_p	profundidade axial de corte [mm]
a_e	profundidade radial de corte [mm]
ER	arredondamento da aresta (<i>Edge Rounding</i>) [mm]
v_c	velocidade de corte [m/min]
f_z	avanço por dente [mm/dente]
v_f	velocidade de avanço [mm/min]
D	diâmetro de corte [mm]
D_e	diâmetro de corte efetivo [mm]
hm	espessura média do cavaco [mm]
lc	comprimento de corte [mm]
bs	comprimento da aresta secundária de corte usada no alisamento [mm]
MDFP	sistema máquina, dispositivo de fixação, peça
PCBN	nitreto de boro cúbico policristalino
PCD	diamante policristalino
PVD	<i>Physical Vapour Deposition</i> (Deposição de vapor via física)
CVD	<i>Chemical Vapour Deposition</i> (Deposição de vapor via química)
HSM	<i>High Speed Machining</i> (Usinagem com Alta Velocidade de Corte)
CNC	Comando Numérico por Computador

Lista de Figuras

Figura 1 - Custo total de fabricação de uma matriz.....	2
Figura 2.1 - Mecanismo de formação do cavaco durante o corte de material endurecido.....	6
Figura 2.2 - Superfície gerada por uma fresa com insertos redondos.....	3
Figura 2.3 - Fresamento frontal.....	16
Figura 2.4 - Saída da ferramenta em fresamento frontal.....	17
Figura 2.5 - Macrogeometria de uma aresta de corte com seu ângulo de saída.....	18
Figura 2.6 - Microgeometria de uma aresta de corte com o ângulo e tamanho do chanfro.....	9
Figura 2.7 - Dureza a quente para vários revestimentos.....	24
Figura 2.8.a - Desgaste de flanco.....	31
Figura 2.8.b - Desgaste de cratera.....	32
Figura 2.8.c - Deformação plástica.....	32
Figura 2.8.d - Aresta postiça.....	33
Figura 3.1 - Sistema de fixação Coro Grip.....	39
Figura 3.2 - Superfície gerada por fresas com pastilhas redondas.....	41
Figura 3.3 - Força de corte atuante em pastilhas redondas.....	43
Figura 3.4 - Avanço por dente em função de a_e e a_p	44
Figura 3.5 - Força de corte em função da velocidade de corte.....	44
Figura 3.6 - Fresa de topo toroidal em diversas operações de fresamento.....	46
Figura 3.7 - Diâmetro efetivo de uma fresa toroidal.....	47
Figura 3.8 - Rugosidade teórica na direção transversal ao avanço.....	48
Figura 3.9 - Fresamento concordante e ascendente.....	49
Figura 3.10 - Fresa de topo de ponta esférica.....	51
Figura 3.11 - Formação do cavaco durante o corte com ferramenta de ponta esférica.....	52
Figura 3.12 - Seção do cavaco produzido por uma fresa de topo de ponta esférica.....	52
Figura 3.13 - Comprimento de corte obtido em função do tipo de cobertura.....	52
Figura 3.14 - Comportamento do desgaste de flanco para várias ferramentas.....	55
Figura 3.15 - Comportamento do desgaste de flanco.....	57

Figura 4.1 - Centro vertical de usiagem e sistema de medição.....	60
Figura 4.2 - Fresa de topo toroidal em operação de semi-acabamento.....	61
Figura 4.3 - Dimensões dos corpos de prova.....	61
Figura 5.1 - Volume de cavaco removido para cada ferramenta.....	64
Figura 5.2 - Evolução do consumo de potência.....	66
Figura 5.3.a - Desgaste e avaria do cermet CT 530.....	68
Figura 5.3.b - Desgaste e avaria do metal duro GC1025.....	68
Figura 5.3.c - Desgaste e avaria do metal duro GC4040.....	68
Figura 5.4.a - Cavaco em forma de cunha.....	69
Figura 5.4.b - Aspecto do dente de serra do cavaco.....	69
Figura 5.5 - Desgaste de flanco em função do diâmetro efetivo de corte.....	70
Figura 5.6 - Volume de cavaco removido em função da velocidade de corte.....	71
Figura 5.7 - Volume de cavaco removido em função da velocidade de corte.....	71
Figura 5.8 - Volume de cavaco removido em função da profundidade radial de Corte.....	72
Figura 5.9 - Volume de cavaco removido em função da profundidade radial de Corte...73	73
Figura 5.10 - Vida da ferramenta em função do avanço por dente.....	73
Figura 5.11 - Vida da ferramenta em função do avanço por dente.....	74
Figura 5.12 - Volume de cavaco removido em função da condições de corte utilizadas nos ensaios	75
Figura 5.13 - Rugosidade Ra em função do volume de cavaco usinado.....	76
Figura 5.14 - Rugosidade medida na direção longitudinal e transversal ao avanço.....	77

Lista de tabelas

Tabela 3.1 Propriedades das coberturas à base se titânio.....59

Tabela 4.1 Condições experimentais utilizadas nos ensaios.....64

SILVEIRA, José, Filipe. Fresamento do Aço ABNT H13 Endurecido, com Ferramentas de Cermet e de Metal Duro. Universidade Federal de Itajubá. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. Dissertação de Mestrado. Itajubá 2002.

O alto grau de competitividade exigido pelo mercado, a crescente necessidade de redução de custos e a constante busca por melhores níveis de qualidade têm levado as empresas que produzem matrizes e moldes a buscarem uma otimização de seu processo de fabricação. Dentro dessa ótica, os processos de usinagem desempenham um papel fundamental, respondendo pela grande parte do custo de fabricação destes produtos. O objetivo desse trabalho é estudar o desempenho de ferramentas de metal duro e cermet no processo de fresamento toroidal de aço ANBT H13 endurecido (50 HRC). Em operação de semi-acabamento verificou-se a influência das condições de corte (velocidade de corte, profundidade radial de corte e avanço por dente) e da utilização de mínima quantidade de lubrificante (MQL) na vida da ferramenta e no acabamento da peça. Durante os ensaios monitorou-se o desgaste das ferramentas, a potência de corte e a rugosidade da peça. A ferramenta de cermet apresentou melhor desempenho em termos de vida em relação ao metal duro. A velocidade de corte foi a variável que mais influenciou na vida da ferramenta, seguida pela profundidade radial de corte e pelo avanço por dente da fresa. O uso da mínima quantidade de lubrificante não influenciou na vida da ferramenta e no acabamento da peça.

Palavras chaves: Fresamento toroidal, Aço endurecido, Vida de ferramentas, Condições de corte

Abstract

SILVEIRA, José, Filipe. Round Insert Milling of Hardened H13. Universidade Federal de Itajubá. Program of After Graduation in Mechanical Engineering. Master Dissertation. Itajubá 2002.

The high degree of competitiveness demanded by market, the growing necessity of cost reduction and the constant search for better levels of quality have led the companies which produce dies and molds to optimize their manufacturing processes. Machining processes have a fundamental role in this matter, because they are responsible for a great part of manufacturing costs of these products. The main goal in this work is to study the performance of cermet and carbide tools, in round insert milling of hardened ABNT H13 steel (50 HRC). The influence of cutting conditions (cutting speed, radial depth of cut and feed per tooth) and the using of a minimum quantity of lubricant (MQL) on tool life and on workpiece finishing was verified. During the experiment, tool wear, cutting power and workpiece roughness were monitored. Cermet tool presented a better performance in terms of tool life, than carbide. Cutting speed was the input variable which influenced most the tool life, followed by radial depth of cut and feed per tooth. The use of minimum quantity of lubricant did not influence neither tool life and workpiece finishing.

Keywords: Round insert milling, Hardened steel, Tool life, Cutting Conditions

SUMÁRIO

CAPÍTULO 1- INTRODUÇÃO.....	1
CAPÍTULO 2 - FRESAMENTO DE AÇO ENDURECIDO.....	4
2.1- Caracterização de Aço no Estado Endurecido.....	4
2.2 - Mecanismo de Formação do Cavaco no Fresamento de Materiais Endurecidos.....	5
2.3 - Utilização de Fluido de Corte no Fresamento.....	9
2.4 - Rugosidade e Integridade das Superfícies Usinadas.....	11
2.5 - Geometria e Posicionamento da Ferramenta em Relação à peça.....	13
2.5.1 - Ângulos da Ferramenta.....	13
2.5.2 - Entrada e Saída da Ferramenta.....	14
2.5.3 - Macrogeometria e Microgeometria da Aresta de Corte.....	17
2.6 - Ferramentas de Corte.....	19
2.6.1 - Caracterização dos Materiais para Ferramentas.....	20
2.6.2 - Metais Duros.....	20
2.6.3 - Cermets.....	25
2.6.4 - Mecanismos de Desgastes das Ferramentas.....	27
2.6.5 - Tipos de Desgastes e Avarias das Ferramentas.....	29
CAPÍTULO 3 - TECNOLOGIA DA USINAGEM COM ALTAS VELOCIDADES DE CORTE (<i>HIGH SPEED MACHINING</i>)	34
3.1 - Generalidades.....	34
3.2 - Máquina Ferramenta.....	36
3.3 - Sistema de Fixação.....	37
3.4 - Comando Numérico.....	39
3.5 - Balanceamento em alta Velocidade de Corte.....	40
3.6 - Operação de Semi-acabamento com Fresa Toroidal.....	41
3.6.1 - Influência da Geometria da Ferramenta Sobre a Qualidade Superficial.....	46

3.7 - Operação de Acabamento com Fresa de Topo de Ponta Esférica (<i>Ball Nose</i>).....	49
3.7.1 - Desgaste e Deterioração de Fresas com Pontas Esféricas.....	54
CAPÍTULO 4 - PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....	60
4.1 - Peça, Ferramentas e Instrumentos.....	60
4.2 - Ensaio Preliminares.....	62
4.3 - Ensaio Definitivos.....	63
CAPÍTULO 5 - RESULTADO E DISCUSSÕES.....	65
5.1 - Resultados dos Ensaio Preliminares.....	65
5.2 - Resultados dos Ensaio Definitivos.....	70
5.3 - Usinagem com MQL.....	74
CAPÍTULO 6 - CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	78
6.1 - Conclusões.....	78
6.2 - Sugestões para Trabalhos Futuros.....	79
CAPÍTULO 7 -REFERÊNCIAS.....	80
APÊNDICE.	89

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

A usinagem de materiais endurecidos é aquela realizada em materiais com dureza superior a aproximadamente 45 HRC. A utilização do processo de fresamento destes materiais visa a eliminação de etapas no processo de fabricação. Como exemplo têm-se a fabricação de moldes e matrizes que necessitam, por imposição de projeto, apresentar elevada dureza, além de requisitos de acabamento superficial, precisão dimensional e de forma. Até bem pouco tempo os materiais endurecidos eram usinados somente pelo processo de retificação, eletroerosão etc. O fresamento de materiais endurecidos tem sido possível graças ao desenvolvimento de materiais de ferramentas que apresentam alta dureza e grande resistência ao desgaste em altas temperaturas e ao desenvolvimento de máquinas ferramentas mais rígidas e de elevada precisão em altas rotações. Apesar de todo o progresso observado no campo da usinagem de aços endurecidos, é evidente a necessidade de uma maior dedicação às pesquisas que possam elucidar possíveis dúvidas que surgem quando se trabalha com esse tipo de material.

Uma das áreas de grande interesse para pesquisa recai sobre o fresamento de aços utilizados na produção de moldes e matrizes. Uma vez que o lote de fabricação de um molde ou matriz é unitário, todos os custos de produção são atribuídos a um único produto. Segundo dados da Sandvik Coromant (1999/a), dos custos alocados a uma

matriz, cerca de 20% são atribuídos à aquisição de matéria prima, 10% são atribuídos à montagem, 5% são atribuídos ao tratamento térmico, restando assim 65% dos custos que são atribuídos ao processo de usinagem (Figura 1).

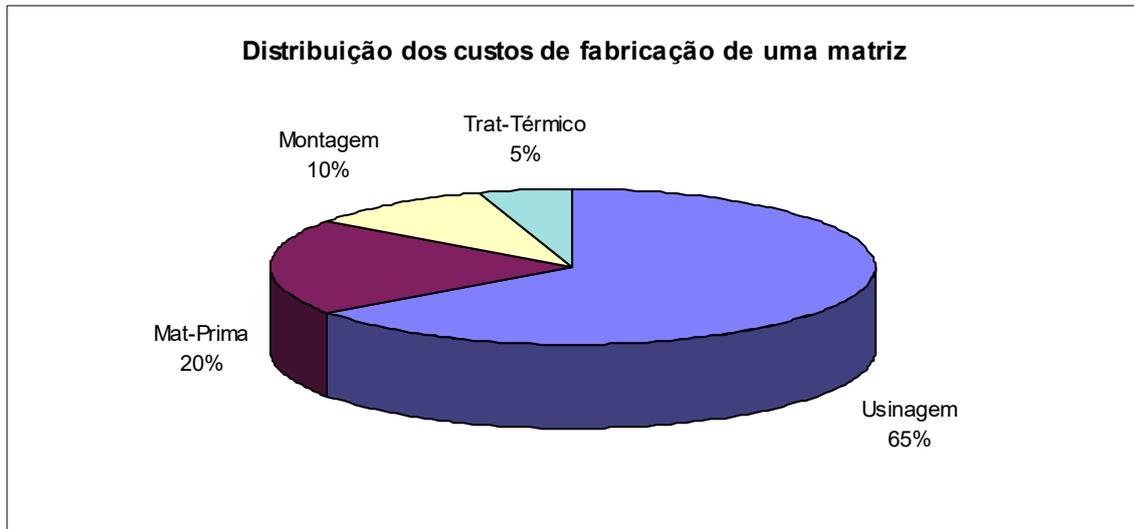


Figura 1- Distribuição do custo total de fabricação de uma matriz (Sandvik-Coromant, 1999/a).

Constata-se portanto que o processo de usinagem é ponto estratégico quando se busca uma otimização do processo de fabricação de um molde ou matriz. Do tempo total de usinagem mencionado anteriormente, em torno de 70% é utilizado em operações de acabamento e semi-acabamento (Silva et al., 2001). A alta complexidade das superfícies usinadas, com diversas reentrâncias e cavidades, exigem que as operações de acabamento e semi-acabamento sejam realizadas por ferramentas de ponta esférica e com grande balanço, o que torna o sistema extremamente instável e passível de vibrações. Esses problemas devem ser minimizados ao máximo, uma vez que os moldes e matrizes exigem excelente acabamento superficial e tolerância dimensional apertada. Uma estratégia utilizada para atenuar os problemas ocorridos em operações de

acabamento consistem em realizar as operações de semi-acabamento com fresas que utilizam pastilhas redondas, pois essas pastilhas permitem uma usinagem com transições suaves entre os passes, além de um sobremetal menor e mais uniforme para o acabamento final (Sandvik-Coromant, 1999/b).

Tendo-se então como referência as considerações mencionadas anteriormente, esse trabalho busca os seguintes objetivos:

- 1 - Avaliar o desgaste das fresas toroidais em operação de semi-acabamento.

- 2 - Avaliar o desempenho de ferramentas de metal duro e cermet no fresamento de semi-acabamento do aço ABNT H13 endurecido (dureza média de 50HRC).

- 3 - Monitorar o consumo da potência de corte.

- 4 - Analisar a influência das seguintes variáveis na vida da ferramenta: velocidade de corte, profundidade radial de corte e avanço por dente.

- 5 - Analisar a influência da quantidade de mínima lubrificação nas variáveis: vida da ferramenta; no consumo de potência; no acabamento superficial.

CAPÍTULO 2

FRESAMENTO DE AÇO ENDURECIDO

2.1 Caracterização do Aço no Estado Endurecido

Define-se aço no estado endurecido como sendo todo aço cuja dureza seja superior a 45 HRC (Elbestawi et al., 1996). Essa dureza pode ser obtida de várias formas: tratamentos térmicos, utilização de elementos de liga na composição do aço, tratamentos químicos, processos de fabricação anteriores a usinagem que tenham causado um aumento da dureza do aço, etc.

Os aços endurecidos apresentam algumas propriedades como alta dureza, alta abrasividade e baixa ductilidade. Essas propriedades conferem ao aço um comportamento diferenciado durante o processo de usinagem. O cavaco formado durante o processo é um cavaco curto, de seção em forma de “dente de serra” (Matsumoto,1998). As ferramentas necessitam de ângulos negativos para suportarem os altos esforços de corte, boa condutibilidade térmica para dissipação do calor e elevada resistência ao desgaste por abrasão (Nakayama et al., 1988).

Segundo König et al., (1990), existem dois grupos de materiais endurecidos, independentemente do valor da dureza, devem ser distinguidos e que influenciam na deterioração da ferramenta. Os dois grupos são:

- I - materiais ferrosos que são endurecidos por transformação martensítica
- II - materiais ferrosos que são endurecidos por precipitação de carbonetos

No primeiro grupo estão entre outros, os aços cementados. Neste caso a alta temperatura gerada durante o corte deforma a matriz como um todo, e a difusão, dependendo do material, passa a ser o mecanismo de desgaste predominante. Esse tipo de endurecimento é apenas superficial, podendo a camada cementada ser removida em um ou dois passes da ferramenta. Os materiais do segundo grupo apresentam alta concentração de carbonetos distribuídos na matriz. Durante o corte, a alta temperatura gerada deforma a matriz, deixando os carbonetos intactos. A influência dos carbonetos no desgaste é dessa forma mantida. O mecanismo de desgaste por abrasão é então bastante significativo.

2.2 Mecanismo de Formação do Cavaco no Fresamento de Aços Endurecidos

É o mecanismo de formação do cavaco que define como ocorre o processo de desgaste da ferramenta, como se dá o fluxo de calor através das interfaces peça / ferramenta / cavaco e como estão distribuídos os esforços presentes na aresta de corte. Diversos pesquisadores como Matsumoto et al., (1997) e Elbestawi et al., (1996), têm estudado o mecanismo de formação do cavaco. O cavaco produzido na usinagem de um material dúctil é um cavaco contínuo resultante de uma grande deformação plástica que ocorre na zona de cisalhamento. Quando um material não é tão dúctil, a deformação é limitada por fraturas que surgem na superfície livre do cavaco. Essas fraturas iniciadas na superfície livre aprofundam-se na direção da ferramenta, servindo como uma superfície deslizante (Matsumoto, 1998). Quando a tensão atinge um determinado valor, ocorre o cisalhamento do material. A Figura 2.1 ilustra o mecanismo de corte de um material endurecido; onde pode-se observar o ponto de início da fratura, a

geometria negativa da ferramenta e o aspecto geral da forma do cavaco (serrilhado). O cavaco formado por esse tipo de cisalhamento é chamado de “dente de serra”. Esse tipo de cavaco é uma indicação de um elevado valor da força de corte na zona de formação do cavaco (Kovacevic et al., 1995). Ao usinar um aço duro SAE/ABNT 4340, utilizado para a fabricação de matrizes, Matsumoto et al., (1997) constataram o surgimento de um cavaco segmentado, isto é, longo e serrilhado. Esse tipo de cavaco surgia quando a dureza do aço ensaiado era superior a 50 HRC. Elbestawi et al.,(1996), ao observarem a macroestrutura de um cavaco com o auxílio de um microscópio óptico, constataram sinais de deformação plástica nos serrilhados do cavaco, o que vem a reforçar a teoria de formação e ruptura do cavaco. Uma fratura surge na superfície livre do cavaco e se propaga em direção à ferramenta. No ponto de contato peça/ferramenta ocorre a deformação plástica, a compressão e ruptura do cavaco.

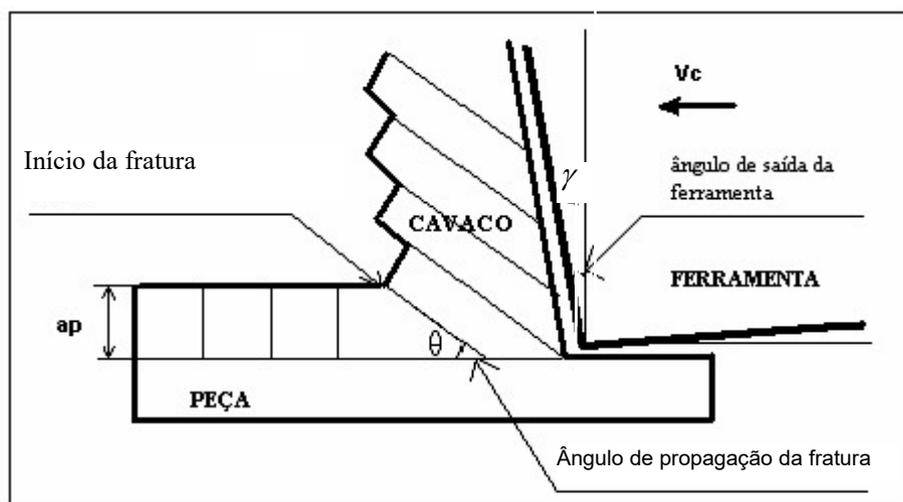


Figura 2.1- Mecanismo de formação do cavaco durante o corte de material endurecido

(Nakayama et al., 1988).

Concluindo, o cavaco formado na usinagem de material com dureza acima de 45 HRC, é um cavaco segmentado (serrilhado e de espessura variável). Este se forma à medida que o material é comprimido e empilhado na superfície de saída da ferramenta. A ferramenta avança realizando o corte até que o material se rompe (Matsumoto et al., 1987).

É importante lembrar que todos os modelos utilizados para descrever o mecanismo de corte dos materiais baseiam-se no corte ortogonal, isto é, no corte com ângulo de posição de 90° . Na realidade a maioria dos cortes são oblíquos. A idealização do corte como sendo ortogonal simplifica todo o processo de corte, o que nem sempre é possível de se obter.

Devido à fragilidade das ferramentas, à alta dureza dos aços endurecidos e aos elevados esforços de corte, as ferramentas utilizadas na usinagem possuem ângulos negativos e são geralmente chanfradas. A superfície de saída possui uma geometria especialmente projetada para a quebra do cavaco, dispensando assim o quebra cavacos postiços.

O tipo de cavaco produzido durante o processo de usinagem depende então do material que está sendo usinado, do tipo de ferramenta utilizada, dos parâmetros de corte, e se o corte é realizado ou não com fluidos lubrificantes (Elbestawi et al., 2000).

Rhaman et al., (2000) estudaram a morfologia do cavaco em função do uso de fluidos de corte no fresamento de aço endurecido. Segundo estes pesquisadores, o cavaco formado para a maioria das condições de corte é um cavaco curto em forma de pequenos tubos. Os cavacos resultantes da usinagem sem fluido de corte possuem uma

tonalidade azul escuro tendendo a amarelado para maiores profundidades de corte. A coloração azul escuro indica a grande quantidade de calor gerado e a oxidação do cavaco devido às altas temperaturas. A utilização de fluido de corte convencional produz um cavaco de cor preta, o que também indica grande geração de calor na interface ferramenta/peça. A utilização de fluido refrigerante sob alta pressão (17 bar) na zona de corte produz um cavaco de tonalidade prateada, indicando assim que não há uma oxidação do cavaco devido à eficiente refrigeração da operação.

O calor produzido durante um processo de usinagem provoca deformações de origem térmica nos elementos que formam o sistema máquina ferramenta, dispositivo e peça. Weck et al., 1995 definem as fontes geradoras de calor como sendo:

- Trabalho mecânico desenvolvido no corte, devido ao atrito cavaco/ferramenta e ferramenta/peça e devido à deformação plástica do cavaco;
- Força de atrito entre as peças móveis da máquina-ferramenta;
- O calor gerado pelos sistemas hidráulicos e elétricos da máquina

A deformação térmica é função do tempo de trabalho do sistema, e a quantidade de calor é função da velocidade de corte, do avanço e da profundidade de corte e do tempo de usinagem. As deformações provenientes do calor produzido durante o processo acabam por afetarem diretamente a precisão dimensional e geométrica das peças usinadas. Em condições mais severas de corte, como no corte interrompido ou na usinagem em altas velocidades de corte, a amenização dos efeitos térmicos é feita com a

utilização de fluidos de corte e permitindo-se um intervalo de tempo maior entre as operações de desbaste e acabamento (Chen et al., 1994).

2.3. Utilização de Fluidos de Corte no Fresamento

A utilização de fluidos de corte durante um processo de usinagem têm como objetivo a lubrificação e a refrigeração da região de contato entre a peça e a ferramenta. A lubrificação busca uma redução do atrito entre a peça e a ferramenta enquanto que a refrigeração tem por finalidade retirar o calor produzido na zona de corte. Com a utilização de fluido de corte espera-se: reduzir o valor das componentes da força de usinagem pela redução do atrito peça/ferramenta, melhorar o acabamento superficial e a forma do cavaco, aumentar a vida da ferramenta (diminuição do desgaste devido à diminuição do atrito da ferramenta com o cavaco (Kovacevic et al., 1995).

Atualmente existe uma tendência muito grande em se minimizar, ou em até mesmo eliminar totalmente a utilização de fluidos de corte durante um processo de usinagem. Os principais motivos para essa tendência se devem aos aspectos ambientais e de saúde relacionados com a utilização do fluido de corte. Fatores de natureza econômica também apontam para a não utilização de fluidos de corte; a utilização de fluidos de corte requer uma constante manutenção dos tanques de armazenamento e sistemas de refrigeração. Para se realizar essa manutenção são necessárias paradas no processo com perda de tempo de fabricação. Por fim, a formação do cavaco ocorre de uma maneira bem melhor sem o fluido de corte.

Quando se trabalha com fresamento a situação se torna ainda mais desfavorável. Como a ferramenta está constantemente entrando e saindo da peça, o fluido de corte só fará aumentar o gradiente de temperatura da aresta de corte da ferramenta. Essa variação do gradiente de temperatura acabará por gerar choques térmicos que serão responsáveis por trincas térmicas e fadiga do material. Quanto maior for o calor gerado na zona de corte menos aconselhável será a utilização do fluido de corte.

Em aplicações de usinagem com altas velocidades de corte, o comportamento da temperatura e da geração de calor são diferentes se comparadas aos processos convencionais de usinagem. Devido às pequenas profundidades de corte e ao pequeno tempo de contato da ferramenta com a peça, as temperaturas de corte na ferramenta são mais baixas pois há menos tempo para a propagação do calor na aresta da ferramenta (Sandvik-Coromant, 1999/b).

Apesar do fluido de corte ser desaconselhável pelas razões expostas acima, há algumas situações em que sua utilização em processos de fresamento é recomendada:

- Usinagem em peças de parede fina com o objetivo de se evitar possíveis distorções geométricas decorrentes do calor gerado;
- Acabamento de aços inoxidáveis e alumínio para evitar a penetração de pequenas partículas na camada superficial (pequenos pedaços de cavaco encruados). Neste caso o fluido refrigerante tem função lubrificante e também ajuda a remover as micro-partículas;
- Recolhimento do pó resultante da usinagem de ferro fundido cinzento e ferro fundido nodular, evitando assim a formação de pó de grafita tóxica.

Quando as razões expostas acima apontam para a utilização de fluidos de corte, algumas alternativas têm sido avaliadas com grande sucesso. Dentre elas está a utilização de jatos de água sob elevada pressão, dirigidos diretamente para a zona de corte, através de orifícios existentes na aresta de corte. Kovacevic et al., (1995) estudaram a utilização de jatos de água sob alta pressão como alternativa à utilização de fluidos de corte convencionais. A substituição de óleo por jato de água proporcionou uma diminuição nas componentes da força de corte, um melhor acabamento superficial e um considerável aumento da vida da ferramenta.

Existem quatro possibilidades de utilização de fluidos de corte em fresamento. A melhor maneira é usar ar comprimido direcionado para a zona de corte. A segunda melhor maneira é usar uma névoa de óleo sob alta pressão dirigida para a zona de corte. Como terceira opção pode-se ter refrigerante com alta pressão (70 bar), preferivelmente através do fuso. A pior opção é o fornecimento externo comum de refrigerante, com baixa pressão e baixo fluxo (Sandvik-Coromant, 1999/b).

2.4 Rugosidade e Integridade das Superfícies Usinadas

Basicamente cinco fatores influenciam no nível de acabamento de uma peça usinada: geometria da aresta de corte, os parâmetros de corte adotados, o desgaste da ferramenta, microdurezas presentes no material usinado que possam causar vibrações no sistema máquina-ferramenta-dispositivo-peça, rigidez e estabilidade da máquina operatriz (Wilkinson et al., 1997). Portanto, pretendendo-se melhorar o nível de

acabamento de uma peça usinada, deve-se atuar no sentido de controlar ou minimizar os efeitos das variáveis mencionadas acima.

Três aspectos caracterizam a integridade superficial de uma peça que passou por um processo de usinagem: rugosidade, microestrutura e tensões residuais presentes. Devido às altas temperaturas e às tensões de compressão que surgem na superfície de saída da ferramenta, surge na superfície da peça uma estrutura denominada de camada branca. Matsumoto et al., (1987) definem essa estrutura como sendo martensita não revenida. Uma mistura de martensita e austenita também foi encontrada por outros pesquisadores na superfície usinada.

Outro aspecto importante para se definir a integridade de uma superfície é a rugosidade. A alta dureza do material usinado faz com que o perfil da peça seja resultado do perfil da aresta de corte da ferramenta. Quando não há desgaste da ferramenta, ou há um desgaste uniforme, a rugosidade mantém-se em níveis mais baixos. Com níveis mais acentuados de desgaste, o perfil da ferramenta é reproduzido na peça (Nakayama et al., 1988). Caso alguma das pastilhas esteja em um plano mais saliente em relação ao plano de alinhamento das outras pastilhas, a rugosidade é determinada por essa pastilha. Atualmente são usadas pastilhas destinadas exclusivamente ao alisamento da superfície fresada. Nas operações de acabamento e semi-acabamento de aços para matrizes, principalmente quando se utilizam elevadas velocidades de corte, é extremamente benéfico utilizar o avanço por dente f_z idêntico à profundidade radial de corte (Figura 2.2). Essa medida proporciona um ótimo acabamento superficial em todas as direções, textura superficial simétrica e aumento da

vida da ferramenta em decorrência do aumento da precisão e da resistência da superfície. Quanto à precisão dimensional das peças de aços endurecidos, o alto valor da razão dureza/módulo de elasticidade, associado a um elevado valor da força passiva, faz com que se tenha uma grande deformação plástica no sistema /ferramenta/peça. Como conseqüência surge um apreciável erro dimensional na peça. Nakayama et al., (1988) sugerem que se aumente a estabilidade do sistema máquina/ferramenta/peça e se amenizem os efeitos da força passiva.

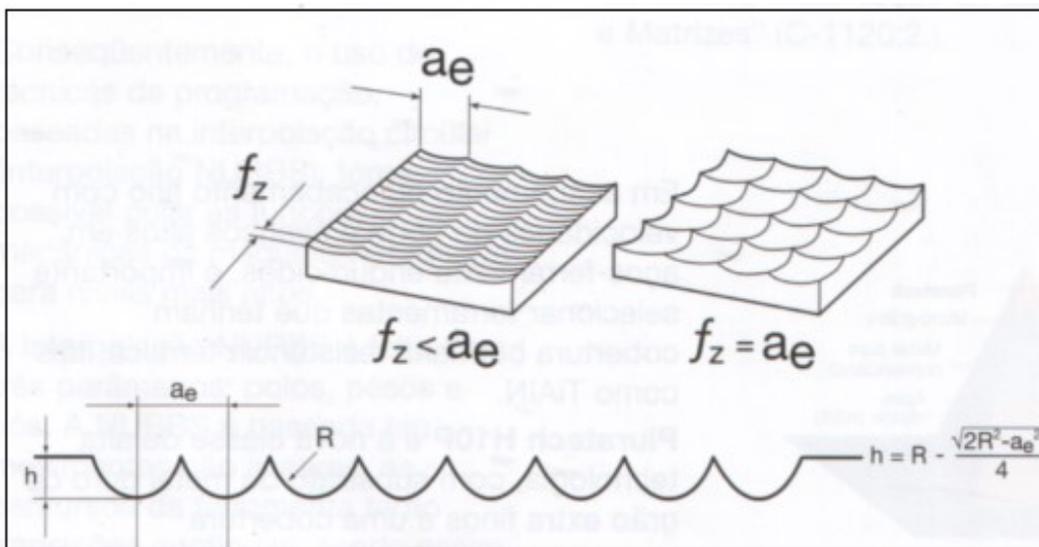


Figura 2.2- Superfície reproduzida em operação de fresamento com insertos redondos
(Sandvik-Coromant, 1999/a).

2.5 Geometria e Posicionamento da Ferramenta em Relação à Peça

2.5.1 Ângulos da Ferramenta

Existe uma grande variedade de geometrias que podem ser utilizadas em uma ferramenta de fresar. Cada tipo de geometria é determinada em função do material que

está sendo usinado, das diferentes condições de trabalho e dos vários tipos de materiais utilizados nas pastilhas. Ao se especificar uma ferramenta com determinada geometria, busca-se basicamente reduzir as forças de usinagem, reduzir a potência da máquina, melhorar a forma e o escoamento do cavaco, melhorar a estabilidade do sistema máquina/ferramenta, aumentar a vida da ferramenta e melhorar a tolerância dimensional geométrica e o acabamento superficial das peças (Wertheim et al., 1994).

A geometria de uma ferramenta utilizada para fresamento é uma combinação de ângulos na direção axial e radial de corte. A geometria das fresas de topo, por exemplo, ponta arredondada (*ball nose*) ou ponta esférica, contém ângulo de hélice entre 30° e 60° e entre 2 e 16 arestas de corte. O ângulo de saída, geralmente está entre -21 e 12 graus, enquanto que ângulo de folga fica na faixa entre 8° e 10°. Para maior rigidez da ferramenta o núcleo tem de 40 a 90% do diâmetro da fresa de topo. Para ferramentas de torneamento, no entanto, poucas geometrias têm sido ofertadas, principalmente para cerâmicas. Pequenas modificações nas arestas de ferramentas cerâmicas provocam significativas melhorias no processo em termos de, forças de corte, acabamento superficial e desgaste das arestas.

2.5.2 Entrada e Saída da Ferramenta

Ao iniciar o processo de corte do material, a aresta da ferramenta fica sujeita a um choque que pode ser extremamente prejudicial à sua vida. A intensidade desse choque varia em função dos parâmetros de usinagem, da dureza do material e do tipo de

fresamento que está sendo adotado para a realização da operação. Como será visto mais a diante, não só a entrada da ferramenta na peça como também a saída pode causar danos à aresta de corte.

No fresamento tangencial discordante a espessura inicial do cavaco é zero, o que aumenta consideravelmente o valor da pressão específica na aresta cortante da ferramenta, além de que o dente da fresa estar cortando uma superfície encruada pelo corte do dente anterior. Esse fato já não ocorre no fresamento tangencial concordante, em que espessura do cavaco é maior e a pressão específica de corte é menor (Diniz et al., 2000).

No fresamento frontal, a posição do centro de simetria da fresa em relação à peça determina a região da ferramenta que primeiro receberá o impacto assim que se tiver iniciado o corte. Uma fresa com o centro de simetria posicionado dentro das dimensões da peça assegura que o impacto da aresta de corte da ferramenta com a peça, ocorra numa posição favorável da ferramenta (parte interna da ferramenta). A Figura 2.3 ilustra um fresamento frontal com o centro de simetria posicionado dentro da peça. Nela observamos que o impacto ocorre na parte mais resistente da ferramenta.

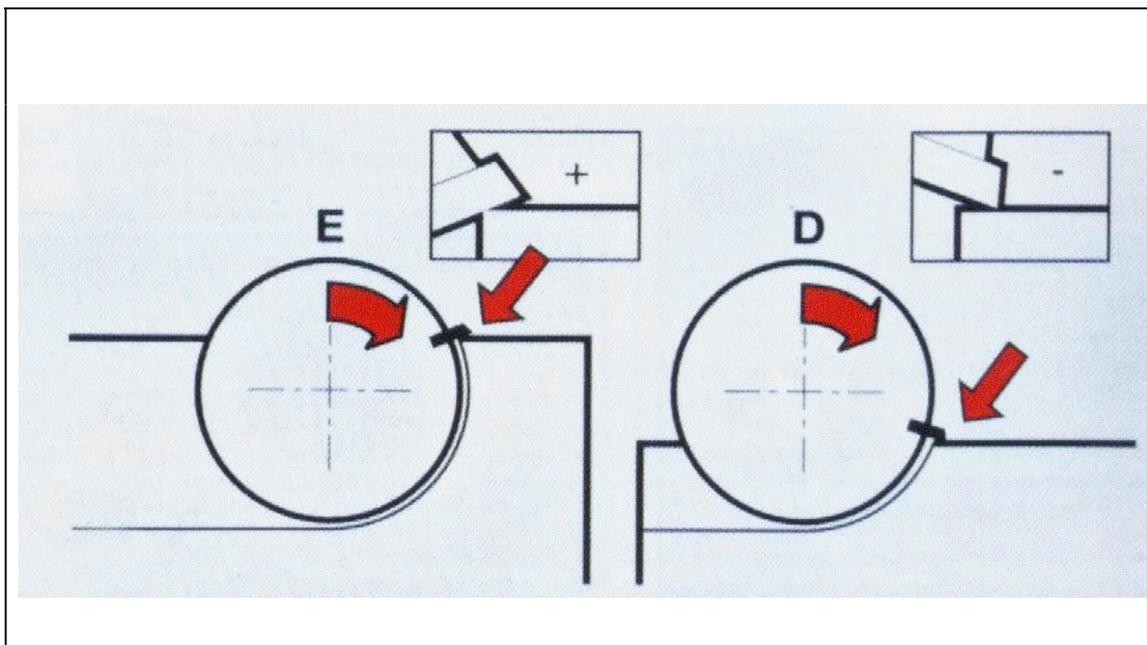


Figura 2.3- Fresamento frontal (Diniz et al., 2000) .

Cuidado especial também deve ser tomado com a saída do dente da peça em fresas frontais de facear. Na saída do corte haverá uma súbita diminuição das forças de corte. Por isto é importante que a espessura de corte neste momento seja a menor possível, para se evitar a formação de rebarbas em aço, ou lascamento do canto da peça em ferro fundido. Assim, as posições a e c da Figura 2.4 são favoráveis no que diz respeito à saída do dente da peça, e a posição b é desfavorável, já que neste momento a espessura de corte é máxima (Diniz et al., 2000).

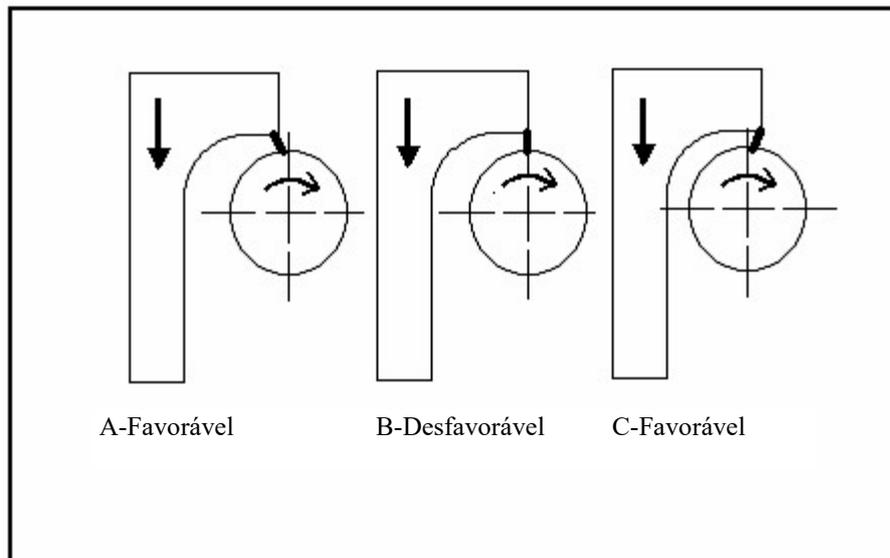


Figura 2.4- Saída da ferramenta no fresamento frontal.

2.5.3 Macrogeometria e Microgeometria da Aresta de Corte

A macrogeometria define o tipo do ângulo de saída da ferramenta, o qual determina se essa é uma geometria para desbaste ou se é uma geometria para corte leve (Figura 2.5). Se existe uma geometria de corte leve (acabamento ou semi-acabamento), há um ângulo de saída grande resultando em uma aresta de corte mais aguda. Esta aresta de corte não é tão robusta quanto à aresta de uma pastilha com ângulo de saída menor, tal como numa geometria para desbaste. Como consequência, o avanço por dente precisa ser mantido baixo. Entretanto, a aresta de corte viva é vantajosa em termos das forças de corte que serão baixas e máquinas com menores potências poderão ser usadas. A temperatura também será baixa devido à ação de corte leve que freqüentemente é uma vantagem (Sandvik-Coromant, 1999/b).

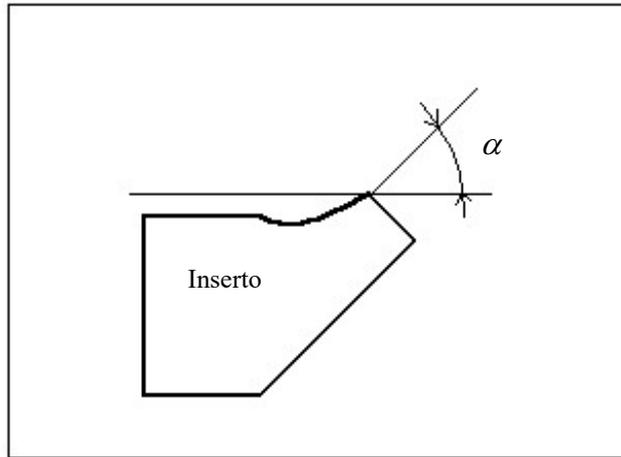


Figura 2.5- Macrogeometria de uma aresta de corte com seu ângulo de saída.

A microgeometria define o arredondamento da aresta (ER - *Edge Rounding*), além do tamanho e ângulo do chanfro (Figura 2.6). Com ER maior e chanfro negativo, a aresta de corte passa a ser mais forte, resultando na possibilidade de se usar altos avanços. ER grande e chanfro negativo também irão produzir forças de corte mais altas e temperaturas mais altas na região de corte, o que pode causar deformações plásticas na aresta de corte da ferramenta. Esse tipo de microgeometria é indicado para a usinagem de desbaste em ferro fundido devido à necessidade de se lidar com grandes profundidades de corte e inclusões de areia. Quando a microgeometria determina ER pequeno e chanfros negativos também pequenos, há uma ação de corte leve e uma menor geração de calor (Sandvik-Coromant, 1999/b).

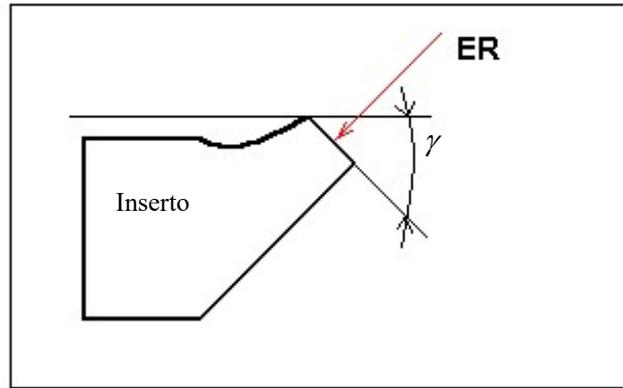


Figura 2.6- Microgeometria de uma aresta de corte com o ângulo e tamanho do chanfro.

2.6 Ferramentas de Corte

2.6.1 Caracterização dos Materiais para Ferramentas

Uma ferramenta de corte deve possuir uma série de características que permitam que ela realize o corte da melhor forma possível. O acabamento superficial da peça, o tipo de desgaste, o tempo que a ferramenta permanece cortando sem a necessidade de substituição, são conseqüências das propriedades dos materiais de que são feitas as ferramentas. Ao selecionar uma ferramenta de corte temos alguns critérios que devem ser levados em consideração (Diniz et al., 2000): material da peça usinada, condições da máquina operatriz, forma e dimensão da peça, custo da operação, natureza da operação, processo de usinagem.

A alta dureza dos aços endurecidos exige que as ferramentas possuam determinadas características que lhes confirmam produtividade e qualidade nas peças usinadas. Essas propriedades são apresentadas por König et al., (1984) como sendo:

- Dureza a quente;
- Alta resistência à ruptura transversal;
- Estabilidade química;
- Tenacidade à fratura;
- Resistência ao choque térmico (principalmente quando trabalhamos com fresamento, em que há grande variação de temperatura);
- Alta resistência à compressão.

2.6.2 Metais Duros

As primeiras ferramentas de metal duro surgiram na década de 30 com o objetivo de substituir as ferramentas de aço rápido, até então as mais utilizadas pela indústria. Basicamente as primeiras ferramentas de metal duro eram constituídas por finas partículas de carbonetos de tungstênio aglomerados a um elemento ligante, no caso o cobalto.

As ferramentas de metal duro são fabricadas por um processo de metalurgia do pó que envolve um grande número de etapas. Todas as etapas devem ser executadas da melhor maneira possível para se garantir uma qualidade satisfatória do produto. As propriedades que caracterizam uma ferramenta de metal duro são determinadas pela composição química de seus carbonetos, pela porcentagem de aglomerante e pelo tamanho do grão dos carbonetos de tungstênio. São os carbonetos que conferem à ferramenta uma maior dureza. Quanto maior a quantidade de carbonetos dispersos na matriz de cobalto, maior a dureza da ferramenta. Os principais carbonetos encontrados

em ferramentas de metal duro são WC, TiC, TaC e NbC. Esses carbonetos apresentam um comportamento positivo quando o desgaste da ferramenta se dá por abrasão, oxidação e deformação plástica. O teor de cobalto interfere na resistência da pastilha frente ao desgaste. Um elevado teor de cobalto afeta negativamente o desgaste por abrasão, difusão e oxidação, enquanto que o desgaste por fadiga e aderência e as tendências ao lascamento melhoram quando se tem maior quantidade de cobalto na ferramenta. Por fim temos a influência do tamanho de grãos de WC. Geralmente, grãos pequenos significam dureza mais elevada e grãos grandes, mais tenacidade. Isso amplia as possibilidades na usinagem com metal duro. Os grãos grandes têm porém um efeito negativo nos demais mecanismos de desgastes, exceto para o desgaste por oxidação, onde não faz diferença. (Braghini,1998).

Segundo a norma ISO, as ferramentas de metal duro são classificadas em três classes de ferramentas. A classe K possui carbonetos de tungstênio com 3 a 12% de cobalto como elemento ligante. Essa classe de ferramentas é utilizada para usinagem de materiais que possuem cavaco curto como o fofo, fibra de vidro, materiais não ferrosos. A classe P possui em sua constituição, além do WC, carbonetos como TiC, TaC e NbC. A classe P é utilizada quando se usina material que produz cavacos longos como os materiais ferrosos. Entre essas duas classes, tem-se a classe M que possui uma constituição química intermediária.

No final da década de 60 e início da década de 70, as ferramentas de metal duro passaram a ser produzidas com várias formas de cobertura com a finalidade de evitar reações químicas entre peça/ferramenta, melhorar a difusão do calor gerado para o

cavaco, diminuir o atrito peça/ferramenta e melhorar o acabamento superficial (Gu et al., 1999). Com isso houve uma considerável redução no desgaste de cratera e uma possibilidade de se trabalhar com maiores velocidades e maiores avanços. Existem no mercado dois processos de recobrimento de pastilhas de metal duro. O PVD (*Physical Vapour Deposition*) é um processo baseado na transferência do material de revestimento de uma fonte para a ferramenta através da vaporização. Existem várias variantes desses processos, que são usadas largamente por fabricantes de ferramentas de aço rápido. O processo PVD ocorre em temperaturas em torno de 500 C. No revestimento de TiC, por exemplo, o titânio é ionizado por meio de um feixe elétrico, formando um fluxo de plasma e juntamente com o nitrogênio, é depositado a ferramenta. Utilizado quando se necessita de ferramenta com aresta de corte viva, pode-se atingir uma camada de deposição de material em torno de 4µm. O processo CVD (*Chemical Vapour Deposition*) é um processo mais moderno que permite a deposição de múltiplas camadas com diferentes espessuras entre 2µm e 12µm. O processo ocorre através de reações químicas de diferentes gases em altas temperaturas. Basicamente, a cobertura CVD ocorre através de reações químicas de diferentes gases. No caso de cobertura de titânio, são usados os seguintes gases: hidrogênio, cloreto de titânio e metano, e as pastilhas de metal duro são aquecidas até 1000 graus C. Assim como a sinterização, esse é um processo que deve ser cuidadosamente controlado, e o teor de carbono, quer seja livre ou na forma de fase h, precisa ser controlado, através de um estágio extra de carbonização, antes da cobertura. A cobertura de óxido de alumínio é realizada de modo semelhante à cobertura de nitreto de titânio, usando-se outros gases, cloreto de alumínio

ou nitrogênio, respectivamente. O processo CVD adapta-se bem às aplicações de coberturas multi-camadas, pois o processo é relativamente fácil de ser controlado no tocante a variedade de gases utilizados. Diferentes tipos de revestimentos podem ser realizados no mesmo equipamento (Sandvik-Coromant, 1999/a).

Os principais tipos de cobertura são TiN (Nitreto de titânio), TiAlN (Nitreto de titânio e alumínio), AlTiN (Nitreto de alumínio e titânio), TiCN (Carbonitreto de titânio), Al₂O₃ (Óxido de alumínio) e TiC (Carboneto de titânio). Atualmente se tem utilizado ferramentas com múltiplas coberturas, sendo que cada uma delas apresenta uma característica distinta. O caso mais comum é uma cobertura com três camadas. Uma primeira de TiC que apresenta excelente dureza e permite a adesão das outras camadas ao material base da ferramenta. Uma segunda camada de Al₂O₃ que apresenta excelente estabilidade térmica, mantém a dureza a quente, evita o desgaste por abrasão e oxidação, e ainda possui estabilidade química. Por fim utiliza-se uma camada de TiN para a redução do atrito e melhor estabilidade química.

Vários pesquisadores têm estudado o mecanismo de desgaste de ferramentas de metal duro com cobertura. Su et al., (1998) concluíram que para uma operação de fresamento de topo em aço (HB 216), uma cobertura composta por 3μm de TiN + 2μm TiCN proporciona um aumento da vida da ferramenta em torno de 320% a 480% em relação a uma cobertura de 5μm de TiN. Neste trabalho, a vida da ferramenta é afetada em 48% pelo tipo de cobertura (composição), em 20% pela velocidade de corte e em 10% pela dureza do material e finalmente em 8% relativos ao avanço e profundidade de

corte. Os parâmetros ótimos encontrados foram para: $V_c=120\text{m/min}$, $f_z = 0.1 \text{ mm/dente}$, profundidade axial de corte de 2 mm para um aço com dureza de HB 216.

Gu et al., 1999 estudaram o desgaste de ferramentas de metal duro em operações de faceamento com fresa de topo em aço SAE 4140 (50 HRC). Foram analisadas três tipos de cobertura (TiN, TiAlN, ZrN) e uma ferramenta sem cobertura. Mecanismos de desgaste por micro-atrito, micro-adesão, abrasão e fadiga de origem térmica e mecânica foram constatados em todas as ferramentas. O mecanismo de desgaste variou em função da velocidade de corte. Um desgaste de flanco de 0,1 mm foi adotado como fim de vida da ferramenta. As ferramentas com cobertura de TiAlN apresentaram os melhores resultados ($l_c = 3000 \text{ m}$ para $v_c = 120 \text{ m/min}$, $f_z = 0,125 \text{ mm/dente}$), seguidas pela ferramenta com cobertura de TiN ($l_c = 2000 \text{ m}$ para $v_c = 120\text{m/min}$, $f_z = 0,125 \text{ mm/dente}$) e pela ferramenta com cobertura de ZrN ($l_c = 400 \text{ m}$ para $v_c = 120\text{m/min}$, $f_z = 0,125\text{mm/dente}$). As ferramentas sem nenhuma cobertura apresentaram os piores resultados ($l_c = 300 \text{ m}$, $v_c = 120 \text{ m/min}$, $f_z = 0,124 \text{ mm/dente}$).

A operação de acabamento em aços endurecidos produz grande quantidade de calor e um aumento considerável da temperatura na aresta de corte da ferramenta. Esse fato acontece em função das altas velocidades de corte necessárias para a obtenção de um bom acabamento superficial. Nesse contexto a dureza a quente da ferramenta (temperatura máxima em que a ferramenta continua cortando o material) passa a desempenhar um papel fundamental na vida da mesma. A Figura 2.7 indica a temperatura que cada tipo de revestimento suporta sem perder sua capacidade de corte.

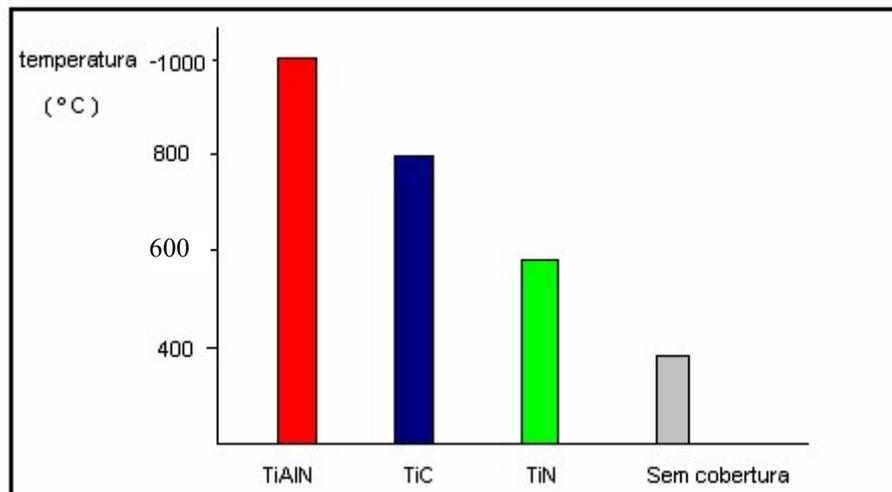


Figura 2.7- Dureza à quente de diversos tipos de revestimento (Sandvik-Coromant, 1999/a).

2.6.3 Cermets

O cermet é um produto da metalurgia do pó em que as partículas duras são baseadas mais em titânio (Ti) do que em tungstênio (W). Podem ser considerados como metais duros, porém com constituintes diferentes. São feitos de forma similar, através de misturas de pó prensados e compactados, que são então sinterizados. Além disso, algumas classes de cermets são cobertas pelo processo PVD.

O nome cermet vem de CERâmica + METal devido a partículas cerâmicas misturadas em um aglomerante metálico. As partículas duras baseadas em titânio nos cermets são o carboneto de titânio (TiC), o carbonitreto de titânio (TiCN) e o nitreto de titânio (TiN). Nos metais duros, baseados em tungstênio, as partículas duras são principalmente o carboneto de tungstênio (WC). Os metais aglomerantes comuns são níquel (Ni), molibidênio (Mo) e principalmente (Co) - o último sendo predominante em metais duros a base de WC. (Sandvik-Coromant, 1996).

Embora o cermet possa parecer mais complexo que o metal duro convencional, como material de ferramenta ele, possui propriedades como a estabilidade química e a capacidade de corte da aresta na medida em que ela se desgasta. Estas propriedades são de extrema importância para algumas operações de acabamento em moldes e matrizes.

No passado os cermets tinham a fama de quebrar-se repentinamente durante a usinagem, mas a tenacidade melhorada tem minimizado esse risco e proporcionado melhor segurança. Antes, as alternativas de alguns fornecedores para contornar esse fenômeno eram uma classe muito resistente ao desgaste - porém frágil - e uma classe muito tenaz, mas com uma baixa capacidade de desempenho. Hoje encontram-se no mercado classes que combinam resistência ao desgaste e tenacidade.

A melhor maneira de descrever as propriedades dos cermets é compará-los aos modernos metais duros, baseados em WC/Co, com cobertura. Geralmente, os cermets caracterizam-se pelas seguintes vantagens:

- Melhor capacidade e longa durabilidade para usinagem dentro de tolerâncias apertadas.
- Produzem melhores acabamentos superficiais.
- Maior capacidade de lidar com materiais para peças, dúcteis e abrasivos.
- Melhor resistência ao desgaste de flanco.
- Melhor resistência ao desgaste de entalhe.
- Melhor resistência à deformação plástica (velocidade mais alta).

2.6.4 Mecanismos de Desgastes das Ferramentas

Os principais mecanismos de desgaste dos insertos utilizados para a operação de fresamento são trincas de origem térmicas, lascamento e quebra da aresta cortante resultante do impacto ferramenta/peça. Isto se deve principalmente ao fato de ser o fresamento uma operação de corte interrompido. A ferramenta entra e sai da peça inúmeras vezes por segundo. A espessura do cavaco varia ao longo do processo de corte, assim como a temperatura do sistema peça/cavaco/ferramenta. Os mecanismos reguladores de desgaste só irão ocorrer se a ferramenta possuir dureza suficiente para resistir aos choques térmicos e mecânicos (Diniz et al., 2000). Basicamente são quatro os mecanismos de desgaste que podem ocorrer em uma ferramenta de corte, além de avaria provocada por fadiga do material da ferramenta. É importante lembrar que dificilmente apenas um mecanismo é o responsável pela deterioração da ferramenta, mas sim uma combinação deles.

Desgaste químico: Difusão de átomos de um material para outro em função da afinidade química entre esses elementos. O processo de difusão torna-se mais acelerado por causa da alta temperatura e da elevada pressão que ocorre com o aumento da velocidade de corte. A difusão causa desgaste de cratera na superfície de saída da ferramenta. Para se evitar o desgaste por difusão, utilizam-se ferramentas com material que não possua afinidade química com o material da peça. Para a usinagem com ferramentas de metal duro, utiliza-se recobrimento da pastilha com material cerâmico (Al_2O_3) que é estável quimicamente com o aço.

Desgaste abrasivo: Desgaste devido ao atrito de partículas muito duras do material da peça com a ferramenta. Nos casos em que a temperatura da ferramenta torna-se elevada a ponto de diminuir sua dureza, ocorre uma aceleração no mecanismo de desgaste por abrasão. Esse mecanismo de desgaste ocorre principalmente na superfície de folga da ferramenta, já que essa região está em constante atrito com a peça.

Desgaste por aderência : Ocorre devido à aderência do material da peça na superfície da ferramenta. Esse fenômeno ocorre em baixas temperaturas e altas pressões(Bragini, 1998). O material que se encontrava aderido à superfície da ferramenta, ao se desprender leva consigo parte do material da ferramenta. Uma repetição desse processo provoca o que chamamos efeito *stick slip*.

Desgaste por oxidação: A combinação entre altas temperaturas e a presença de oxigênio acaba por resultar em oxidação para a quase maioria dos materiais. A presença de água e ar provenientes dos fluidos tendem a piorar o desgaste por oxidação. Esse é um dos motivos pelos quais há uma tendência geral em se diminuir ao máximo ou até mesmo eliminar a utilização de fluido de corte.

Avarias por fadiga: A constante variação de temperatura na aresta de corte acrescida de ciclos de pressão e compressão leva a micro-trincas que podem resultar em quebra da

ferramenta. No caso de fresamento a situação torna-se mais delicada, pois há constante variação de temperatura e choque mecânico da ferramenta com a peça.

Além dos mecanismos acima mencionados, podem ocorrer também a formação da aresta postiça de corte que é a fusão do material da peça na aresta da ferramenta. Em um determinado instante o material que estava aderido à superfície se desprende e arranca parte do material da ferramenta. Ocorre em materiais dúcteis em baixas velocidades de corte

2.6.5 Tipos de Desgastes e Avarias das Ferramentas

A seguir procuramos resumir os principais desgastes encontrados em diversos tipos de ferramentas e operações de fresamento.

Trincas Térmicas : Pequenas fissuras perpendiculares à aresta de corte. Causam micro-lascas e um acabamento superficial insatisfatório. São mais comuns onde há uma variação do gradiente de temperatura associado aos impactos da ferramenta com a peça. Nas operações de fresamento surgem as situações mais propícias ao surgimento de trincas. O uso de fluidos de corte pode facilitar o surgimento de trincas térmicas, uma vez que provocam maior variação da temperatura na aresta de corte da ferramenta.

Lascamento : A variação de esforços e de temperatura durante a remoção do cavaco intermitente levam ao surgimento e propagação de trincas na aresta principal de corte que acabam por levar ao lascamento da ferramenta. Esse tipo de desgaste ocorre com mais frequência quando se tem corte interrompido, como no fresamento. Para esse tipo de desgaste recomendam-se pastilhas de metal duro com cobertura de TiC/Al₂O₃/TiN. Novaski, (1993) estudou os tipos de desgastes e avarias que geralmente ocorrem em pastilhas de metal duro. Em velocidades de corte mais baixas, as avarias por lascamento se sobrepõem aos desgastes de flanco da aresta de corte, isto é, o surgimento de lascamento ocorre primeiro que os desgastes da aresta de corte. Este fato é devido à fadiga provocada por uma maior variação da amplitude de deslocamento da ponta da ferramenta e também ao fato dos revestimentos possuírem pequenas fissuras em sua superfície. Já em altas velocidades de corte, a alta temperatura influencia na predominância dos desgastes convencionais da aresta, principalmente do desgaste de flanco.

Desgaste de flanco e desgaste de Entalhe: Durante o processo de corte, a superfície de folga da ferramenta permanece em contato com o material que está sendo usinado. O desgaste de flanco (Figura 2.8.a) ocorre em função do atrito de partículas duras do material com a superfície de folga da ferramenta. O principal mecanismo responsável pelo desgaste de flanco é a abrasão.

Figura 2.8.a- Desgaste de flanco



Quebra da Pastilha : Ocorre quando há uma força excessivamente alta agindo sobre a ferramenta, ou quando o desgaste da ferramenta se tornou grande o suficiente a ponto de comprometer a função da ferramenta. A quebra da pastilha pode causar danos ao porta ferramentas, à máquina ferramenta e à peça. Por essas razões a quebra da pastilha deve ser evitada. Para se evitar a quebra da ferramenta recomenda-se a utilização de uma classe de ferramenta mais tenaz, avanço e profundidades de corte menores, geometria mais favorável. A aresta postiça de corte também pode ser responsável pela quebra da ferramenta.

Desgaste de Cratera: Ocorre na superfície de saída da ferramenta causando um enfraquecimento do gume cortante. Normalmente o desgaste de cratera (Figura2.8.b) ocorre durante a usinagem de materiais dúcteis, pois esses apresentam cavaco longo. O desgaste de cratera ocorre através do mecanismo de abrasão e por interações de natureza química entre o material da peça e o da ferramenta. A utilização de metal duro com cobertura reduz bastante a craterização da ferramentas.



Figura 2.8.b- Desgaste de cratera.

Deformação Plástica: Altas velocidades de corte, altos avanços e elevada dureza do material usinado provocam elevada temperatura na aresta de corte e grandes tensões na ponta da ferramenta. Nesses casos é comum a ferramenta sofrer deformação de sua aresta cortante (Figura 2.8.c). Como resultado temos alterações na geometria da ferramenta, modificações no fluxo de cavaco e um aumento da temperatura de corte.



Figura 2.8.c- Deformação plástica.

Aresta Postiça : Adesão do material usinado na aresta de corte da ferramenta (Figura 2.8.d). Ocorre durante a usinagem de material dúctil com baixas velocidade de corte. Quando a aresta postiça atinge um determinado tamanho, ela tende a se desprender da

ferramenta levando junto parte do material constituinte da ferramenta. A aresta de corte passa então a apresentar uma aresta irregular prejudicando o acabamento superficial.

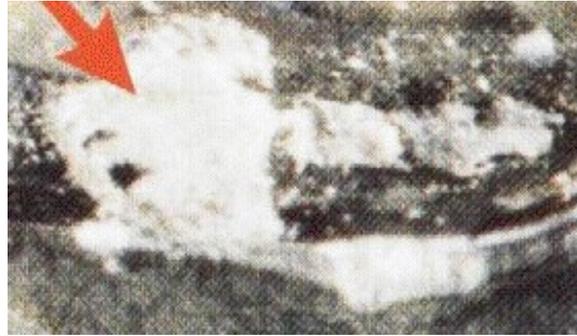


Figura 2.8.d- Aresta postiça.

CAPÍTULO 3

TECNOLOGIA DE USINAGEM COM ALTAS VELOCIDADES DE CORTE (*HIGH SPEED MACHINING*)

3.1 Generalidades

Define-se fresamento em HSM (*High Speed Machining*) como sendo o fresamento de topo com elevadas velocidades de corte (altas rotações) e elevada velocidade de avanço. Na realidade o conceito de HSM é algo bem mais abrangente do que simplesmente girar um eixo em altas rotações. O conceito HSM envolve a redefinição de parâmetros como máquinas com alta rotação e elevada rigidez, sistema de fixação bem balanceado, ferramentas capazes de suportar as condições de corte extremamente severas, tecnologia CAD/CAM e funções de comandos CNC com processamento *look-ahead*. Há contudo algumas limitações e dificuldades que devem ser lembradas ao se trabalhar com HSM: excessivo desgaste das ferramentas, necessidade de máquinas extremamente caras, balanceamento do sistema de fixação das ferramentas e a necessidade de materiais para ferramentas e revestimentos cada vez mais sofisticados, além de programas computacionais e capacidade de processamento e armazenamento de dados das máquinas de comando numérico (Fallböhmer et al., 2000).

O desenvolvimento da tecnologia HSM ocorreu principalmente pela necessidade da indústria de moldes e matrizes obter produtos com melhor acabamento superficial, em um menor espaço de tempo. A eliminação de trabalhos manuais em decorrência de

um melhor acabamento final conseguido por HSM é de extrema importância para as empresas que trabalham com essa tecnologia. Há inúmeras vantagens na utilização de processos HSM, quais sejam: alta taxa de remoção de material, redução do tempo de fabricação das matrizes, baixas forças de corte, dissipação do calor com a alta taxa de cavaco removido e por conseqüência menor distorção geométrica das peças, melhor acabamento superficial, melhor precisão final das peças, redução na formação de rebarbas e ainda a possibilidade de simplificação do ferramental e eliminação de trabalhos manuais de acabamento.

A indústria de moldes e matrizes é um dos segmentos do setor metal-mecânica que está alcançando benefícios significativos com a utilização da tecnologia *High Speed Machining*. As empresas que produzem moldes e matrizes trabalham com lotes unitários de produtos, alocando assim todos os custos de produção diretamente sobre um único produto. Como grande parte dos custos é atribuído ao processo de usinagem, uma vez otimizado esse processo, a redução dos custos se torna-se imediata. As empresas tornam-se então mais competitivas, pois além de reduzirem custos, conseguem também uma melhoria na qualidade de seu produto final.

Para o domínio da tecnologia HSM é necessário que se entenda bem todas as fases do processo. Geralmente as etapas de um processo de usinagem em alta velocidade de corte podem ser divididas da seguinte maneira:

1. Tratamento térmico para a obtenção da dureza necessária;
2. Usinagem em desbaste (em alguns casos a operação de desbaste é realizada antes do tratamento térmico);

3. Pré-acabamento;
4. Acabamento com ferramenta de metal duro, cermet, metal duro inteiriço, cerâmica mista ou PCBN;
5. Usinagem por eletroerosão de cantos e canais profundos.

Como principal benefício da tecnologia HSM pode-se destacar a redução ou a total eliminação das operações manuais de acabamento, pois essas, além de serem extremamente morosas, têm um impacto na precisão geométrica e dimensional das peças. Outro importante aspecto positivo da tecnologia HSM é a diminuição no tempo das operações mecânicas de acabamento em até 50% (Silva et al., 2001), além de um melhor acabamento superficial das peças.

3.2 Máquinas Ferramentas

A fim de satisfazer as altas exigências do processo, a tecnologia HSM requer uma nova concepção de ferramentas, sistemas de fixação e de máquinas de comando numérico. Para máquinas de alto desempenho, em que se esperam vibrações mecânicas em frequências e potências bem mais altas que as normalmente observadas, as propriedades de amortecimento da estrutura são de extrema importância. Portanto a estrutura de uma máquina para trabalhar em rotações compatíveis com os eixos-árvores disponíveis deve ser melhor projetada em sua forma, ou utilizar materiais com melhores

propriedades de amortecimento (Teixeira, 2002).

Além da capacidade de amortecimento, as estruturas das máquinas-ferramentas devem também ser capazes de evitarem grandes variações térmicas, pois essas podem influir na tolerância dimensional das peças que estão sendo usinadas. Medidas como projeto de estruturas simétricas, compensação térmica através do resfriamento contínuo da estrutura e projeto com materiais de baixo coeficiente de dilatação térmica são medidas eficazes que minimizam consideravelmente o problema.

As altas rotações dos processos HSM exigem eixo-árvore adequado, além de mancais capazes de suportar os desgastes. A utilização de mancais com rolamentos de esferas cerâmicas têm sido uma boa opção. Da mesma forma que o eixo-árvore da máquina para altas velocidades, os acionamentos de movimentação dos eixos também devem acompanhar a evolução. Isso se faz necessário para que a espessura de corte seja mantida dentro de valores possíveis para que se formem cavacos por cisalhamento, tanto para processos de fresamento quanto de torneamento.

3.3 Sistema de Fixação das Ferramentas

A usinagem de matrizes e moldes requer a utilização de ferramentas longas para as mais diversas profundidades de superfícies. É muito importante se obter o menor comprimento possível na ferramenta, principalmente em operações de fresamento. Muitas vezes uma pequena diferença no comprimento em balanço da ferramenta pode ser a diferença entre trabalhar ou não com boa produtividade ou mesmo não conseguir trabalhar. Para contornar essa dificuldade, a utilização de ferramentas modulares apresenta-se como uma boa saída.

O Coromant Capto é um sistema modular de acoplamento capaz de manter uma boa flexibilidade e produtividade através de um número variado de combinações. Por meio desse sistema é possível construir uma montagem usando suportes básicos longos e curtos, extensões e reduções para alcançar o comprimento necessário. Pode-se assim

obter um sistema em condições de se adaptar as mais variadas situações de fresamento, como é o caso da usinagem de moldes e matrizes, em que há uma enorme variedade de geometrias e profundidades de superfícies.

Outro aspecto interessante do Coromant Capto é o sistema de fixação por parafuso central da fresa com os módulos. O sistema de parafuso central é a maneira mais forte e barata para se fixar. Normalmente a força de fixação é dobrada quando comparada com qualquer mecanismo de fixação lateral (*front clamping*).

Além do comprimento da ferramenta, outro item de importância é o sistema de fixação. O momento de flexão é crítico em termos de vibrações e um ponto muito importante para se reduzir o momento de flexão está na força de fixação. Sistemas de fixação hidráulico permitem altas forças de fixação e são capazes de manter baixo o batimento por um longo tempo (Layne, 2001).

O sistema de fixação CoroGrip da Sandvik Coromant (Figura 3.1) utilizado nesse trabalho, abrange todas as aplicações (do acabamento fino ao desbaste pesado). Um suporte que pode fixar todos os tipos de ferramentas, de fresas faceadoras a brocas com hastes cilíndricas. A força de fixação simétrica no sistema mantém um baixo batimento por um longo tempo. O desenho rígido dos suportes mantém o baixo batimento nas operações de desbaste. Para a obtenção de alta força de fixação deve ser usada uma bomba hidráulica externa. Com uma pressão 700 bar, a bucha externa do mandril é deslocada para cima, sobre a superfície cônica, quando a ferramenta é fixada e para baixo quando a mesma é liberada. Quando a ferramenta é fixada, o mecanismo de fixação se auto trava e não há nenhuma pressão hidráulica no suporte durante a usinagem (Sandvik-Coromant, 2002/a).

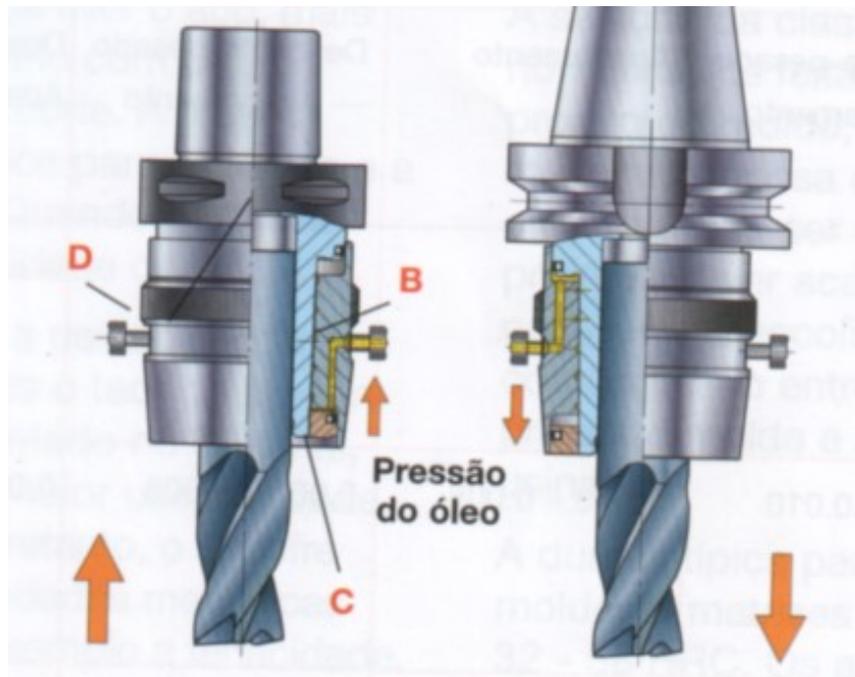


Figura 3.1- Sistema de fixação Coro Grip (Sandvik-Coromant, 1999/a).

3.4 Comando Numérico

Os processos de HSM têm realçado a necessidade de se desenvolver radicalmente tanto a tecnologia CAM, quanto a tecnologia CNC. HSM não é simplesmente uma questão de controlar e impulsionar os eixos e girar os fusos mais rapidamente. As aplicações de HSM criam a necessidade de uma comunicação de dados muito mais rápida entre diferentes unidades das cadeias dos processos. Existem também condições específicas para o processo de corte nas aplicações de HSM com os quais os comandos numéricos convencionais não são capazes de lidar.

Para que as vantagens da tecnologia de usinagem com altas velocidade de corte possam ser alcançadas, os comandos numéricos presentes nas máquinas devem possuir características técnicas não necessariamente exigidas, até o momento, para máquinas ferramentas. O primeiro requisito é a velocidade de processamento de blocos (linhas de

comando). Programas CNC para fresamento de superfícies complexas, muito comuns em moldes e matrizes, geralmente consistem de uma longa seqüência de comandos de interpolação que determinam a posição da ponta da fresa. Neste caso, o tempo de processamento de bloco pode representar uma limitação à velocidade de avanço. Outro recurso necessário é a capacidade de interpolação simultânea de até cinco eixos. Para a usinagem de superfícies complexas é necessário que uma fresa de topo possa fresar com ângulos de até 90 graus trabalhando perpendicularmente à superfície gerada. Isso só é possível com capacidade de movimentação em 5 eixos, movendo-se a mesa (peça) ou o eixo-árvore. Nesse caso o CNC deve compensar a geometria da máquina bem como o comprimento e diâmetro da fresa. Além disso, o CNC deve garantir que a velocidade de avanço comandada seja mantida para a ponta da ferramenta. São ainda desejáveis recursos mais sofisticados, permitindo que se modifique a inclinação da fresa em relação à normal da superfície fresada durante a interpolação. Isto permite a otimização da usinagem durante a operação, através da eliminação de vibrações (Teixeira, 2002).

3.5 Balanceamento em Alta Velocidade de Corte.

Define-se desbalanceamento como sendo a condição em que o eixo de massa principal de um corpo giratório, também conhecido como eixo de inércia, não coincide com seu eixo de rotação (Layne, 2001). Há diferentes tipos de desbalanceamento; desbalanceamento estático quando o eixo de massa de um rotor não coincide com o eixo de rotação e é paralelo ao eixo de rotação, desbalanceamento conjugado, quando o eixo de massa não coincide com o eixo de rotação, porém o intercepta no centro de gravidade do rotor. Finalmente têm-se o desbalanceamento dinâmico como sendo a condição em que o eixo de massa não coincide com o eixo de rotação, não é paralelo a ele e não o intercepta.

Quando se trabalha com velocidades acima de 8000 rpm, um desbalanceamento relativamente pequeno pode produzir forças extremamente altas sobre os mancais do

eixo árvore à medida que a rotação aumenta. Essas forças certamente afetam as peças que estão sendo produzidas assim como as máquinas-ferramentas.

Na peça o desbalanceamento produz ondulações na superfície do metal como também acabamentos superficiais de qualidade bastante ruim. O desbalanceamento pode também ter como consequência a incapacidade de se manter tolerâncias apertadas. Nas máquinas, o efeito das forças centrífugas, provocam tensões internas no eixo-árvore, normalmente resultando em falha prematura do mancal do eixo-árvore. Além dos efeitos mencionados acima, não se deve esquecer o efeito negativo do desbalanceamento na vida da ferramenta. Segundo Layne (2001), a vida da ferramenta pode ser melhorada em até 50% usando-se suporte balanceado.

Há dois tipos de fontes de desbalanceamento em suporte de ferramentas; um controlável (fixo) e outro incontrolável (variável). Os desbalanceamentos provocados por fontes fixas são atribuídos a detalhes como rasgos de arraste em suporte de ferramentas, base não retificada do flange V, pino de retenção e quaisquer outras características geométricas. As fontes fixas envolvem detalhes como posição da pinça, posição da porca da pinça e fontes devido às próprias ferramenta de corte. Para as causas fixas de desbalanceamento recomenda-se o balanceamento estático, enquanto para as causas variáveis recomenda-se o balanceamento dinâmico.

3.6 Operação de Semi-acabamento com Fresa Toroidal

A qualidade final de uma matriz ou de um molde depende em muito dos resultados das operações finais de acabamento e semi-acabamento. Por sua vez, os resultados de tais operações encontram-se estreitamente ligadas às operações anteriores de desbaste leve e pesado. Quando o resultado de uma operação de desbaste é uma grande quantidade de sobremetal em formato de escada, as forças de corte tornam-se variáveis e há uma grande deflexão da ferramenta. O resultado é um material não

uniforme para o acabamento, o que acaba influenciando na precisão geométrica da peça final.

A utilização de pastilhas redondas visa a obtenção de transições suaves entre os passes, e também um sobremetal menor e mais uniforme para o semi-acabamento (Figura 3.2). Uma das principais características das pastilhas redondas consiste no fato delas gerarem uma espessura de cavaco menos variável, possibilitando assim taxas de avanços mais altas. O fato do ângulo de posição variar continuamente de 0° a 45° possibilita uma ação de corte bastante suave. Na profundidade máxima de corte o ângulo de posição é 45° e na usinagem em cópia com a periferia o ângulo é 90° . Isso também explica a resistência das pastilhas redondas, em que a carga de trabalho se forma progressivamente.

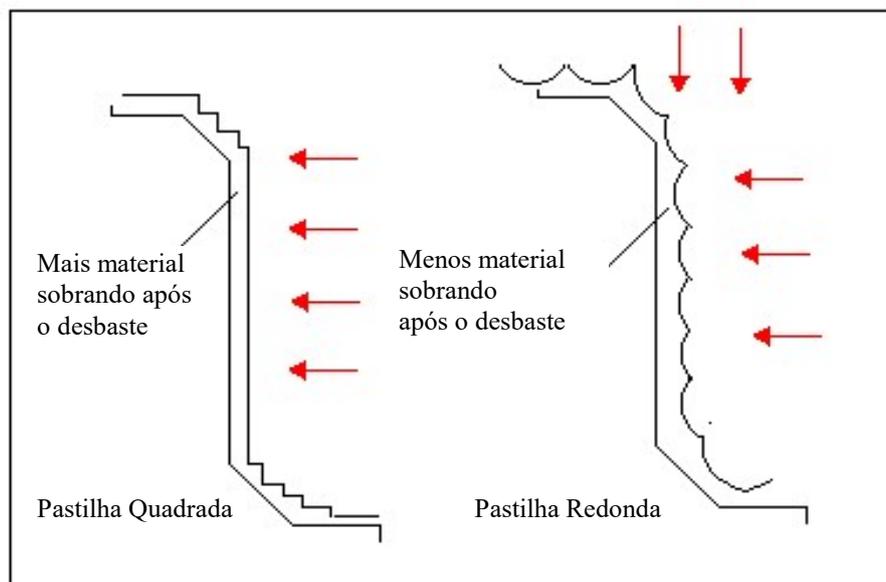


Figura 3.2- Superfície gerada por ferramentas com pastilhas redondas.

Contudo, a grande vantagem de se trabalhar com altas velocidades de corte e com pastilhas redondas reside no fato de se trabalhar com pequenos valores para a profundidade de corte (a_e) e para a profundidade axial de corte (a_p). Como a velocidade de corte é alta, mantêm-se uma boa produtividade e também um bom acabamento

superficial, geralmente atingindo uma acabamento superficial final em torno de $Ra = 0,2\mu m$.

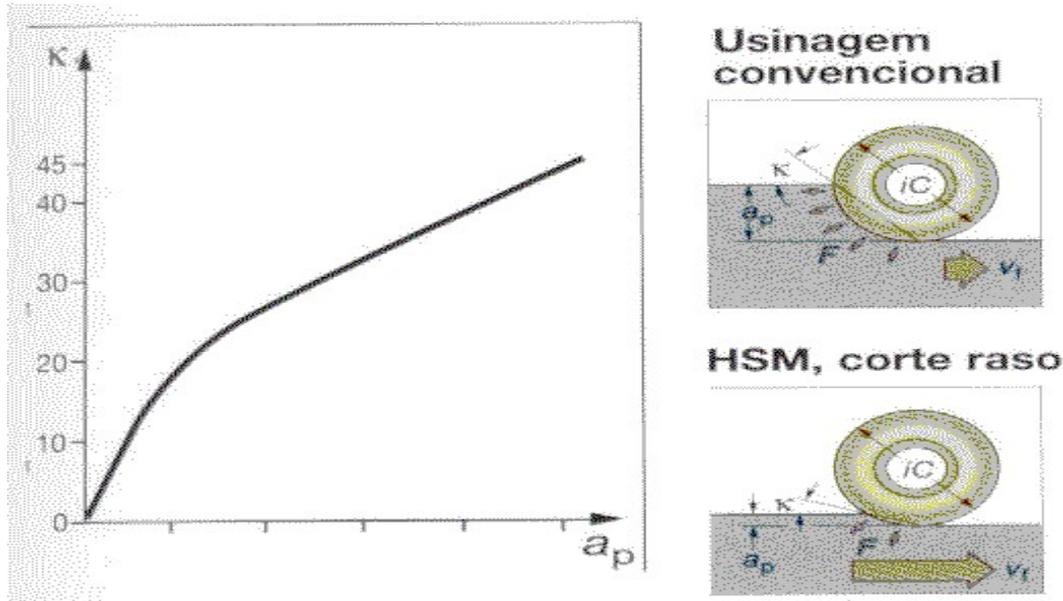


Figura 3.3- Ângulo de posição em função da profundidade axila de corte. (Sandvik-Coromant, 2002/a).

Na Figura 3.4 observa-se uma relação entre a profundidade radial de corte e o ângulo de posição. Para uma pequena profundidade radial de corte tem-se um pequeno ângulo de posição. A espessura do cavaco será menor, resultando em baixas forças de corte e menor geração de calor. A temperatura na aresta da ferramenta será menor, aumentando a vida da ferramenta.

Devido aos pequenos valores de a_e e a_p , a velocidade de corte e o avanço por dente podem ser aumentados de 5 a 10 vezes se comparado ao fresamento convencional (Figura 3.4 e Figura 3.5), resultando em avanços de mesa e taxas de remoção muito altos. Mantém-se assim uma boa produtividade, uma boa qualidade final sem afetar a vida da ferramenta e a segurança do processo.

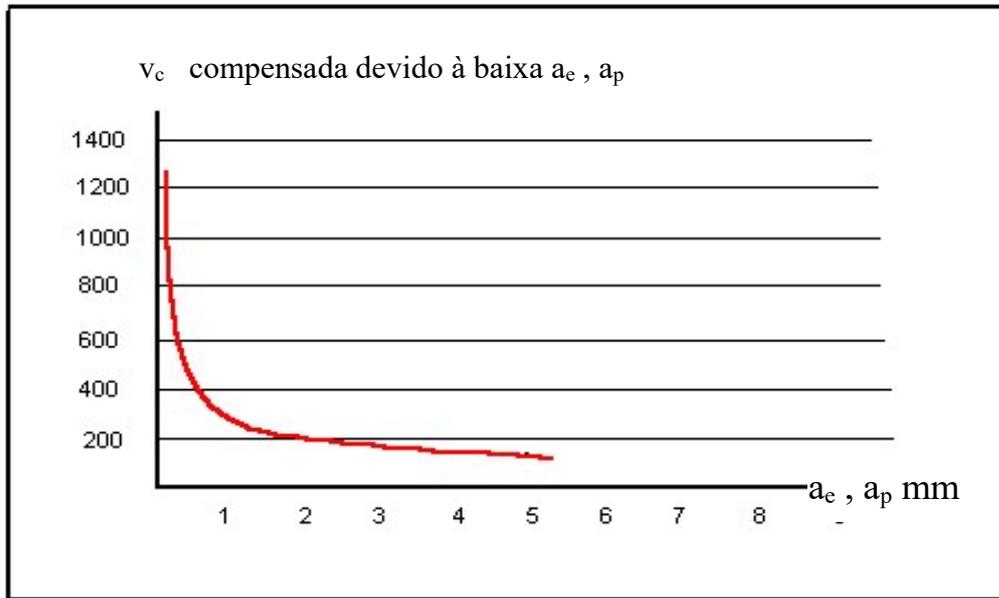


Figura 3.4- Velocidade de Corte em Função de a_e, a_p (Sandvik-Coromant, 1999/b).

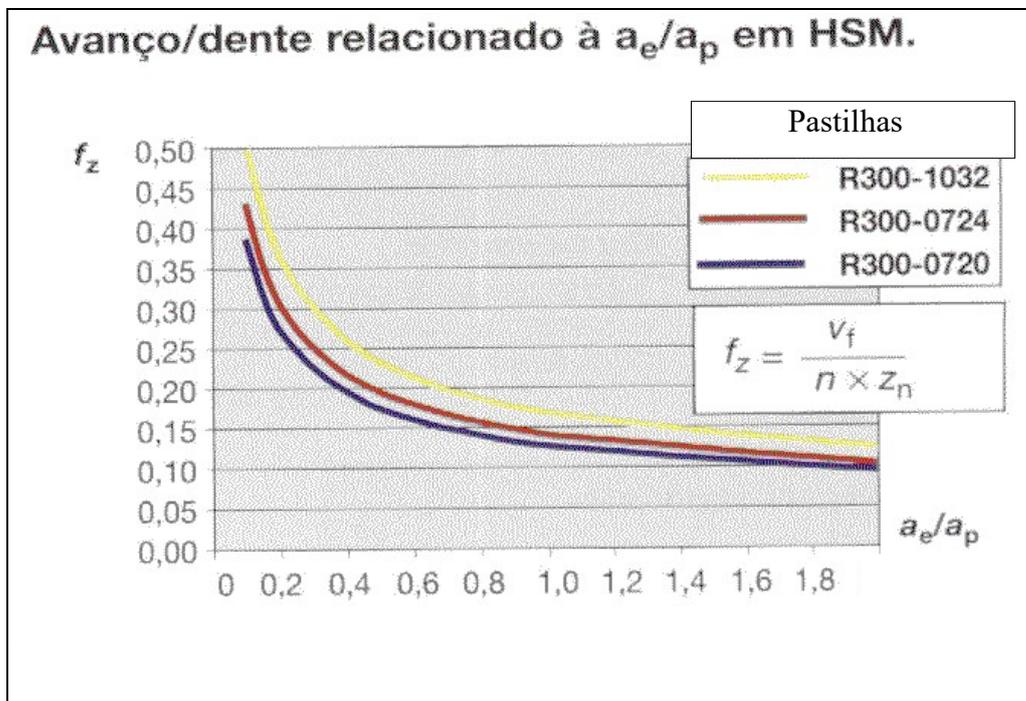
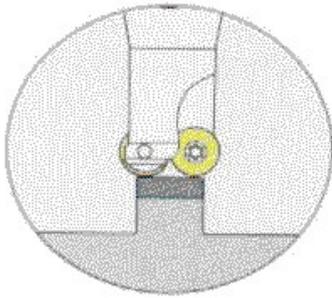


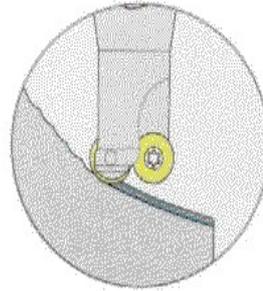
Figura 3.5- Avanço por dente em função da relação a_e/a_p para três classes de ferramentas (Sandvik-Coromant, 1999/b).

Os baixos valores dos parâmetros de corte e o avanço mais rápido da mesa impedem a propagação de calor para a ferramenta, ficando grande parte desse calor retido na peça. A consequência é um amolecimento do material da peça e a diminuição da força necessária para a realização do processo de corte.

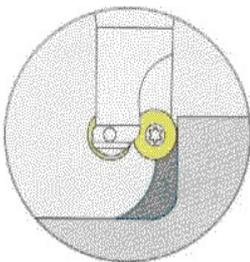
A fresa de topo toroidal (Figura 3.6) é uma ferramenta de alta precisão para desbaste leve e semi-acabamento de moldes e matrizes e perfis complexos, assim como fresamento de acabamento. Possui grande versatilidade permitindo o desbaste de bolsões através do fresamento em rampa, a usinagem em contorno, o fresamento em perfis e faceamento em condições difíceis. O longo alcance a torna ideal para bolsões fechados e profundos e cavidades rasas. Projetada para pequenas profundidades de corte 0,2 - 1 mm e avanços por dente até 0,5 mm, o que permite que os valores do avanço por dente sejam mantidos bem altos, pois o menor contato da aresta de corte resulta em cavacos finos e pouca geração de calor.



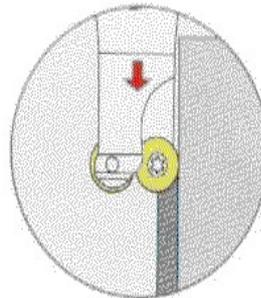
Faceamento



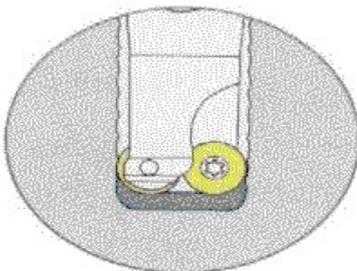
Usinagem em contorno



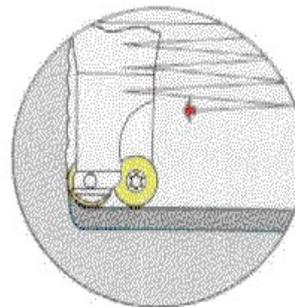
Fresamento de retoque (restmilling)



Fresamento em mergulho



Fresamento em cheio



Fresamento em rampa

Figura 3.6- Fresa de topo toroidal em diversas operações de usinagem.

Na utilização de fresas com pastilhas redondas em profundidades de corte pequenas, é sempre importante calcular a velocidade de corte real baseada no diâmetro de corte efetivo ou diâmetro real (Figura 3.7). Caso esse aspecto não seja levado em consideração, ocorrerão graves erros de cálculo da faixa de avanço, que depende da velocidade do fuso. Tais erros de cálculo provavelmente farão com que o desempenho da fresa fique abaixo de sua capacidade.

As equações 3.1 e 3.2 permitem o cálculo da velocidade de corte efetiva a partir do diâmetro efetivo.

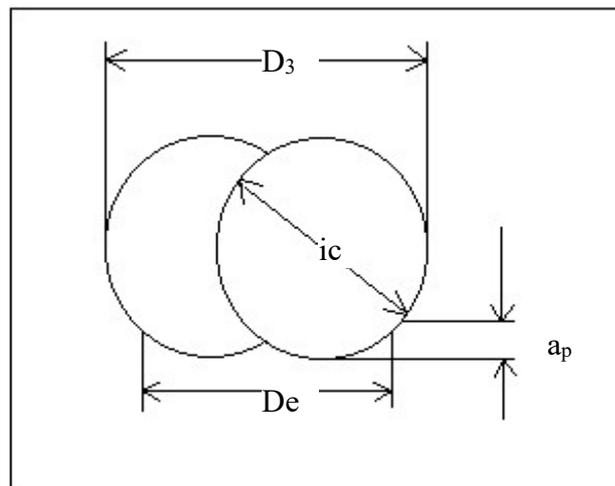


Figura 3.7- Diâmetro efetivo de uma fresa toroidal.

$$D_e = D_3 - ic + \sqrt{(ic^2 - (ic - 2a_p)^2)} - [mm] \quad 3.1$$

$$V_e = \frac{\pi \cdot n \cdot D_e}{1000} - [m / min] \quad 3.2$$

3.6.1 Influência da Geometria da Ferramenta na Qualidade Superficial da

peça

A geometria circular da aresta de corte da fresa de topo toroidal provoca um perfil em formato de ondas na superfície usinada. A rugosidade teórica (Figura 3.8) é então determinada pela profundidade radial de corte (a_e), pelo avanço por dente (f_z) e pela inclinação entre a haste da fresa e a superfície usinada. Na direção transversal ao avanço, a rugosidade teórica é influenciada negativamente pela profundidade radial (equação 3.3) de corte, pela inclinação da fresa em relação à superfície usinada e pelo raio da pastilha redonda (R). Já na direção longitudinal ao avanço, a rugosidade teórica aumenta proporcionalmente ao avanço por dente. Entretanto a influência do avanço por dente é menos sensível, devido ao elevado raio de ponta da ferramenta redonda (Oliveira, 2002).

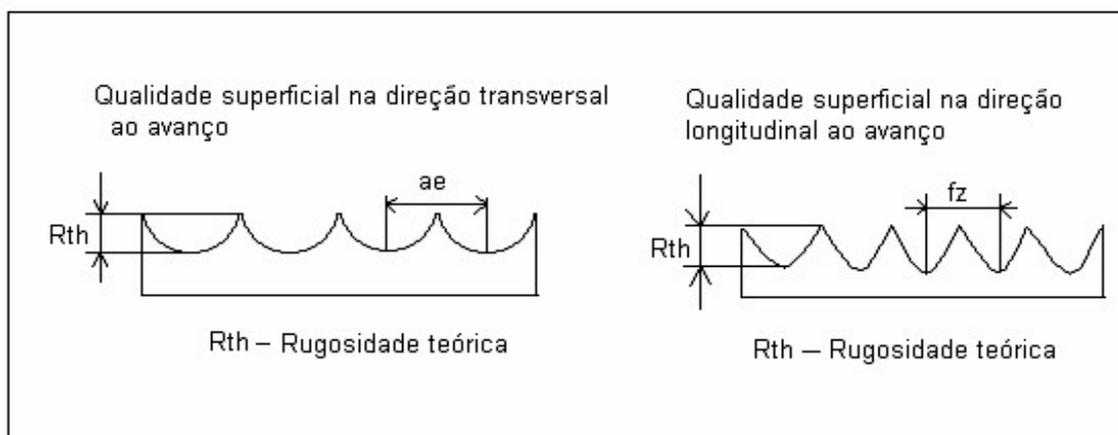


Figura 3.8- Rugosidade teórica transversal e longitudinal ao avanço (Oliveira 2002).

$$R_{th} = a_e^2/8R$$

3.3

3.7 Operação de Acabamento com Fresa de Topo de Ponta Esférica (*Ball Nose*)

Nas operações de acabamento, a operação é realizada por ferramentas de ponta esférica de pequeno diâmetro e elevado comprimento, o que diminui a estabilidade do sistema e induz à vibração do sistema. Para se evitar esse tipo de problema, costuma-se diminuir a espessura do cavaco mediante a diminuição do avanço combinada com uma pequena profundidade radial de corte (Silva et al., 2001). A alta velocidade de corte passa então a desempenhar um papel fundamental na redução do tempo de fabricação das peças, pois um baixo valor para o avanço e uma pequena profundidade radial de corte tornam o processo extremamente lento.

A estratégia de corte é um ponto fundamental quando se trabalha com fresas de ponta esférica. Para um melhor acabamento e uma maior vida da ferramenta, deve-se adotar o sentido concordante de fresamento com movimentos ascendente (Figura 3.9), pois desta maneira a ferramenta se desloca subindo ao longo do perfil no chamado corte em reverso. Dessa forma a espessura do cavaco tem um valor máximo com uma velocidade de corte mais favorável, evitando-se então que se tenha uma grande espessura do cavaco com velocidade de corte muito baixa. É importante também fazer com que a ferramenta permaneça em contato com a peça, o maior tempo possível. Todas as operações de fresamento têm um caráter interrompido ou intermitente devido às características da ferramenta (múltiplos dentes). A vida útil será consideravelmente mais curta se a ferramenta for submetida a muitas entradas e saídas no material. Essa condição aumenta a quantidade de esforços e a fadiga térmica na aresta de corte. Ocorre

também um considerável prejuízo para o acabamento final da superfície fresada, pois a cada entrada da ferramenta na peça, esta se deflexionará e haverá uma marca e um excesso de material na superfície usinada. Quando a ferramenta sai da peça, as forças de corte e a flexão da ferramenta diminuirão e haverá também uma marca e uma leve rebaixo de material na superfície usinada.

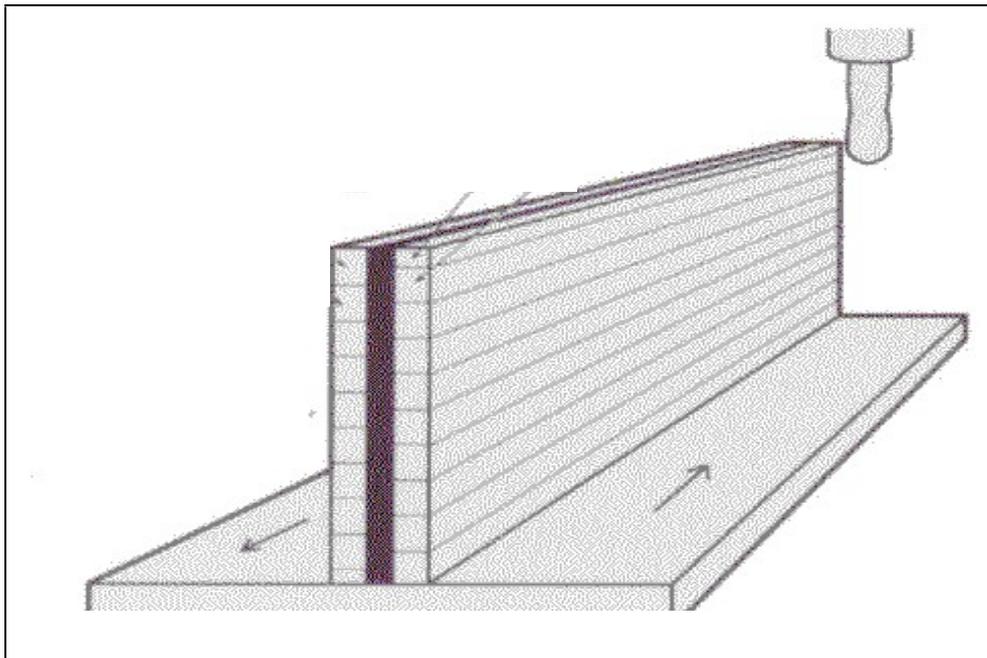


Figura 3.9- Fresamento concordante e ascendente .

Devido à sua grande versatilidade, as fresas de topo de ponta esférica (Figura 3.10) são também bastante utilizadas na usinagem de superfícies curvas em processos de fabricação de moldes e matrizes. Utilizadas principalmente para operações de acabamento e semi-acabamento com altas velocidades de corte ($V_c > 220$ m/min), as fresas de topo de ponta esférica têm apresentado resultados bastante satisfatórios quanto ao acabamento superficial, à vida das ferramentas e às forças presentes no processo.

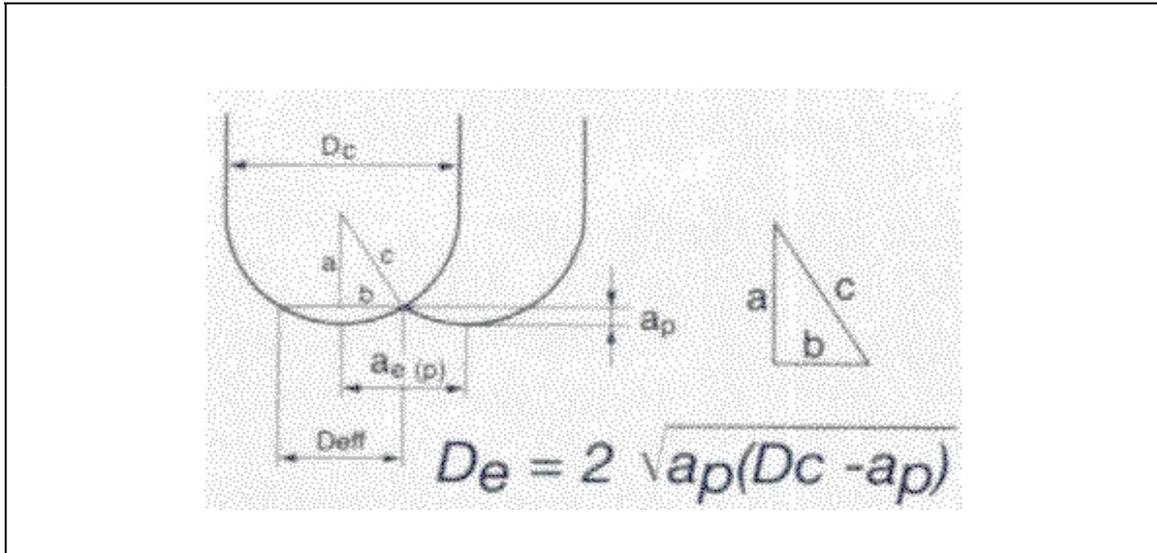


Figura 3.10- Fresa de topo de ponta esférica (Aspinwall et. al. (2000/a)).

O cálculo da velocidade de corte é feito em relação ao diâmetro efetivo da ferramenta, conforme nos indicam as equações 3.4 e 3.5.

$$D_e = 2 \cdot \sqrt{a_p \cdot (D_c - a_p)} \text{ -- [mm]} \quad 3.4$$

$$V_c = \frac{\pi \cdot n \cdot D_e}{1000} \text{ -- [m / min]} \quad 3.5$$

A Figura 3.11 ilustra o mecanismo de formação do cavaco durante o corte de um material com fresa de topo de ponta esférica. Como mostra a Figura 3.12, a geometria da ferramenta produz um cavaco curto, em forma de cunha.

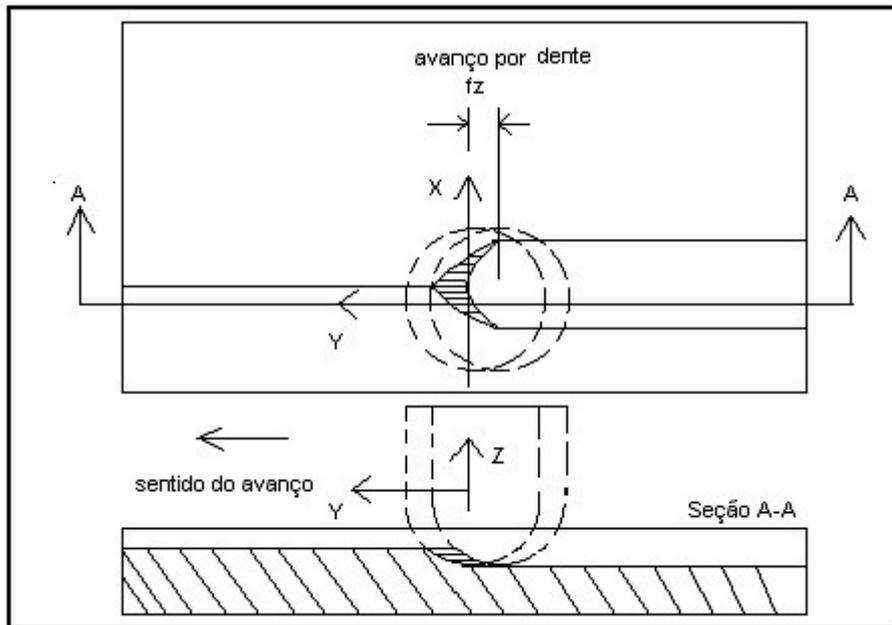


Figura 3.11- Formação do cavaco durante o corte com ferramenta de topo de ponta esférica (Fallbohmer, 1996).

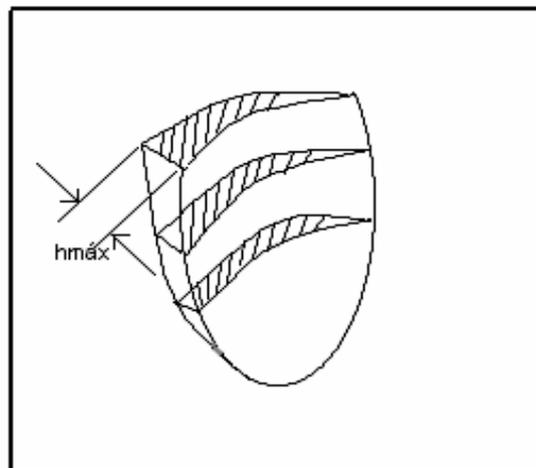


Figura 3.12- Cavaco em forma de cunha (Fallbohmer, 1996).

Diversos autores têm estudado o comportamento das fresas de topo de ponta esférica sob a influência de vários fatores como: tipo de cobertura da ferramenta,

posição da ferramenta em relação à peça, utilização de fluido de corte e variação dos parâmetros de corte. Aspinwall et al., (2000/b) analisaram o comportamento dessas fresas ao usinarem Inconel 718 (53% Ni , 19 % Cr , 18% Fe , 5 % Nb 3%Mo , 0,9% Ti , 0,5 % Al , 45 HRC). Ferramentas com coberturas de TiAlCrN e com cobertura de TiAlN (mono e multi-camadas) foram avaliadas sob várias condições de corte. As ferramentas com cobertura de TiAlCrN apresentaram melhores resultados quando se avaliou a vida das ferramentas e o acabamento superficial. A Figura 3.13 mostra o efeito do tipo de cobertura no comprimento de corte. A operação foi realizada sem fluido de corte.

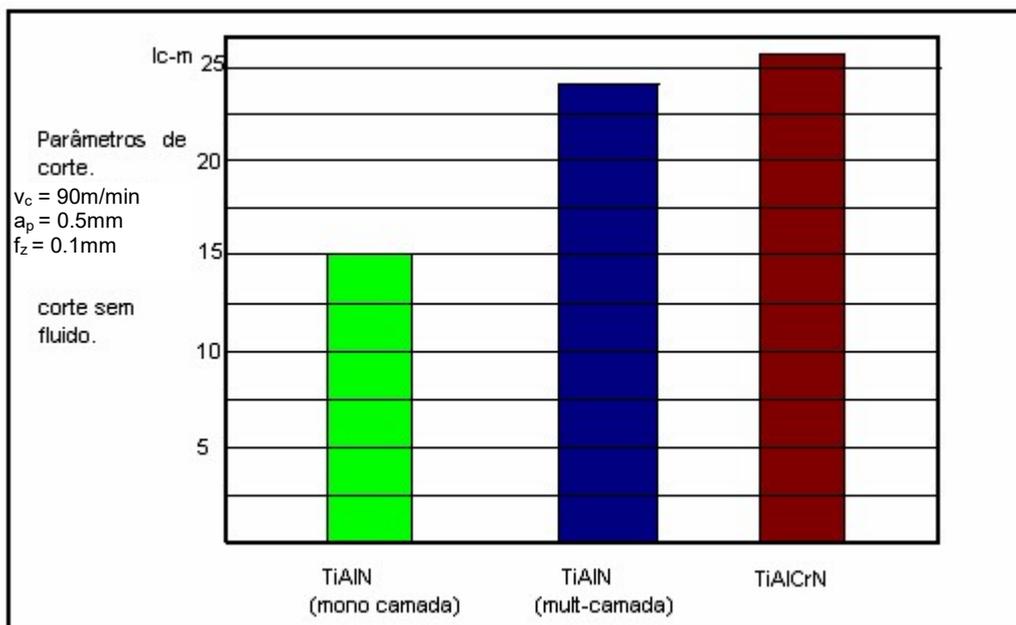


Figura 3.13- Comprimento de corte obtido em função do tipo de cobertura

(Aspinwall et al., 2000/b).

3.7.1 Desgaste e Deterioração em Fresas de Ponta Esférica

Devido à complexidade das superfícies a serem usinadas, as fresas de topo de ponta esférica têm sido amplamente utilizadas na usinagem de acabamento de aços endurecidos empregados na confecção de moldes e matrizes. Utilizando fresas na usinagem de aço ABNT 1045 e velocidade de corte variando de 100 m/min a 1600 m/min, Fallbohmer et al., (1996) testaram vários tipos de cobertura de ferramenta. A Figura 3.14 mostra o comportamento do desgaste de flanco em função do comprimento de corte. Observou-se que as ferramentas de PCBN apresentaram um desempenho consideravelmente superior em relação às demais ferramentas. As ferramentas de metal duro com cobertura de TiN apresentaram um desempenho superior aos outros tipos de cobertura mais avançados, como TiCN e o TiAlN. Segundo Fallbohmer et al., 1996, para se tirar maior proveito de ferramentas com uma cobertura mais avançada, é necessário que se utilize ferramenta com grande rigidez, o que às vezes é extremamente difícil de se conseguir em fresamento de matrizes, já que esse tipo de processo exige ferramentas longas para a usinagem de raios, reentrâncias e cavidades, o que acaba reduzindo a rigidez do sistema.

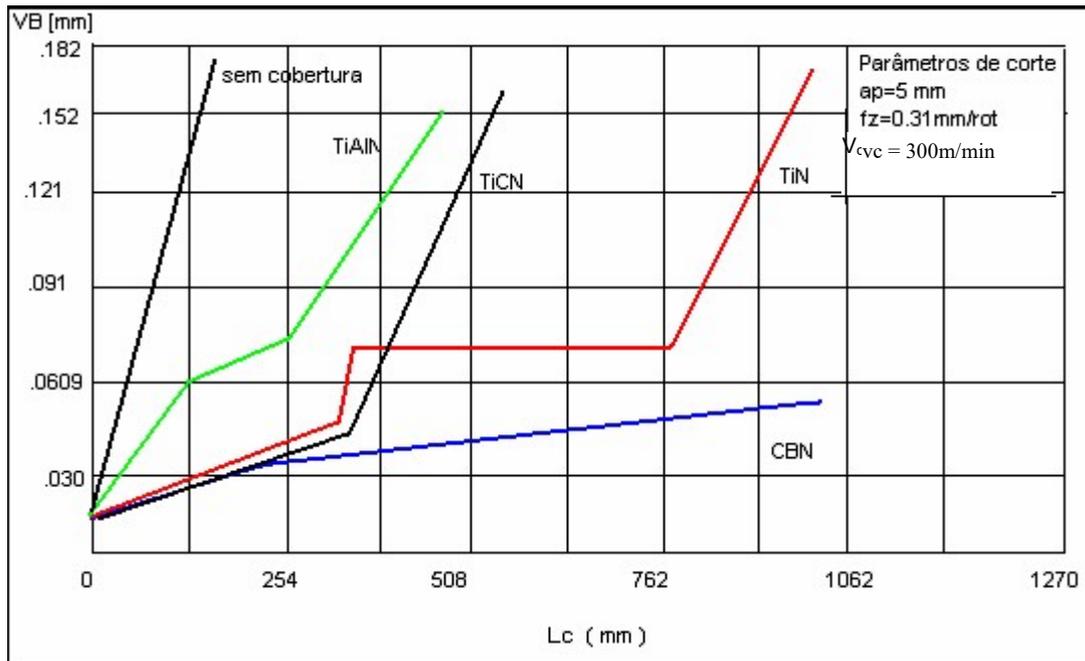


Figura 3.14- Comportamento do desgaste de flanco para várias ferramentas (Fallbohmer et al., 1996).

Elbestawi et al., (1997) analisaram o desgaste de fresa de topo de ponta esférica com pastilhas de PCBN durante a usinagem de aço endurecido (55HRC). Eles constataram que a alta dureza do material, associada à alta velocidade de corte produz grande quantidade de calor. Calor esse que amolece o material que está sendo usinado, facilitando assim o processo de corte.

Com o objetivo de estudar o mecanismo de desgaste e a vida dessas ferramentas, Nelson et al., (1998) estudaram o desgaste de fresas de topo de ponta esférica na usinagem do aço ferramenta H13 (46 HRC). Três tipos de ferramentas foram avaliadas e tiveram seu desempenho comparado.

As ferramentas utilizadas durante os ensaios foi um inserto de metal duro classe ISO K30 com cobertura de TiN por processo CVD. Uma ferramenta de metal duro à base de micro grãos VC101 (89% WC -1%TaC-10% Co) e duas classes de ferramentas de PCBN (BZN-8100 -65% de CBN e BZN-6000 90% de CBN). A escolha dessas ferramentas foi em virtude de sua grande utilização no mercado.

Segundo Nelson et al., (1998), as ferramentas de metal duro com cobertura de TiN tiveram um resultado bastante insatisfatório se comparada às ferramentas de metal duro à base de micro-grãos e de PCBN. Esse fato foi atribuído à grande quantidade de cobalto na constituição química da ferramenta e à incapacidade desta em resistir ao desgaste por abrasão. As ferramentas com micro-grãos de metal duro apresentaram um bom resultado em função de uma maior dureza proporcionada por sua microestrutura, e pela menor quantidade de cobalto. Para velocidades de corte de até 150 m/min, as ferramentas de micro-grãos de metal duro apresentaram boa resistência ao desgaste por abrasão. A partir desse nível de velocidade de corte, a alta temperatura da zona de corte facilita o desgaste causado por reações químicas entre a peça e a ferramenta. Devido à sua boa estabilidade química a altas temperaturas, as ferramentas de PCBN conseguem manter o corte mesmo em altas temperaturas, sendo assim indicadas para serem utilizadas em velocidades de corte acima de 150 m/min.

A Figura 3.15 apresenta os resultados obtidos por Nelson et al., (1998) para cada tipo de ferramenta utilizada no experimento. Nela observa-se um rápido desgaste das ferramentas de metal duro com cobertura de TiN. Em compensação fica claro o bom

desempenho da ferramenta de PCBN, principalmente em altas velocidades de corte ($v_c = 366$ m/min).

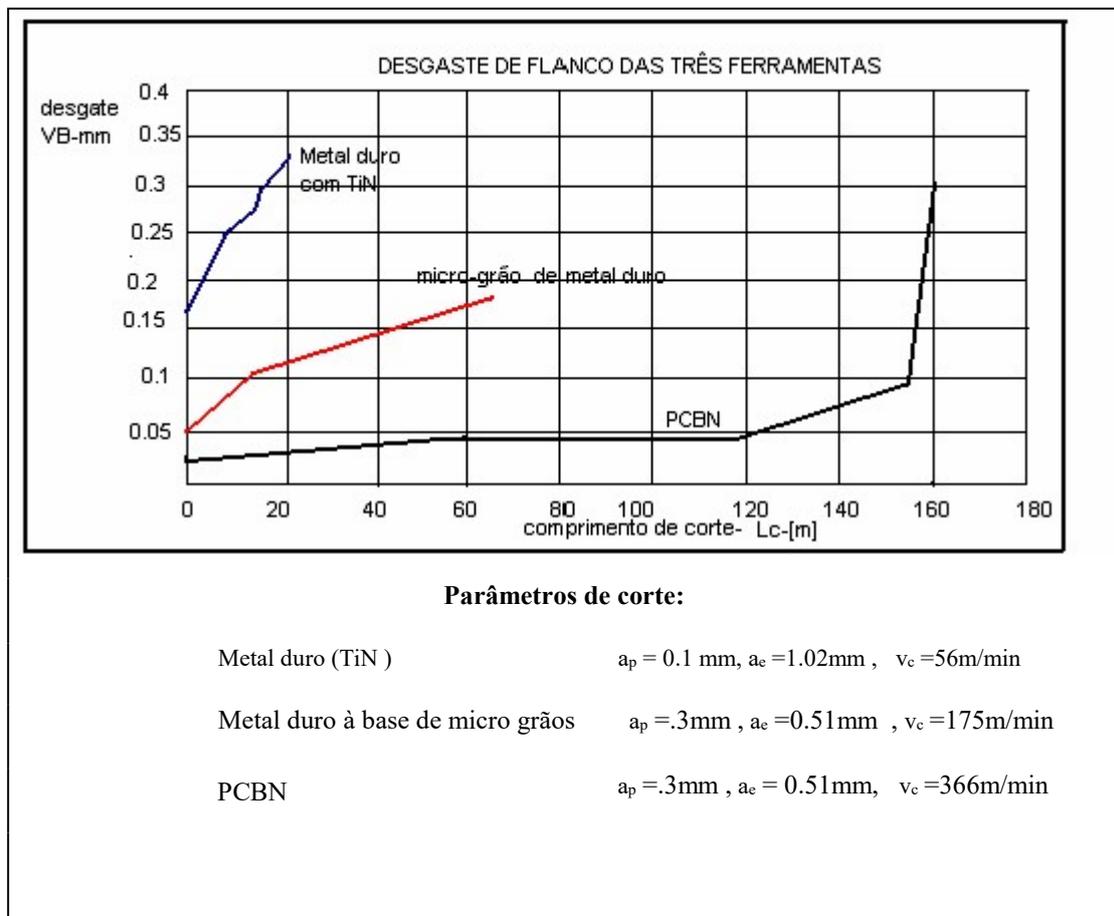


Figura 3.15- Comportamento do desgaste de flanco (Nelson et al.,1998).

Existe atualmente uma forte tendência em se utilizar ferramentas de metal duro com cobertura à base de titânio em ferramentas de ponta esférica. Dentre as coberturas utilizadas, o TiAlN é o tipo de revestimento que melhor se adapta quando são necessárias altas velocidades de corte e dureza a quente. As coberturas de TiN e TiCN, embora possuam também elevada dureza, não suportam altas temperaturas, mantendo

sua dureza numa faixa de temperatura em torno de 400°C a 450°C. Segundo Dorr et al., (2001), testes com fresas de topo de ponta esférica com três tipos diferentes de revestimento (TiN, TiCN e TiAlN), mostraram que as ferramentas com cobertura de TiAlN superam em alguns casos, os demais tipos de cobertura em até sete vezes. Esses resultados credenciam as ferramentas de metal duro com revestimento de TiAlN para a usinagem de matrizes, em que é exigido da ferramenta uma alta dureza a quente.

A Tabela 3.1 resume as principais características dos materiais à base de titânio que são utilizados como cobertura nas ferramentas de metal duro. Como se pode observar, as coberturas de TiAlN apresentam significativa vantagem em relação aos demais tipos de revestimento. Além de possuírem uma dureza superior, as coberturas de TiAlN conseguem manter essa dureza em temperaturas bem elevadas, 800°C (Dorr et al., 2001). Embora alguns fabricantes afirmem que as ferramentas de metal duro com revestimento de TiAlN mantenham sua dureza em temperaturas de até 1000°C. Além da dureza elevada em altas temperaturas, as coberturas de TiAlN possuem um baixo coeficiente de atrito e um baixo coeficiente de condutibilidade térmica em relação aos outros tipos de revestimento.

Tabela 3.1 Propriedades das coberturas a base de titânio (Dorr et al., 2001).

cobertura	coloração	Espessura (μm)	Dureza HV	T _{máx} -C	coef de atrito (μ)	λ (w/mk) (condutibilidade térmica)
TiN	dourada	1-5	2200 - 2700	450	0.4	70
TiCN	violeta claro	1-5	2800 - 3100	400	0.25 -0.3	100
TiAlN	violeta escuro	1-5	3000 - 3500	800	0.3 - 0.4	50

CAPÍTULO 4

PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

4.1 Peças, Ferramentas e Instrumentos

Os ensaios realizados tiveram como objetivo principal estudar a vida das ferramentas de metal duro e de cermet no fresamento de semi-acabamento de aço duro usado para a fabricação de moldes e matrizes. A ferramenta utilizada foi uma fresa de topo toroidal Sandvik Coromant CoroMill 300 de diâmetro 12 mm, com duas pastilhas redondas de diâmetro 7 mm (R300-720E-PM). Nos ensaios foram utilizados corpos de prova do aço AISI H13 ao Cr-Mo temperado e revenido com dureza média de 50 HRC e com a composição química de 0,4%C, 0,3%Mn, 5%Cr, 1,5%Mo, 1%V e 1%Si. As Figuras 4.1, 4.2 e 4.3 mostram respectivamente o centro vertical de usinagem, o sistema de monitoração da potência, a fresa de topo toroidal em operação de semi-acabamento e as dimensões dos corpos de prova utilizados nos ensaios.



Figura 4.1- Centro vertical de usinagem e sistema de medição de potência usados nos experimentos em laboratórios.



Figura 4.2- Fresa de topo toroidal em operação de semi-acabamento.

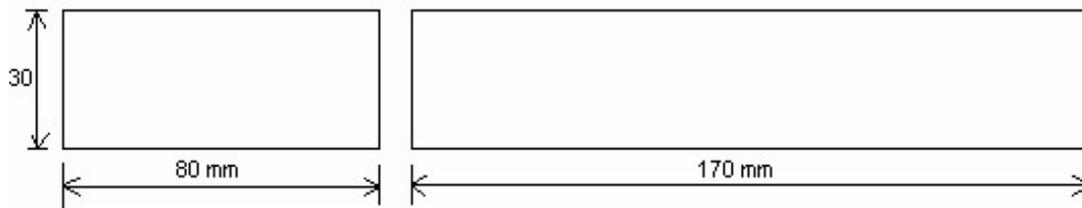


Figura 4.3- Dimensões dos corpos de prova utilizados

Para a operação de fresamento toroidal, utilizou-se um centro de usinagem vertical MORI-SEIK modelo SV -40, comando FANUC, com rotação máxima da árvore de 12.000 RPM, com motores independentes para o acionamento da mesa e rotação da ferramenta, os quais eram acionados por corrente alternada. A potência do motor principal da máquina ferramenta é de 30 HP. Para a fixação da fresa no eixo árvore

utilizou-se um sistema de fixação *CoroGrip* (Sandvik-Coromant) com pressão de 700 bar. A haste da fresa trabalhou em balanço de 70 mm.

Os desgastes das ferramentas foram observados e medidos pelo GLOBAL IMAGE ANALYSER, que consiste de um microscópio óptico com capacidade de ampliação de até 50 vezes, aliado à uma câmara de vídeo de alta resolução ligada a uma placa digitalizadora no computador. Os dados coletados pela placa foram analisados por um software (GLOBAL LAB). As fotos que constam neste trabalho foram feitas no Microscópio Eletrônico de Varredura marca Jeol, modelo JAX-840A.

Além da usinagem a seco, (sem a utilização de fluido de corte), realizaram-se alguns ensaios em condições de mínima quantidade de lubrificante (MQL). O equipamento de mínima lubrificação utilizado nos ensaios foi o Magi-Cut (*Mist coolant equipment*) da Fuso Seiko, modelo OS-21 AT 40. Dois tipos de lubrificantes sintéticos foram testados: óleo Macron A (SHELL) com uma pressão de 4,5 bar e uma vazão de 15 ml/hora e um segundo óleo GSC772 (AGELUBE) também com uma pressão de 4,5 bar e 15ml/hora.

4.2 Ensaios Preliminares

Numa fase preliminar dos experimentos três tipos de materiais de ferramentas foram ensaiadas nas mesmas condições de corte: velocidade de corte $v_c = 300$ m/min, avanço por dente $f_z = 0,13$ mm/dente, profundidade radial de corte $a_e = 1$ mm e profundidade axial de corte $a_p = 1$ mm. As ferramentas utilizadas foram um inserto de cermet classe H10 (CT530/Sandvik) e dois tipos de metal duro: classe ISO P (GC4040/sandvik) e classe H15 GC1025(Sandvik). O critério adotado para o fim de vida da pastilha foi o desgaste de flanco $VB_{m\acute{a}x} = 0,3$ mm. Realizou-se o monitoramento da potência consumida pelo motor do eixo árvore da máquina via medição da corrente elétrica. Mediu-se a dureza do material usinado a cada $a_p = 1$ mm de profundidade axial de corte, a fim de verificar se a dureza permanecia na ordem de 50 HRC. Nessa fase do

experimento, para cada ferramenta ensaiada, repetiu-se o ensaio três vezes, tendo-se assim o cuidado para que a variação da vida da ferramenta entre cada ensaio não fosse superior a 10%. Os ensaios preliminares foram realizados sem a utilização de fluido de corte e com fresamento no sentido concordante.

4.3 Ensaio Definitivos

Em uma segunda etapa, depois de verificado que a ferramenta de cermet CT530 apresentou um rendimento superior em relação ao volume de cavaco removido em comparação ao metal duro, realizou-se uma segunda série de ensaios com o objetivo de se levantar a influência das condições de corte na vida das ferramentas. Com esse objetivo efetuou-se um planejamento fatorial (2^3) com três variáveis de influência em dois níveis, velocidade de corte ($v_c = 250$ e 300 m/min), avanço por dente ($f_z = 0,13$ e $0,16$ mm/dente); profundidade radial de corte ($a_e = 1$ e 2 mm), profundidade axial constante ($a_p = 1$ mm) (Tabela 4.1). Estes ensaios foram realizados com a operação no sentido concordante de corte. Utilizou-se um planejamento fatorial devido ao menor número de ensaios necessários e por ser esse procedimento indicado para o início do procedimento experimental, quando há necessidade de se definir as variáveis de influência e estudar seus efeitos sobre a variável de resposta. Deve-se destacar também que o planejamento fatorial é um modelo de efeito fixo, assim os resultados de sua análise não podem ser transferidos para outros níveis que não foram analisados (Button, 2000). Os ensaios foram realizados de maneira aleatória a fim de se eliminar possíveis erros.

Tabela 4.1 - Condições experimentais utilizadas nos ensaios definitivos.

Ensaio	v_c (m/min)	f_z (mm/dente)	a_e (mm)	v_c	f_z	a_e
1	250	0,13	1	-1	-1	-1
2	300	0,13	1	1	-1	-1
3	250	0,16	1	-1	1	-1
4	300	0,16	1	1	1	-1
5	250	0,13	2	-1	-1	1
6	300	0,13	2	1	-1	1
7	250	0,16	2	-1	1	1
8	300	0,16	2	1	1	1
9	250	0,13	1	-1	-1	-1
10	300	0,13	1	1	-1	-1
11	250	0,16	1	-1	1	-1
12	300	0,16	1	1	1	-1
13	250	0,13	2	-1	-1	1
14	300	0,13	2	1	-1	1
15	250	0,16	2	-1	1	1
16	300	0,16	2	1	1	1

CAPÍTULO 5

Resultados e Discussão

5.1 Resultados dos Ensaio Preliminares

Primeiramente, apresentar-se-á os resultados dos ensaios preliminares onde trabalhou-se com as três ferramentas até o fim de vida ($V_{Bmáx} = 0,3 \text{ mm}$). A Figura 5.1 mostra o volume de cavaco removido por aresta para cada ferramenta. O cermet CT 530 apresentou o melhor desempenho dentre as ferramentas ensaiadas, apresentando um rendimento 250% superior ao metal duro classe GC 4040 e 75% superior ao metal duro classe GC 1025. Esse comportamento se deve ao fato do cermet possuir maior resistência ao desgaste e maior dureza à quente que as ferramentas de metal duro. Neste caso a maior dureza a quente do cermet prevaleceu sobre a maior tenacidade da ferramenta de metal duro fazendo a diferença no ganho de vida em volume de cavaco removido. Deve-se ressaltar, que as condições de corte utilizadas com rotação na ordem de 10000 RPM e velocidade de avanço da ordem de 3000 mm/min podem ser consideradas condições de transição para o HSM. Pois, no conceito desta tecnologia deve-se trabalhar com o material da peça já tratado em condições de elevada rotação (elevada velocidade de avanço) e baixas condições de profundidade radial (a_e) e axial de corte (a_p) (Aspinwall et al., 2000a).

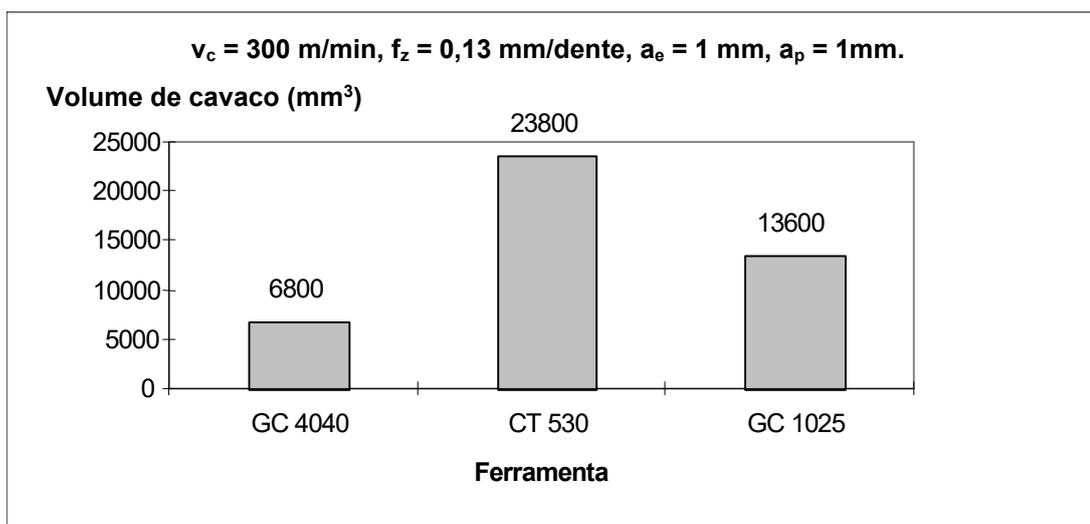


Figura 5.1- Volume de cavaco removido para cada ferramenta.

A Figura 5.2 mostra o comportamento da potência de corte consumida pela máquina em função do volume de cavaco removido pelas ferramentas nos ensaios preliminares. Pode-se constatar que o consumo médio de potência permanece praticamente constante até o fim de vida da ferramenta. A partir do instante em que o desgaste de flanco V_{Bmax} atinge 0,3 mm, há uma discreta tendência ao aumento do consumo de potência.

Esperava-se inicialmente que devido ao seu menor coeficiente de atrito, as ferramentas de metal duro com coberturas de TiN proporcionassem um menor consumo de potência. Esse fato não se verificou provavelmente pela própria natureza da operação que produz um baixo consumo de potência e também pela dificuldade que o sistema de monitoração tem em detectar pequenas diferenças de consumo. Os baixos valores medidos devem-se provavelmente ao fato de se tratar de uma operação de semi-acabamento em que foram utilizadas pequenas profundidades radiais e axiais de corte. O valor calculado para a potência foi de 0,473 Kw (Apêndice A), valor bem próximo aos medidos durante os ensaios.

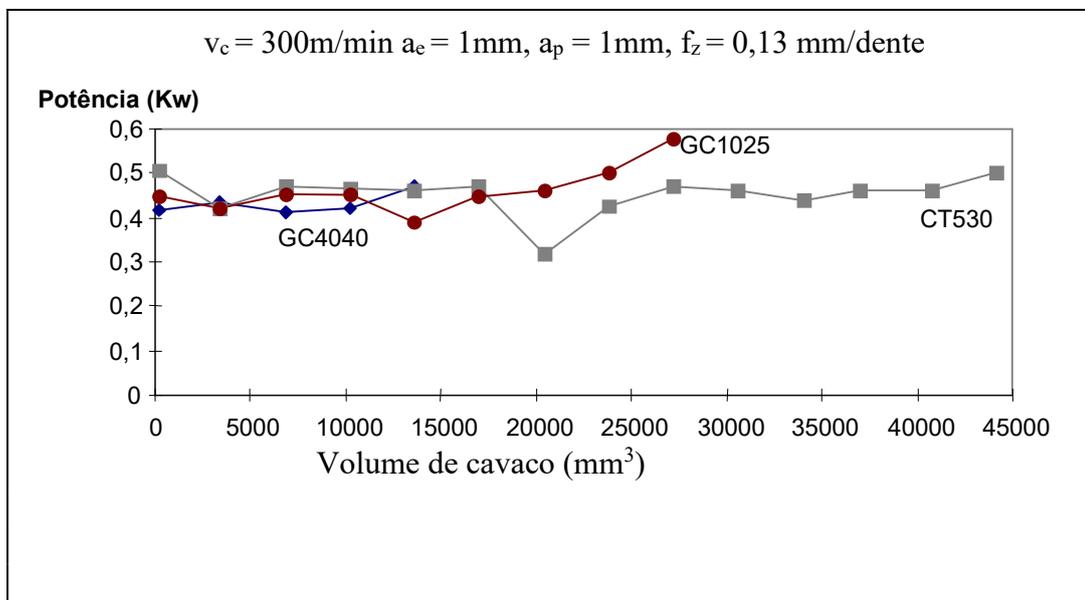
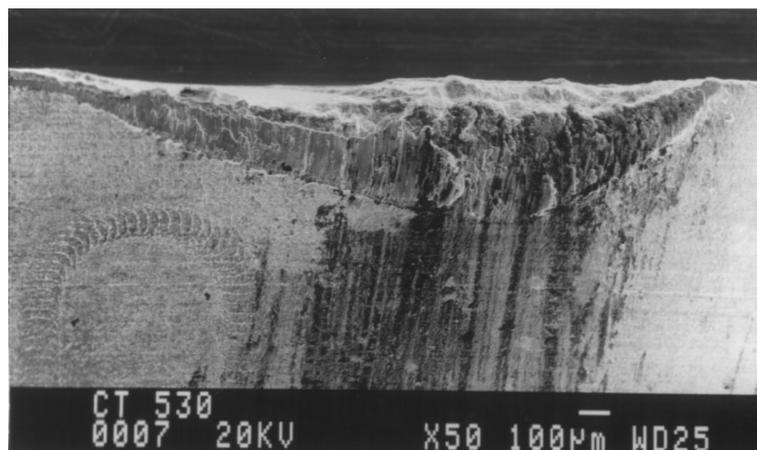


Figura 5.2- Evolução do consumo de potência de corte em função do volume de cavaco.

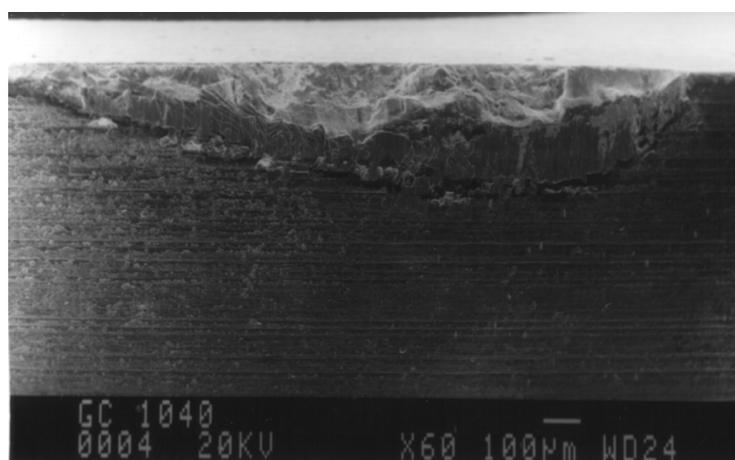
As Figuras 5.3a, 5.3.b e 5.3.c mostram as fotos dos desgastes e avarias das ferramentas de cermet CT530 e do metal duro classes GC4040 e GC1025 feitas no Microscópio Eletrônico de Varredura. Observou-se que os insertos de cermet apresentaram desgastes de flanco provocados principalmente pela elevada dureza do material da peça. Desgastes de cratera também foram encontrados bem próximos aos desgastes de flanco. Isto deve ter ocorrido provavelmente devido ao fato do cavaco ter se formado bem próximo da aresta de corte da ferramenta.

Os insertos de metal duro apresentaram um desgaste de flanco mais acentuado em relação ao cermet, levando até ao lascamento da aresta de corte. Observou-se também que a intensidade do desgaste aumenta no sentido da parte mais interna do inserto em relação à periferia do mesmo. Quando se tem um maior diâmetro efetivo da fresa, o efeito da maior velocidade de corte e da maior temperatura têm forte influência na dimensão de desgaste. Em todas as ferramentas ensaiadas esse aspecto esteve presente. A ocorrência de alguns lascamentos nas ferramentas de metal duro na seqüência dos ensaios indica a inadequação deste material às condições de corte adotadas.

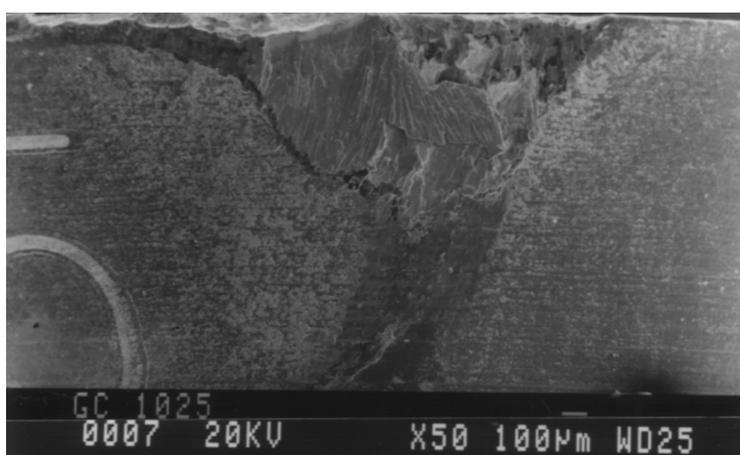
O cavaco produzido durante o processo de corte (Figuras 5.4.a e 5.4.b) com as ferramentas de cermet e de metal duro apresentou uma coloração azul escura, indicando grande quantidade de geração de calor e grande atrito entre a peça e a ferramenta. Isto se deve à alta velocidade de corte utilizada nos ensaios à elevada dureza do material da peça. O cavaco obtido em forma de cunha reproduziu o efeito da operação do fresamento toroidal, confirmando-se as expectativas levantadas durante a revisão da literatura.



a)

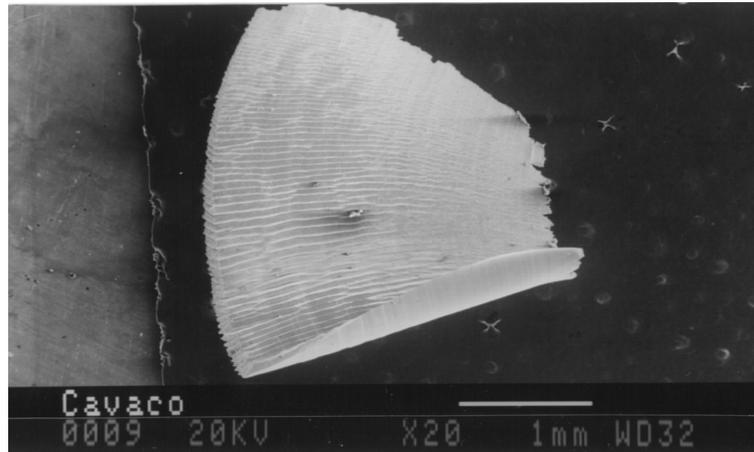


b)

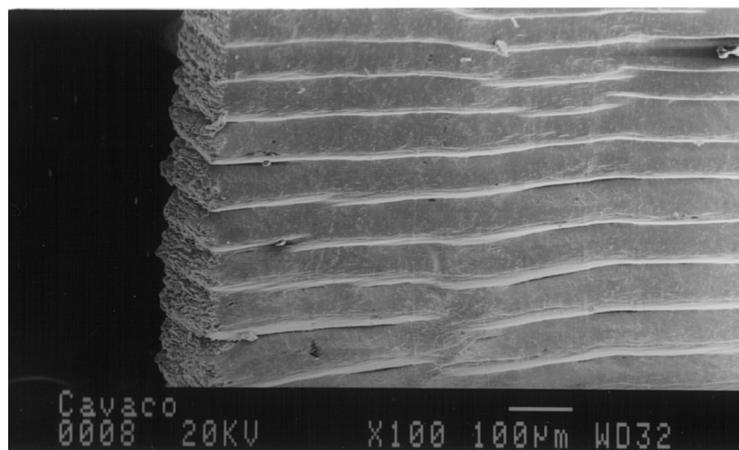


c)

Figura 5.3- Desgaste e avarias das Ferramentas: a) cermet CT530, b) metal duro GC4040, c) metal duro GC1025 ($v_c = 300$ m/min, $f_z = 0,13$ mm/dente, $a_e = 1$ mm, $a_p = 1$ mm.)



a-)



b-)

Figura 5.4- Fotos do cvaco: a) Cavaco em forma de cunha. b) Detalhe da superfície do cavaco. ($v_c = 300$ m/min, $f_z = 0,13$ mm/dente, $a_e = 1$ mm, $a_p = 1$ mm).

5.2 Resultados dos Ensaios Definitivos

Uma vez comprovado que a ferramenta de cermet CT530 apresentou os melhores resultados quanto ao volume de cavaco removido, a etapa seguinte dos ensaios consistiu em, através de um planejamento fatorial, avaliar a vida da ferramenta para os diferentes parâmetros de corte utilizados. As figuras 5.6 e 5.7 mostram o comportamento da vida da ferramenta sob a influência da variação da velocidade de corte. Como já era esperado, um aumento da velocidade de corte eleva o desgaste de flanco da ferramenta, diminuindo consideravelmente a vida da mesma. Com uma velocidade de corte maior, tem-se uma maior geração de calor na zona de corte e conseqüentemente uma maior temperatura de corte. Altas temperaturas, além de proporcionar um amolecimento da aresta de corte na zona de contato da ferramenta com a peça, também induzem ao processo de oxidação da aresta de corte (Nelson et al., 1998). O tom azul escuro do cavaco é característico de uma grande geração de calor durante o processo de corte do aço endurecido. Outro aspecto que reforça a tese da influência da velocidade de corte no desgaste está na própria forma do crescimento do desgaste. Como ilustra a Figura 5.5, na região da ferramenta sujeita à maior velocidade de corte (máximo diâmetro efetivo de corte) o desgaste de flanco é o maior ao longo da aresta.

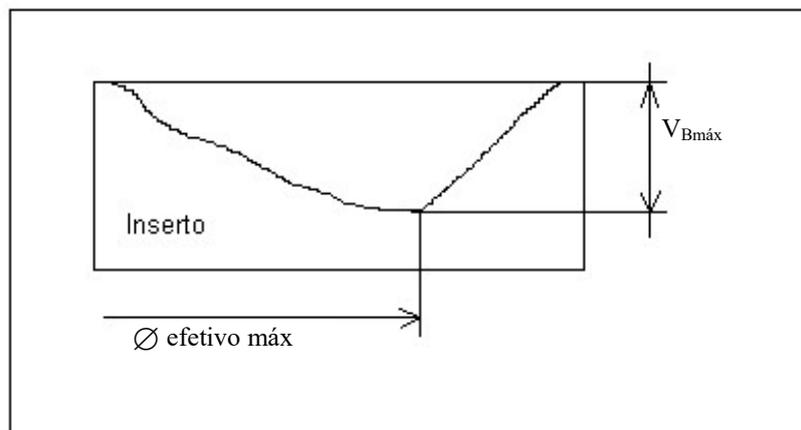


Figura 5.5- Desgaste de flanco em função do diâmetro efetivo de corte.

Observou-se também, que a influência da velocidade de corte no volume de cavaco removido (vida) é ainda mais significativa quando se trabalha com maior profundidade radial de corte. Na Figura 5.6 é mostrado que para uma profundidade radial de corte $a_e = 1$ mm, o volume de cavaco removido caiu em torno de 35% para um aumento de 20% da velocidade de corte. Enquanto que na Figura 5.7 utilizando-se uma profundidade radial de corte $a_e = 2$ mm, a redução do volume de cavaco removido chegou a 55% para o mesmo aumento da velocidade de corte; neste caso, tem-se uma maior área de contato entre peça-ferramenta-cavaco e conseqüentemente maiores esforços de corte, potência consumida, geração de calor, temperatura de corte, desgaste da ferramenta e conseqüentemente menor volume de cavaco removido.

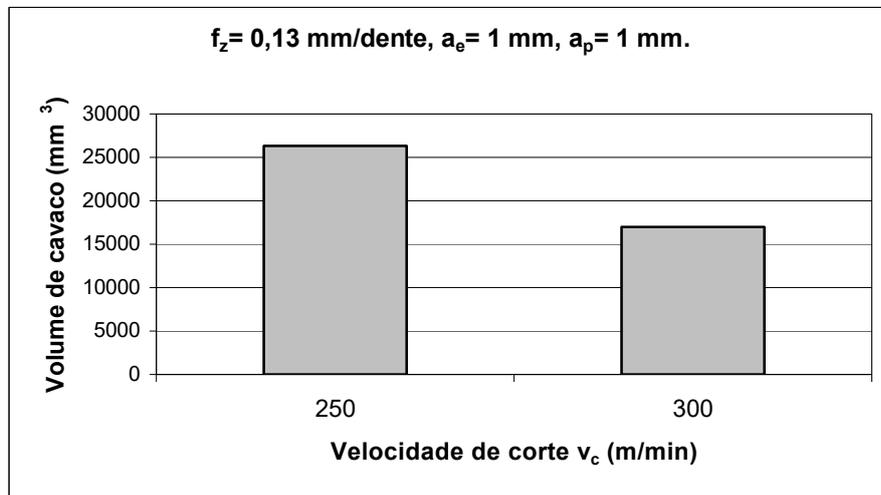


Figura 5.6- Volume de cavaco removido em função da velocidade de corte.

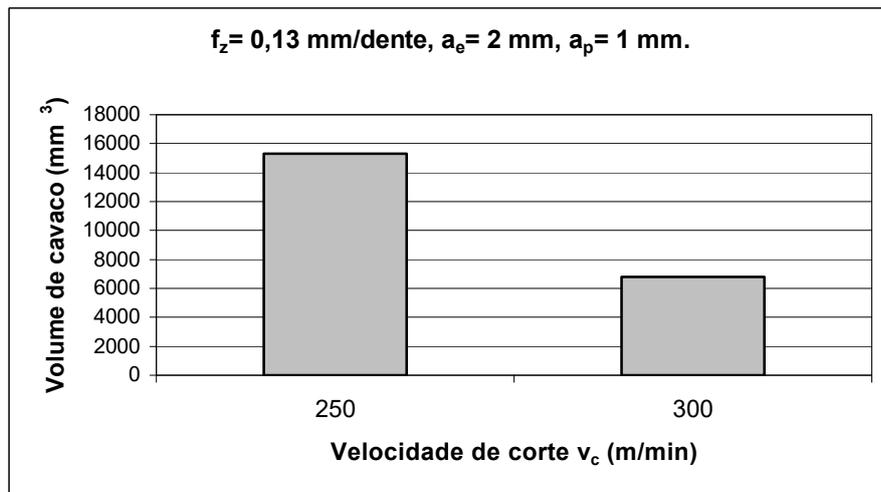


Figura 5.7- Volume de cavaco removido em função da velocidade de corte.

As Figuras 5.8 e 5.9 mostram a influência da profundidade radial de corte (a_e) na vida da ferramenta. Pode-se observar que o aumento da profundidade radial de corte influencia negativamente na vida da ferramenta. Na velocidade de corte de 250 m/min, aumentando-se a_e de 1 para 2 mm teve-se como resultado uma redução em torno de 40% no volume de cavaco removido. Na velocidade de 300 m/min, a redução da vida chegou a 60 %. Quando há um aumento da profundidade radial de corte (a_e), o comprimento de corte em cada revolução da ferramenta e a geração de calor também aumentam. Há então uma aceleração do desgaste provocado pela maior geração de calor na aresta da ferramenta.

A ordem de influência das variáveis estudadas na vida da ferramenta (volume de cavaco removido) são: em primeiro lugar a velocidade de corte; em segundo a profundidade radial de corte e em terceiro o avanço por dente (f_z), variável esta que teve a influência menos acentuada. Para uma maior vida da ferramenta é interessante trabalhar com uma menor velocidade de corte, um avanço radial de valor médio e um avanço por dente mais elevado. Consegue-se assim manter uma razoável taxa de remoção de cavaco por aresta de corte.

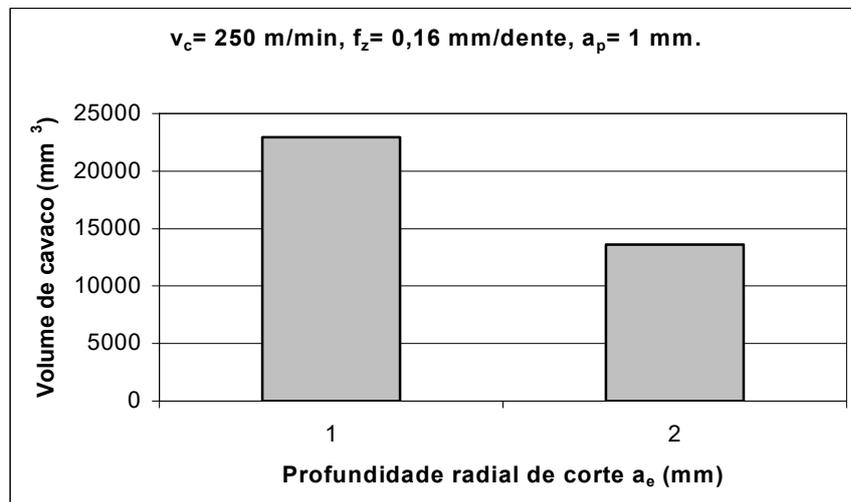


Figura 5.8- Volume de cavaco removido em função da profundidade radial de corte.

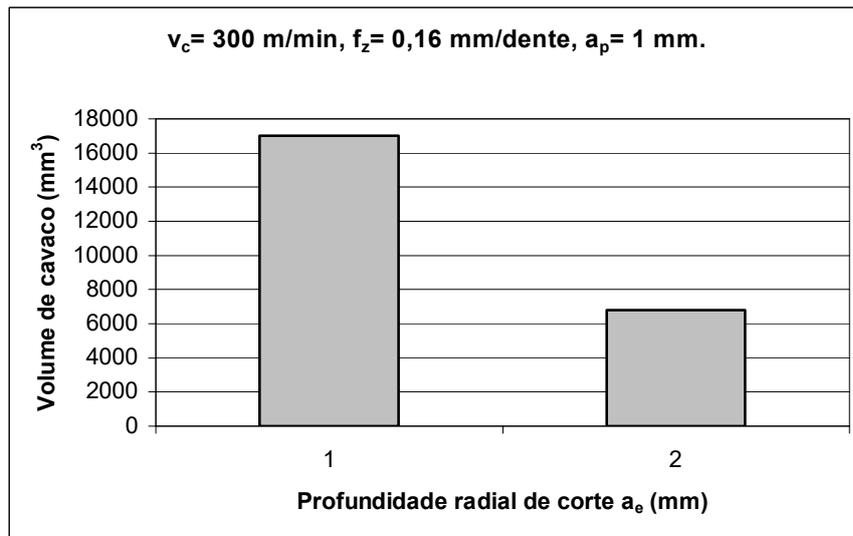


Figura 5.9- Volume de cavaco removido em função da profundidade radial de corte.

Conforme observa-se nas Figuras 5.10 e 5.11, o avanço por dente foi o parâmetro que apresentou a menor influência na vida da ferramenta. Isto pode ser explicado pelo fato de que um aumento do avanço por dente provoca um aumento no volume de cavaco removido por unidade de tempo, o que aumenta a geração de calor, mas também provoca um aumento proporcional da área da ferramenta que recebe esse calor. Não havendo portanto um aumento de temperatura e nem uma aceleração no desgaste da ferramenta.

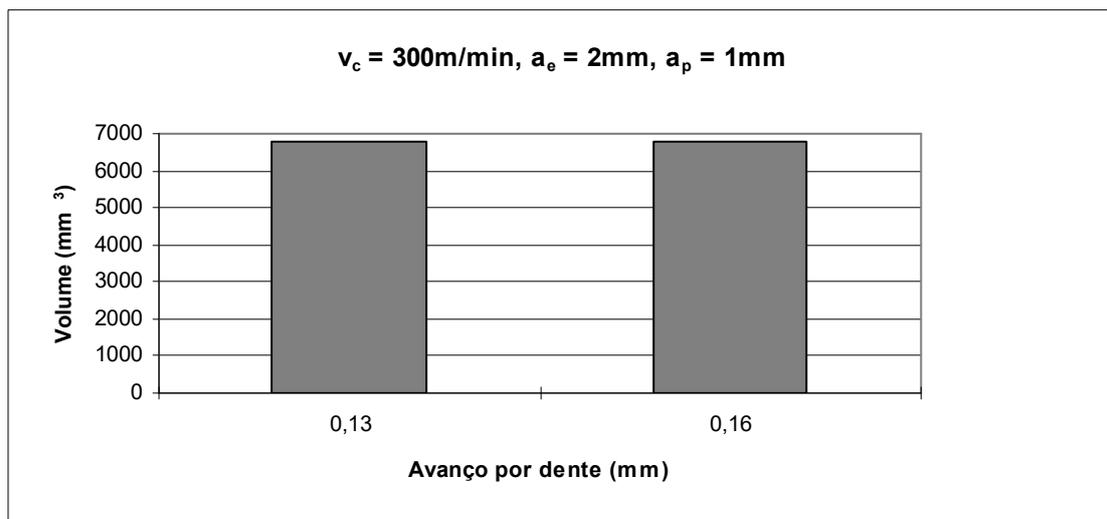


Figura 5.10- Vida da ferramenta em função do avanço por dente.

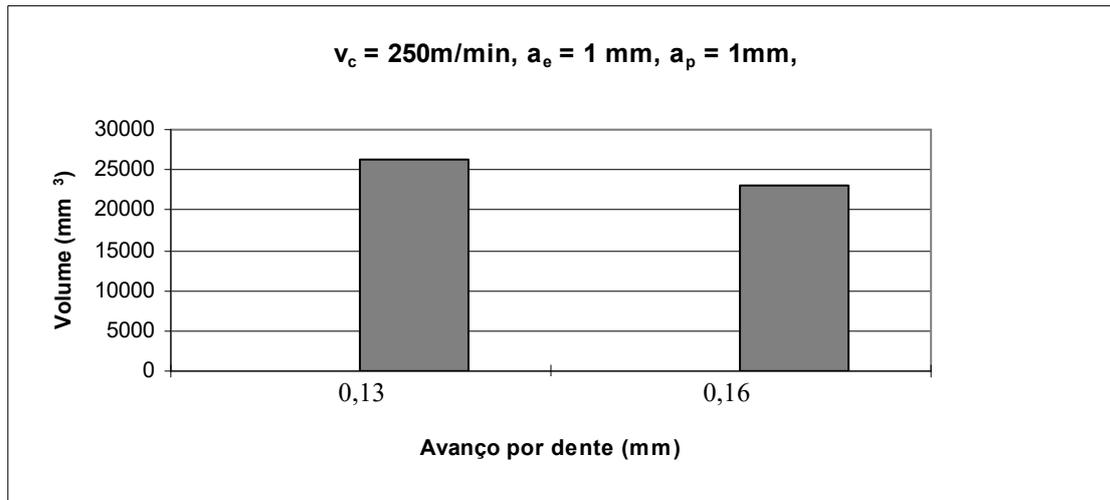


Figura 5.11- Vida da ferramenta em função do avanço por dente.

5.3 Usinagem com Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL)

Durante o processo de corte de um metal, devido ao movimento da ferramenta em relação à peça surgem condições extremamente críticas quanto ao atrito peça/ferramenta e à geração de calor na região de corte. O propósito da utilização de fluido de corte consiste em atuar nessa região crítica, retirando o calor excessivo e diminuindo o atrito da ferramenta com a peça. Espera-se assim aumentar o tempo de vida das ferramentas e melhorar o acabamento final das peças. A utilização de elevada quantidade de fluido traz alguns inconvenientes ao processo como uma alta agressividade às máquinas ferramentas e grande quantidade de descarte de óleo no meio ambiente. A utilização da mínima quantidade de lubrificante (MQL) tem o objetivo de tentar minimizar esses problemas (Rahman et al., 2000)

Neste trabalho além da condição de usinagem a seco, realizou-se a usinagem com MQL a fim de verificar a influência dessa técnica na vida da ferramenta, assim como no acabamento final das peças. A Figura 5.12 indica que a utilização da MQL praticamente não influenciou na vida da ferramenta. O mesmo volume de cavaco usinado a seco foi também atingido com a utilização de MQL para os dois tipos de óleos: GSC 792 AGELUBE (óleo 1) e MACRO A SHELL (óleo 2). Provavelmente o insucesso da utilização de MQL se deva à alta rotação e a grande quantidade de calor

gerado no processo, fatores esses que teriam impedido que a névoa atingisse a área de corte. Segundo Rahman et al., (2000), o fluido tem grande dificuldade em atingir a área de contato peça/ferramenta, pois o calor gerado no processo é tão intenso que acaba por evaporar o óleo antes mesmo que esse atinja a zona de corte e parte do volume de fluido é retirada da região pelo próprio cavaco gerado.

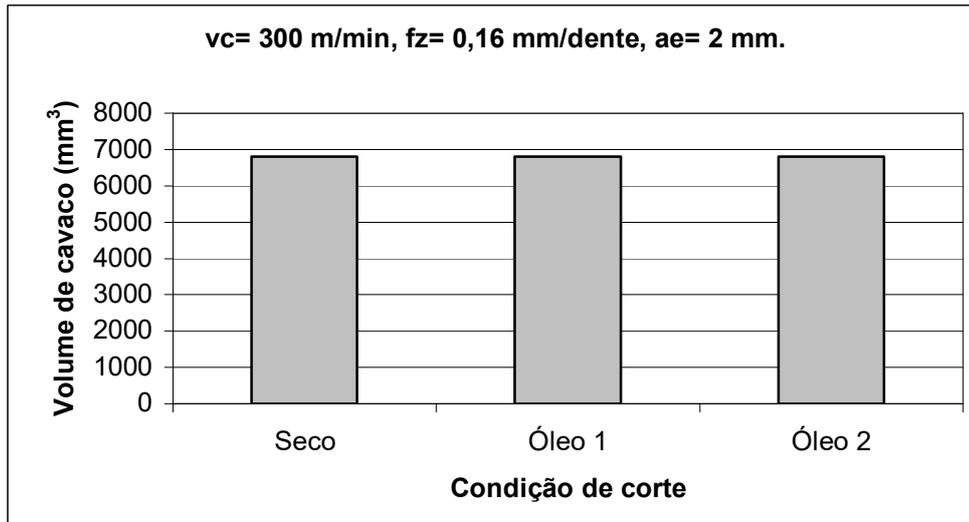


Figura 5.12- Volume de cavaco removido em função das condições de corte utilizadas.

A Figura 5.13 apresenta a evolução da rugosidade R_a , medida na direção de avanço da ferramenta, para a usinagem a seco e MQL com os dois tipos de óleos. Os valores de R_a obtidos ficaram em torno de $0,8 \mu\text{m}$, o que pode ser considerado um bom nível para uma operação de semi-acabamento. Este valor se deve provavelmente às altas velocidades aliada a uma pequena profundidade radial e axial de corte. Observou-se que não há variação significativa dos níveis de rugosidade em função da utilização ou não do MQL e do tipo de lubrificante utilizado. Em todas as condições de corte há uma ligeira diminuição dos níveis de rugosidade para os pontos próximos ao fim da vida da ferramenta. Segundo Fallbohmer et al., (1996), uma ferramenta com um certo desgaste pode gerar um melhor acabamento superficial que uma ferramenta nova. Esse fato pode ser explicado pela tendência que a ferramenta tem em reproduzir na superfície usinada a geometria de sua aresta de corte. Ferramentas com um determinado nível de desgaste

($V_{Bmax} < 0,3 \text{ mm}$) podem reproduzir uma superfície com topografia mais suave que ferramentas novas.

Não se observou nenhuma alteração na espessura, na cor e na forma do cavaco quando se utilizou MQL. O cavaco permaneceu com uma coloração azul escura, indicando grande geração de calor na zona de corte. O desgaste da ferramenta utilizada na condição com MQL também não sofreu modificação de qualquer natureza.

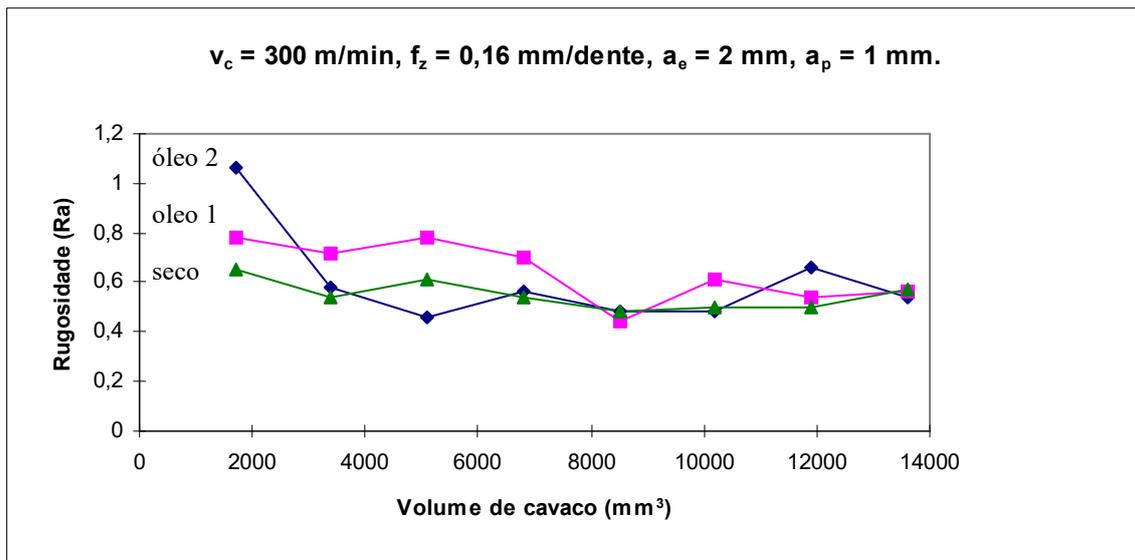


Figura 5.13- Rugosidade Ra em função do volume de cavaco usinado.

A Figura 5.14 representa a rugosidade medida na direção longitudinal e transversal ao avanço. Observa-se que há um pequeno aumento da rugosidade quando esta é medida na direção longitudinal ao avanço, porém esta diferença não chega a ser significativa. Segundo Oliveira (2002), a influência do avanço por dente (f_z) na rugosidade da peça é pequena devido ao elevado valor do raio de ponta da ferramenta.

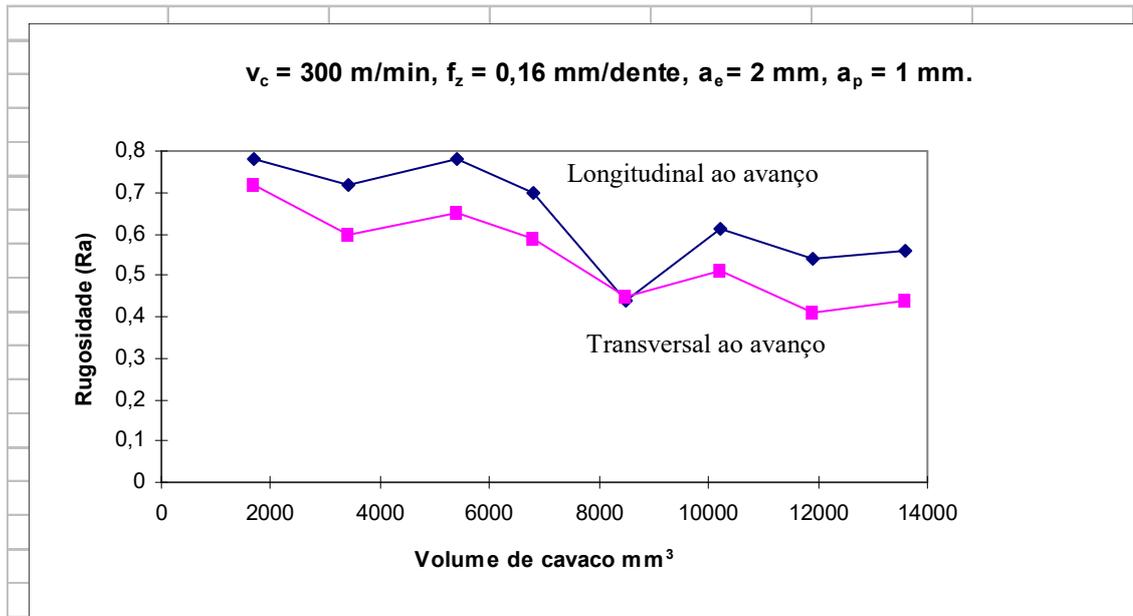


Figura 5.14- Rugosidade na direção longitudinal e transversal ao avanço.

CAPÍTULO 6

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS

6.1 Conclusões

Em função dos resultados obtidos neste trabalho pode-se concluir que:

1. Quanto à vida da ferramenta, o cermet apresentou um desempenho significativamente superior às ferramentas de metal duro GC1025 e GC4040;
2. A ferramenta de cermet apresentou um desgaste de flanco regular, enquanto que o metal duro sofreu alguns lascamentos associados ao desgaste ;
3. O consumo de potência permaneceu em níveis relativamente baixos, uma vez que os ensaios foram realizados com parâmetros de semi-acabamento;
4. Dos parâmetros de corte estudados, a velocidade de corte foi a que mais influenciou na vida da ferramenta, seguida pela profundidade radial de corte e finalmente pelo avanço por dente;
5. Os valores da rugosidade Ra obtidos ficaram em torno de $0,8 \mu\text{m}$, o que pode ser considerado um bom nível de acabamento para uma operação de semi-acabamento. Não houve também diferença na rugosidade medida na direção longitudinal e transversal ao avanço;
6. A mínima quantidade de lubrificante não apresentou resultados excepcionais quanto à vida da ferramenta e o acabamento da peça.

6.2 Sugestões para Futuros Trabalhos

Apresentam-se a seguir algumas sugestões para serem estudadas em futuros trabalhos:

1. Testar classes de ferramentas de metal duro mais resistentes, assim como diferentes tipos de revestimento.
2. Refazer os testes utilizando fresas com outros diâmetros.
3. Testar e comparar outros materiais utilizados em ferramentas, como o PCBN e outras ferramentas cerâmicas.
4. Refazer os ensaios onde foram utilizados mínima quantidade de lubrificante, utilizando-se então fluido sob maior pressão e maior vazão.
5. Utilizar outras estratégias de corte, como a usinagem de cavidades e a usinagem em rampa.

CAPÍTULO 7

REFERÊNCIAS.

ASPINWALL. D. K(A).; URBANSKI. J. P.; KOSHY. P.; DEWES. R. C., High Speed Machining of Dies and Molds for Net Shape Manufacturing. Materials and Design 2000/ 395-402.

ASPINWALL. D. K(B).; SHARMAN. A. R. C.; DEWEWS. R. C.; LEE.D. W.; NG. E.G.,- High Speed Ball Nose End Milling of Inconel 718. Annals of CIRP. vol 49-1/2000/ 41-46.

BERNARDIS. A. R., Comparação da Performance de Fresas de Topo de Metal Duro e Coronite no Fresamento de Aço. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica Unicamp - 1999/134 (Dissertação, Mestrado em Engenharia Mecânica).

BRAGHINI. J. A., Investigação do Desgaste de Ferramentas de PCBN e Metal Duro no Fresamento de Topo de Aços Endurecidos, São Carlos: Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo /1999.

BUTTON,S. T., Metodologia para Planejamento Experimental e Análise de Resultados.

Apostila do Curso de Pós-graduação IM317-Unicamp/2000. Campinas SP.

CALDEIRANI, F.J., Estudo e Monitoramento do Processo de Fresamento Frontal com

Fresa de Insertos Intercambiáveis, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica,

Universidade Estadual de Campinas, 1988. p 147. Tese de Doutorado.

CASTO, S.L.; VALVO,E.L; FRUISI, V., Wear Mechanism of Ceramic tools. Wear,

160/1993/227 -235.

CASTRO, C. C.; NEVES .D.; NOVASKI.O.; MOREIRA. D. F.; OTTA. R M.,

Produzindo Ferramentas de Conformação de Chapas em HSC. Revista O Mundo da

Usinagem- Sandvik Coromant do Brasil - Edição Especial/2001/p.10-15.

CHEN et al., Machining Error Source Diagnostic Using a Turning Process Simulator.

Japan USA - Symposium on Flexible Automation, july/2000,p.275-282.

CHOUDHURY. I. A.; EL-BARADIE.M. A., Tool Life Prediction Model by Design of

Experiments for Turning High Strenght Steel (290 BHN). Journal of Material

Processing Tecnology 77 /1998/ 319-326.

COSTA. C. E., 1995. Monitoramento do Processo de Torneamento de Desbaste via Corrente Elétrica do Motor Principal da Máquina e via Vibração da Ferramenta. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica. UNICAMP. 1995. 108p. Dissertação de Mestrado

DINIZ. A. E.; COPPINI. L.; MARCONDES. F. C., Tecnologia da Usinagem dos Materiais. Aranda Editora. / 2000.

DINIZ. A. E.; FILHO. F. C., Influence of Relative Positions of Tool and Workpiece on Tool Life, Tool Wear and Surface Finish in the Milling Process. Wear 232/1999/ 67 - 75

DORR, J.; ABELE. E., Tool Coating - A key for Innovative Machine Solutions .II - Colóquio em Tecnologia de Manufatura e Gestão da Produção (com ênfase em usinagem). Unicamp 2001/ 17- 26.

ELBESTAWI, M. A.; SRIVASTAVA, A. K.; WARDANY. T. I, - A Model for Chip Formation During Machining of Hardened Steel. Annals of CIRP, Vol 45 /1/1996.

ELBESTAWI, M. A.; CHEN, L.; BECZE, CE.; EL -WARDANY, T.I., - High-Speed Milling of Dies and Molds in Their Hardened State. Annals of CIRP, VOL 46- 1/1997/ 57- 62 .

FALLBOHMER, P.; SCURLOCK, BOB., Milling Sculptured Surfaces. Cutting Tool

Engineering, vol 48. n° 6/1996/1-6.

FALLBÖHMER, F.; RODRIGUEZ, C. A.; ÖZEL,T.; ALTAN,T.; High-Speed

Machining of Cast Iron and Alloy Steels for Dies and Molds Manufacturing.

Journal of Materials Production of Alloy Steels for Dies and Molds 2000, pag1-18.

FERRARESI , D., Fundamento da Usinagem dos Metais, Ed .Edgard Blucher, 1977.

GU, J.; BARBER, G.; TUNG, S.; GU,J, R.; Tool Life and Wear Mechanism of

Uncoated and Coated Milling Inserts. Wear 225-229./1999/273-284.

HASHIMURA, M.; HASSAMONTR, J.; DORNFELD, A. D., Effect of In-plane Exit

Angle and Rake on Burr Height and Thickness in Face Milling Operation. Journal of

Manufacturing Science and Engineering. February 121/1999/ 13-19.

ISRELSSON, J. , Cermets : Análise de Desempenho Quando de Desbaste e Acabamento

Máquinas e Metais. Março de 1994, pg116-129

JENSEN, S. A.; SHIN, Y. C., Stability Analysis in Face Milling Operations, Part 1: Theory of Stability Lobe Prediction. Journal of Manufacturing Science and Engineering. November Vol 121/1999/ 601-605.

JENSEN, S. A.; SHIN, Y. C., Stability analysis in Face Milling Operations, Part 2: Experimental Validation and Influencing Factors. Journal of Manufacturing Science and Engineering. Vol 121/1999/ 606/614.

JUNG, Y.; KIN, J-K.; HWANG, S-M., Chip Load Prediction in Ball-End Milling. Journal of Material Processing Technology 111/2001/ 250- 255.

KITA, Y.; FURUKE, H.; KAKINO, Y.; NAKAGAWA, H.; HIROGAKI, T., Basic Study of Ball end Milling on Hardened Steel. Journal of Material Processing Technology 111 /2001/ 240-243 .

KLIMENKO, S. A.; MUKOVOZ, Y. A.; LYASHKO, V. A.; VASHCHENKO, A. N.; OGORODNIK, V. V., On Wear Mechanism of Cubic Boron Nitride Base Cutting Tools. Wear ,157/1992/ 1-7.

KONIG, W et al, Machining of Hard Materials. Annals of CIRP Vol 32/21994/417-427

KOVACEVIV. R.; CHERUKUTHOTA. C.; MOHAN. R., Improving Milling Performance with High Pressure Waterjet Assited Cooling /Lubrification. Journal of Engineering for Industry. vol 117/1995/ pag 331-339.

LAYNE, M. H.,- Detecção e Correção do Desbalanceamento em Suporte de Ferramentas. Revista Máquinas e Metais, Maio de 2001/128-147.

MATSUMOTO, Hidekasu., Uma Contribuição ao Estudo do Processo de Torneamento de Aços Endurecidos. Campinas: Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica. Tese de Doutorado/1998.

MATSUMOTO.Y.; BARASH. M . M.; LIU .C .R., Cutting Mechanism During of Hardened Steel. Materials Science and Technology vol 3/1997 /299 - 305.

NAKAYAMA, K.; ARAI, M.; KANDA,T., Machining Characteristic of Hard Materials. Annals of the CIRP vol 37-1/1988/ 89 - 92.

NELSON, S.; SCHUELLTER, J. K.; TLUSTY,J.,Tool Wear in Milling Hardened Die Steel. Journal of Manufacturing Science and Engineering. 120/1998/669-673.

NOVASKI, O., Lascamento de Pastilhas de Metal Duro Revestidas. Revista Máquinas e Metais . Março, 1993/58- 62.

OLIVEIRA, J. G.,Influência da Seleção de Ferramentas de corte, Tipos de Suporte de fixção, Balanceamento e Refrigeração da Ferramenta para o Sucesso do Fresamento HSC de Superfície de Forma Livre.-II Workshop de Usiagem- RECENTES DESENVOLVIMENTO E APLICAÇÕES PRÁTICAS EM HSC- CTA-ITA- ABRIL DE 2002.

RAHMAN, M.; SENTHIL, K.A.; CHOUDHUR,Y. M. R, Identification of Zones for High Pressure Coolant in Milling. Annals of the CIRP Vol.49/1/2000.

RAHMAN, M.; SENTHIL, K. A.; CHOUDHURY.M.R., Experimental Evaluation on effect of Minimal Quantities of Lubrificant in Milling. Internatinal Journal of Machine Tools & Manufacture 42/2002/539-547.

SANDVIK COROMANT/1999(A) - Fabricação de Moldes e Matrizes. Catálogo Técnico.

SANDVIK COROMANT/1999/(B)- Usinagem com Altas Velocidades de Corte e Usinagem Convencional de Moldes e Matrizes.

SANDVIK COROMANT/1996 - Torneamento de Acabamento/ Guia de Aplicação

SARHAN, A.; SAYAD, R.; NASSR, A. A.; EL-ZAHRY,R.M., Interrelationship between Cutting Force Variation and Tool Wear in End-Milling. Journal of Material Processing Technology 109 /2001/ 229 - 235.

SU, Y. L.; YAO, S. H.; WEI, S.; WU.C.T, Analysis and Design of a WC Milling Cutter with TiCN Coating. Wear 215/1999/ 59-66.

SILVA, F. R.; NOVASKI,O., A Tecnologia do Fresamento a Altas Velocidades. Revista Máquinas e Metais, Abril de 2001/ 96-110.

SHAW, M. C., Metal Cutting Principal, N.York, 1984/ 40-61.

SCNEIDER, R., Comece com Velocidades e Avanços Corretos. Revista Máquinas e Metais. Agosto de 1998/ 34-41

TEIXEIRA, R.C., Usinagem com Altas Velocidades- Novo Conceito em Tecnologia de Fabricação. II Workshop de Usinagem- “Recentes Desenvolvimentos e Aplicações Práticas em HSC”. - CTA-ITA- Abril de 2002.

HONG,X., Wear Behavior and Wear Mechanism of Ceramic Tools in Machining
Hardened Alloy Steel. *Wear*,139 /1990/ 439 -451.

WECK, M.; McKEOWN, P.; BONSE,R ;HERBST,U., Reduction and Compensation of
Thermal Errors in Machining Tools. *Annals of the CIRP V.44-2/1995/ 589-598.*

WERTHEIN,R.; SATRAN, A.; BER, A., Modification of Cutting Edge Geometry and
Chip Formation in Milling. *Annals of CIRP vol 43-1/1994/ 63 -68 .*

WILKINSON, P.; REUBEN, R. L.; JONES, J. D. C.; BARTON, J. S.; HAND. D. P.;
ROLAN, T.A., Surface Finish Parameters as Diagnostics of Tool Wear in Face
Milling. *Wear* 205 /1997/ 47-54.

