UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS

FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

Otimização do Processo de Fresamento de Cavidades com Fresas de Insertos Intercambiáveis

Autor: **Alex Ribeiro Costa**

Orientador: **Anselmo Eduardo Diniz**

02/03

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

Otimização do Processo de Fresamento de Cavidades com Fresas de Insertos Intercambiáveis

Autor: **Alex Ribeiro Costa**
Orientador: **Anselmo Eduardo Diniz**

Curso: Engenharia Mecânica
Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação

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

Campinas, 2003.
S.P. – Brasil

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

C823o

Costa, Alex Ribeiro
Otimização do processo de fresamento de cavidades com fresas de insertos intercambiáveis / Alex Ribeiro Costa.--Campinas, SP: [s.n.], 2003.

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

1. Usinagem. 2. Matrizes (Trabalhos em metal). 3. Fresas. 4. Ferramentas para cortar metais. I. Diniz, Anselmo Eduardo. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS

FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO ACADÊMICO

Otimização do Processo de Fresamento de Cavidades com Fresas de Insertos Intercambiáveis

Autor: **Alex Ribeiro Costa**
Orientador: **Anselmo Eduardo Diniz**

Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz
Universidade Estadual de Campinas

Prof. Dr. Nivaldo Lemos Coppini
Universidade Estadual de Campinas

Prof. Dr. João Roberto Ferreira
Universidade Federal de Itajubá

Campinas, 28 de fevereiro de 2003.

Dedicatória

À Clarice, minha esposa, pois seu apoio é o principal responsável pela realização deste trabalho.

Aos meus pais, Alipio e Lina, pelo incentivo durante toda minha vida.

À minha irmã Meire, pela amizade nos momentos difíceis.

Agradecimentos

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

Ao meu orientador, Anselmo Eduardo Diniz, que me recebeu nesta Universidade e com quem eu pude contar em cada uma das etapas de elaboração deste trabalho.

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

Ao Centro Universitário Santo André, pelo apoio financeiro.

À Sandvik Coromant e à Aços Villares, pela colaboração na execução dos procedimentos experimentais.

“Pensa como pensam os sábios, mas fala como falam as pessoas simples”.

Aristóteles

Resumo

COSTA, Alex Ribeiro, *OTIMIZAÇÃO DO PROCESSO DE FRESAMENTO DE CAVIDADES COM FRESAS DE INSERTOS INTERCAMBIÁVEIS.* Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica – UNICAMP, 2003. 106p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Mecânica).

A fabricação de matrizes representa um campo onde as operações de usinagem são largamente utilizadas, perfazendo uma parcela importante do custo de produção. Devido às características das matrizes, as operações de fresamento se destacam em relação às demais pela versatilidade e rapidez na geração de superfícies. Porém, o fresamento de matrizes apresenta um ponto crítico que é o desbaste feito para a abertura de cavidades. A remoção de cavacos de dentro da cavidade aberta, a variação dos parâmetros de corte durante a operação e a necessidade de se reduzir os ciclos de trabalhos são problemas que fazem o estudo desta operação ter importância fundamental para o aproveitamento integral das novas tecnologias. O objetivo deste trabalho é determinar as condições otimizadas de usinagem para esta operação. Para isto foram realizados ensaios comparativos entre diferentes ferramentas de corte, estratégias de abertura de cavidades e valores de parâmetros de corte. Durante estes ensaios monitorou-se os parâmetros elétricos do motor da máquina, com o objetivo de se estabelecer uma relação entre estes parâmetros e o desgaste sofrido pela ferramenta e os esforços de corte. As principais conclusões deste trabalho são que ferramentas com uma maior resistência ao desgaste têm um desempenho superior neste tipo de operação. Para estas ferramentas o principal determinante para o fim de vida é o lascamento da aresta de corte. A estratégia de abertura de cavidades tem pouca influência no tipo de desgaste apresentado pela ferramenta, porém, a estratégia de mergulho gera uma vida superior às demais além de reduzir o "lead time" da operação. A potência elétrica consumida pelo motor pode ser usada como um indicativo do estado de afiação da ferramenta.

Palavras chave:
Usinagem, matrizes (trabalhos em metal), fresas, ferramentas para cortar metais

Abstract

COSTA, Alex Ribeiro, *OPTIMIZATION OF MILLING PROCESS OF POCKETS IN DIES*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica – UNICAMP, 2003. 106p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Mecânica).

Manufacturing of dies is a field where machining processes are widely used, representing a major factor of the production cost. Due of the die's characteristics, the milling machining process overcomes the others because of its versatility and the low times when machining surfaces. In spite of that, the production of dies has one critical point that is the rough machining of pockets. The chip removal from the pocket, the cutting parameters variations during the machining and the necessity of reducing lead times and costs, are problems that turns this operation into a fundamental key to fully use new machining technologies. The target of this work is to find optimized conditions to this operation. To get to this target, experimental tests comparing different tools, pocket machining strategies and cutting parameters were made. During these tests, the electric parameters of machine motor were monitorized to get the relationship between them, the tool wear and the cutting forces. The main conclusion of this work is that the tools with higher abrasion resistance get better results in this operation. To these tools, the main factor that causes the end of the tool life is the chipping of the tool edge. The strategy of machining pockets has little influence over the kind of wear presented by the tool, but, the dive strategy gives longer lives when compared to the other strategies and lower operation lead time. The power consumed by the spindle motor can be used as an indicative of tool wear state.

Keywords:
Machining, dies (work on metal), mills, metal cutting tools.

Índice

Lista de Figuras iii

Lista de Tabelas vi

Nomenclatura vii

1. Introdução 1

2. Revisão bibliográfica 3

2.1. Considerações gerais sobre a fabricação de matrizes 3

2.2. Generalidades sobre a operação de fresamento 6

2.2.1. Fresamento frontal: classificação e tipos 10

2.2.2. Passo da ferramenta 12

2.2.3. Entrada da ferramenta no corte 15

2.3. Seleção dos parâmetros de corte no fresamento em desbaste 17

2.4. Forças e potências de corte 18

2.5. Temperatura de corte 20

2.6. High Speed Machining 23

2.7. Fresamento de cavidades 26

2.7.1. Fresamento de cantos 30

2.8. Insertos 31

2.8.1. Materiais de ferramentas 31

2.8.2. Coberturas de insertos 33

2.8.3. Forma do inserto 36

2.8.4. Macro-geometria dos insertos 37

2.8.5. Micro-geometria da aresta 38

2.9. Desgastes e avarias na operação de fresamento 39
2.9.1. Mecanismos de desgaste 40
2.9.2. Desgastes e avarias de ferramentas 40
2.9.3. Fim de vida e troca da ferramenta 43
2.10. Monitoramento do desgaste da ferramenta 45
2.10.1. Monitoramento via esforços de corte 46
2.10.2. Monitoramento via parâmetros elétricos da máquina 48
2.11. Refrigeração e lubrificação do processo 50
3. Procedimentos Experimentais 54
3.1. Ensaios preliminares 54
3.2. Equipamentos e acessórios utilizados 59
3.3. Monitoramento do sinal 60
3.4. Corpos de prova 62
3.5. Metodologia para realização dos ensaios definitivos 64
4. Resultados e Discussões 71
4.1. Análise e discussão dos resultados da 1ª. fase dos ensaios 72
4.1.1 Monitoramento da potência na 1ª. fase dos ensaios 79
4.1.1.1. Ensaio com v_c=335m/min utilizando a ferramenta 1025 81
4.1.1.2. Ensaio com v_c=335m/min utilizando a ferramenta 4030 83
4.1.1.3. Ensaio com v_c=400m/min utilizando a ferramenta 1025 85
4.1.1.4. Ensaio com v_c=400m/min utilizando a ferramenta 4030 87
4.2 Análise e discussão dos resultados da 2ª. fase dos ensaios 86 88
4.2.1 Monitoramento da potência na 2ª. fase dos ensaios 92
5. Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros 97
Referências Bibliográficas 100

Lista de Figuras

2.1A – Representação porcentual do custo de produção de matrizes 5
2.1B – Representação porcentual do custo de produção de um produto injetado na indústria automobilística 5
2.2 – Sentido de fresamento 7
2.3 – Perfil real e teórico do cavaco não-deformado 9
2.4 – Passo das fresas 14
2.5 – Fresa com passo variável 15
2.6 – Efeito da posição do centro da ferramenta no início do corte 16
2.7 – Efeito do valor de "j" no início do corte 16
2.8 – Influência da velocidade de corte no valor da força de corte 19
2.9 – Influência da velocidade de corte na temperatura de corte 21
2.10 – Influência da velocidade de corte no valor da temperatura de corte 22
2.11 – Classificação de fresadoras segundo critérios HSM 24
2.12 – Fresa "ball nose" e fresa toroidal 27
2.13 – Influência do diâmetro da fresa no ângulo de descida 28
2.14 – Métodos de fresamento de cavidades 29
2.15 – Usinagem de cantos pelo processo convencional 30
2.16 – Usinagem de cantos pelo processo convencional e pelo método atual 31
2.17 – Comparação entre ferramentas de cermets e metal duro com e sem cobertura 32
2.18 – Influência do tipo de camada de cobertura na dureza, no coeficiente de atrito e na vida da ferramenta 35
2.19 – Ângulo de posição da aresta de corte 36
2.20 – Macro-geometria de inserto redondo usado em fresamento de matrizes 37

2.21 – Micro-geometria de inserto para fresamento de matrizes 38
2.22 – Desgaste de flanco e desgaste de entalhe 41
2.23 – Desgaste de cratera 42
2.24 – Lascamento da aresta 42
2.25 – Trincas de origem térmica 43
2.26 – Métodos de aplicação de fluido de corte em uma operação de fresamento 52
3.1 – Corpo de prova e cavidades iniciais 55
3.2 – Corpo de prova e cavidades finais 56
3.3 – Micro-geometria e dimensões dos insertos 59
3.4 – Coromill 200 e Corogrip. 60
3.5 – Esquema do equipamento para monitoração do sinal de corrente 61
3.6 – Dimensões dos corpos de prova 63
3.7 – Sistema de fixação dos corpos de prova 64
3.8 – Material removido pela ferramenta por passada 66
3.9 – Seqüência de abertura de cavidade com a estratégia de mergulho 67
3.10 – Seqüência de abertura de cavidade com a estratégia em rampa 68
3.11 – Seqüência de abertura de cavidade com a estratégia de interpolação helicoidal 69
4.1 – Influência das condições de corte no volume de material removido 72
4.2 – Evolução do lascamento das ferramentas GC 1025 em função do volume de material removido 75
4.3 – Desgaste de flanco apresentado pelas ferramentas GC 1025 76
4.4 – Desgaste de flanco apresentado pelas ferramentas GC 4030 77
4.5 – Evolução do desgaste de flanco nas ferramentas GC 4030. 78
4.6 – Relação entre a velocidade e o tempo de corte 78
4.7 – Identificação das fases de abertura da cavidade utilizando a estratégia de mergulho 80
4.8 – Monitoramento da corrente utilizando a estratégia de mergulho, ferramenta GC 1025 e v_c = 335m/min 81
4.9 – Monitoramento da corrente utilizando a estratégia de mergulho, ferramenta GC 4030 e v_c = 335m/min 83

4.10 – Monitoramento da corrente utilizando a estratégia de mergulho, ferramenta GC 1025 e v_c = 400m/min 85
4.11 – Lascamento da aresta de corte da ferramenta GC 1025 86
4.12 – Monitoramento da corrente utilizando a estratégia de mergulho, ferramenta GC 4030 e v_c = 400m/min 87
4.13 – Comparação entre as estratégias de abertura de cavidades 88
4.14 – Relação entre as estratégias de abertura de cavidades e o tempo de corte 90
4.15 – Trajetória descrita durante a utilização da estratégia de interpolação helicoidal 91
4.16 – Relação entre estratégia de abertura e tipo de avaria sofrida 91
4.17 – Identificação das fases de abertura da cavidade utilizando a estratégia em rampa 93
4.18 – Identificação das fases de abertura da cavidade utilizando a estratégia de interpolação helicoidal 93
4.19 A – Monitoramento da corrente para a estratégia de mergulho 94
4.19 B – Monitoramento da corrente para a estratégia em rampa 94
4.19 C – Monitoramento da corrente para a estratégia de interpolação helicoidal 94
4.20 – Potência média consumida na operação 95

Lista de Tabelas

2.1 – Aplicação de fresas em função do passo 13
3.1 – Condições de corte utilizadas 65
3.2 – Tempos e comprimentos de corte 69
4.1 – Médias e desvios padrão do volume de material removido por vida nos ensaios 72
4.2 – Médias e desvios padrão das potências consumidas nos ensaios 89

Nomenclatura

Letras Latinas

a_e – penetração de trabalho	[mm]
a_p – profundidade de corte	[mm]
b_D – largura de corte	[mm]
b – largura do chanfro da aresta	[mm]
d1 – diâmetro do furo de fixação do inserto	[mm]
ER – raio de arredondamento da aresta	[mm]
f – avanço de corte	[mm]
F_c – força de corte	[kgf]
F_f – força de atrito contida no plano que contém a superfície de saída	[kgf]
F_n – força normal ao plano que contém superfície de saída	[kgf]
fz – avanço por dente	[mm]
h_D – espessura do cavaco não-deformado	[mm]
$h_{Dmáx}$ – espessura máxima do cavaco	[mm]
h_m – espessura média do cavaco não-deformado	[mm]
i – corrente elétrica	[A]
iC – diâmetro do inserto	[mm]
j – posição da ferramenta em relação à peça	[mm]
K_s – pressão específica de corte	[kgf/mm^2]
K_{sm} – pressão específica de corte média	[kgf/mm^2]
l_f – comprimento de corte	[mm]
n – rotação do eixo-árvore	[rpm]
P_c – potência de corte	[kW]
P_{el} – potência elétrica	[kW]
P_{mec} – potência mecânica	[kW]
s – espessura do inserto	[mm]
t_c – tempo de corte	[s]
U – passo da ferramenta	[graus]
U – tensão elétrica	[V]
V_B – desgaste de flanco	[mm]
v_c – velocidade de corte	[m/min]
v_f – velocidade de avanço	[mm/min]

z – número de dentes da ferramenta

Letras Gregas

γ – ângulo do chanfro da aresta [graus]
η – rendimento
θ – ângulo de descida da ferramenta na estratégia em rampa [graus]
φ – ângulo de contato do dente com a peça [graus]

Abreviações

Al_2O_3 – Óxido de Alumínio
AlN – Nitreto de Alumino
B_4C – Carboneto de Boro
B_4N – Nitreto de Boro
BN – Nitreto de Boro
CVD - Chemical Vapor Deposition
HSM – High Speed Machining
HVM – High Velocity Machining
LSM – Low Velocity Machining
MoS_2 – Sulfeto de Molibdênio
MQL – Mínima Quantidade de Lubrificante
PVC – Physical Vapor Deposition
SiC – Carboneto de Silício
TiAlCN – Carbonitreto de Titânio/Alumínio
TiAlN – Nitreto de Titânio/Alumínio
TiAlNbN – Nitreto de Titânio/Alumínio/Nióbio
TiB_2 – Boreto de Titânio
TiB_4N – Boronitreto de Titânio
TiBC – Borocarboneto de Titânio
TiC – Carboneto de Titânio
TiCN – Carbonitreto de Titânio
TiN – Nitreto de Titânio
TiNAl – Nitreto de Titânio/Alumínio
UHSM – Ultra High Velocity Machining
VHSM – Very High Velocity Machining

CAPÍTULO 1

Introdução

A demanda do mercado por novos produtos com mais qualidade e em um espaço de tempo menor, tem impulsionado o desenvolvimento de processos de produção mais sofisticados, objetivando-se o atendimento desta demanda. Estes processos, devido ao seu alto grau de eficiência e sofisticação, apresentam o inconveniente de onerar os produtos gerados, aumentando seu preço para o consumidor final. Desta forma, a necessidade de otimização destes processos se faz cada vez mais importante no dia a dia das indústrias como forma de redução dos tempos e custos de produção.

Dentre os processos utilizados na produção de bens de consumo, a conformação mecânica de chapas ou estampagem de repuxo, tem um papel de destaque devido ao alto volume de produção possível de ser obtido em intervalos de tempo pequenos. Isto é um fator importante na redução do custo destes bens, porém, a confecção do ferramental que gerará este produto é um processo de custo elevado e que fará uso, principalmente, da operação de fresamento para a produção deste ferramental.

Este fato baseia-se na versatilidade desta operação quando há necessidade de se gerar superfícies não planas e não de revolução, versatilidade esta conferida pela grande variedade de formas em que a fresa pode se apresentar (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2001).

Porém, apesar de sua versatilidade, a usinagem propriamente dita dos estampos apresenta o inconveniente de poder consumir cerca de 60% do tempo total necessário para a confecção desta ferramenta (FALLBOHMER et al., 1996), além de representar 65% do custo de fabricação da mesma (SANDVIK, 1999).

Desta maneira, a otimização do processo de fresamento em desbaste de matrizes se torna uma ação fundamental na redução dos tempos e custos de fabricação destas ferramentas. A redução dos tempos e custos faz com que novos produtos cheguem às mãos dos consumidores em um tempo menor com um custo também menor, tornando a empresa produtora mais competitiva dentro do mercado.

Este trabalho aborda a operação de abertura de cavidades em matrizes de repuxo. Seus principais objetivos são verificar, dentre as ferramentas recomendadas pelo fabricante para este fim, qual apresenta os melhores resultados em termos de vida, e também estudar a influência da velocidade de corte e da estratégia de abertura de cavidades na vida da ferramenta e na potência consumida pelo processo durante a usinagem de aço AISI P20 com dureza de 30HR_C.

O presente trabalho apresenta a seguinte divisão:

- ✓ **Capítulo 1**: Introdução.
- ✓ **Capítulo 2**: Revisão Bibliográfica – neste capítulo são estudados os princípios básicos do processo de fresamento e a forma como estes princípios podem influenciar a vida da ferramenta na produção de matrizes.
- ✓ **Capítulo 3**: Procedimentos Experimentais – neste capítulo são descritos os equipamentos, as ferramentas e a metodologia empregados na parte experimental deste trabalho.
- ✓ **Capítulo 4**: Resultados e Discussões – neste capítulo são apresentados e analisados os resultados obtidos através dos procedimentos experimentais realizados.
- ✓ **Capítulo 5**: Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros – neste capítulo são apresentadas as conclusões oriundas do presente trabalho, assim como sugestões para trabalhos futuros a serem realizados nesta área de estudo.

Capítulo 2

Revisão Bibliográfica

2.1 Considerações Gerais Sobre a Fabricação de Matrizes

Na indústria de matrizes a produtividade aliada à qualidade sempre foi a principal meta. Nos últimos anos, o desenvolvimento de novos equipamentos e novas ferramentas tem possibilitado aliar esses dois fatores de maneira a reduzir os custos de produção. A obtenção de ferramental dentro das especificações de projeto e em tempos cada vez menores é possível graças à capacidade que estes novos equipamentos têm de trabalhar com velocidades de corte e de avanço cada vez maiores, possibilitando a redução dos tempos de produção. Estes fatos vão ao encontro da necessidade que a indústria automotiva, uma das principais consumidoras de moldes e matrizes, tem de reduzir o tempo de desenvolvimento de novos modelos de veículos (NEUGEBAUER, STOLL e SCHENEEWEISS, 2000). Nesta evolução, os processos de Usinagem em Alta Velocidade (HSM) mostraram-se extremamente eficientes nas operações de acabamento, enquanto as operações de desbaste e semi-acabamento têm mostrado maior eficiência quando realizadas com métodos convencionais. Isto porque nas operações em HSM as taxas de remoção de material devem ser muito menores do que nos processos convencionais, em função dos valores da profundidade de corte e da penetração de trabalho serem consideravelmente menores nos processos HSM (SANDVIK, 1999).

Nos últimos anos, a demanda por tecnologias que possibilitem a produção de ferramental em um tempo mais curto viabilizando a produção de lotes menores tem aumentado muito. Isto

fez com que muitas tecnologias para produção de ferramentas em um intervalo de tempo menor tenham surgido (NAKAGAWA, 2000).

Ao mesmo tempo, os fabricantes de moldes e matrizes se deparam com alguns problemas a serem resolvidos (CHRISTMAN, 2001):

- ✓ A maior competitividade do mercado torna cada vez maior a necessidade de se controlar e reduzir custos;

- ✓ A demanda pela fabricação de moldes e matrizes em tempos até 50% menores que os despendidos anteriormente;

- ✓ A necessidade de oferecer aos clientes serviços de pós-venda;

- ✓ O custo de operações complexas envolvidas na fabricação dos moldes e matrizes torna necessário que os funcionários sejam mais capacitados, com o objetivo de que estas operações sejam executadas com maior confiabilidade;

Desta maneira, torna-se imprescindível que o surgimento de novas tecnologias para usinagem seja acompanhado por uma otimização do uso destas tecnologias. Esta otimização tornar-se-á ainda mais necessária se considerarmos que a fabricação de um molde representará 30% do custo do produto por ele gerado, considerando uma produção de 250.000 peças (LECALVEZ et al., 2001) e que as operações de usinagem representam mais da metade do custo total de fabricação do ferramental (SANDVIK, 1999), conforme mostra a figura 2.1.

Estes fatores tornam a otimização da fabricação de moldes e matrizes uma preocupação constante dentro da indústria em geral e, principalmente, dentro da indústria automobilística. O desenvolvimento deste trabalho teve como objetivo principal atender a esta necessidade e estabelecer parâmetros ótimos para o processo de fresamento de moldes e matrizes.

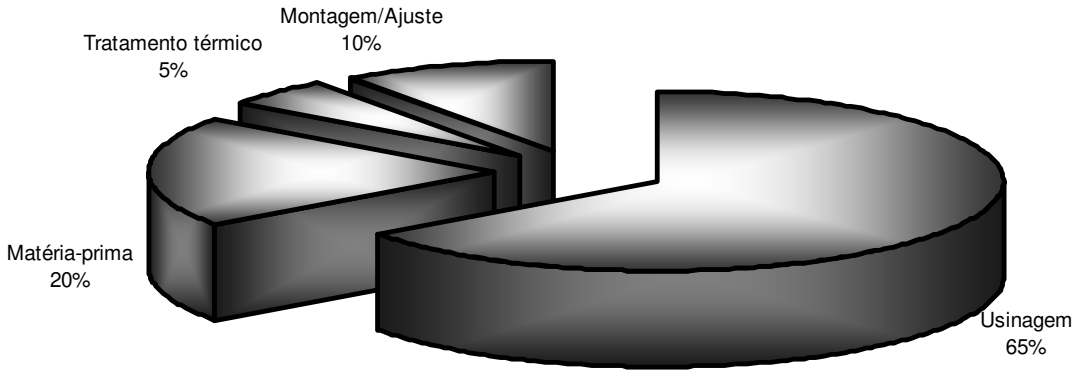


Fig. 2.1A

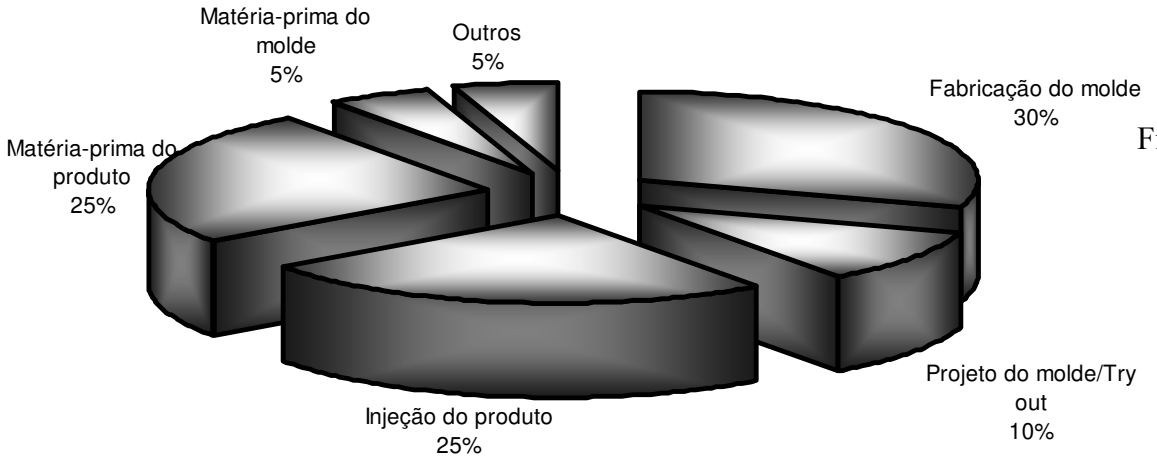


Fig. 2.1B

Fig 2.1A - Representação porcentual do custo de produção de matrizes

(SANDVIK, 1999)

Fig 2.1B - Representação porcentual do custo de produção de um produto injetado na indústria automotiva

(LECALVEZ et al., 2001)

2.2 Generalidades Sobre a Operação de Fresamento

Dentre as operações de usinagem existentes, o fresamento é a mais versátil na geração de superfícies planas não de revolução. Sua versatilidade é possível devido principalmente à grande variedade de geometrias que suas ferramentas podem apresentar, tornando possível, por conseqüência, a geração de um número igualmente vasto de superfícies (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2001). Além disto, a operação de fresamento apresenta outra vantagem em relação aos demais processos de usinagem, que é o fato de utilizar ferramentas que podem apresentar um número elevado de arestas de corte. Isto permite aliar a alta produtividade do processo à capacidade de gerar superfícies com um ótimo acabamento superficial, pois é possível utilizar altas velocidades de avanço (alta produtividade) com um avanço por dente f_z pequeno (bom acabamento).

Ferraresi (1973) definiu a operação de fresamento como sendo a operação cuja ferramenta, a fresa, possui arestas cortantes dispostas simetricamente em torno de um eixo, e que executa a retirada do material através do movimento de corte provido pela rotação da mesma sobre seu eixo. O movimento de avanço é feito geralmente pela peça presa à mesa da máquina.

A operação de fresamento pode ser classificada de acordo com a posição do eixo-árvore em relação à superfície gerada ou de acordo com a posição dos dentes ativos na ferramenta que executará a remoção de material. Segundo a posição do eixo-árvore, o fresamento pode ser classificado em fresamento horizontal, fresamento vertical ou fresamento inclinado. Segundo a disposição dos dentes, a classificação pode ser feita em fresamento tangencial, quando os dentes estão na parte cilíndrica da fresa e fresamento frontal, quando os dentes estão na superfície plana do topo da ferramenta (FERRARESI, 1981).

Uma outra classificação pode ser feita no processo de fresamento e diz respeito ao sentido dos movimentos executados. Quando os movimentos de corte e de avanço possuem a mesma direção e o mesmo sentido, o fresamento é dito concordante. Quando os movimentos de corte e avanço têm mesma direção mas sentidos opostos, o fresamento é dito discordante (FERRARESI, 1981).

Já Diniz, Marcondes e Coppini, (2001) definem como fresamento concordante a operação onde o valor do ângulo de contato do dente com a peça (φ) diminui à medida que o corte progride e o fresamento discordante como a operação onde o valor do ângulo de contato do dente com a peça (φ) aumenta progressivamente à medida que o cavaco se forma. Também define como fresamento tangencial aquele em que a superfície gerada é paralela ao eixo da fresa e fresamento frontal é aquele em que esta superfície é perpendicular ao eixo da fresa. A figura 2.2 mostra os fresamentos concordante e discordante. Os fresamentos concordante ou discordante puros são realizados somente quando o centro da ferramenta está fora da superfície gerada (DROZDA, 1988), situação esta não encontrada na maioria das operações realizadas, pois nestas o centro da ferramenta está sobre a superfície usinada, e o fresamento realizado é concordante e discordante ao mesmo tempo.

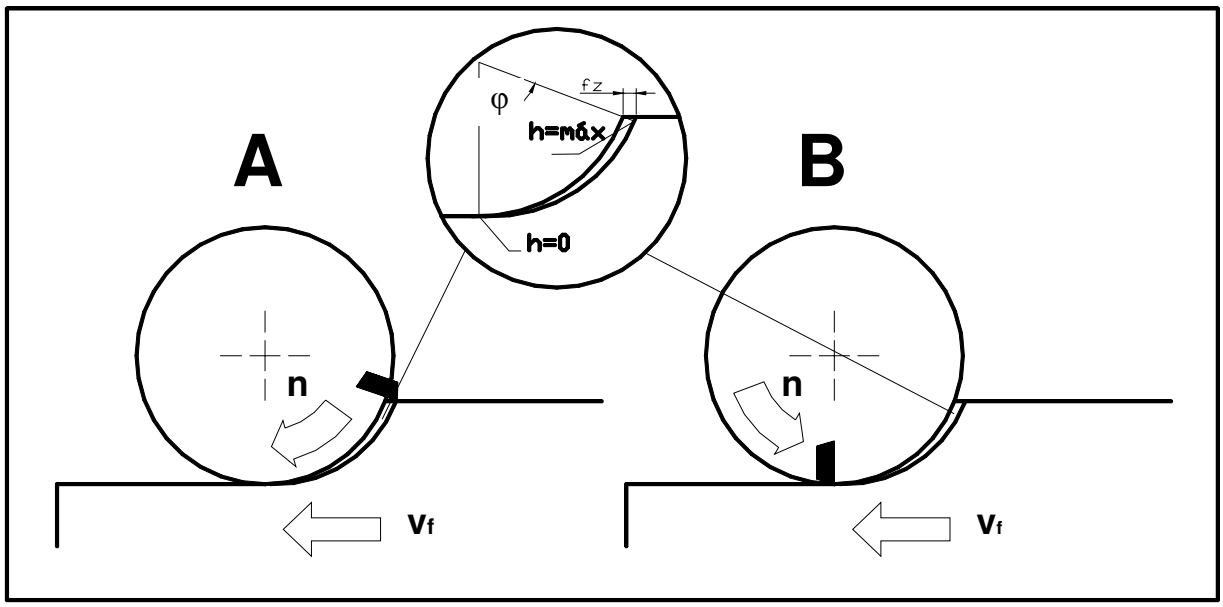


Fig 2.2 – Sentido de fresamento:
A.) fresamento concordante B.) fresamento discordante
(DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2001)

Uma das principais diferenças entre estes dois tipos de fresamento é a forma como a ferramenta penetra na peça. No fresamento discordante a espessura do cavaco no início do corte é

zero. Este fato provoca um aumento da pressão específica de corte no início do mesmo, com conseqüente aumento da força de corte e do atrito entre a ferramenta e a superfície usinada. Isto faz com que a temperatura aumente e a vida da ferramenta diminua em função destes fatores. Além disso, a superfície usinada acaba sofrendo um encruamento durante a sua geração devido ao contínuo esforço realizado pela ferramenta durante a sua penetração na peça. No fresamento concordante por sua vez, a espessura do cavaco no início do corte é máxima. Isto faz com o choque de entrada que a ferramenta sofre seja maior do que no fresamento discordante. No entanto, o fato de a espessura do cavaco no final do corte ser mínima faz com que a saída da ferramenta da peça seja mais suave.

Outra diferença entre os dois processos de fresamento está na maneira como o vetor da força de usinagem irá variar. No fresamento discordante, devido à espessura do cavaco no início do corte ser mínima, os valores de força de corte são altos devido ao aumento de k_s. Quando a ferramenta consegue penetrar na peça o valor de K_s cai e o da força de corte também. Neste momento de entrada da aresta no corte, a componente da força na direção perpendicular à superfície da peça é no sentido de empurrar a peça contra a superfície de apoio. Com o progressivo aumento da espessura do cavaco durante o corte, a força de corte começa a aumentar novamente e quando a ferramenta sai da peça seu valor é elevado. Neste momento, a componente da força perpendicular à peça atua no sentido de puxar a peça da mesa. Esta variação do sentido da força pode causar vibrações. Já no fresamento concordante, a espessura do cavaco no início do corte é máxima. Isto provoca um choque grande na aresta de corte e um valor de força alto. À medida que o corte segue a diminuição da espessura de corte faz o valor da força de corte diminuir progressivamente até que no momento em que a ferramenta sai da peça seu valor é mínimo. Porém, apesar desta variação da intensidade da força, ela atua sempre no sentido de empurrar a peça contra a mesa. Isto faz com que, neste tipo de fresamento, o acabamento superficial seja melhor do que no fresamento discordante, pois a possibilidade de ocorrerem vibrações é menor (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2001).

Em ambas as situações o cavaco formado tem forma de vírgula, fato este constante na maioria dos processos de fresamento. Esta variação da espessura do cavaco faz com que a seção nominal do mesmo varie durante sua formação. A força de corte é diretamente proporcional ao

valor da seção nominal de corte e isso faz com seu valor também varie durante o corte, fazendo com que a potência e a temperatura de corte, grandezas ligadas à força de corte, também variem.

Li et al. (2001) estudaram a trajetória real da ferramenta no processo de fresamento. A combinação do movimento de rotação do eixo-árvore com o movimento retilíneo da mesa faz com que a trajetória da ferramenta não seja um arco de circunferência perfeito e sim uma ciclóide. Essa diferença entre a trajetória real e a teórica faz com que haja uma diferença entre a espessura real do cavaco e a espessura teórica, como é mostrado na figura 2.3. Esta diferença influencia a carga do cavaco sobre a ferramenta e também a forma não-deformada do mesmo durante o fresamento. O modelo matemático proposto por Li et al. (2001) define a espessura real do cavaco não-deformado, servindo para o modelamento analítico e numérico do processo de fresamento. A diferença fundamental entre as trajetórias mostradas na figura 2.3 é que, na trajetória teórica, consideram-se as duas metades do cavaco, a inicial e a final, como sendo idênticas. Já na trajetória real, como comprovado pelo modelo desenvolvido, estas metades são assimétricas, fazendo com que o valor da espessura do cavaco não-deformado não seja idêntica nas duas metades da formação do cavaco, provocando um aumento da força de corte na segunda metade do corte.

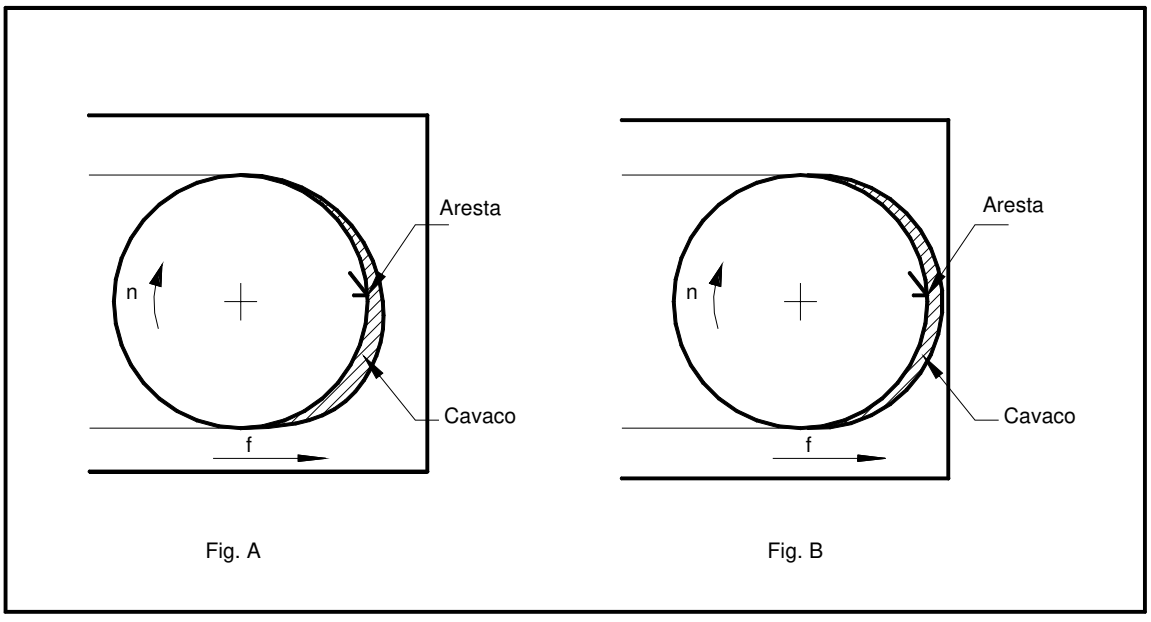


Fig 2.3 - Perfil real (A) e teórico (B) do cavaco não-deformado
(LI et al., 2001)

Além disso, a intensidade e a variação da carga aplicada sobre a ferramenta dependem do material usinado, da posição da fresa em relação à peça, do método de corte, dos parâmetros de corte e da geometria da ferramenta. (DROZDA, 1988). Esta característica torna-se mais importante no fresamento em desbaste de matrizes, visto que neste tipo de operação as propriedades mecânicas do material da peça e os parâmetros de corte fazem com que os valores da força de corte sejam altos. Um dos problemas causados pela variação de esforços é que esta variação pode gerar a energia necessária para provocar vibrações no processo reduzindo a vida da ferramenta e comprometendo o acabamento superficial da superfície gerada. (SHAW, 1984).

O processo básico de formação do cavaco no processo de fresamento é o mesmo encontrado nos demais processos de usinagem que utilizam ferramentas com geometria de corte definida. No entanto, a formação do cavaco no processo de fresamento difere dos demais processos devido ao fato de que toda operação de fresamento é uma operação de corte interrompido, já que a aresta de corte passa, em geral, menos da metade do tempo gasto em uma revolução realizando o corte propriamente dito. Isto traz conseqüências à vida da ferramenta e à qualidade da superfície gerada.

2.2.1 Fresamento Frontal: Classificação e Tipos

Como já foi exposto, o fresamento frontal é realizado utilizando uma ferramenta cujos dentes ativos estão na superfície plana do topo da ferramenta. Este tipo de ferramenta é chamado de fresa de topo e sua construção varia dependendo da sua aplicação e de suas dimensões. Elas podem ser tanto inteiriças, ou seja, feitas inteiramente do mesmo material ou podem utilizar pastilhas intercambiáveis fixadas num corpo de aço carbono, o porta-ferramentas. Nas operações de abertura de rasgos e cavidades este é o principal tipo de fresamento a ser utilizado.

É importante ressaltar que neste tipo de fresamento, como a superfície lateral e a do fundo do rasgo são geradas simultaneamente, a ferramenta realiza um fresamento que é frontal e tangencial ao mesmo tempo. Essa capacidade que as fresas de topo tem de realizar fresamentos tangenciais é limitada pela relação entre a profundidade e a largura de corte, para as fresas inteiriças e pelo comprimento útil da aresta da pastilha no caso das que utilizam insertos

intercambiáveis. Para ferramentas com insertos intercambiáveis, a recomendação do fabricante é de que o comprimento de contato entre a ferramenta e a peça não ultrapasse metade do comprimento total da aresta de corte (SANDVIK, 1999). Outro fator importante na determinação desta capacidade é o diâmetro da ferramenta, já que esta dimensão determina a rigidez da mesma e sua capacidade de suportar, principalmente, os esforços radiais.

Ultimamente foram desenvolvidas fresas de topo que possuem a capacidade de usinar avançando axialmente. Isto permite a elas realizar operações de furação e de abertura de cavidades sem que haja a necessidade de se realizar um pré-furo. Essa capacidade depende da forma como as arestas se distribuem na ferramenta e podem ter seu valor limitado a alguns milímetros nos casos em que as arestas se localizam somente na periferia da ferramenta.

O fresamento frontal pode ser classificado de acordo com o posicionamento da ferramenta em relação à peça como segue:

- ✓ Fresamento simétrico: o cavaco formado na primeira metade do contato entre ferramenta e peça tem praticamente a mesma forma do formado na segunda metade do contato. Neste tipo de fresamento o diâmetro da ferramenta pode ser menor que a largura da peça (fresamento de rasgos) ou maior que a largura da peça (faceamento).

- ✓ Fresamento assimétrico: o cavaco formado na primeira metade do contato entre ferramenta e peça é diferente do formado na segunda metade do contato.

O problema fundamental do fresamento simétrico é que neste tipo de situação, a variação da direção radial das forças de corte pode levar ao surgimento de vibrações, com conseqüente redução de vida da ferramenta e comprometimento do acabamento superficial. Esta vibração está relacionada também ao número de dentes atuantes na peça durante o corte. Isto pode ser minimizado se mais de um dente estiver em contato com a peça. Porém, nem sempre isto é possível quando se usina com ferramentas de passo grande, como é comum em operações de desbaste. Já no fresamento assimétrico, como a variação desta componente radial da força é bem menor, essa tendência de vibração é bem menor. Durante o fresamento, seja ele simétrico ou

assimétrico, é importante evitar, quando possível, que a espessura do cavaco no início do corte seja igual a zero, para que o K_s não seja grande demais, fazendo com que o valor da força de corte aumente.

2.2.2 Passo da Ferramenta

A fresa, sendo uma ferramenta multi-cortante, pode ter um número variável de dentes e, conseqüentemente, um passo de valor constante ou não. Há alguns fatores que podem ajudar na determinação do número ideal de dentes, e conseqüentemente do passo, para cada operação. Esses fatores são: material e tamanho da peça, estabilidade do sistema utilizado, acabamento superficial requerido, potência disponível na máquina e espaço requerido para alojamento dos cavacos gerados (SANDVIK, 1999).

A correta determinação do número de dentes a ser utilizado tem influência direta sobre o acabamento da superfície gerada, a força e a potência de corte, a vida da ferramenta e o tempo de corte. É importante ressaltar também que o passo da ferramenta utilizada terá influência direta na potência consumida na realização da operação.

Ferramentas com passos maiores consomem menos energia para remover uma determinada quantidade de material na unidade de tempo do que fresas com passos menores. Isto devido ao fato de que, para um mesmo valor de velocidade de avanço, uma fresa com passo maior utiliza um avanço por dente maior. Como isto fará a espessura média do cavaco ser maior, a pressão específica de corte terá seu valor reduzido, reduzindo também a potência consumida já que esta é dada pela equação 2.1. Por outro lado, fresas com um passo menor, para a uma mesma velocidade de avanço, são capazes de gerar superfícies com um acabamento superficial melhor, como comprovado por Rosa (1999).

$$P_c = K_{sm} \cdot a_e \cdot a_p \cdot v_f / 60 \cdot 10^6 \text{ (kW)} \qquad (2.1)$$

Tipo de Fresa	Aplicação
Passo grande	Desbaste e semi-acabamento de aços ou operações onde há tendência à vibração
Passo pequeno	Corte de ferro fundido e desbaste leve de aços
Passo extrapequeno	Corte interrompido de ferro fundido e ligas de titânio e acabamento de aços

Tabela 2.1 – Aplicação de fresas em função do passo.
(DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2001)

Os fatores citados anteriormente influenciam a seleção do número de dentes da seguinte maneira:

✓ Material da peça: materiais dúcteis, por gerarem cavacos longos, necessitam de mais espaço para alojamento dos cavacos. Desta maneira, na usinagem deste tipo de material, é recomendável que o espaço entre os dentes seja maior, resultando numa fresa com menos dentes.

✓ Tamanho da peça: para que haja uma menor tendência à vibração, é recomendável que sempre se tenha, no mínimo, dois dentes em contato com a peça. Isso ocorre porque quando dois ou mais dentes mantém contato com a peça o efeito de entrada e saída de um dente é atenuado pela presença de outro realizando o corte.

✓ Estabilidade do sistema utilizado: quanto mais rígido o sistema peça/máquina/dispositivo de fixação, menor a tendência de vibração e, conseqüentemente, menor a necessidade de se ter uma fresa com um número pequeno de dentes.

✓ Acabamento superficial requerido: para se obter um bom acabamento superficial na superfície gerada, é necessário que o avanço por dente (f_z) seja pequeno. Porém, para que o processo seja produtivo, é preciso que o passo da ferramenta seja pequeno, para que se possa utilizar uma velocidade de avanço (v_f) alta, já que o tempo de corte é dado pela equação 2.2, onde $v_f = f_z \,.\, n \,.\, z$.

$$t_c = l_f / v_f \qquad (2.2)$$

✓ Volume de cavacos removidos: quanto maior o volume de cavacos removidos na unidade de tempo, maior a necessidade de espaço para alojar esses cavacos. Desta maneira, em operações de desbaste, é interessante a utilização de fresas com um menor número de dentes.

✓ Potência disponível na máquina: como exposto na página 12, fresas com passo maior consomem menos potência que uma fresa de passo pequeno, se for mantido o avanço de corte por volta.

A figura 2.4 mostra algumas disposições possíveis de insertos nos porta-ferramentas.

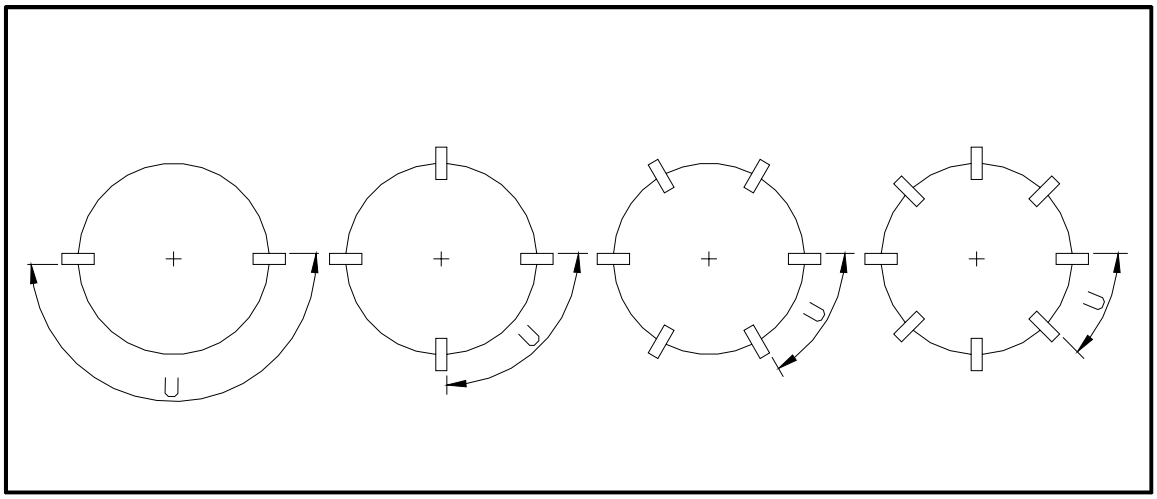


Fig 2.4 – Passo das fresas
(SANDVIK, 1999)

Além disso, como foi exposto, as fresas podem apresentar passo constante ou variável, este último também chamado de passo diferencial. Ferramentas com passos variáveis ocasionam uma freqüência variável de entrada das arestas da ferramenta no corte, de maneira que a tendência à vibração será reduzida. Na figura 2.5 é mostrada uma ferramenta com passo não constante.

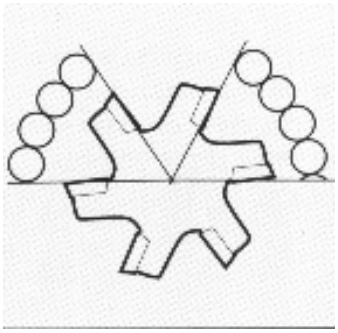


Fig 2.5 – Fresa com passo variável
(SANDVIK, 1999)

Nas operações de fresamento em desbaste, em que o fundamental é a alta taxa de remoção de material e a vibração deve ser evitada, não em função da influência desta na rugosidade superficial obtida, mas sim em função da influência que a vibração tem na vida da ferramenta, deve-se optar por ferramentas com passo grande e, preferencialmente, variável. É preciso, no entanto, garantir que se tenha pelo menos dois dentes da ferramenta em contato com a peça, pois caso contrário a tendência de que ocorram vibrações também existirá.

2.2.3 Entrada da Ferramenta no Corte

Duas situações são possíveis quando a aresta de corte vai penetrar na peça em um processo predominantemente concordante:

- ✓ O centro da ferramenta está fora da peça (figura 2.6A) e a aresta está sujeita a tensões de tração e, conseqüentemente, a avarias. Além disso, o choque se dá bem próximo a aresta de corte, o que facilita o lascamento e quebra da mesma.

- ✓ O centro da ferramenta está dentro da peça (figura 2.6B) e a aresta está sujeita somente a tensões de compressão, situação para a qual o material da ferramenta foi desenvolvido, tendo assim, seu melhor desempenho. Além disso, o choque se dá com o corpo da pastilha, que é uma região mais resistente, dificultando o lascamento ou a quebra da aresta.

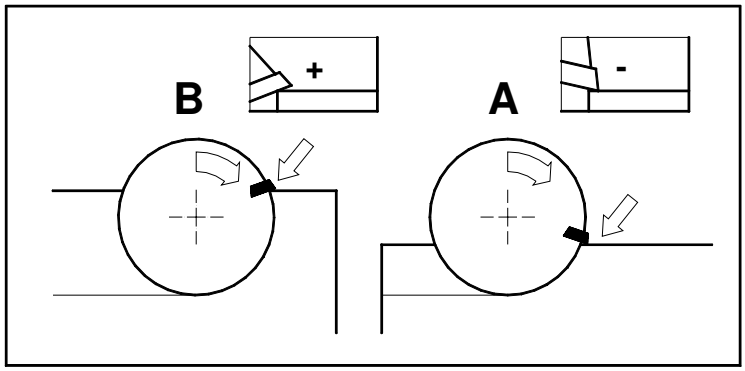


Fig 2.6 – Efeito da posição do centro da ferramenta no início do corte
(SANDVIK, 1999)

Diniz e Caldeirani (1999) estudaram a influência da posição da fresa em relação à peça e a influência que esta posição tem na vida da ferramenta. Foi determinado que valores maiores de vida da ferramenta são obtidos quando o fresamento é assimétrico e o valor de 'j' é pequeno, como mostrado na figura 2.7. À medida que cresce o valor de "j" a vida da ferramenta diminui devido ao aumento do lascamento da aresta, que se torna o principal mecanismo de desgaste. Como o lascamento está relacionado principalmente a variações de esforços mecânicos, sua maior ocorrência devido a um valor elevado do parâmetro "j" é explicada porque a espessura do cavaco (h_D), na entrada da ferramenta na peça, é incrementada por um aumento no valor de "j", tornando o choque de entrada da ferramenta mais intenso.

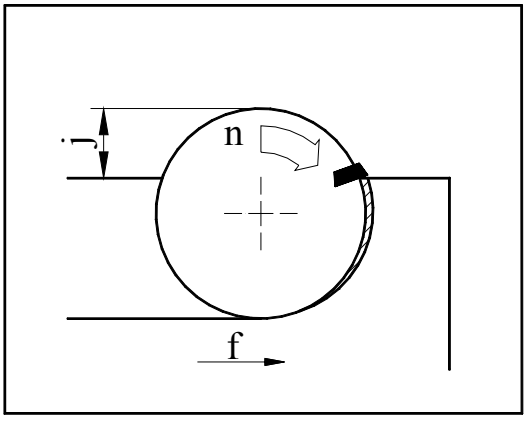


Fig 2.7 – Efeito do valor de "j" no início do corte
(DINIZ e CALDEIRANI, 1999)

2.3 Seleção dos Parâmetros de Corte no Fresamento em Desbaste

A eficiência de uma operação de fresamento em desbaste depende diretamente da correta seleção da ferramenta e dos parâmetros de corte a serem utilizados. A seguir são feitas algumas considerações a respeito da seleção destes elementos:

- ✓ Profundidade de usinagem: devido à baixa influência deste parâmetro no desgaste da ferramenta e a relação diretamente proporcional que este parâmetro tem com a quantidade de material removido, deve-se usar a maior profundidade de corte possível, principalmente quando a operação realizada é de desbaste (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2001).

- ✓ Avanço de corte: em operações de desbaste, onde o acabamento superficial não tem importância fundamental, deve-se utilizar valores altos de f_z, principalmente porque neste tipo de operação a velocidade de corte baixa aliada ao passo grande da ferramenta tendem a tornar o processo pouco produtivo. Outra vantagem da utilização de um valor elevado de f_z é que a espessura média do cavaco se torna maior, reduzindo o valor da pressão específica de corte e, conseqüentemente, da potência consumida na operação, desde que a velocidade de avanço ($v_f=f_z.z.n$) seja mantida constante.

- ✓ Velocidade de corte: a velocidade de corte é o parâmetro de corte que tem influência mais marcante na vida da ferramenta. Desta maneira, em operações de desbaste, onde o objetivo principal é a remoção de grande quantidade de material e, para isto, são usados valores elevados de f_z e a_p, o valor da velocidade de corte deve ser menor do que nas operações de acabamento. Isto faz com que a vida da ferramenta seja maior, sem prejudicar a produtividade do processo, e a potência consumida não tenha valores altos demais, pois como é mostrado na equação 2.3 a potência é uma grandeza diretamente à velocidade de corte, devido à baixa influência deste parâmetro no valor do K_s. Estas considerações são verdadeiras se a profundidade de corte (a_p) e o avanço por dente (f_z) permanecerem constantes.

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

- ✓ Passo da ferramenta: o passo da ferramenta, em operações de desbaste de materiais dúcteis deve ser grande, pois isto permite que o cavaco gerado tenha espaço suficiente para se alojar. Também é importante o uso de passos grandes como garantia de que a potência de corte seja menor.

2.4 Forças e Potências de Corte

As forças de corte nas operações de fresamento têm seu valor mudando constantemente durante a operação. Isto faz com que algumas observações sejam necessárias, pois essa variação é o principal causador do fim da vida da ferramenta.

A força de usinagem em uma operação tem direção e intensidade desconhecidas. Para que a sua análise seja feita então, torna-se necessária a sua decomposição em forças projetadas em direções conhecidas para que sua verdadeira grandeza seja determinada (Diniz et al., 2001). Essa força de usinagem pode ser decomposta em componentes ativas e uma componente passiva. Essas componentes são:

- ✓ Forças ativas: Força de corte
  Força de avanço
- ✓ Força passiva: Força de profundidade

Destas, somente as forças ativas, por estarem contidas no plano de trabalho, consumem potência. Apesar deste fato, o valor da força passiva tem uma influência importante nas operações de fresamento, pois a flambagem do porta-ferramentas depende diretamente do valor desta força. Além disso, Michelleti, Koenig e Victor (1975) concluíram que a força passiva tem maior influência no desgaste do que a força de corte, tornando essa componente importante na determinação da vida da ferramenta e nos processos de monitoramento de desgaste.

Os parâmetros de corte utilizados têm relação direta com o valor das forças de usinagem. Desta forma, ao se adotar os parâmetros de corte, indiretamente estamos determinando o esforço a que a ferramenta está sujeita durante a operação. A força principal de corte, definida por $F_c = K_s . a_p . f_z$, normalmente é a componente da força de usinagem que tem os maiores valores e cada um

dos parâmetros de corte a influencia de uma maneira distinta. O avanço de corte e a pressão específica de corte são grandezas inversamente proporcionais. Desta maneira, um aumento do valor do avanço de corte não provoca um aumento da força de corte na mesma proporção, devido à redução da pressão específica de corte (K_s). Esta pressão é a razão entre a força de corte e a seção nominal do cavaco, em determinada condição de usinagem. Isto ocorre principalmente em função da redução do fluxo lateral de cavaco, formado pelo material que foi deformado, mas que não atingiu o limite de cisalhamento e, em função disso, permanece unido à peça. Já a profundidade de corte não possui influência marcante na pressão específica de corte. Dessa forma, a profundidade e a força de corte são grandezas diretamente proporcionais, o que equivale a dizer que, dobrando-se o valor da profundidade de corte a força de corte também dobrará. A influência da velocidade de corte na pressão específica de corte, nas faixas usuais de utilização, é desprezível (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2001). De acordo com modelo matemático proposto por Dagiloke et al., (1995) para valores até 1.200m/min a velocidade de corte não influencia a força de corte. Através deste modelo forma simulados ensaios de fresamento de rasgos em corpos de prova de alumínio 7075-T6 (AlZnMgCu). A profundidade de corte foi de 7,62mm e a penetração de trabalho (a_e) coincidia com o diâmetro da fresa que era de 31,75mm. O avanço por dente usado foi de 0,05mm por volta e o ângulo de saída da ferramenta era 12º. A partir dos 1.200m/min um aumento da velocidade de corte causa um aumento do valor da força de corte como mostra a fig 2.8. Estes resultados comprovam os resultados obtidos por Armitage e Schmidt (1951).

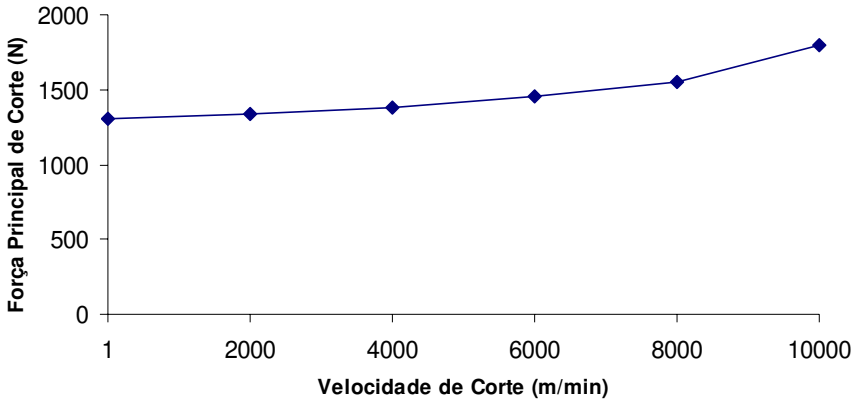


Fig 2.8 – Influência da velocidade de corte no valor da força de corte (DAGILOKE, et al., 1995)

Como já exposto, em função da variação do valor da força de corte, da espessura do cavaco e do número de arestas em contato com a peça, a potência consumida durante a operação de fresamento varia constantemente. Em função disto, para que o cálculo de potência de corte para uma operação de fresamento tenha maior precisão, o mesmo deve ser feito utilizando-se um valor médio de K_s, o K_{sm}. Esta pressão específica média de corte por sua vez é calculada a partir da espessura média de corte (h_m) através da equação 2.4.

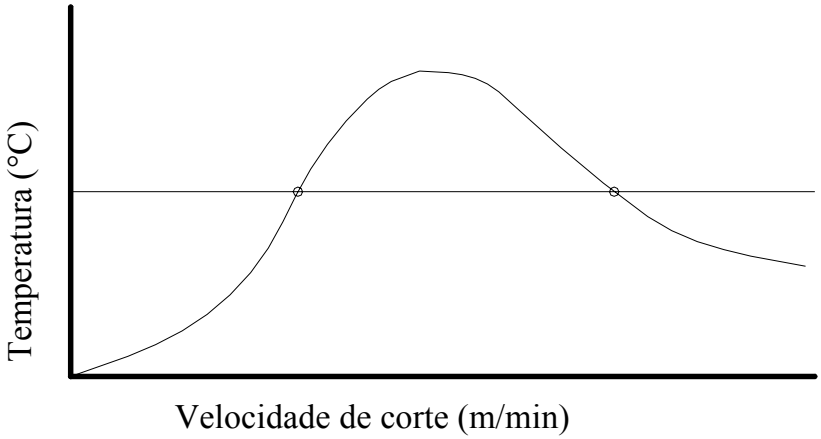
$$P_c = K_{sm} \cdot h_m \cdot b \cdot v_c \qquad (2.4)$$

2.5 Temperatura de Corte

A temperatura de corte em uma operação de usinagem depende diretamente da quantidade de calor gerado na mesma. Como o calor é uma forma de energia que, no início do processo está sob a forma de energia elétrica, é correto se estabelecer uma relação direta entre a potência consumida na operação e a temperatura de corte (FERRARESI, 1981). Porém, alguns fatores, dentre os quais o principal será a velocidade de corte, influenciam a forma como o calor gerado se dissipa através da peça, da ferramenta e do cavaco.

Salomon (1931), citado por Dewes et al. (1999), propôs que a temperatura de corte em uma operação de usinagem cresce com a velocidade de corte até um certo valor de velocidade e que, após este valor ser atingido, os valores de temperatura começam a diminuir progressivamente como é mostrado na figura 2.8. No entanto, estudos realizados desde então não têm comprovado esta afirmação. Mcgee (1979), citado por Dewes et al. (1999), propôs que a temperatura de corte sobe, à medida que a velocidade de corte aumenta, até que o ponto de fusão do material usinado seja atingido, como mostra a figura 2.9. Desta maneira, materiais com pontos de fusão baixos como o alumínio, cujo ponto de fusão está em torno de 660°C, têm suas velocidades de corte limitadas única e exclusivamente pelas condições oferecidas pela máquina utilizada, já que este valor de temperatura se encontra bem abaixo dos valores onde as ferramentas de metal duro e cerâmica começam a perder suas propriedades. Segundo Trent (1991), na usinagem de materiais com pontos de fusão altos, como as ligas ferrosas, o limite da velocidade de corte utilizada é definido em função da máxima temperatura suportada pelo material da ferramenta utilizada.

Curva de Salomon



Curva de McGee

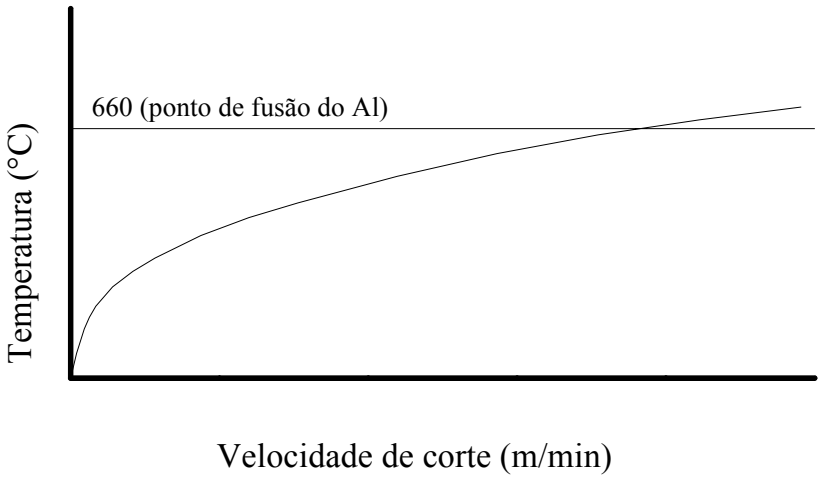


Fig. 2.9 – Influência da velocidade de corte na temperatura de corte (DEWES et al., 1999).

O modelo proposto por Dagiloke et al. (1995) determinou que a temperatura do cavaco e da superfície de saída da ferramenta aumenta progressivamente com o aumento da velocidade de corte em uma faixa de valores que vai até 10.000m/min. Nos mesmos ensaios modelados, descritos anteriormente, observou-se que a temperatura da peça sofre uma pequena redução com o aumento da velocidade de corte. Os autores concluíram que este fenômeno ocorre em função da

redução do tempo que o calor gerado tem para se dissipar para a peça. Com o aumento da velocidade de corte o calor se dissipa principalmente pela superfície de saída da ferramenta e pelo cavaco, tendo menos tempo para migrar para a peça. A figura 2.10 mostra a relação entre a velocidade de corte e a temperatura da ferramenta, do cavaco e da peça usinada nas condições modeladas.

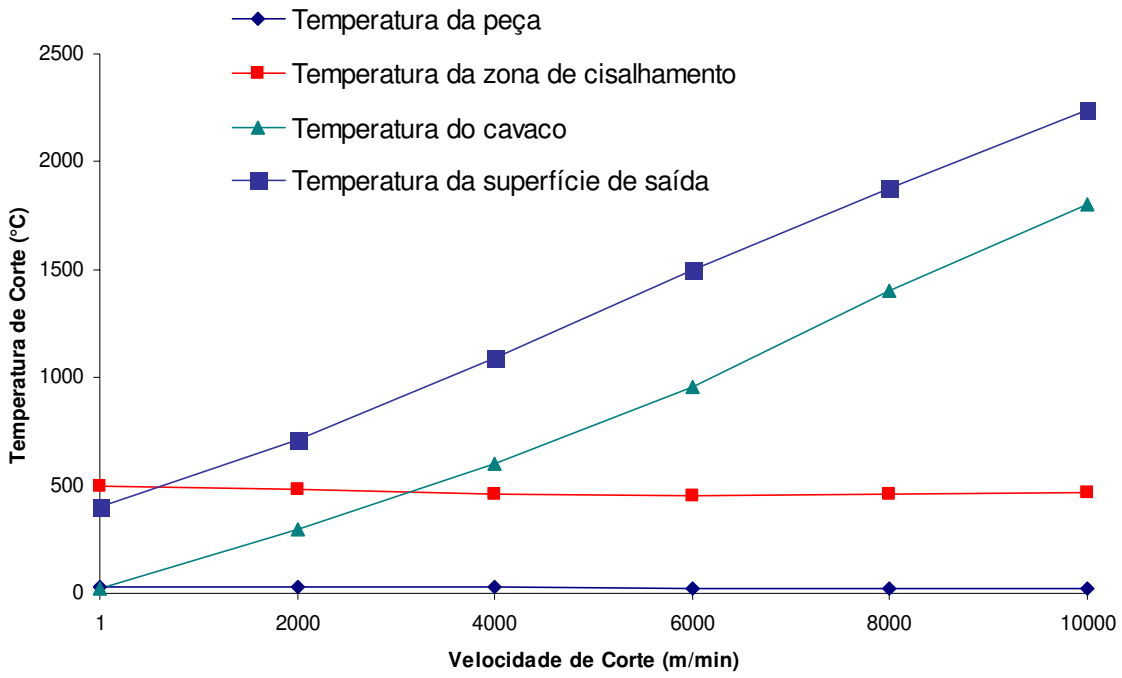


Fig 2.10 – Influência da velocidade de corte no valor da temperatura de corte (DAGILOKE, et al., 1995)

O efeito da profundidade de corte e da penetração de trabalho no aumento da temperatura gerada durante o fresamento de matrizes se mostrou maior do que o do avanço de corte. Isto nos leva a considerar que para se obter altas taxas de remoção de material é mais interessante utilizar avanços maiores com menores profundidades de corte. Também nestes ensaios a velocidade de corte se mostrou como o parâmetro que mais influencia o aumento da temperatura de corte, fato este que age como limitador dos valores utilizados. Outro fator que apresenta grande influência na temperatura de corte gerada é o estado de afiação da ferramenta. Em uma operação de desbaste, os valores de temperatura atingidos por uma ferramenta com um desgaste de flanco de

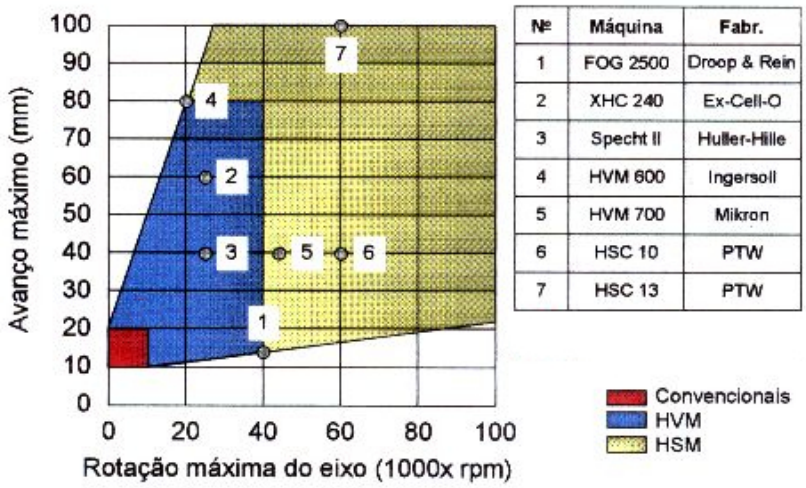
0,3mm são quase quatro vezes maiores do que os valores encontrados quando a ferramenta utilizada é nova. (DEWES et al., 1999). Isto se dá devido a fato de que uma das principais fontes geradoras de calor na usinagem é o atrito entre ferramenta e peça, e quando a ferramenta utilizada apresenta desgaste de flanco o atrito entre a peça e a superfície de folga da ferramenta tende a aumentar consideravelmente (DINIZ, MARCONDES E COPPINI, 2001).

Os choques térmicos sofridos pela ferramenta, durante as operações onde o corte é interrompido, também são muito importantes para o desempenho do processo, pois a vida da ferramenta depende diretamente da intensidade destes choques. Ueda et al., (2001) determinaram que em uma operação de fresamento de aço 1045, o choque térmico sofrido pela ferramenta pode chegar a 150°C durante uma revolução da ferramenta. Considerando-se que os ensaios foram realizados utilizando-se uma rotação do eixo-árvore de 6.000rpm, a ferramenta era sujeita a esse choque 100 vezes por segundo.

2.6 High Speed Machining

Salomon definiu pela primeira vez, em 1931, o processo de High Speed Machining (HSM) como aquele em que a usinagem é feita com velocidades de corte e avanço consideravelmente maiores do que as usadas nos processos convencionais. Atualmente esse termo, HSM, tem sido comumente usado na designação de processos onde são utilizadas altas rotações do eixo-árvore da máquina operatriz ou altas velocidades de corte, situação esta também classificada como High Velocity Machining (HVM). No entanto, este termo também vem sendo usado para definir operações onde, apesar de serem utilizadas velocidades de corte não tão altas, utilizam-se parâmetros de corte, principalmente v_f, que proporcionem altíssimas taxas de remoção de material ou processos onde altas velocidades de corte são combinadas com altas taxas de avanço (SANDVIK, 1999).

Na figura 2.11 é mostrada uma classificação de fresadoras segundo um critério mais recente do que vem a ser HSM.



Nº	Máquina	Fabr.
1	FOG 2500	Droop & Rein
2	XHC 240	Ex-Cell-O
3	Specht II	Huller-Hille
4	HVM 600	Ingersoll
5	HVM 700	Mikron
6	HSC 10	PTW
7	HSC 13	PTW

Fig 2.11 – Classificação de fresadoras segundo critérios HSM
(SCHMITT – 1996, FINZER – 1997)

Dagiloke et al., (1995) classificaram os processos de usinagem, de acordo com a faixa de velocidade de corte por eles utilizadas, da seguinte maneira:

- ✓ Processos em baixas velocidades de corte (LSM): 1m/min<Vc<600m/min.
- ✓ Processos em altas velocidades de corte (HSM): 600m/min<Vc<1800m/min.
- ✓ Processos em velocidades muito altas de corte (VHSM): 600m/min<Vc<1800m/min.
- ✓ Processos em velocidades ultra-altas de corte (UHSM): 1800m/min<Vc<300000m/min.

Porém, o material da peça, o material da ferramenta e a operação realizada são alguns dos fatores que influenciam diretamente o valor da velocidade de corte a ser utilizada. Sendo assim, não é coerente fazer-se uma classificação dos processos sem levar em consideração estes fatores e, caso esta classificação seja feita, ela não é válida para qualquer situação. Uma prova disso é que velocidades de corte consideradas altíssimas, para o fresamento de aço endurecidos usinados com ferramentas de metal duro, podem ser consideradas extremamente baixas comparadas ao torneamento de alumínio utilizando-se ferramentas de diamante policristalino.

Cabe ainda ressaltar que a usinagem em altas velocidades de corte só é um processo mais eficiente nas operações de fresamento de matrizes em desbaste quando as dimensões da mesma

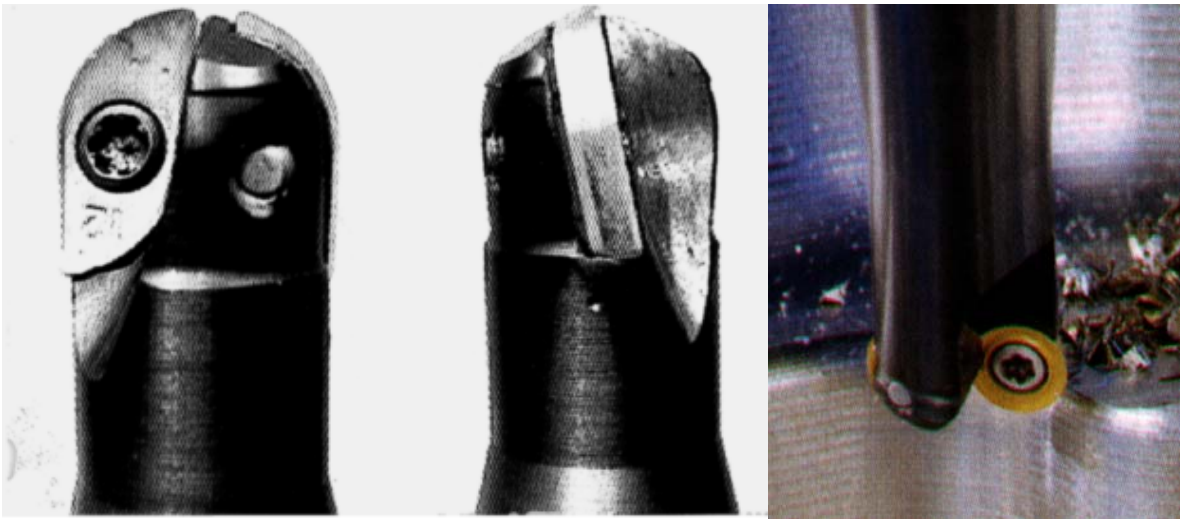
são bastante reduzidas ou quando a quantidade de material a ser removida é pequena. (SANDVIK, 1999). Para operações em matrizes onde a quantidade de material a ser removida é grande, é economicamente mais viável a usinagem através de métodos convencionais e, nesta situação, como o objetivo é remover o máximo de material no mínimo de tempo fazendo com que a vida da ferramenta seja a maior possível, o ideal é utilizar valores de profundidade e de avanço de corte máximos e, para garantir que a vida da ferramenta não seja curta demais, valores de velocidade de corte mais baixos. (DINIZ, MARCONDES E COPPINI, 2001). Por outro lado, a usinagem em alta velocidade pode ser utilizada com vantagem em relação ao processo convencional em operações de acabamento e semi-acabamento de cavidades, em matrizes, mesmo se o material já se encontrar endurecido.

Alguns fatores contribuem para o fato de que a operação de fresamento continue sendo a mais indicada na geração de cavidades em matrizes. Esses fatores estão ligados ao fato que a fresa pode se apresentar sob as mais variadas formas dando a operação de fresamento uma maior versatilidade na geração de superfícies (DINIZ, MARCONDES E COPPINI, 2001). Além disso, a operação de fresamento apresenta algumas outras vantagens em relação à eletroerosão, sua concorrente direta na geração de cavidades. A primeira delas, e talvez a mais importante, é a alta taxa de remoção de cavacos obtida nas operações de fresamento, o que representa por si só uma grande redução no "lead time", e, conseqüentemente nos custos de execução do ferramental. Outra vantagem é que as tensões superficiais geradas pelo fresamento são muito menores do que as ocasionadas pelo processo eletroerosivo visto que, através do processo de fresamento, as temperaturas na superfície gerada raramente ultrapassarão 400°C, enquanto que nos processos por eletroerosão as temperaturas estarão na faixa de 10.000°C a 20.000°C (DEWES et al., 1999). Além disso, a fabricação de matrizes utilizando-se equipamentos para HSM, substitui os processos tradicionais, onde a matriz era usinada sem tratamento térmico e, após ser tratada termicamente, seria feito o acabamento através de processos abrasivos, de eletroerosão e de polimento manual (DEWES e ASPINWALL, 1997). Os equipamentos de HSM permitem que o acabamento da matriz, ainda que seja feito após o tratamento térmico, possa ser feito através de operações de fresamento, que permitem uma taxa de remoção de material bem superior às obtidas com os métodos tradicionais, reduzindo consideravelmente os tempos de fabricação.

Com a popularização dos processos HSM alguns outros problemas foram surgindo. Manter a carga do cavaco sobre a ferramenta é um deles. O deslocamento da ferramenta a grandes velocidades faz com que, durante a aceleração e desaceleração do eixo-árvore, a espessura real do cavaco varie. Isto ocorre pois a rotação do eixo-árvore permanece constante enquanto a velocidade de avanço da ferramenta varia em função da aceleração e desaceleração. Esta variação da velocidade de avanço em função da aceleração faz com que o valor do avanço por dente varie, podendo ter valores baixos quando a velocidade de avanço é reduzida em função de uma desaceleração da mesa da máquina, aumentando o atrito entre ferramenta e peça e, conseqüentemente, o desgaste da ferramenta. Sistemas de monitoramento têm sido desenvolvidos com o objetivo de manter o avanço por dente constante, através da variação da rotação do eixo-árvore a medida que a velocidade de avanço (v_f) varia (BUDAK, 2000).

2.7 Fresamento de Cavidades (SANDVIK, 1999)

A capacidade de avanço no sentido axial da fresa é fundamental quando a operação executada é a abertura de cavidades em matrizes. Porém, a forma como esse avanço é realizado tem grande influência na eficácia do mesmo e, conseqüentemente, na produtividade da operação. Fresas de topo com insertos redondos, conhecidas como fresas toroidais, são robustas e versáteis o suficiente para permitir a abertura de matrizes sem que, para isso, seja necessária a execução de um pré-furo. Isto reduz o número de ferramentas utilizadas na operação, reduzindo o número de paradas para troca de ferramenta e gerando várias outras vantagens. Fresas “ball nose”, que são fresas de topo que apresentam a face frontal arredondada, também são indicadas para este tipo de operação, embora seu desempenho seja melhor nas operações de semi-acabamento e acabamento. Para as operações de desbaste, onde se exige das ferramentas uma maior rigidez, é mais eficiente a utilização de fresas toroidais, por causa de sua maior resistência. O melhor desempenho deste tipo de ferramentas vem da possibilidade de se gerar, em função da forma curva da ponta da ferramenta, superfícies irregulares e complexas. A figura 2.12 mostra ambas as ferramentas.



A B

Fig 2.12 – Fresa “ball nose” (A) (URBANSKI, et al., 2000).
e fresa toroidal (B) (SANDVIK, 2001).

A realização do avanço axial, quando se usina com este tipo de ferramenta, pode ser feita utilizando-se duas estratégias básicas: através do uso de um ciclo de mergulho, onde a ferramenta desce verticalmente até atingir a profundidade da passada a ser executada, ou então através de uma combinação de avanços axial e radial. Nesta última, esta combinação de avanços pode se dar através de interpolação linear ou circular. Utilizando-se qualquer uma das estratégias descritas ter-se-á, também, a vantagem de que a maior parte do esforço realizado pela ferramenta terá direção axial, diminuindo a tendência a vibrações e exigindo menos os mancais da máquina, já que esta é mais rígida no sentido axial.

Uma consideração a ser feita quando a estratégia utilizada descreve uma rampa, ou seja, o avanço no eixo ”z” ocorre simultaneamente ao nos eixos “x” ou “y”, diz respeito ao ângulo de descida utilizado. Este ângulo é limitado pelo tamanho e geometria do inserto, assim como pelo diâmetro do porta-ferramenta utilizado (SANDVIK, 1999). Este ângulo deve diminuir à medida que o diâmetro do porta-ferramenta aumenta. Isto ocorre porque se um mesmo ângulo de descida for utilizado em fresas com diâmetros diferentes, a fresa com maior diâmetro terá uma profundidade de corte (a_p) grande demais na pastilha traseira, podendo até ocorrer o choque da face do porta-ferramenta com a peça, como mostrado na fig. 2.13.

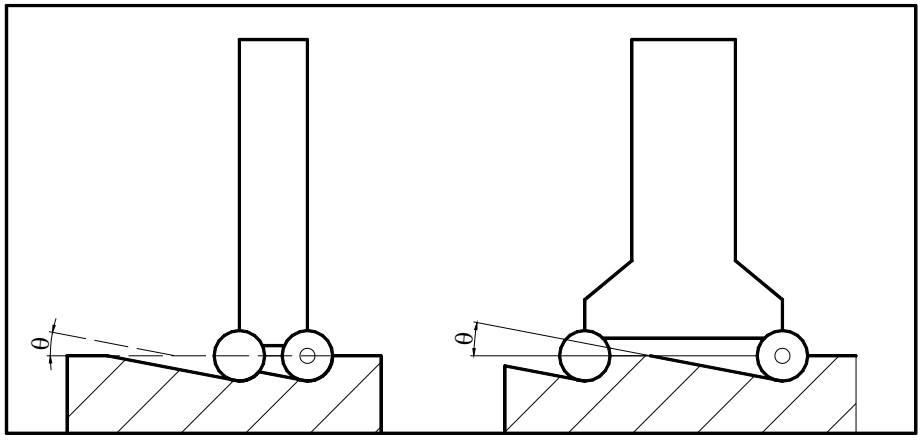


Fig. 2.13 - Influência do diâmetro da fresa no ângulo de descida.

As vantagens e desvantagens das três estratégias de avanço axial da ferramenta serão discutidas a seguir (SANDVIK, 1999):

Na estratégia de mergulho, quando se usina com ferramentas ball nose, maciças ou com insertos intercambiáveis, é comum iniciar a abertura da cavidade com um ciclo de furação, usando para isso a própria fresa, até que a profundidade total de corte seja atingida e então é fresada a primeira "camada" da cavidade (figura 2.14A). A vantagem deste método em relação à forma tradicional, é que como a própria fresa é usada na abertura do furo uma operação de furação anterior é dispensada tornando o processo mais rápido e mais barato. O problema deste método é que a saída dos cavacos formados no centro da ferramenta é prejudicada.

A estratégia em rampa é um método de abertura que consiste em combinar o avanço radial da ferramenta com um avanço axial, produzindo assim, uma rampa cuja inclinação deve respeitar a inclinação máxima permissível à ferramenta utilizada em função de seu tamanho e de sua geometria. Esse processo reduz o problema com a saída dos cavacos encontrado na utilização da estratégia de mergulho (figura 2.14B).

A interpolação helicoidal é outra estratégia que pode ser utilizada quando o inserto utilizado é circular ou quando a fresa de topo utilizada permite a combinação do avanço axial com o radial. Segundo Sandvik (1999) a utilização da interpolação circular em hélice é um dos

melhores métodos para a abertura da cavidade, por facilitar consideravelmente a saída dos cavacos. Sua utilização, porém, deve levar em conta a forma da cavidade a ser aberta. Caso a forma da cavidade não seja cilíndrica o tempo gasto para a abertura da mesma pode aumentar consideravelmente, pois a trajetória descrita pela ferramenta tem seu comprimento aumentado, já que a ferramenta deve, inicialmente, descrever uma trajetória cilíndrica, para então, remover o restante do material, o que dá à cavidade sua forma definitiva. A figura 2.14C mostra a trajetória descrita pela ferramenta durante uma interpolação helicoidal.

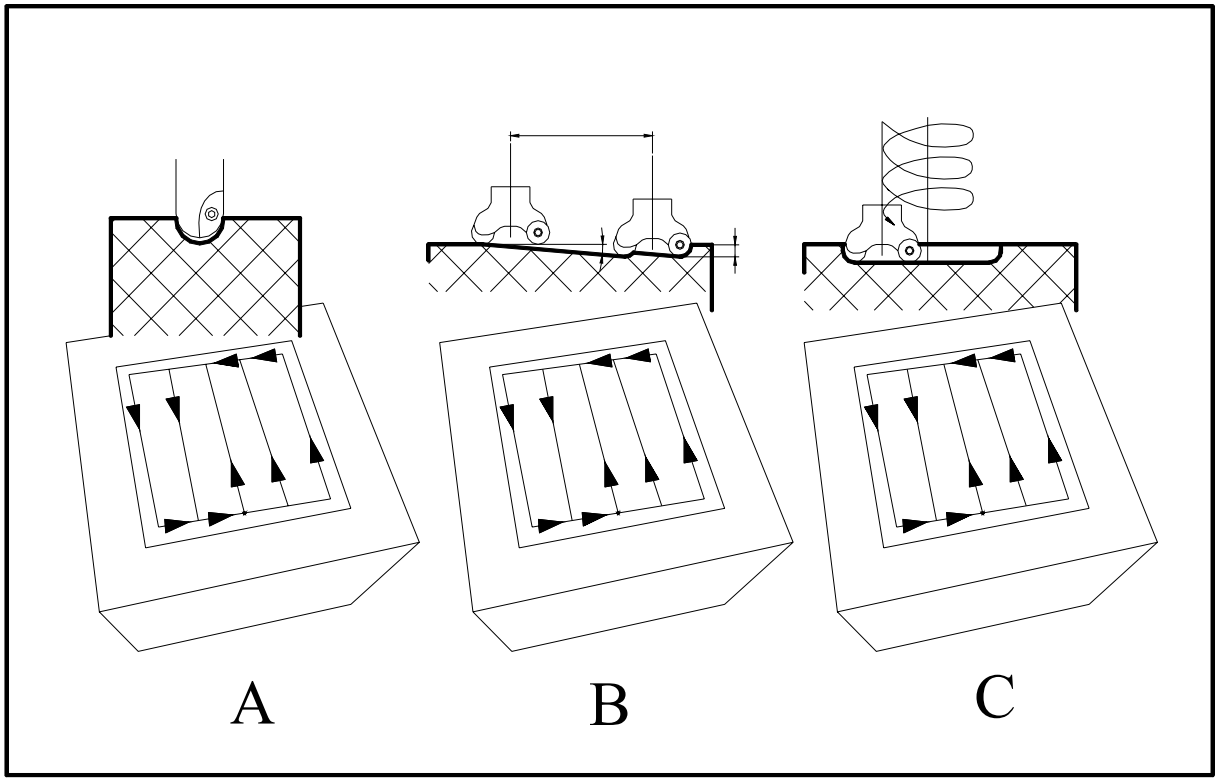


Fig 2.14 – Métodos de fresamento de cavidades:
A) ciclo de furação – pica-pau ou mergulho
B) interpolação linear - rampa
C) interpolação circular - helicoidal
(SANDVIK, 1999)

2.7.1 Fresamento de Cantos

Tradicionalmente, a usinagem de cantos em cavidades de matrizes era feita através da utilização de uma ferramenta cujo raio coincidia com o raio do canto que seria usinado (figura 2.15). Dessa forma, a ferramenta percorre uma trajetória linear até o canto, pára seu avanço, e então muda de direção. Vários inconvenientes surgem desta aplicação, tais como o fato de que o avanço da ferramenta precisa parar para que a mudança de direção ocorra, e isso, sem que a rotação da mesma sofra qualquer alteração. Isso cria um atrito excessivo que pode danificar a estrutura do material usinado, o acabamento superficial e até mesmo a aresta secundária de corte da ferramenta (SANDVIK, 1999). O contato ferramenta/peça se dá com uma superfície muito grande, geralmente um quarto da superfície da fresa, o que aumenta a tendência a vibrações do sistema (SCHUETT, 1996).

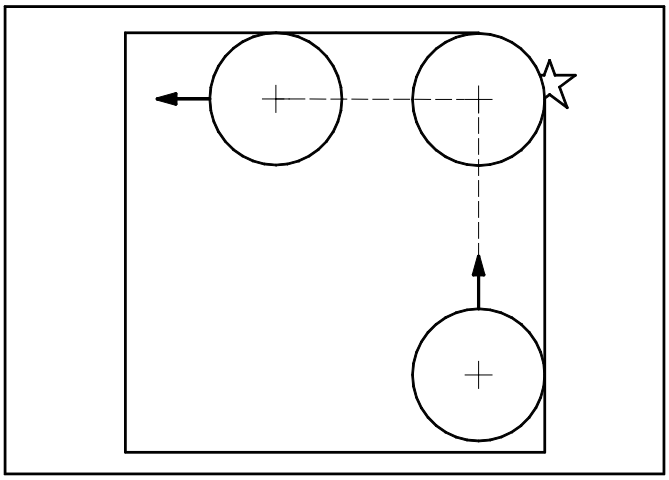


Fig 2.15 – Usinagem de cantos pelo processo convencional
(SANDVIK – 1999)

Atualmente este processo foi substituído por outro onde o raio da fresa é geralmente menor do que o raio a ser produzido e o canto é usinado através de uma interpolação circular (figura 2.16). Isto faz com que o avanço, mesmo que sofra uma redução do seu valor, nunca se iguale a zero. Além disso o contato entre ferramenta e peça é reduzido, minimizando a quantidade de calor gerado por atrito e diminuindo a possibilidade de ocorrerem vibrações. Nem

sempre isso é possível e, nestas situações, o mais recomendável é criar no canto usinado um raio de valor maior do que o requerido em projeto para que, numa operação de semi-acabamento, o raio especificado em projeto seja gerado.

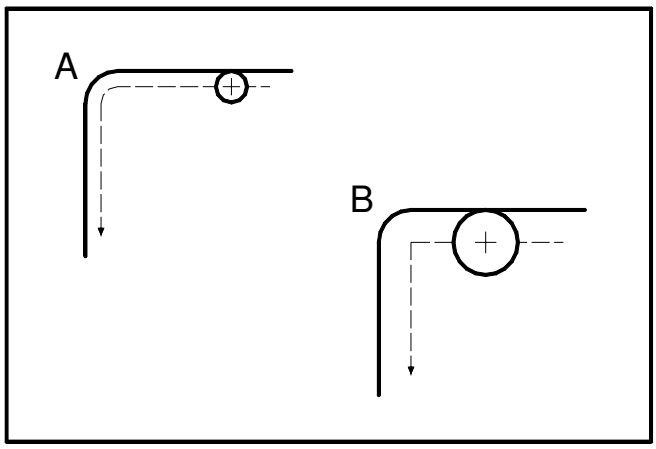


Fig 2.16 – Usinagem de cantos pelo processo convencional (B) e pelo método atual (A) (SANDVIK, 1999)

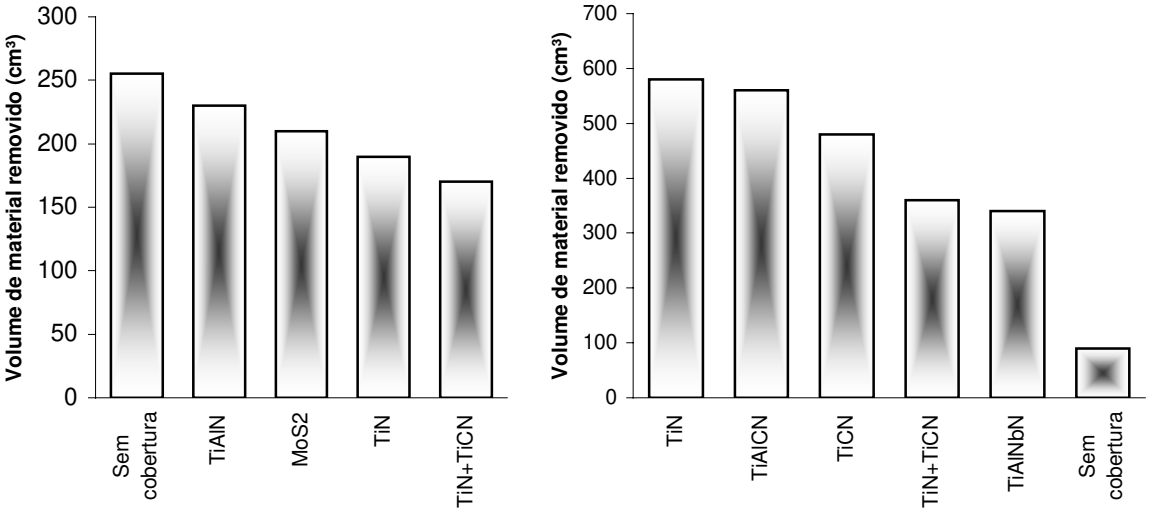
2.8 Insertos

Neste item serão abordados apenas os insertos intercambiáveis aplicáveis às operações de fresamento em desbaste de matrizes, assim como os principais mecanismos de desgaste que agirão sobre os mesmos.

2.8.1 Materiais de Ferramentas

A seleção do material da ferramenta deve ser orientada por alguns fatores, tais como, o material a ser usinado, o tipo e as condições de usinagem e as características da ferramenta. Na usinagem em desbaste de cavidades em matrizes, em função das condições em que a usinagem ocorre, requer-se uma grande tenacidade do inserto utilizado. Nestas operações o metal duro com cobertura é uma opção melhor do que as cerâmicas devido à fragilidade que estas apresentam (DINIZ, MARCONDES E COPPINI, 2001).

D'ERRICO GUGLIELMI e RUTELLI (1999) analisaram o desempenho de vários insertos para a usinagem de aços e confirmaram este fato. Comparando fresas de topo, com e sem cobertura, de metal duro e de cermets, que em determinadas situações podem ser uma opção neste tipo de operação, eles concluíram que a ferramenta de metal duro é capaz de remover de duas a cinco vezes mais material, em volume, do que o inserto de cermets para um mesmo valor de vida da ferramenta. A única situação onde esse fato não foi comprovado foi na utilização de ambas ferramentas sem nenhum tipo de cobertura. Nesta situação as ferramentas de cermets mostraram um desempenho bastante superior ao das ferramentas de metal duro. Nestes ensaios, corpos de prova de aço SAE 1045 foram fresados, em acabamento, utilizando-se velocidades de corte na faixa de 100 a 600 m/min, dependendo do material da ferramenta e da cobertura utilizada. Os resultados dos ensaios são mostrados na figura 2.17.



a)Cermets b)Metal Duro

Fig 2.17 – Comparação entre ferramentas de cermets e metal duro com e sem cobertura (D'ERRICO GUGLIELMI e RUTELLI, 1999)

Um inserto de metal duro da classe P normalmente é uma boa alternativa nesta situação, porém, sua baixa resistência à difusão e oxidação, faz com que a aplicação de cobertura na ferramenta seja imprescindível neste tipo de aplicação. A porcentagem de carbonetos em relação à de cobalto também é um fator que afeta profundamente o desempenho do inserto de metal duro.

Porcentagens maiores de carbonetos melhoram consideravelmente a resistência ao desgaste do inserto, porém aumentam a fragilidade da aresta de corte. Porcentagens maiores de cobalto por sua vez melhoram a tenacidade do inserto, aumentando sua resistência às variações de cargas térmicas e mecânicas que ocorrem durante a usinagem, mas também tornam a aresta de corte mais suscetível à deformação plástica e reduzem a sua resistência ao desgaste (SANDVIK, 1999). A determinação precisa da porcentagem de tais elementos está atrelada às características específicas da operação a ser realizada.

Outro fator a ser considerado durante a seleção do material do inserto a ser utilizado diz respeito ao tamanho dos grãos de carbonetos presentes na sua composição. Em geral, grãos menores melhoram a resistência ao desgaste do inserto, enquanto grãos maiores melhoram a tenacidade. Com relação aos mecanismos de desgaste, grãos menores reduzem o desgaste abrasivo e a adesão enquanto grãos grandes reduzem a tendência ao lascamento e a fadiga (SANDVIK, 1999). Atualmente, porém, o metal duro com micro-grãos alia a alta resistência ao desgaste com uma tenacidade elevada, sendo usado principalmente na confecção de pastilhas ou ferramentas inteiriças para a usinagem de aços endurecidos (URBANSKI et al., 2000).

2.8.2 Coberturas de Insertos

A cobertura dos insertos tem como principais objetivos conciliar tenacidade no substrato do inserto com dureza e resistência ao desgaste na superfície, evitar que os mecanismos químicos de desgaste atuem no inserto e reduzir o atrito entre o inserto, a peça e o cavaco. Atualmente diversos materiais têm sido utilizados como cobertura de ferramentas, tais como TiN, TiC, Al_2O_3, TiNAl, entre outros. Todos estes com dureza extremamente elevada, melhorando consideravelmente a resistência ao desgaste da ferramenta. A escolha do tipo de cobertura a ser utilizada e o processo de deposição da mesma, dependem diretamente do tipo de cavaco formado durante a operação, tanto como do tipo de operação realizada (BOUZAKIS et al., 2000). A espessura da camada de cobertura pode variar de 2 a 12μm , sendo que a medida que a espessura aumenta, a resistência ao desgaste da ferramenta melhora, mas a aresta começa a ter uma tendência maior de lascamento. A cobertura pode ser depositada por dois processos básicos, sendo eles:

✓Processo químico de deposição a vapor (CVD).

✓Processo físico de deposição a vapor (PVD).

O processo CVD caracteriza-se por realizar a deposição da cobertura em ambientes com temperaturas elevadas (1.000°C) enquanto no processo PVD essas temperaturas podem ter seus valores reduzidos (450°C) em função da utilização de pressões negativas no ambiente de deposição.

O processo PVD apresenta as vantagens de ser realizado em temperaturas mais baixas e também de permitir que a espessura das camadas depositadas seja menor possibilitando a deposição de coberturas compostas por 2.000 camadas, o que é interessante quando a cobertura do inserto é depositada em várias camadas, quando se necessitam de arestas mais afiadas ou de coberturas menos frágeis. Este processo também apresenta uma maior flexibilidade e controle em relação ao processo CVD, características que fazem deste o processo mais utilizado atualmente (BOUZAKIS et al., 2000). O processo CVD apresenta também a limitação de que, para a realização de coberturas multicamadas, a atmosfera precisa ser trocada a cada camada a ser depositada, o que torna o processo mais demorado e caro (HOLLECK e SCHIER, 1995). A figura 2.18 mostra valores de vida, coeficiente de atrito e dureza para vários tipos de cobertura encontrados por Holleck e Schier (1995). As ferramentas testadas receberam de 1 a 150 camadas de cobertura de diferentes materiais, e tiveram seus coeficientes de atrito medidos em ensaios utilizando-se esferas de óxido de alumino (Al_2O_3) e aço inoxidável ($100Cr_6$). Os valores de vida foram obtidos usinando-se corpos de prova de aço Ck45. Estes ensaios mostraram que ferramentas com coberturas multicamadas apresentam uma dureza e uma vida maiores do que as obtidas com ferramentas com coberturas monocamadas.

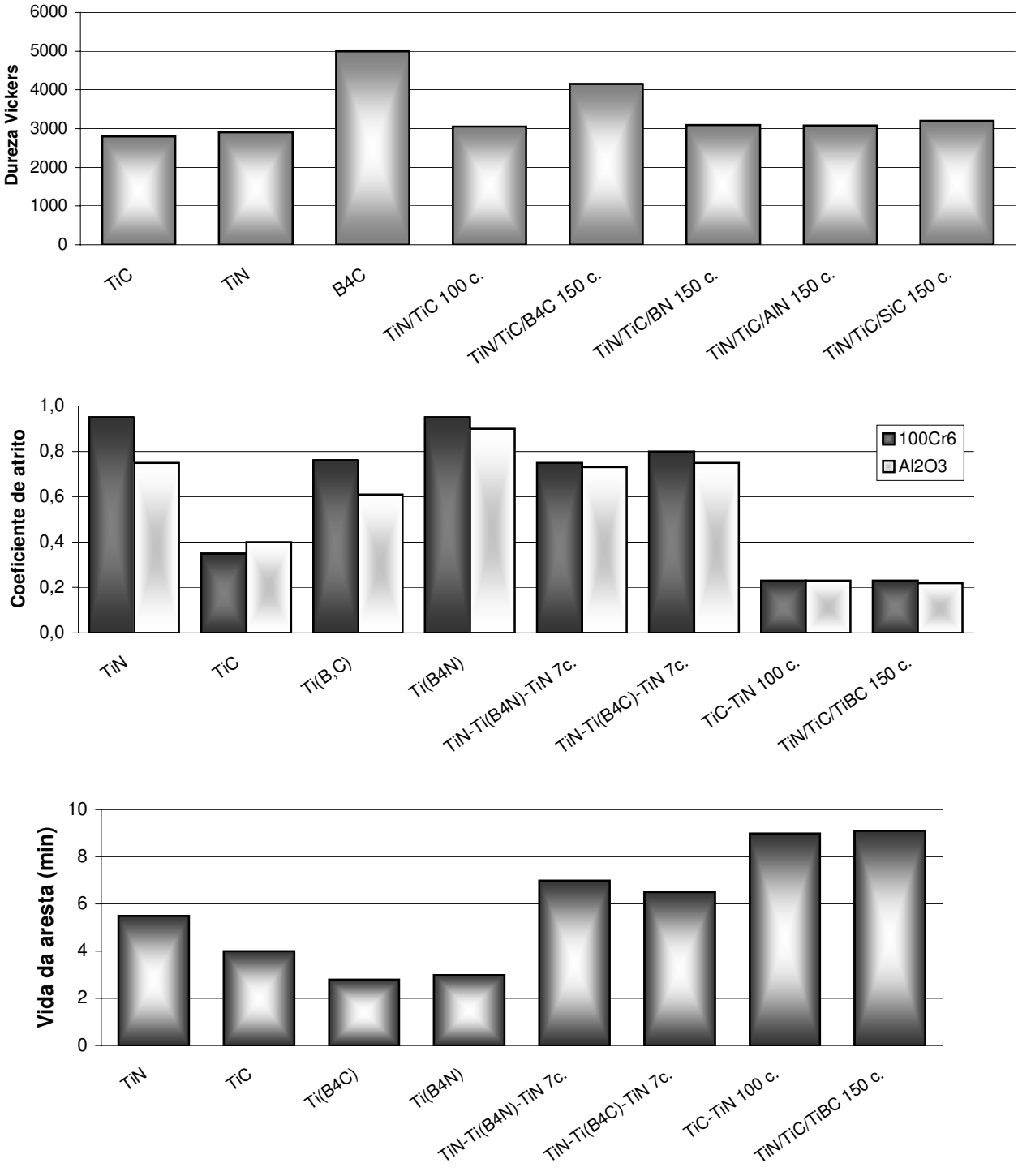


Fig 2.18 – Influência do tipo de camada de cobertura na:

a) Dureza; b) Coeficiente de atrito; c) Vida da ferramenta.(HOLLECK e SCHIER, 1995).

Tradicionalmente a cobertura dos insertos era composta por uma, duas ou três camadas superpostas de carboneto de titânio, óxido de alumínio e nitreto de titânio, nesta ordem. Atualmente o estudo e a utilização de coberturas multicamadas têm ganhado muito espaço e coberturas com 5 μm de espessura compostas por 2000 camadas de TiN, TiC e TiB_2 (HOLLECK e SCHIER, 1995) já podem ser encontradas. Segundo os ensaios realizados por estes autores, a principal vantagem da cobertura multicamadas é o aumento da sua dureza a quente, da resistência ao desgaste e da tenacidade.

2.8.3 Forma do Inserto

O fresamento de cavidades em matrizes é uma operação onde, ao mesmo tempo, a ferramenta precisa apresentar enorme versatilidade, para se adequar às diversas situações de trabalho, e resistência mecânica, para suportar os esforços gerados devido às altas taxas de remoção de material e às características mecânicas do material usinado. Ambos requisitos são plenamente atendidos pelos insertos redondos (PISCOPO, 2001). Além disso, diferente do que acontece com as demais geometrias, os insertos redondos têm seu ângulo de posição variando de zero a noventa graus (figura 2.19), o que reduz a carga radial aplicada ao eixo-árvore da fresadora e, ao mesmo tempo, distribui de maneira mais uniforme as forças de corte ao longo da aresta (SANDVIK, 1999). Porém, Klocke, citado por Altan et al. (2001) constatou que insertos octogonais podem ser tão eficientes quanto insertos redondos na substituição de fresas "ball nose" por toroidais quando da abertura de cavidades.

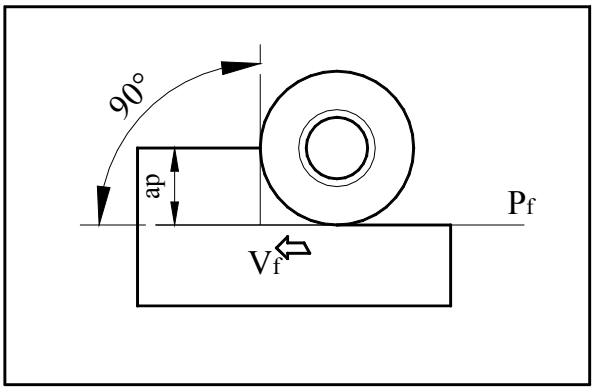
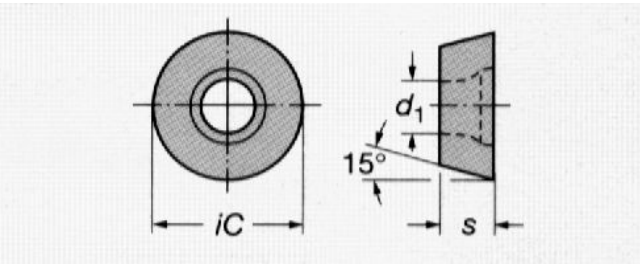


Fig 2.19 – Ângulo de posição da aresta de corte
(SANDVIK, 2001)

Outra vantagem dos insertos redondos é que estes permitem que a geração de cavidades seja feita de maneira que o sobremetal deixado para as operações de semi-acabamento e acabamento seja mais uniforme. Este é um fator muito importante, principalmente quando o acabamento for executado em HSM, situação esta onde a força de corte deve ser o mais uniforme possível para que a vida da ferramenta não seja prejudicada.

2.8.4 Macro-geometria dos Insertos

A macro-geometria do inserto (figura 2.20), em conjunto com as características do porta-ferramenta, define os valores dos ângulos da parte de corte da ferramenta. Para operações de desbaste pesado, em que a aresta de corte estará sujeita a grandes esforços, é recomendável a utilização de valores pequenos de ângulo de saída para garantir uma aresta mais robusta através do aumento do ângulo de cunha que esta situação possibilita. No fresamento de matrizes os esforços a que a aresta está sujeita são maiores do que em uma usinagem convencional devido às características mecânicas do material usinado. Isto reforça a necessidade de se utilizar um ângulo de saída pequeno ou negativo. Já o ângulo de folga deve ser grande o suficiente para permitir que se possa realizar o avanço axial da ferramenta sem que haja interferência da superfície de folga com a superfície usinada, mas sem que a resistência da aresta seja comprometida.



iC- diâmetro do inserto

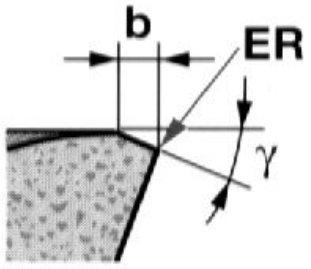
d_1- diâmetro do furo de fixação

s- espessura do inserto

Fig 2.20 – Macro-geometria de inserto redondo usado em fresamento de matrizes (SANDVIK, 1999)

2.8.5 Micro-geometria da Aresta

A micro-geometria da ferramenta definirá se a aresta é afiada, arredondada, chanfrada ou uma combinação dessas possibilidades, o que favorece o corte em situações específicas e também define a forma e a posição do quebra-cavacos, quando este estiver presente. Na usinagem em desbaste de matrizes, as solicitações a que a aresta está sujeita favorecem a utilização de insertos com arestas chanfradas negativamente e/ou arredondadas (figura 2.21). Essa situação, no entanto, provoca um aumento na força de corte, assim como na temperatura gerada, mas o aumento da resistência da aresta obtido com essas medidas pode compensar essas desvantagens. O tamanho para a inclinação do chanfro, assim como o valor do raio de arredondamento da aresta, dependem das condições da operação realizada. No entanto, no que diz respeito ao valor do raio de arredondamento da aresta, este também dependerá da espessura da cobertura depositada sobre a ferramenta, sendo diretamente proporcional a esta.



b – largura do chanfro da aresta

γ- ângulo do chanfro da aresta

ER - raio de arredondamento da aresta

Fig 2.21 – Micro-geometria de inserto para fresamento de matrizes (SANDVIK, 1999)

Altan, Lilly e Yen. (2001) recomendam o uso de um raio de arredondamento da aresta de corte de aproximadamente 30μm para operações de desbaste. Bouzakis et al. (2002) confirmaram esta afirmação ao comparar diversos valores diferentes de raios de arredondamento de aresta, obtendo valores de vida mais elevados nos ensaios realizados com raio de 28 μm.

Outro fator importante na definição da micro-geometria da ferramenta diz respeito ao quebra-cavacos. A posição, tamanho e geometria do mesmo definem a forma do cavaco e, ao mesmo tempo, influenciam diretamente a vida da ferramenta. Fang e Jawahir (2002) concluíram

que o valor da força de corte aumenta à medida que o quebra-cavacos se distancia da aresta de corte da ferramenta. Esta conclusão foi obtida através da realização de operações de torneamento ortogonal de corpos de prova de aço 1045, utilizando-se ferramentas de metal duro ISO P20.

2.9 Desgastes e Avarias na Operação de Fresamento

Diversos são os mecanismos causadores de desgaste em uma ferramenta de corte. Neste item são analisados somente aqueles presentes na operação analisada neste trabalho. Os desgastes e avarias ocorrem nas ferramentas como resultado da ação de várias cargas na aresta de corte. Estas cargas são, principalmente, de origem mecânica, térmica, química e abrasiva (KRAMER, 1986).

2.9.1 Mecanismos de Desgaste (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2001; SHAW, 1984)

Abrasão mecânica: é um dos principais mecanismos causadores de desgaste e a principal responsável pelo desgaste de flanco. Esse mecanismo de desgaste é incentivado pela presença de partículas duras na peça, assim como pela elevação da temperatura durante a usinagem da mesma. Quanto maior a dureza a quente e a resistência ao desgaste da ferramenta, menor a tendência deste fenômeno ocorrer.

Aderência: o corte interrompido, presente no fresamento, promove o fluxo irregular do cavaco favorecendo este tipo de mecanismo de desgaste. Nele a superfície do cavaco adere à superfície de saída da ferramenta em função da formação de um extrato metálico que surge entre elas. A ruptura deste extrato nunca acontece na superfície de contato, mas sim na periferia desta e, desta maneira, partículas de um metal migram para o outro provocando o desgaste da superfície de saída da ferramenta. Esse mecanismo de desgaste pode ter sua ação minimizada através da utilização de fluidos de corte com maior poder lubrificante ou de insertos com coberturas que apresentem um coeficiente de atrito menor.

Difusão: A difusão é um fenômeno químico ativado pela temperatura na zona de corte. A difusão muda o equilíbrio entre os elementos químicos que compõem a ferramenta, causando uma reação entre eles e o material do cavaco gerado, reduzindo a resistência da ferramenta. Para isso, além de temperatura elevada, é necessário que haja tempo de contato e afinidade físico-química entre os dois materiais. Esse mecanismo de desgaste pode ser controlado pela utilização de ferramentas com uma camada de cobertura de óxido de alumínio, que melhora consideravelmente a estabilidade química da superfície de saída da ferramenta, região em que esse mecanismo de desgaste mais age.

Oxidação: esse fenômeno acontece com a maioria dos metais quando estes são expostos a altas temperaturas na presença de ar e/ou água. Assim como na difusão, as reações químicas ocasionadas por esse mecanismo de desgaste reduzem a resistência da aresta da ferramenta, reduzindo a vida da mesma. O desgaste gerado por esse mecanismo ocorre principalmente na extremidade do contato da aresta de corte com a peça, região à qual o oxigênio tem acesso durante a operação. Assim como na difusão, ferramentas com cobertura de óxido de alumínio apresentam uma maior resistência a esse mecanismo de desgaste.

Além desses, outros fatores têm influência direta no desgaste sofrido por uma ferramenta de corte, tais como, temperatura de corte, força de corte, vibração do sistema, atrito entre ferramenta, peça e cavaco. Estes serão discutidos no próximo item.

2.9.2 Desgastes e Avarias de Ferramentas (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2001; SHAW, 1984)

Assim como no item anterior, somente são analisados neste item os tipos de desgaste e avarias que ocorrem na operação analisada neste trabalho.

Desgaste de flanco: Esse tipo de desgaste está presente em toda operação de usinagem e atinge a superfície de folga da ferramenta. É causado principalmente pela abrasão e é potencializado em operações onde o material usinado apresenta alta dureza ou incrustações, ou quando a temperatura de corte alcança valores onde o material da ferramenta começa a perder sua

dureza. Este tipo de desgaste pode acontecer simultaneamente ao desgaste de entalhe e ambos são mostrados na figura 2.22. É possível se reduzir a formação do desgaste de flanco utilizando-se ferramentas com uma maior resistência ao desgaste e também com uma maior dureza a quente. A utilização de coberturas de ferramentas feitas com materiais de dureza elevada também pode evitar ou retardar o surgimento deste tipo de desgaste. Já o desgaste de entalhe pode ser evitado através da utilização de ferramentas mais resistentes à oxidação ou então através da utilização de fluidos de corte com aditivos antioxidantes. Esta medida é mais difícil de ser tomada no caso de operações de fresamento em desbaste, feitas a seco para evitar que a ferramenta sofra choques térmicos.

a) b)

Figu 2.22 desgaste de flanco (a) e desgaste de entalhe (b) (SANDVIK, 1999)

Desgaste de cratera: ocorre na superfície de saída da ferramenta e é causado principalmente pela difusão entre a ferramenta e a superfície inferior do cavaco. Este tipo de desgaste atinge principalmente ferramentas de metal duro sem cobertura em operações onde o material da peça é o aço. Isto ocorre em função dos cavacos longos formados por este tipo de material, o que proporciona um tempo de contato longo entre ferramenta e cavaco, e também em função da afinidade química que existe entre o metal duro e o aço. Este tipo de desgaste pode ter seu efeito minimizado através da utilização de ferramentas de metal duro com cobertura de cerâmica à base de óxido de alumínio (Al_2O_3), como já foi dito no item anterior.Atualmente, devido à popularização das ferramentas com cobertura em função da redução de seus custos, este tipo de desgaste é menos encontrado do que os demais tipos. Uma redução da temperatura de corte também pode contribuir para se evitar o surgimento deste desgaste, já que a difusão necessita de temperaturas elevadas para ocorrer. A figura 2.23 mostra o desgaste de cratera sofrido por uma ferramenta de torneamento.

Figu 2.23 – Desgaste de cratera (SANDVIK, 1999)

Lascamento: este tipo de avaria pode ter origem nas características da ferramenta ou do processo realizado. Ele pode surgir devido à dureza muito elevada da ferramenta, que faz com que a aresta sofra rupturas durante a remoção do material ou em função do processo apresentar corte interrompido, como acontece no fresamento, o que provoca uma variação nas cargas térmicas e mecânicas atuantes na ferramenta. Esse tipo de avaria, assim como os demais, pode levar à quebra da ferramenta e pode ser minimizada utilizando-se ferramentas com maior tenacidade ou com uma micro-geometria da aresta de corte mais robusta. No caso do fresamento, quando a espessura do cavaco no início do corte é diferente de zero, o choque de entrada da ferramenta também pode causar o lascamento da aresta. Caldeirani (1998) determinou que, alterando-se a posição da ferramenta em relação à peça, com o objetivo de reduzir a espessura do cavaco no início do corte e mudar o ponto de contato inicial entre ferramenta e peça, é possível se reduzir consideravelmente este tipo de avaria. A figura 2.24 mostra um lascamento típico.

Fig 2.24 – Lascamento da aresta (SANDVIK, 1999)

Trincas: esse tipo de avaria é muito comum em operações de fresamento, devido às condições mais severas de corte que este tipo de operação apresenta, em função da grande variação da força e da temperatura de corte. A principal causa deste tipo de avaria é a variação de cargas térmicas e mecânicas e estas variações estão sempre presentes no corte interrompido. As trincas que atingem a aresta de corte podem ter, como já exposto, origens mecânicas ou térmicas. A principal diferença entre ambas é que as trincas de origem térmica se apresentam perpendicularmente à aresta de corte (figura 2.25) enquanto trincas de origem mecânica se apresentam paralelamente à aresta. Vieira et al. (2001), concluíram que os sulcos em forma de pente são o principal tipo de avaria que atinge a ferramenta durante as operações de fresamento. O principal meio de combate a este tipo de avaria é a utilização de ferramentas mais tenazes. Uma redução da força de corte através da redução da seção do cavaco também pode dificultar o surgimento deste tipo de avaria, mas com o inconveniente da redução da produtividade do processo.

Fig 2.25 - Trincas de origem térmica (SANDVIK, 1999)

2.9.3 Fim de Vida e Troca da Ferramenta

Todos os tipos de desgastes e avarias que atingem a ferramenta de corte podem levá-la a falhar abruptamente, se determinados valores forem alcançados, provocando danos à máquina, à superfície usinada e ao porta-ferramenta. Dessa maneira é de fundamental importância se determinar qual o momento ideal para que a aresta de corte seja substituída por uma nova. Esse momento está ligado ao critério de fim de vida adotado e tem grande influência no custo total do

processo. Kegg (1984) determinou que, em média, 6,8% do tempo improdutivo em centros de usinagem é causado por falhas na ferramenta. Teoricamente, em operações de desbaste, pode-se adotar como critério de fim de vida da ferramenta, a força ou a temperatura de corte encontradas no processo em determinado momento, grandezas estas relacionadas a um determinado valor de desgaste, que pode causar a quebra da ferramenta. No entanto, medir em tempo real qualquer um destes dois fatores não é tarefa das mais simples, portanto é mais viável realizar a medição indireta, principalmente, da força de corte. Diniz e Costa (1995) relacionaram o estado de afiação da ferramenta à corrente consumida pela máquina, fornecendo um parâmetro de fácil controle para determinação do fim de vida da ferramenta.

O monitoramento dos desgastes da ferramenta pode ser uma maneira eficiente de se determinar o momento de troca da ferramenta, e assim, reduzir custos de fabricação, pois esta ação reduz os desperdícios ocorridos com a troca prematura da ferramenta e com os tempos passivos decorrentes da troca da mesma. Ao mesmo tempo, o monitoramento, além de garantir maior segurança ao processo, evitando a quebra da ferramenta pode melhorar a qualidade do produto gerado.

Pires (1996) constatou através de um levantamento que, em um determinado processo de usinagem quando o momento da troca da ferramenta era determinado pelo operador sem que este utilizasse algum critério objetivo para determinar o fim de vida da mesma, 68% das ferramentas eram substituídas antes do momento adequado. Através de um treinamento, os operadores foram instruídos a respeito de alguns conceitos relacionados ao desgaste das ferramentas, entre eles, a relação entre a corrente elétrica consumida pelo motor da máquina e o desgaste da ferramenta. Isto reduziu a porcentagem de ferramentas substituídas antes do momento correto para 16,6%, valor consideravelmente menor que o encontrado anteriormente, mas que ainda mostra que o controle feito pelo operador, mesmo que devidamente treinado ainda resulta em valores elevados demais para serem aceitos, dependendo do custo da ferramenta utilizada.

Uma outra maneira, mais amplamente utilizada para a determinação do momento de troca da ferramenta, é a utilização de um valor médio de vida da ferramenta para uma determinada situação. A utilização deste critério evita que o operador determine o fim de vida da ferramenta,

evitando os inconvenientes citados anteriormente, mas também possui sérias limitações. Como mostrou Diniz (1989), a dispersão da vida da ferramenta pode ter valores muito elevados. Assim, para que o processo atue com um nível de segurança aceitável, torna-se necessária a utilização de valores de vida muito conservadores. Desta maneira, as ferramentas continuarão sendo sub-utilizadas, aumentando o custo da operação.

Considerando-se os desenvolvimentos recentes na área de usinagem torna-se cada vez mais importante que o monitoramento do processo se torne um fato comum, porém alguns fatores contribuem para que isto ainda não tenha ocorrido. O primeiro é o fato de que o monitoramento, para ser utilizado em larga escala, deve ser um processo confiável e preciso, pouco intrusivo no processo e ter custos acessíveis (DORNFELD, 1988; TLUSTLY, 1988), características difíceis de serem obtidas atualmente.

2.10 Monitoramento do Desgaste da Ferramenta

Os sistemas de monitoramento podem ser classificados em dois grupos principais:

- ✓ Monitoramento direto
- ✓ Monitoramento indireto

No monitoramento direto o próprio elemento a ser controlado é medido. Como essa medição é dificultada pela peça, nos casos onde é monitorado o desgaste da ferramenta, o monitoramento direto acaba sendo uma prática menos utilizada, pois como foi citado anteriormente, um bom sistema de monitoramento não deve ser intrusivo e a parada do processo para que a medição possa ser executada acaba gerando o inconveniente de aumentar os tempos passivos do processo. Apesar disto, os resultados obtidos através do monitoramento direto são sempre mais confiáveis, pois nenhum parâmetro externo interferirá nas medições realizadas.

Nos sistemas de monitoramento indireto, o controle do parâmetro a ser monitorado é feito correlacionando-se este elemento ao desgaste da ferramenta. O estabelecimento de uma relação precisa e direta entre ambos será responsável por tornar o monitoramento um sistema mais

preciso. É preciso analisar a influência de fatores externos para que estes não comprometam os resultados obtidos, e este é o principal inconveniente do monitoramento indireto, pois na maioria das vezes, o parâmetro monitorado não sofre influência somente do desgaste da ferramenta. Determinar como os outros parâmetros do processo influenciam o parâmetro monitorado torna-se uma tarefa de grande importância. Vários elementos podem ser relacionados com o nível de desgaste da ferramenta, podendo-se destacar os seguintes: parâmetros elétricos do motor principal da máquina, força e/ou temperatura de corte, vibração e emissão acústica do sistema (MANNAN e BROMS, 1989). A favor dos sistemas de monitoramento indireto está o fato de que não é necessário interromper o processo para que o controle seja realizado. Isto faz com que, nos processos monitorados por sistemas indiretos, não haja tempos passivos referentes ao monitoramento e o mesmo possa ser feito simultaneamente à usinagem. Esta simultaneidade permite também o acompanhamento do estado da ferramenta em tempo real, possibilitando que a sua quebra possa ser evitada (CONSTANTINIDES e BENNET, 1987).

2.10.1 Monitoramento Via Esforços de Corte

O monitoramento de desgastes via esforços de corte é um dos métodos pesquisados há mais tempo e também é um dos processos mais utilizados atualmente. A medição dos esforços pode ser realizada de várias maneiras sendo que a mais comum é medição direta da força de corte através de dinamômetros. A aplicabilidade deste sistema de monitoramento vem da relação direta existente entre os esforços de corte e o estado de afiação da ferramenta. Apesar disso, as características físicas dos dinamômetros tornam a sua utilização restrita a determinadas geometrias de peças, o que dificulta sua implementação dentro do ambiente fabril (PRICKETT, 1998).

Ferraresi (1981) definiu as características básicas de um dinamômetro como sendo: rigidez, sensibilidade e precisão. A precisão e sensibilidade devem ser da ordem de 1%, ou seja, variações de esforços da ordem de 1% da capacidade máxima de medição devem ser detectadas. A rigidez deve ser garantida fazendo com que a freqüência natural do dinamômetro seja pelo menos 4 vezes maior que a freqüência de excitação. Isto fará com que as vibrações naturais do processo de usinagem não interfiram nas medições realizadas.

Segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2001), o estado de afiação da ferramenta é um fator que influencia a pressão específica de corte, influenciando assim o valor da força de corte. Micheletti, Koenig e Victor (1975) concluíram que a força de corte varia linearmente com o valor do desgaste, criando uma correlação importante para o monitoramento do desgaste. Gould (1988) determinou que as forças de avanço e passiva são mais influenciadas pelo desgaste da ferramenta do que a força de corte e que a força de avanço não varia quando a ferramenta apresenta apenas desgaste de cratera.

Um problema encontrado no monitoramento do desgaste via esforços de corte é que, além do desgaste da ferramenta, as condições de corte também influenciam os valores dos esforços realizados pela ferramenta. Isto faz com que, para qualquer mudança realizada no processo, seja necessário recalibrar o sistema de monitoramento.

Lin e Yang (1995) analisaram, através de redes neurais, a influência dos parâmetros de corte e do desgaste da ferramenta no valor da força de corte em operações de fresamento. Foram realizados ensaios com ferramentas mono-cortantes de metal duro em corpos de prova de liga de alumínio de geometria constante. As variáveis de entrada destes ensaios foram a velocidade, o avanço e a profundidade de corte e o desgaste de flanco da ferramenta. Para a realização desta análise, a força de corte foi dividida em duas componentes, sendo F_n a força normal ao plano que contém a superfície de saída da ferramenta e F_f a força de atrito que está contida neste mesmo plano. Os coeficientes da força normal (k_n) e da força de atrito (k_f) relacionam as respectivas forças à seção do cavaco removido. Foi elaborado então um modelo matemático para se determinar o valor do desgaste de flanco baseando-se nos parâmetros de corte e nos coeficientes médios das forças de corte. Este modelo se mostrou válido após comparações feitas entre os valores calculados e aqueles medidos na ferramenta. Os parâmetros de corte utilizados por este modelo são a espessura média de corte, o comprimento médio de usinagem e o desgaste de flanco da ferramenta. Os resultados mostraram que a velocidade de corte tem uma influência pequena nos coeficientes dos esforços de corte, ao passo que o desgaste da ferramenta, o avanço e a profundidade de corte têm uma influência marcante nesses coeficientes, para as condições estudadas.

Lin e Lin (1996) fizeram uma análise similar, porém, a operação estudada foi o fresamento frontal utilizando-se ferramentas multi-cortantes e corpos de prova com larguras variáveis. Os ensaios foram realizados usinando-se corpos de prova de liga de alumínio T6061 com ferramentas de metal duro. As operações realizadas eram de fresamento simétrico. Foi analisada a influência da espessura média do cavaco, do número de dentes da ferramenta e dos coeficientes das componentes normal e de atrito da força de corte no valor da força de corte. Novamente foi comprovada a possibilidade de se estimar o desgaste da ferramenta através destes parâmetros e também, a influência destes parâmetros no valor da força de corte. Através deste trabalho comprovou-se que a utilização de redes neurais é uma maneira confiável para se estimar o desgaste de fresas em tempo real. A análise e determinação do desgaste de flanco foram feitas baseando-se nos valores de força de corte medidos com um dinamômetro Kistler.

Diei e Dornfeld (1987) determinaram que, nas operações de fresamento, existe uma relação direta do desgaste de flanco com os valores de força de corte e de emissão acústica do sistema. Esta relação foi obtida através da utilização de redes neurais complexas e sua implementação na indústria é limitada por este fator. Os autores, porém, não determinaram uma forma de se estimar o valor do desgaste da ferramenta em função dos valores de força e das variáveis do sistema.

2.10.2 Monitoramento Via Parâmetros Elétricos da Máquina

Como foi mostrado anteriormente, existe uma relação direta entre os desgastes da ferramenta e os valores de força de corte encontrados no processo. O monitoramento dos desgastes da ferramenta via parâmetros elétricos do motor da máquina operatriz é realizado baseando-se neste princípio. Segundo Ferraresi (1981), medir os parâmetros elétricos do motor da máquina é medir os esforços de corte. Isto porque o motor da máquina, ao gerar a potência mecânica necessária para se executar a operação de usinagem, consome corrente elétrica em uma quantidade diretamente proporcional à potência e a força de corte geradas. Porém, a equação 2.5 nos mostra que nem toda potência elétrica gerada no processo é transformada em potência mecânica, já que parte dela se perde devido ao atrito e a inércia do sistema:

$$P_{el}=P_{mec}/\eta \quad (2.5)$$

Isto faz com que este processo de monitoramento não seja totalmente preciso, assim como os demais métodos de monitoramento indireto. Além disso, a medição da corrente elétrica filtra componentes dinâmicos dos esforços de corte (DINIZ, 1994).

Em uma máquina com motor de corrente contínua, a potência elétrica gerada é proporcional à corrente e à tensão, conforme a equação 2.6:

$$P_{el}=U.i. \quad (2.6)$$

Sabendo-se que $P_c= F_c.v_c$ (2.7) e que $F_c= K_s.a_p.f$ (2.8), podemos substituir 2.6, 2.7 e 2.8 em 2.5 e concluir que:

$$i= K_s.a_p.f.\ v_c/\ \eta\ .\ U$$

Então, para uma situação onde os parâmetros de corte (v_c, a_p e f) forem constantes, podemos confirmar que a corrente elétrica consumida pelo motor da máquina será proporcional à força de corte executada pela ferramenta. Claro que isto torna necessário uma correção dos valores de controle toda vez que algum dos parâmetros de corte for modificado.

Pode-se citar duas grandes vantagens que este método de monitoramento apresenta com relação aos demais:

- ✓ É um método muito pouco intrusivo. Os sensores responsáveis por captar os sinais ficam distantes da área de corte e, em alguns casos, fora do compartimento onde a usinagem ocorre;

- ✓ Os sensores utilizados são simples, o que reduz bastante o custo deste método, sendo que, alguns equipamentos mais modernos já saem de fábrica com esse sensor instalado, tornando-se necessário que os dados captados sejam enviados a um micro de configuração simples para

leitura e interpretação dos mesmos. Diniz e Costa (1995) relacionaram a popularização destes sensores, principalmente os de efeito HALL, ao aparecimento e desenvolvimento de materiais semicondutores;

- ✓ O choque de entrada da ferramenta na peça não influencia tão intensamente o valor da corrente elétrica consumida pelo motor, como ocorre em outros parâmetros controlados por sistemas de monitoramento indireto, tornando este sistema de monitoramento mais eficiente em operações de fresamento.

Zhang et al. (1994) utilizaram um sensor de efeito HALL para monitorar a corrente elétrica consumida pelo motor de um centro de usinagem vertical ao mesmo tempo em que a força de corte tinha seus valores medidos. Eles concluíram que a corrente é um fator mais confiável na detecção da quebra da ferramenta do que a força de corte.

Lee et al. (1995) desenvolveram um algoritmo que relaciona a quebra da ferramenta ao valor da corrente elétrica consumida pelo motor da máquina. O algoritmo para detecção da quebra da ferramenta é composto por dois indexadores. O indexador primário usa a força de corte residual média e o indexador secundário usa a variação da força de corte em cada ferramenta. Trabalhando conjuntamente eles são capazes de detectar a quebra da ferramenta em tempo real.

Portanto, dentre os métodos de monitoramento indireto dos desgastes da ferramenta o monitoramento via parâmetros elétricos do motor da máquina se mostra como a maneira mais eficaz de se estimar o desgaste da ferramenta em operações de fresamento.

2.11 Refrigeração e Lubrificação do Processo

Toda operação de usinagem gera calor durante a sua execução, em maior ou menor quantidade. Esse fato se deve principalmente a dois fatores que são o atrito entre ferramenta, peça e cavaco e o cisalhamento interno a que o material da peça é sujeito durante a formação dos cavacos. É função do fluido de corte dissipar (função refrigerante) ou evitar (função lubrificante) que o calor se forme de maneira a proteger a aresta da ferramenta, a estrutura metalúrgica da peça

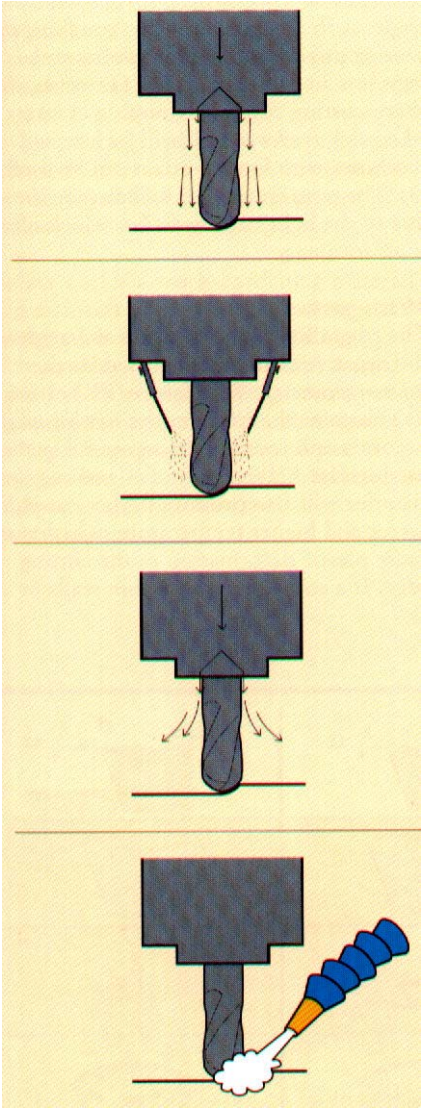
e impedir que a dilatação ocorrida no sistema em função do calor gerado ocasione variações dimensionais nas peças produzidas. Em operações de fresamento, porém, em função do corte realizado ser interrompido, o fluido de corte acaba gerando mais prejuízos do que benefícios. Isso ocorre em função do choque térmico que uma aplicação ineficiente do fluido irá gerar na aresta de corte.

Os metais duros atuais foram desenvolvidos para resistir a altas velocidades de corte e a altas temperaturas. Além disso, ferramentas com coberturas apresentam uma tendência maior ao lascamento quando submetidas às variações bruscas de temperatura.(SANDVIK, 1999)

Em função disto, nos últimos anos a utilização de fluidos de corte tem se tornado cada vez mais restrita. Isto se deve também a outro fator importante: o custo da utilização do fluido de corte representa de 16 a 20% do custo da operação (SREEJITH e NGOI, 1999). Além disso, a utilização de fluidos de corte cria uma névoa que pode causar danos à saúde do operador, se exposto a ela durante períodos longos. Sutherland, Kulur e King (2000), determinaram que a usinagem com fluido de corte pode causar um aumento, em relação à usinagem a seco do ferro fundido, de até 800% na quantidade de partículas em suspensão no ambiente.

Para os casos onde a utilização de fluido de corte é uma obrigatoriedade, deve-se considerar a maneira como este é aplicado à peça. A figura 2.25 apresenta quatro opções de refrigeração utilizando ar ou fluido de corte com este objetivo. A aplicação de ar comprimido, apesar de ter algum poder refrigerante, tem a função mais específica de remover os cavacos gerados da zona de corte, evitando que os mesmos sejam puxados novamente pela ferramenta, o que pode causar o lascamento da aresta de corte. Uma outra forma de aplicação de fluido de corte é através da criação de uma névoa, onde um fluxo de ar passa por um reservatório de fluido de corte carregando consigo partículas do mesmo até a região de corte. Este processo de aplicação de mínima quantidade de lubrificante (MQL) tem apresentado bons resultados em diversas aplicações. Machado e Wallbank (1997) estudaram o efeito da aplicação de MQL em operações de torneamento e concluíram que esta forma de aplicação do fluido é superior à aplicação convencional, em que grandes quantidades de fluido são utilizadas, na estabilização do valor da força de corte e na redução da rugosidade superficial. Este tipo de aplicação apresenta também a

vantagem de reduzir o choque térmico ao qual a ferramenta é exposta nas operações de fresamento. Já a aplicação de fluidos em alta pressão é mais interessante quando se trabalha com altas velocidades de corte ou quando a força de corte tem valores muito elevados, por facilitar a chegada do fluido na zona de corte.



a) Aplicação de ar comprimido como refrigerante e elemento expulsor de cavacos

b) Aplicação de Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL)

c) Aplicação de fluido de corte a alta pressão

d) Aplicação convencional de fluido de corte

Fig 2.26 – Métodos de aplicação de fluido de corte em uma operação de fresamento. (SANDVIK, 1999)

Nas aplicações de refrigerante apresentadas na figura 2.26, a vida da ferramenta pode ter um decréscimo de até 50% quando da utilização da aplicação de refrigerante pelo método tradicional em operações de fresamento quando comparada à aplicação do jato de ar comprimido.

Isto ocorre principalmente em função do choque térmico a que a ferramenta é sujeita quando a aplicação do fluido de corte se dá pelo processo convencional.

Vieira et al., (2001) estudaram o efeito da aplicação de fluido de corte em operações de fresamento de aço AISI 8640 chegando à conclusão que a vida da ferramenta decresce quando da utilização de fluidos de corte devido à intensificação dos choques térmicos sofridos pela mesma. Neste tipo de operação também foi constatado um aumento da potência consumida durante a operação em que se utilizou fluido de corte. Isto devido à redução de temperatura na zona primária de cisalhamento, o que aumentava o valor de K_s durante a operação. Também foi constatada uma influência negativa do fluido de corte sobre o lascamento da aresta de corte da ferramenta, lascamento este acelerado e potencializado pela utilização de fluido de corte na operação. A recomendação dos autores é que operações onde a ferramenta está sujeita a avarias do tipo lascamento devem ser realizadas a seco. Estas considerações vão ao encontro das feitas por Rahman, Kumar e Choudhury (2000), que encontraram resultados semelhantes fresando aço ASSAB 718 com fresas intercambiáveis de metal duro sem cobertura, utilizando fluido de corte em altas pressões (17bar), e comparando estes resultados com a usinagem a seco. A aplicação de fluido em alta pressão se mostrou eficiente em operações com v_c elevadas e a_p, a_e e f_z pequenos, ou seja, condições típicas de acabamento. Isto porque nestas condições o mecanismo principal de desgaste da ferramenta é a abrasão e o lascamento dificilmente irá ocorrer. A utilização de fluido em alta pressão também se mostrou vantajosa no sentido de reduzir a força e a temperatura de corte quando comparada a utilização de fluido de corte pelo método tradicional.

Capítulo 3

Procedimentos Experimentais

Neste capítulo são descritos os procedimentos experimentais realizados e a partir dos quais foram obtidos os resultados que serviram de base para a execução deste trabalho. Estes resultados tornaram possível a comparação entre o desempenho de insertos de metal duro com composições químicas e micro-geometrias distintas. Também foi objeto de estudo a influência da estratégia de abertura de cavidades e da velocidade de corte na vida das ferramentas utilizadas. Esta comparação de valores de vida determinou, para as condições estudadas, as condições otimizadas de usinagem.

3.1 Ensaios Preliminares

A realização dos ensaios baseou-se na abertura de cavidades em corpos de prova de aço AISI P20, cuja dureza era de 30 HR_C. Cabe ressaltar que os ensaios iniciais foram realizados sem a utilização de fluido de corte e, a partir de um determinado ponto, optou-se pela utilização de ar comprimido. Na primeira bateria de ensaios, foi definido o formato e as dimensões da cavidade a ser aberta. O objetivo principal nesta etapa dos ensaios foi o de se determinar uma cavidade onde a remoção de cavacos durante a usinagem não fosse muito prejudicada, mesmo quando a profundidade das cavidades fosse grande. No ensaio inicial, foi usinada uma cavidade com as dimensões mostradas na figura 3.1. Esta cavidade tinha 25 mm de largura, medida esta idêntica ao diâmetro da fresa utilizada, 297 mm de comprimento e 40 mm de profundidade.

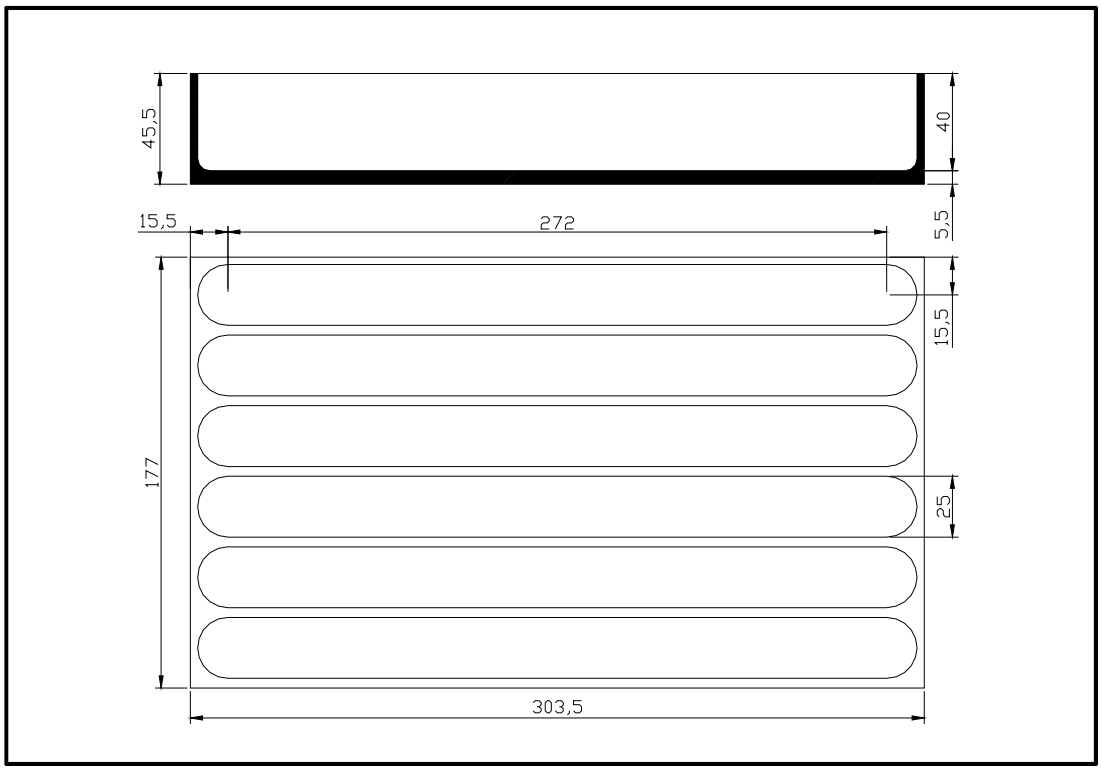


Fig 3.1 – Corpo de prova e cavidades iniciais

Esta cavidade mostrou ter dois inconvenientes principais: a relação entre a largura e a profundidade era pequena demais, o que dificultava muito a remoção de cavacos a partir de uma certa profundidade, e a relação entre o comprimento usinado e o comprimento em que a ferramenta se deslocava axialmente era grande demais. Isto dificultaria o estudo da influência da estratégia de descida na vida da ferramenta. A dificuldade em se retirar os cavacos da cavidade provocou a soldagem dos mesmos nas paredes e no fundo da cavidade quando estes permaneciam dentro da mesma, a partir de uma certa profundidade. Além disso, começaram a ocorrer lascamentos nas arestas de corte, pois as mesmas arrastavam os cavacos gerados e alojados dentro da cavidade de volta para a região de corte (recorte dos cavacos). Em função disto, no segundo ensaio, a forma e as dimensões das cavidades foram redefinidas com o objetivo de sanar os problemas citados anteriormente. A nova cavidade possuía uma relação praticamente de 1:1 entre a largura e a profundidade, o que facilitou a remoção dos cavacos. Além disso buscou-se, durante a determinação da cavidade a ser usinada, maximizar o tempo em que a ferramenta penetrava axialmente no corpo de prova, para tornar mais clara a influência da estratégia de

descida na vida da ferramenta. Esta cavidade foi mantida constante nos demais ensaios e é mostrada na figura 3.2.

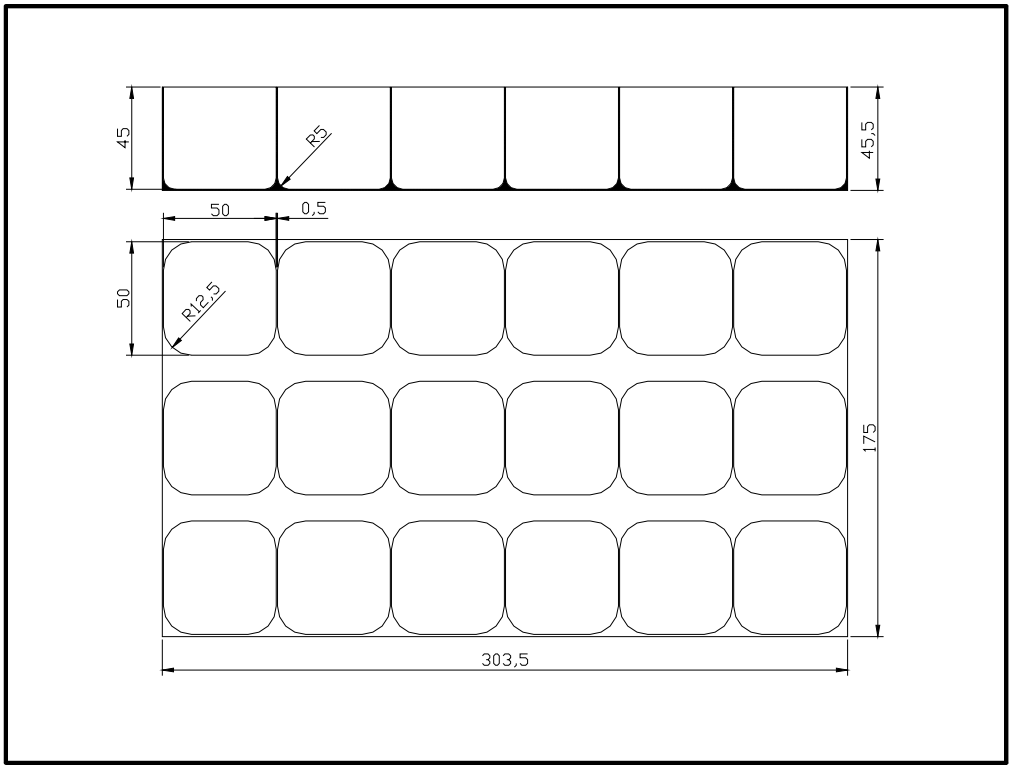


Fig 3.2 – Corpo de prova e cavidades finais

Após a realização de alguns ensaios, mesmo com a forma da cavidade tendo sido alterada, notou-se que a saída dos cavacos das cavidades continuava sendo prejudicada. Este fato era notado sempre que a profundidade das cavidades ultrapassava 25mm. Em função disto, a usinagem passou a ser feita utilizando-se um bico de ar comprimido posicionado ao lado do porta-ferramenta, com o objetivo de expulsar de dentro da cavidade os cavacos já formados. Esta medida apresentou uma eficácia parcial na remoção dos cavacos e então, para complementar a limpeza, a cada passada realizada pela ferramenta o ensaio era interrompido e os cavacos eram removidos de dentro e das proximidades da cavidade aberta, utilizando-se para isto, ar comprimido.

Determinada a forma e as dimensões das cavidades passou-se à determinação dos valores que os dados de entrada teriam. A profundidade de corte (a_p) adotada foi de 4,5mm, valor este 10% menor que o valor máximo recomendado pelo fabricante, que é de metade do diâmetro do

inserto utilizado e que, neste caso, era 10mm. O avanço por dente (f_z) escolhido foi de 0,12mm/dente, valor este adotado pois era recomendado pelo fabricante como valor máximo a ser utilizado pela ferramenta GC 1025 ISO P15 e mínimo a ser utilizado pela ferramenta GC 4030 ISO P25. Desta forma, sua adoção permitiria que ambas as ferramentas trabalhassem com um f_z que estivesse de acordo com a recomendação do fabricante, que recomenda também a utilização da ferramenta GC 1025 ISO P15 com valores baixos de f_z. Posteriormente, foi realizado um ensaio onde o valor do f_z foi aumentado para 0,15mm/dente. Este aumento se mostrou extremamente prejudicial à vida da ferramenta, que teve seus valores reduzidos drasticamente em função do aumento da força e da variação da temperatura de corte que ocasionou um lascamento intenso na aresta de corte. Desta maneira, fixou-se o f_z em 0,12mm/dente para todos os ensaios feitos posteriormente.

Para a realização dos ensaios utilizando-se a estratégia de mergulho foi necessário determinar-se o valor da velocidade de avanço (v_f) para os momentos em que sentido do avanço da ferramenta fosse axial, ou seja, nos momentos em que a mesma se deslocava somente ao longo do eixo "z" da máquina. A recomendação do fabricante foi seguida e a v_f adotada teve seu valor definido em 40% da v_f normal, ou seja, a v_f utilizada quando a direção de avanço é paralela à superfície gerada. Este valor se mostrou alto demais e como conseqüência disto, o lascamento da aresta de corte, em uma região próxima ao centro da ferramenta, ocorria já no primeiro contato entre ferramenta e peça. Este lascamento surgia, provavelmente, em função do valor do ângulo efetivo de folga ser menor nesta região da aresta de corte, como será explicado posteriormente. Para que este lascamento deixasse de ocorrer, a v_f de descida foi reduzida para 30% da v_f normal. Sanado o problema, optou-se por se utilizar esta relação nos demais ensaios.

A velocidade de corte utilizada no primeiro ensaio foi de 115m/min, valor este recomendado pelo fabricante para o material usinado e para uma espessura máxima de corte de 0,1 mm, sendo este o valor que constava no catálogo mais próximo ao valor utilizado. Com estes valores adotados, foi dado prosseguimento ao primeiro dos ensaios realizados em cavidade quadrada esperando-se uma vida de, aproximadamente, 15 minutos. Este primeiro ensaio preliminar foi realizado utilizando-se a ferramenta GC 4030 ISO P25. Para esta ferramenta e utilizando-se as condições de corte descritas anteriormente, o desgaste de flanco V_B, parâmetro

que seria utilizado na determinação do fim de vida da ferramenta, ficou próximo de zero mesmo depois que o tempo de corte atingiu 15 minutos. Este fato mostrou a necessidade de um aumento nos valores dos parâmetros de corte utilizados, para que a vida da ferramenta não tivesse valores altos demais, ou seja, muito acima dos 15 minutos previstos tornando os ensaios inviáveis em termos de custo do material utilizado. Como a profundidade de corte já tinha seu valor próximo do limite máximo e um aumento do avanço por dente estava descartado em função do lascamento na aresta que essa mudança provocaria, optou-se por aumentar o valor da velocidade de corte.

No segundo ensaio preliminar a velocidade de corte teve seu valor aumentado para 140m/min e o inserto utilizado passou a ser o GC 1025. Nestas condições o desgaste de flanco continuava apresentando valores próximos de zero com um tempo de corte de 15 min. Isto nos levou a interromper o ensaio para que a velocidade de corte fosse alterada novamente. No terceiro ensaio, utilizando-se o mesmo inserto GC 1025, o valor da velocidade de corte foi aumentado novamente, desta vez para 200m/min. Ainda assim, o desgaste da ferramenta não ocorreu e o ensaio foi interrompido quando o tempo de corte atingiu 15 minutos. O mesmo ocorreu no ensaio seguinte utilizando uma v_c de 300m/min. No quinto ensaio, aumentou-se novamente a velocidade de corte, desta vez para 400 m/min, ainda utilizando-se o inserto GC 1025. Nestas condições de corte o desgaste de flanco começou a ocorrer e ultrapassou o limite máximo estabelecido como fim de vida, que era de 0,4 mm, aos 7,26 minutos de tempo de corte. Este desgaste de flanco sucedeu a um lascamento intenso da aresta de corte, fato observado posteriormente em todos os ensaios realizados com o inserto GC 1025.

Desta maneira foram obtidos os valores dos parâmetros de corte iniciais para serem utilizados, com ambas as ferramentas, de maneira a se obter um desempenho comparativo entre elas. Estes mesmos valores também foram utilizados para a comparação entre as estratégias de abertura de matrizes. Posteriormente, foram realizados ensaios com uma velocidade de corte de 335m/min, com o objetivo de se avaliar a influência deste parâmetro na vida da ferramenta. Este valor foi adotado para que a diferença entre os valores de velocidade de corte utilizados fosse de 20%.

3.2 Equipamentos e Acessórios Utilizados

Os ensaios foram realizados no Laboratório de Processos de Usinagem da Faculdade de Engenharia Mecânica da Unicamp. Para este fim foi utilizado um centro de usinagem Mori-Seiki modelo SV-40, com um CNC GE Fanuc, e cuja capacidade máxima de rotação é de 12.000 rpm. O motor de acionamento do eixo-árvore do equipamento é acionado por corrente alternada e possui variação contínua de velocidade com uma potência de 30 HP. O equipamento possui motores independentes para o acionamento da mesa da máquina e do eixo-árvore. Os insertos utilizados eram da Sandvik Coromant, modelos RCHT 10 T3 M0-PL 1025 ISO P15 para aplicações leves a médias e RCKT 10 K3 M0-PM 4030 ISO P25 para aplicações gerais. A microgeometria e as dimensões de ambas ferramentas são mostradas na figura 3.3. Cada ferramenta foi utilizada duas vezes, sendo que em cada uma delas, aproximadamente 40% do comprimento total da aresta de corte era utilizado, o que correspondia a 160º da circunferência formada pela aresta de corte. As ferramentas foram montadas em um porta-ferramentas modelo R200-015A20-10M. Este porta-ferramentas era do tipo haste cilíndrica, e sua fixação ao eixo-árvore da máquina foi feita através de um mandril 392.55HM-40 20 081, ambos também da Sandvik Coromant. O diâmetro da ferramenta montada era de 25 mm. O conjunto inserto/porta-ferramenta/mandril é mostrado na figura 3.4.

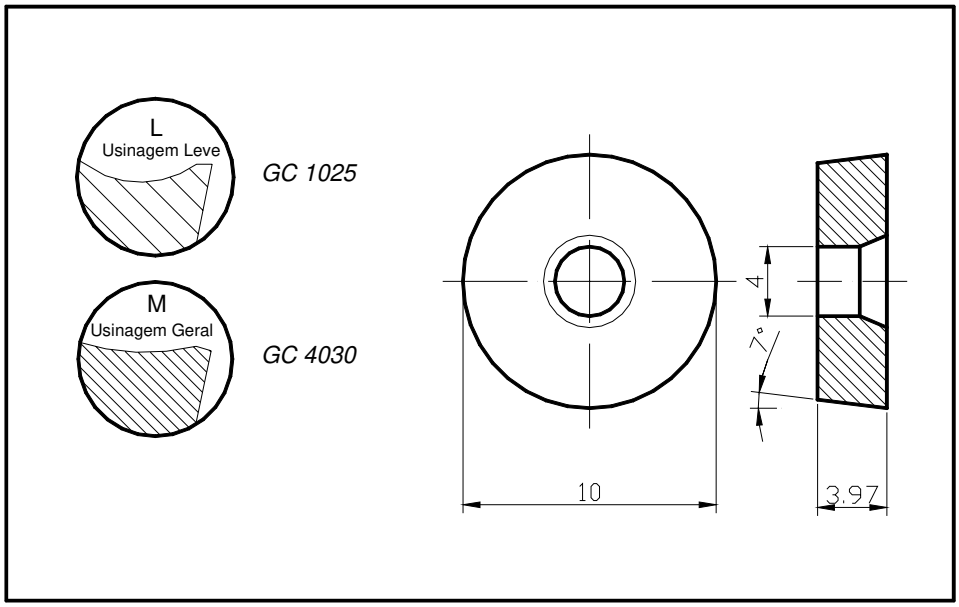


Fig 3.3 – Micro-geometria e dimensões dos insertos (SANDVIK, 2001)

Fig 3.4 – Coromill 200 e Corogrip.

As ferramentas tiveram seus desgastes medidos no Global Image Analyser, um equipamento composto por um microscópio ótico ligado a uma câmera de vídeo de alta resolução. As imagens capturadas eram em preto e branco e também foram utilizadas para registrar, em foto, a evolução dos desgastes sofridos pelas ferramentas durante o ensaio, assim como para se registrar as imagens das ferramentas quando o fim de vida das mesmas era atingido. Para a medição dos desgastes e o registro das imagens, a câmera foi conectada a uma placa digitalizadora em um microcomputador Pentium 100 Mhz. As imagens capturadas foram analisadas e salvas utilizando-se o software Global Lab.

3.3 Monitoramento do Sinal

A intensidade da corrente elétrica consumida pelo motor do centro de usinagem foi monitorada durante os ensaios para que, posteriormente, fosse feita uma análise da influência do desgaste da ferramenta na evolução do seu consumo. Esse consumo, por estar relacionado à potência de corte, pôde ser utilizado na análise da variação e da intensidade da força de corte. Esta análise determinaria se a estratégia de abertura da cavidade tem influencia no valor da força

de corte. A figura 3.5 esquematiza o sistema usado para se monitorar a corrente elétrica consumida.

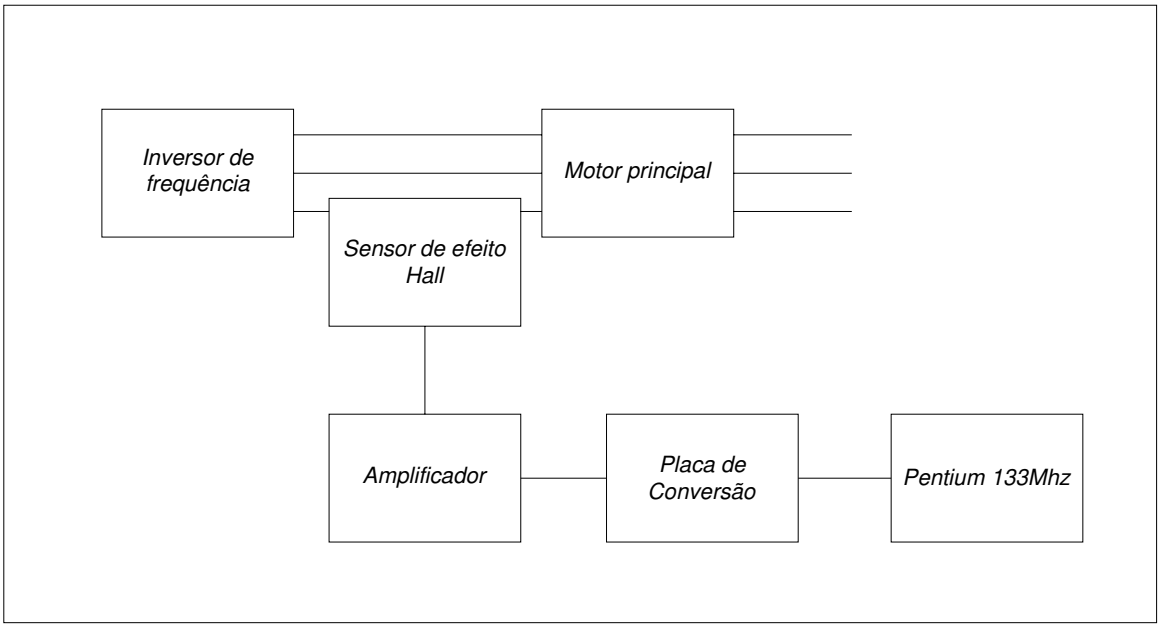


Fig 3.5 - Esquema do equipamento para monitoração do sinal de corrente

A corrente elétrica foi adquirida através de um sensor de efeito hall, ligado ao inversor de freqüência conectado ao motor principal do centro de usinagem. O sinal captado por este sensor era enviado a um amplificador que o repassava a uma placa de conversão. Esta placa era responsável por disponibilizar o sinal convertido para o microcomputador. Este sinal, depois de gravado sob a forma de arquivo no disco rígido do computador, podia ser aberto no software Microsoft Excel, e analisado através de gráficos. O sinal foi calibrado de maneira que cada 1A de corrente no motor correspondesse a 0,1V de tensão da corrente que passava pela placa de conversão e cada 1V captado pela placa correspondia a 1kW de potência consumida pela fase do motor monitorada. Por se tratar de um motor trifásico, a potência elétrica total consumida pelo mesmo poder ser dada multiplicando-se o valor de potência monitorado em uma das fases por $\sqrt{3}$. Para a aquisição dos dados foi utilizada uma taxa de amostragem de 200 Hz o que permitia a aquisição de aproximadamente três pontos por rotação da fresa e 4000 pontos a cada cavidade aberta. A aquisição se iniciava antes do primeiro contato entre ferramenta e peça e se estendia até

depois da saída da ferramenta da cavidade. Posteriormente à aquisição foram removidos da amostra os pontos referentes ao tempo em que não havia contato entre a ferramenta e a peça para que então a análise dos mesmos fosse realizada.

3.4 Corpos de Prova

Os corpos de prova utilizados nos ensaios eram feitos de aço AISI P20 e foram temperados e revenidos ficando com uma dureza de 30 HR_C (aprox. 284 HR_B). Sua composição química era a seguinte: C = 0,37%, Si = 0,38%, Mn = 1,51%, P = 0,015%, S = 0,001%, Cr = 1,81%, Mo = 0,16%, Ni = 0,72%, Al = 0,011%. O carbono (C) confere ao material dureza e resistência ao desgaste através da formação de carbonetos, o silício (Si) é um elemento desoxidante, o manganês (Mn), na quantidade utilizada, assim como o cromo (Cr) melhoram a temperabilidade do aço, o molibdênio (Mo) forma carbonetos além de melhorar a dureza a quente, o níquel melhora a tenacidade de aços perlíticos. Os demais elementos, fósforo (P), enxofre (S), nitrogênio (N) e alumino (Al), são resíduos do processo de fabricação dos aços carbono (CHIAVERINI, 1990). A tensão limite de escoamento deste material é de 85kgf/mm² e o limite de ruptura, 100kgf/mm². O material foi fornecido com as mesmas propriedades apresentadas por ele quando colocado à venda no mercado e o tratamento térmico tem o objetivo de deixar o material com dureza adequada à utilização em moldes e matrizes para certas aplicações. Segundo recomendação da Sandvik, na usinagem deste material com ferramentas de metal duro, deve-se utilizar velocidades de corte na faixa dos 150m/min. Este material também é classificado como tendo baixa usinabilidade quando comparado aos demais materiais utilizados para a mesma aplicação (Sandvik, 1999).

A figura 3.6 mostra as dimensões dos corpos de prova utilizados. Em cada corpo de prova foram abertas 18 cavidades. Cada cavidade apresentava uma profundidade final de 45 mm e eram abertas em 10 passadas de 4,5mm cada. Durante a execução de cada passada eram removidos 9,7 cm^3 de material, perfazendo um total de 97,3 cm^3 de material removido em cada cavidade aberta.

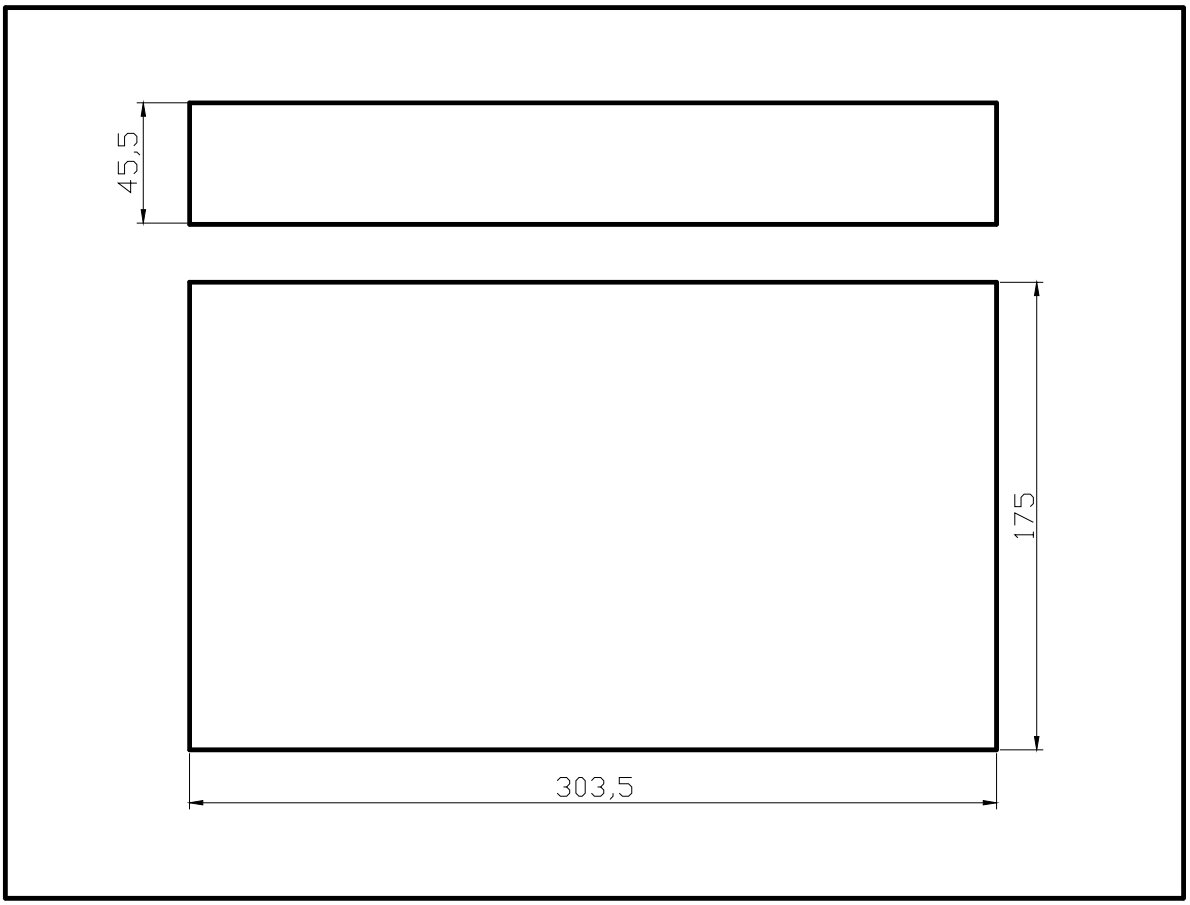


Fig 3.6- Dimensões dos corpos de prova

Para a fixação do corpo de prova na mesa do centro de usinagem, o mesmo foi apoiado sobre outro corpo de prova, para que o corpo de prova a ser usinado estivesse dentro dos limites do eixo "z" do centro de usinagem. A fixação foi feita por dois grampos como mostra a figura 3.7, sendo que os grampos eram mudados de posição a cada cavidade aberta, de maneira que a rigidez do sistema não sofresse alterações durante a realização dos ensaios. O corpo de prova utilizado como apoio para aquele que seria usinado foi fixado à mesa da máquina por quatro grampos, para se garantir uma maior rigidez.

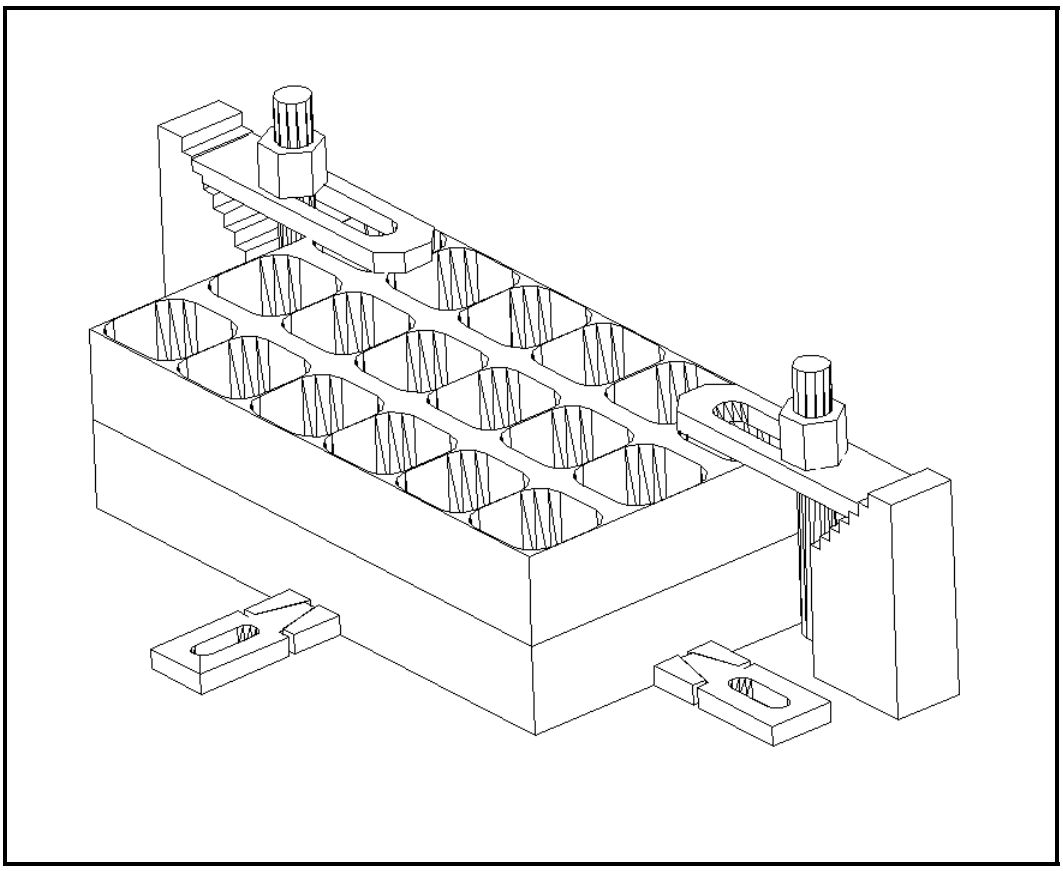


Fig 3.7 - Sistema de fixação dos corpos de prova

3.5 Metodologia para Realização dos Ensaios Definitivos

Os ensaios definitivos foram iniciados assim que os dados de entrada foram definidos pelos ensaios preliminares.

Os ensaios foram divididos em duas fases distintas, a saber: na primeira fase, foi realizada uma comparação entre as duas ferramentas utilizadas para se determinar qual das duas apresentaria resultados melhores na situação estudada. Isto feito, foi iniciada a segunda fase, onde as estratégias de abertura foram comparadas. Simultaneamente, e em ambas as fases dos ensaios, foram testados dois valores de velocidade de corte para que a influência deste parâmetro na vida da ferramenta fosse analisada. As fases foram organizadas da seguinte maneira:

- 1ª. fase: Utilização da estratégia de mergulho variando v_c e a ferramenta utilizada.

- 2ª. fase: Utilização da ferramenta GC 1025 variando v_c e a estratégia utilizada.

As condições de usinagem utilizadas nos ensaios foram definidas utilizando-se as recomendações do fabricante e os dados obtidos durante os ensaios preliminares, conforme dito no item 3.1. Estas condições são mostradas na tabela 3.1.

Fase	***Ferramenta***	***Vel. de corte (m/min)***	***Estratégia***	***Repetições***
1ª.	GC 1025	335	Mergulho	2
		400	Mergulho	3
	GC 4030	335	Mergulho	2
		400	Mergulho	3
2ª.	GC 1025	335	Rampa	2
		400	Rampa	3
		335	Interpolação helicoidal	2
		400	Interpolação helicoidal	3

Tabela 3.1 - Condições de corte utilizadas

A primeira fase dos ensaios teve como objetivo analisar o desempenho das duas ferramentas usinando em situações idênticas, para se determinar com qual das duas obter-se-iam melhores resultados. Na segunda fase, quando já havia sido constatado o melhor desempenho da ferramenta GC 1025, os ensaios foram realizados somente com esta ferramenta, variando-se a estratégia de abertura a ser utilizada na geração das cavidades e o valor da velocidade de corte. O objetivo então era o de se determinar qual estratégia geraria a melhor relação entre a vida da ferramenta e o volume de material removido, comparando-se as duas estratégias utilizadas na segunda fase dos ensaios entre si e com a estratégia utilizada na primeira fase. Para cada uma das

três estratégias de abertura foram utilizados dois valores de velocidade de corte para se determinar a influência deste parâmetro na vida da ferramenta. Simultaneamente aos ensaios, foram feitas medições na corrente elétrica consumida pela máquina, para que se verificasse a relação entre a estratégia utilizada e o consumo de energia pelo motor. Os dados adquiridos também foram utilizados para se determinar a influência do desgaste da ferramenta no valor da potência consumida pelo processo. Como as operações comparadas eram de desbaste o valor do desgaste de flanco adotado como sendo fim de vida da ferramenta foi de 0,4 mm, para todos os ensaios realizados.

No primeiro dos ensaios definitivos utilizou-se a ferramenta GC 1025 com uma velocidade de corte de 400m/min para se abrir a cavidade através da estratégia de mergulho. Nesta estratégia a ferramenta penetrava axialmente 1,5mm, profundidade esta a máxima permitida pela geometria da ponta do porta-ferramenta, e então se deslocava lateralmente 25mm. Isto feito, era possível aprofundar a ferramenta mais 1,5mm e um novo deslocamento lateral era realizado. Finalmente a ferramenta era aprofundada mais 1,5mm, alcançando a profundidade total de 4,5mm e então era deslocada nos eixos "x" e "y" de maneira a remover o material deixado no fundo da cavidade, por causa do avanço axial em fases, tornando a mesma plana. A seguir os mesmos passos eram repetidos e uma nova camada de 4,5mm era removida. Em cada cavidade eram realizadas dez passadas, o que gerava uma profundidade total de 45mm. A cada passada realizada eram removidos 9,73 cm^3 de material, mostrado na figura 3.8. A figura 3.9 mostra a seqüência de aprofundamento da ferramenta até que a profundidade de 4,5mm fosse alcançada.

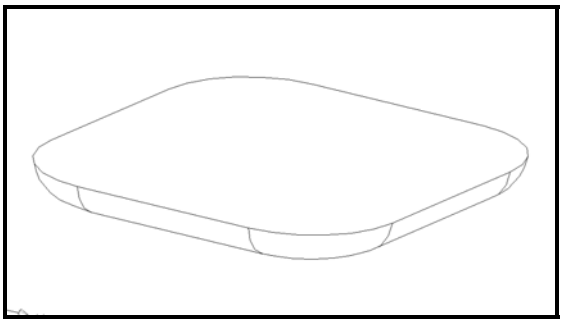


Fig 3.8 – Material removido pela ferramenta por passada

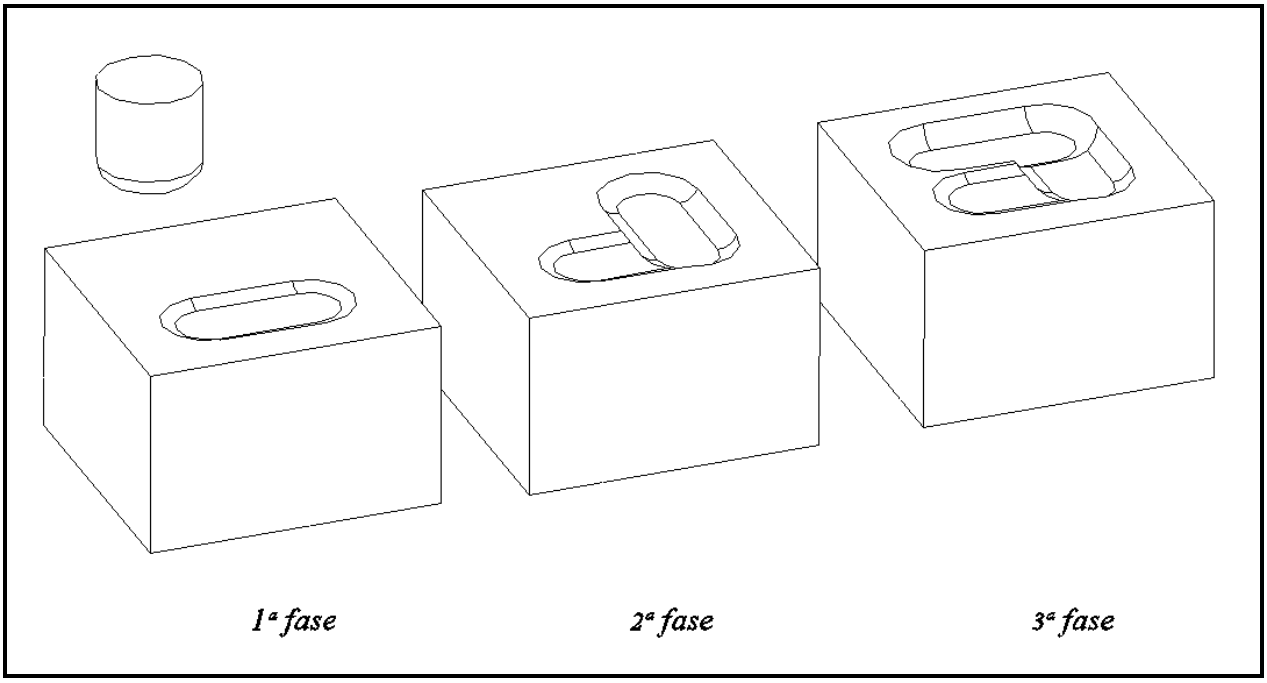


Fig 3.9 - Seqüência de abertura de cavidade com a estratégia de mergulho

No segundo ensaio foram mantidas as mesmas condições de usinagem do primeiro, sendo que a única variável alterada foi a ferramenta utilizada. Em seguida, para cada um dos dois ensaios realizados, foi utilizado um novo valor de velocidade de corte, para se determinar a influência deste parâmetro na vida da ferramenta. Todas as demais variáveis permaneceram constantes.

A partir do décimo primeiro ensaio, quando se iniciou a segunda fase dos ensaios definitivos, a ferramenta GC 4030 deixou de ser utilizada em função de seu desempenho na 1ª. fase dos ensaios ter se mostrado muito inferior à ferramenta GC 1025. Este fato será comentado mais detalhadamente no capítulo seguinte. Para este ensaio, realizado com v_c=400m/min, foi mudada a estratégia de abertura das cavidades. A estratégia utilizada, em rampa, foi dividida em três fases de descida de forma que em cada fase a profundidade atingida fosse de 1,5mm. Isto foi feito com o objetivo de se manter os ensaios em condições semelhantes aos realizados na primeira fase. A penetração da ferramenta foi feita combinando-se deslocamentos nos eixos “z” e “x” ou “z” e “y” da máquina. Posteriormente, este ensaio foi realizado com o outro valor de

velocidade de corte utilizado durante os ensaios, ou seja, 335m/min. A figura 3.10 mostra a seqüência de abertura da cavidade nos ensaios feitos utilizando-se a estratégia em rampa.

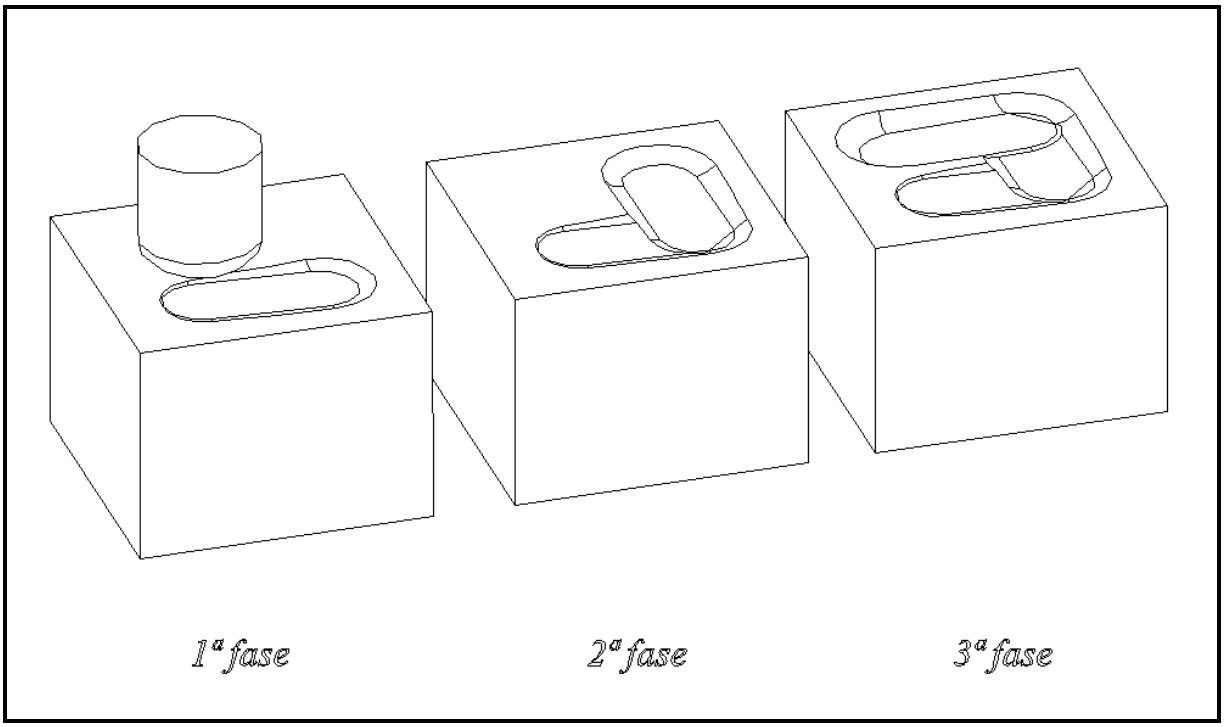


Fig 3.10 - Seqüência de abertura de cavidade com a estratégia em rampa

A partir do décimo sexto ensaio passou-se a utilizar a estratégia de interpolação helicoidal. Neste ensaio, uma combinação de movimentos nos três eixos da máquina foi utilizada para que a profundidade de 4,5 mm fosse atingida através de uma trajetória helicoidal. Em seguida a interpolação helicoidal, quando a profundidade de corte (a_p) era de 4,5mm, uma interpolação circular foi realizada para tornar plano o fundo da cavidade aberta. A cavidade aberta por tal processo tinha forma circular que diferia das demais abertas pelas outras estratégias. Portanto, após a interpolação circular, foi realizada uma usinagem da cavidade de maneira que a forma da mesma fosse idêntica à obtida nos ensaios anteriores. A figura 3.11 mostra a seqüência de abertura de uma cavidade utilizando-se a estratégia de interpolação helicoidal.

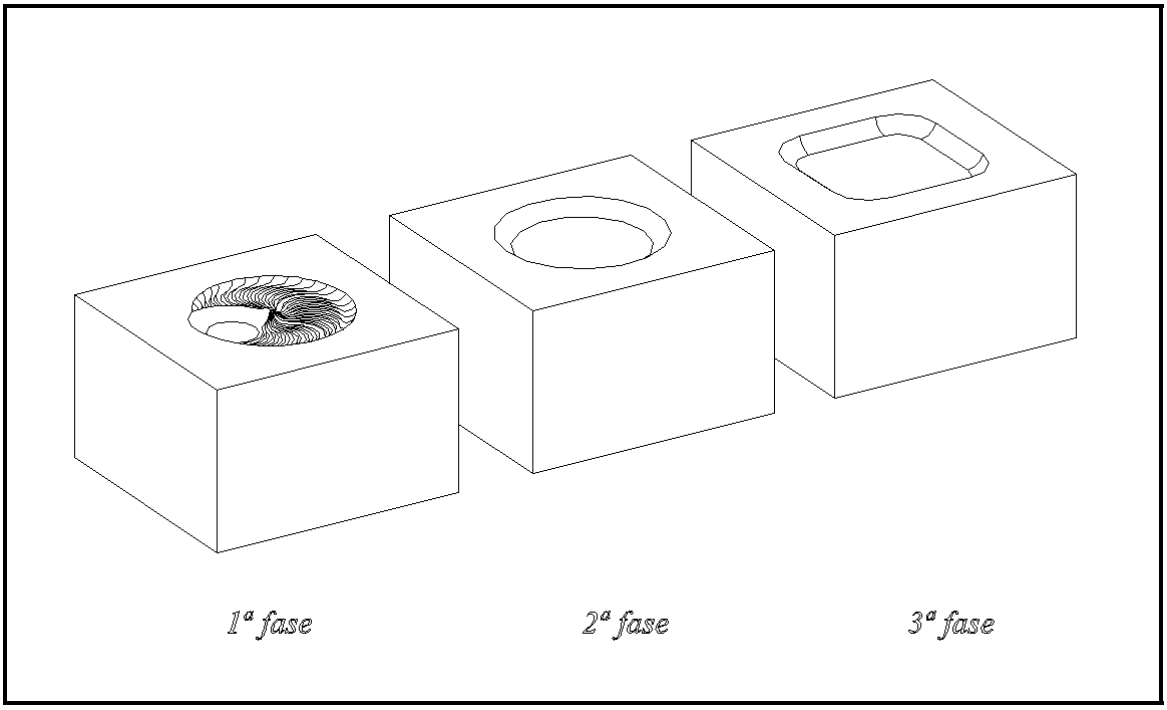


Fig 3.11 – Seqüência de abertura de cavidade com a estratégia de interpolação helicoidal

A tabela 3.2 mostra os tempos e os comprimentos totais de corte para cada uma das estratégias e cada uma das velocidades de corte utilizadas durante os experimentos.

Estratégia	Tempo de corte (s)	Comprimento de corte (mm)	Tempo de corte (s)	Comprimento de corte (mm)
mergulho	9.65	154.5	8.09	154.5
rampa	10.24	175.1	8.58	175.1
interpolação helicoidal	15.04	257.2	12.60	257.2
	v_c = 335m/min		v_c = 400m/min	

Tabela 3.2 - Tempos e comprimentos de corte

Em todos os ensaios realizados, a cada cinco passadas feitas pela ferramenta, era feita uma parada e verificava-se o estado da aresta de corte, utilizando-se para este fim uma lupa.

Quando o lascamento ou o desgaste de flanco começava a surgir, o processo passava a ser interrompido a cada passada para que o estado da ferramenta fosse analisado e registrado. Para isso, a ferramenta era removida da máquina e levada até o microscópio. Neste momento, além da medição dos desgastes, eram tiradas fotografias da aresta de corte com o objetivo de se registrar a evolução do desgaste da ferramenta.

Os resultados obtidos nestes ensaios serão analisados e discutidos no capítulo seguinte deste trabalho.

Capítulo 4

Resultados e Discussões

Neste capítulo são mostrados os resultados obtidos durante a realização dos ensaios, assim como as análises dos mesmos.

Como mencionado anteriormente, o presente trabalho se dividiu em duas fases distintas. Na primeira fase, realizaram-se ensaios para se verificar a influência da velocidade de corte e do material da ferramenta na vida da mesma. Na segunda fase, após se constatar o melhor desempenho de uma das ferramentas analisadas na primeira fase, verificou-se a influência da estratégia de descida da ferramenta durante a abertura das cavidades na vida da mesma.

Os resultados de ambas as fases foram apresentados sob a forma de gráficos para facilitar a interpretação dos mesmos. Como não foi possível construir gráficos de desgaste de flanco em função do tempo para as ferramentas GC 1025, já que as mesmas sofreram principalmente lascamento, optou-se por apresentar a evolução das avarias sofridas pela ferramenta através de seqüências de fotografias. Em todos os ensaios realizados com a ferramenta GC 1025 o lascamento da aresta de corte ocorreu quando a ferramenta ainda não apresentava desgaste de flanco e progrediam até atingir um valor elevado. Só então é que o desgaste de flanco surgia, evoluindo rapidamente. Assim, repentinamente, o desgaste de flanco passava de um valor pequeno para um valor que ultrapassava o limite estabelecido como fim de vida da ferramenta, determinando o fim do ensaio.

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

Nesta primeira fase dos ensaios finais, foi comparado o desempenho de duas ferramentas, a GC 1025 ISO P15 e a GC 4030 ISO P25. Também foi analisada a influência da velocidade de corte na vida das ferramentas, utilizando-se para isto dois valores de v_c, 335 m/min e 400 m/min. Nesta primeira fase dos ensaios finais foi utilizada somente a estratégia de mergulho para realizar a abertura das cavidades.

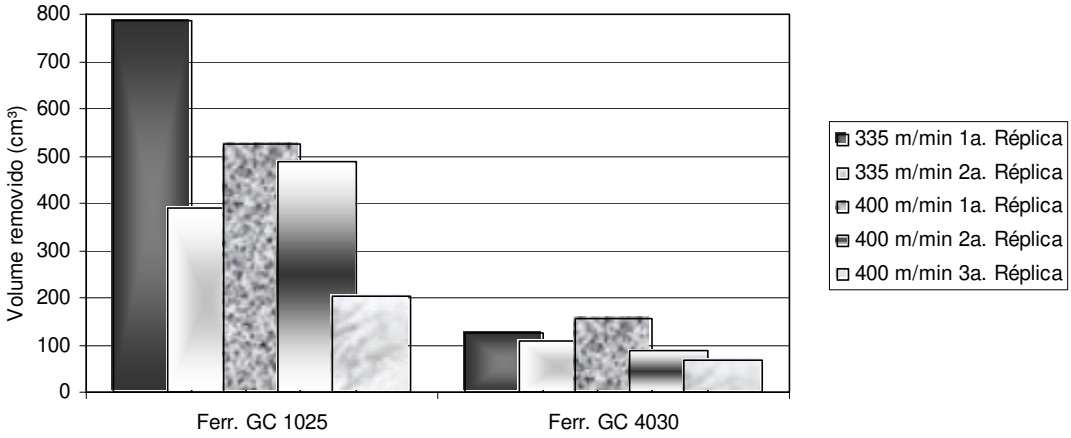


Fig 4.1 - Influência das condições de corte no volume de material removido

	v_c=335m/min	v_c=400m/min	
Ferr. GC 1025	588,7 cm³	405,4 cm³	média
	282,1	175,2	desvio padrão
Ferr. GC 4030	116,8 cm³	103,8 cm³	média
	13,8	46,0	desvio padrão

Tabela 4.1 – Média e desvio padrão do volume de material removido

Observando-se a figura 4.1, que mostra o volume de cavaco removido por vida da ferramenta, para cada material de ferramenta e velocidade de corte testada, e também a tabela 4.1, podemos concluir que, com a ferramenta GC 1025, obteve-se um desempenho muito superior ao da ferramenta GC 4030. Isto pode ser explicado pela maior resistência ao desgaste que a

ferramenta GC 1025 apresenta, característica esta que retardou o surgimento e a evolução dos desgastes na mesma. Também em função disto, durante os ensaios, as ferramentas GC 1025 atingiram o fim de vida devido, principalmente, ao lascamento da aresta de corte, enquanto que as ferramentas GC 4030 sofreram principalmente desgaste de flanco. Esta dureza mais elevada aumenta a resistência ao desgaste por abrasão da aresta da ferramenta GC 1025, porém a torna mais suscetível ao lascamento. Já a ferramenta GC 4030, mais tenaz, apresentou uma melhor capacidade de absorver as variações de esforços e de temperatura e, conseqüentemente, de resistir a lascamentos. Mas em contrapartida, a baixa resistência à abrasão facilitou o surgimento e o desenvolvimento do desgaste de flanco.

A micro-geometria das arestas das ferramentas também ajuda a explicar a diferença em relação à causa do fim de vida das mesmas. Isto porque a ferramenta GC 1025 utilizada nos ensaios possuía geometria L, ou seja, geometria apropriada para operações leves. Como a operação realizada nos ensaios apresentava condições típicas de desbaste pesado, a micro-geometria mais frágil da aresta de corte a tornava mais suscetível ao lascamento. Já a ferramenta GC 4030 apresentava micro-geometria M, que é indicada para operações de desbaste, porém, os valores elevados de velocidade de corte utilizados durante os ensaios, aliados às altas forças de corte produzidas pelos parâmetros de corte e pela micro-geometria negativa, faziam com que a temperatura de corte aumentasse consideravelmente, potencializando a abrasão e, conseqüentemente, o desgaste de flanco.

Estas diferenças entre as causas do fim de vida das ferramentas, causadas pelas diferentes propriedades dos materiais e potencializadas pelas características da micro-geometria das arestas das mesmas, foram uma constante durante os ensaios realizados, independente da velocidade de corte utilizada.

Pode-se observar também na figura 4.1 e na tabela 4.1, que o aumento da velocidade de corte provocou uma pequena redução da vida de ambas as ferramentas. Na ferramenta GC 1025, isto pode ser explicado pelo fato de que, com o aumento da velocidade de corte, houve um aumento na intensidade dos choques térmicos e mecânicos sofridos pela ferramenta, principais responsáveis pelo lascamento da aresta de corte na situação estudada. Por se tratar o fresamento

de uma operação onde o corte sempre é interrompido, o aumento da quantidade de calor gerado e, por conseqüência, da temperatura da aresta de corte da ferramenta, provocou um aumento da intensidade do choque térmico sofrido pela ferramenta a cada revolução. O efeito do aumento da velocidade de corte sobre o choque de entrada sofrido pela ferramenta foi reduzido, já que durante os ensaios a espessura do cavaco no início do corte era sempre próxima de zero. Porém, a fadiga causada pela variação dos esforços a que a aresta de corte foi sujeita durante os ensaios colaborou para a degradação da mesma. Considerando-se que os choques térmicos são responsáveis principalmente por trincas e sulcos em forma de pente, e que os lascamentos são causados principalmente por choques mecânicos, pode-se supor que as avarias apresentadas pelas ferramentas GC 1025 foram causadas pela ação da fadiga mecânica e potencializada pelos choques térmicos.

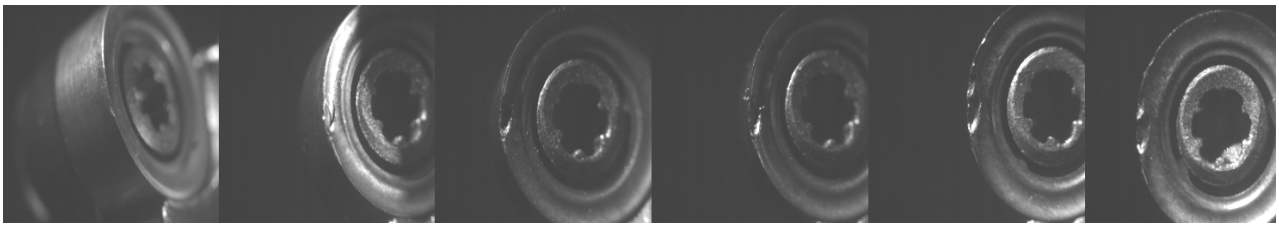
Já para a ferramenta GC 4030, menos resistente à abrasão, o aumento na temperatura da aresta, causado pelo aumento da velocidade de corte, ocasionou uma perda de dureza que intensificou ainda mais a ação da abrasão e, conseqüentemente, o surgimento do desgaste de flanco.

Além disso, como já exposto, a micro-geometria mais frágil da aresta da ferramenta GC 1025 torna a mesma mais suscetível ao lascamento e a aresta com micro-geometria mais negativa da ferramenta GC 4030, apesar de torná-la mais robusta, aumentava a geração de calor devido ao aumento na força de corte. Estas limitações tornaram-se mais evidentes quando se passou a trabalhar com uma situação mais extrema, ou seja, com a velocidade de corte mais alta. Mas para a ferramenta GC 4030, mais resistente aos choques térmicos e mecânicos, vê-se que a influência da v_c na vida da ferramenta é bem menor, comprovando que o aumento de v_c influenciou mais o lascamento, causado por uma combinação dos choques térmicos e mecânicos, do que o desgaste de flanco, causado pela abrasão mecânica.

Outro fato que pode ser observado na figura 4.1 é que houve uma grande dispersão na vida das ferramentas, principalmente da GC 1025. Isto pode ser explicado pelo tipo de avaria que provocou o fim de vida das mesmas. Como o lascamento da aresta de corte é um fenômeno aleatório, ou seja, que normalmente não apresenta um momento preciso para se iniciar, a vida de

cada ferramenta passa a ser uma incógnita. Outro fator que causou a dispersão da vida desta ferramenta foi o fato que, durante a abertura das cavidades, o recorte de cavacos foi um elemento sempre presente. Mesmo a utilização de ar comprimido, com o objetivo de remover os cavacos já formados da região de corte e de dentro da cavidade aberta, não foi capaz de impedir este fenômeno, que potencializou o lascamento das arestas das ferramentas GC 1025, aumentando a dispersão da vida das mesmas. Porém, apesar da dispersão apresentada, é possível se afirmar que, para as condições testadas, a ferramenta GC 1025 é superior a GC 4030. Já para a influência de v_c na vida da ferramenta, o que foi afirmado anteriormente não possui grande porcentual de confiança, já que dada a pequena diferença entre as médias de vida de ferramenta em cada v_c testada, e também a grande dispersão e o pequeno número de experimentos realizados, a confiabilidade das conclusões é reduzida.

A figura 4.2 mostra a evolução do lascamento sofrido por uma ferramenta GC 1025 durante a 1ª. repetição do ensaio feito com uma velocidade de corte de 335m/min. Observando-se esta figura pode-se notar que o lascamento, concentrado na periferia da aresta de corte, foi o causador do fim de vida da ferramenta. É importante salientar que nos demais ensaios em que foi utilizada a ferramenta GC 1025, mesmo quando a velocidade de corte era 400m/min, o surgimento e a evolução das avarias ocorreram de maneira idêntica, ou seja, as avarias inicialmente se apresentaram sob a forma de lascamentos pequenos que aumentavam de tamanho progressivamente.



555cm³ 601cm³ 647cm³ 693cm³ 739cm³ 785cm³

Figu 4.2 – Evolução do lascamento das ferramentas GC 1025 em função do volume de material removido

Quando o lascamento atingia um determinado tamanho limite, o desgaste de flanco surgia e crescia de maneira abrupta, podendo ir de 0 a até 1,2mm em uma única passada da ferramenta. Isto porque o lascamento da aresta expunha o substrato da ferramenta, menos resistente à abrasão em função da sua dureza menor que a da cobertura, estimulando o desgaste de flanco. A primeira das fotos mostra o momento em que o primeiro lascamento ocorreu. Neste ponto, a ferramenta havia removido 555cm³ de material. A partir deste ponto o ensaio foi interrompido a cada cinco passadas, o que correspondia a aproximadamente 46cm³ de material removido, para que a ferramenta fosse fotografada. O ensaio foi interrompido quando a ferramenta havia removido aproximadamente 785cm³. Neste ponto, durante a última passada do ensaio, o desgaste de flanco que até então não havia surgido, atingiu 1,2mm.

Alguns ensaios foram interrompidos antes que a ferramenta GC 1025 apresentasse desgaste de flanco, devido ao tamanho atingido pelo lascamento da aresta. Outros foram interrompidos sem que uma das pastilhas utilizadas atingisse qualquer um dos critérios de fim de vida estabelecidos, seja o desgaste V_B ou o lascamento da aresta. Isto porque a outra pastilha do porta-ferramenta já havia atingido seu fim de vida.

A figura 4.3 mostra o desgaste de flanco típico ocorrido nos ensaios onde foi utilizada a ferramenta GC 1025. Este desgaste de flanco se caracterizava por ter uma evolução brusca, um valor muito elevado e se concentrar em um ponto da aresta de corte que tinha sofrido um lascamento anterior.

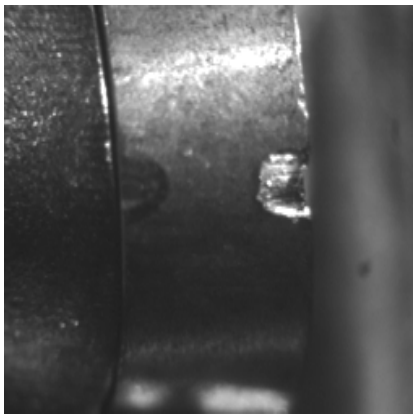


Fig 4.3 – Desgaste de flanco apresentado pelas ferramentas GC 1025

Já para a ferramenta GC 4030, o principal mecanismo de desgaste foi a abrasão, como podemos observar na figura 4.4. Diferentemente do que aconteceu com a ferramenta GC 1025, nas ferramentas GC 4030, o desgaste de flanco se distribuiu ao longo da periferia da aresta, região onde a velocidade de corte atingia valores mais elevados. O desgaste mostrado na figura 4.4 foi típico das ferramentas GC 4030, ocorrendo para os dois valores de v_c utilizados durante os ensaios.

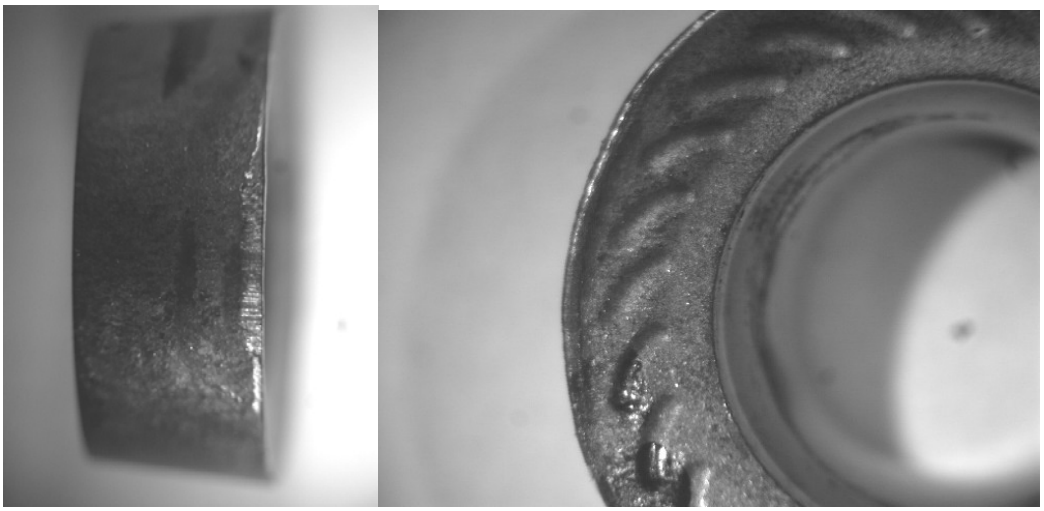


Fig 4.4 – Desgaste de flanco apresentado pelas ferramentas GC 4030

O gráfico mostrado na figura 4.5 mostra a evolução do desgaste de flanco sofrido pelas ferramentas GC 4030 durante a execução dos ensaios. Nesta figura pode-se também notar a variação do comportamento do desgaste de flanco das ferramentas em cada ensaio. Em todos eles, o desgaste de flanco tinha um valor próximo de zero até um determinado momento do ensaio. A partir deste momento, o comportamento variou, pois, em alguns ensaios, o valor de V_B passou rapidamente de zero para 0,5mm, enquanto que em outros, o valor de V_B crescia continuamente. Crê-se que o que ocorreu aqui é que pequenos lascamentos, ora expunham imediatamente o núcleo da pastilha, bem menos resistente ao desgaste, o que fazia com que o desgaste de flanco crescesse rapidamente, ora não tinham tamanho suficiente para atingir o núcleo da pastilha, mas fragilizavam as camadas de cobertura, o que fazia com que o desgaste de flanco crescesse gradualmente. É possível que a utilização de uma ferramenta com uma cobertura mais espessa possa prolongar a vida da ferramenta nas condições testadas, porém, o aumento da

espessura da cobertura seria acompanhado pelo aumento da sua fragilidade e a mesma poderia sofrer lascamentos.

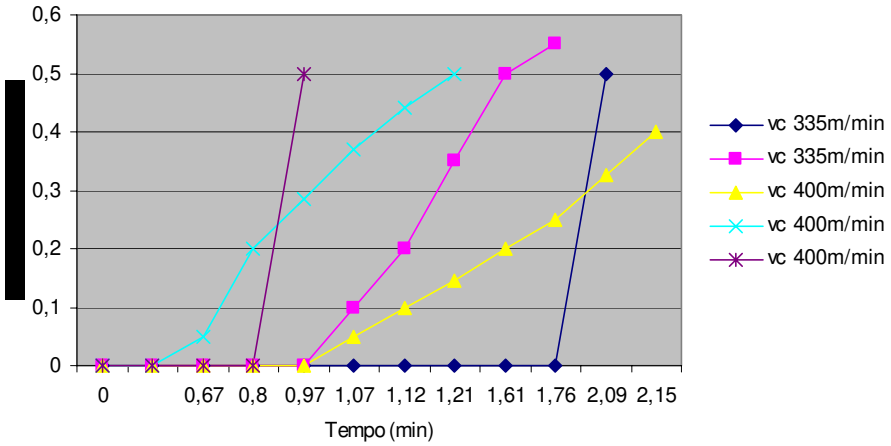


Fig 4.5 – Evolução do desgaste de flanco nas ferramentas GC 4030.

O gráfico apresentado na figura 4.6 mostra uma relação entre a velocidade de corte e o tempo necessário para se remover 46cm³ de material, o que corresponde a cinco passadas. Este gráfico mostra que, apesar da redução da vida em volume de material removido que as ferramentas sofreram em função do aumento da velocidade de corte, houve também uma redução do tempo necessário para se executar uma passada, redução esta de 16%. Isto significa que parte da redução da vida que a ferramenta sofreu foi compensada por uma redução nos tempos de corte.

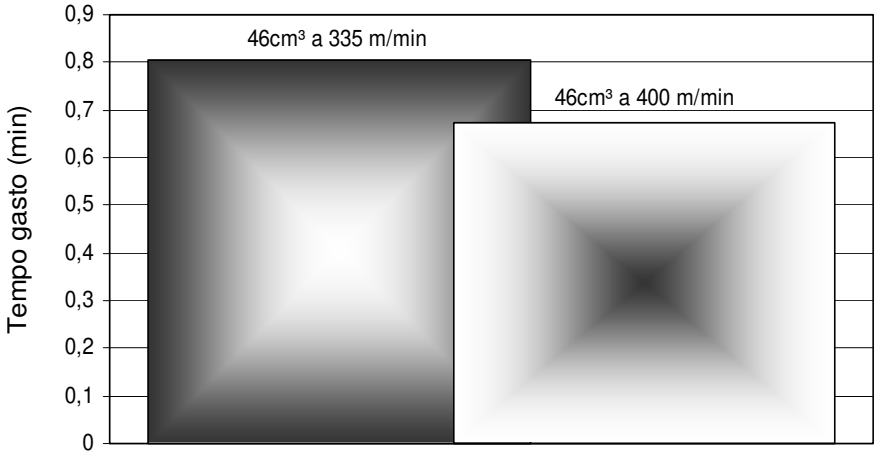


Fig 4.6 – Relação entre a velocidade e o tempo de corte

Considerando-se que a vida média da ferramenta GC 1025 permitiu a remoção de 588cm³ quando se utilizava uma v_c de 335m/min, e uma remoção de 405cm³ quando a v_c era 400m/min e, adotando-se um tempo de troca de ferramenta de 2min, podemos concluir que a remoção de 5.880cm³, que corresponde a 10 vidas médias da ferramenta utilizando a vc de 335m/min, levaria 120,26 minutos. Já utilizando-se uma v_c de 400m/min, o tempo para a execução da mesma operação seria de 113,64 minutos, o que representa uma redução de 5,5% no tempo da operação, considerando-se os tempos de corte e de troca da ferramenta. No entanto, este aumento da velocidade de corte implicaria em um aumento do consumo de ferramentas da ordem de 50% já que para se executar a operação com uma v_c de 400m/min seriam necessários 15 jogos de pastilhas e com a v_c de 335m/min, somente 10 jogos. Então, a escolha da vc a ser utilizada é uma questão de se priorizar a economia de ferramentas ou o tempo padrão da operação. Porém, é preciso se considerar que, neste exemplo, o aumento do custo de ferramentas foi de 50% para uma redução do tempo padrão de apenas 5,5%. Sendo assim, a utilização da velocidade de corte maior só seria interessante para a remoção de pequenas quantidades de material, onde o tempo de troca da ferramenta não teria uma influência negativa tão marcante no tempo padrão da operação e a elevação do custo devido à troca das ferramentas seria muito menor.

4.1.1 Monitoramento da Potência na 1ª. Fase dos Ensaios

O comportamento do sinal de potência durante as fases da execução de uma passada da abertura da cavidade pode ser analisado detalhadamente através da figura 4.7. Nesta figura são mostradas as nove fases que uma passada utilizando a estratégia de mergulho apresentava, sendo elas:

1.) Mergulho no eixo “z” com profundidade de 1,5mm;

2.) Deslocamento no eixo “x” mantendo a profundidade anterior;

3.) Mergulho no eixo “z” com profundidade de 1,5mm, alcançando uma profundidade de cavidade de 3,0mm;

4.) Deslocamento no eixo “y” com profundidade de 3,0mm;

5.) Mergulho no eixo “z” com profundidade de 1,5mm, alcançando uma profundidade de cavidade de 4,5mm;

6.) Deslocamento no eixo “x” com profundidade de 4,5mm;

7.) Deslocamento no eixo “y” com profundidade de 3,0mm;

8.) Deslocamento no eixo “x” com profundidade de 1,5mm;

9.) Limpeza do final da cavidade com a_p indo de 1,5mm a zero.

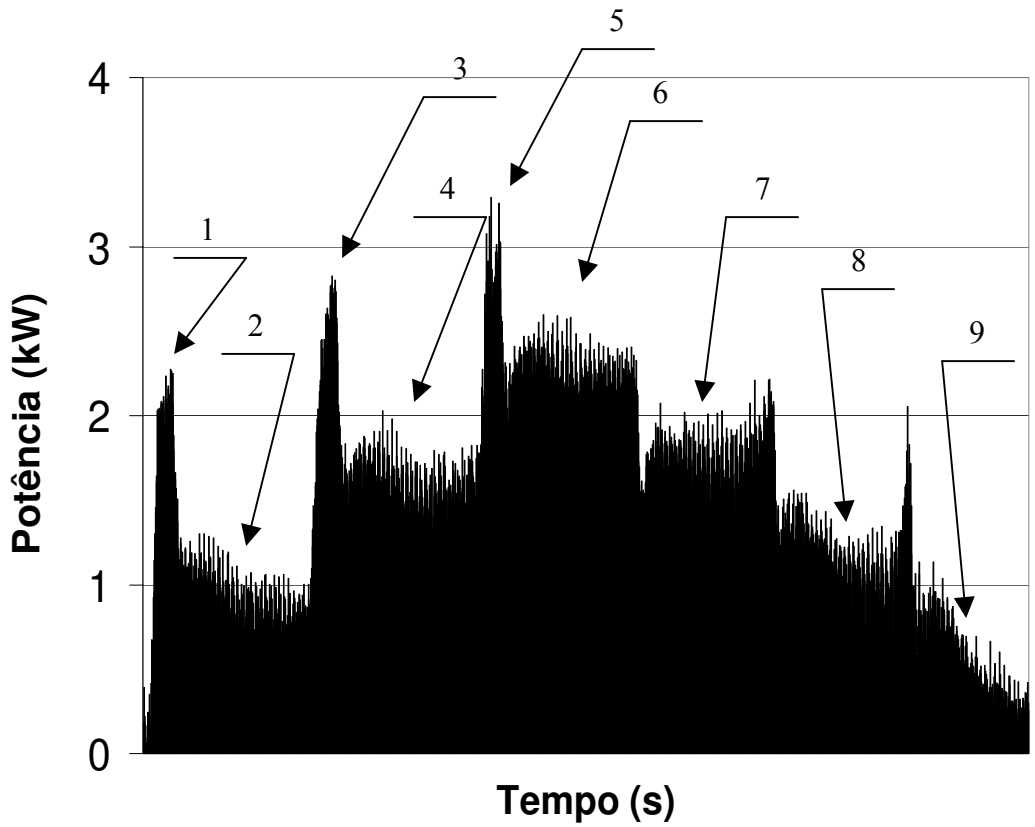
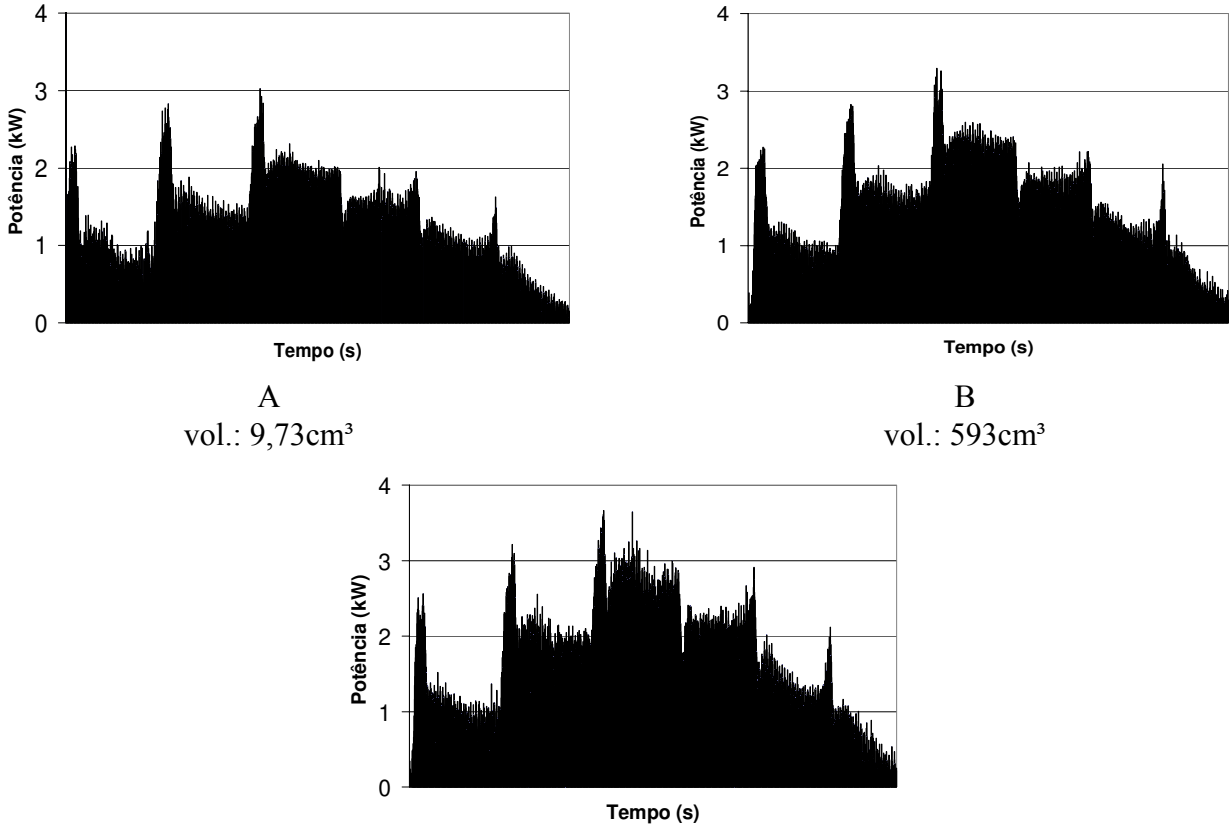


Fig 4.7 – Identificação das fases de abertura da cavidade utilizando a estratégia de mergulho

4.1.1.1 Ensaio com v_c=335m/min Utilizando a Ferramenta GC 1025



A
vol.: 9,73cm³

B
vol.: 593cm³

C
vol.: 788cm³

Fig 4.8 – Monitoramento da corrente utilizando a estratégia de mergulho, ferramenta GC 1025 e v_c = 335m/min

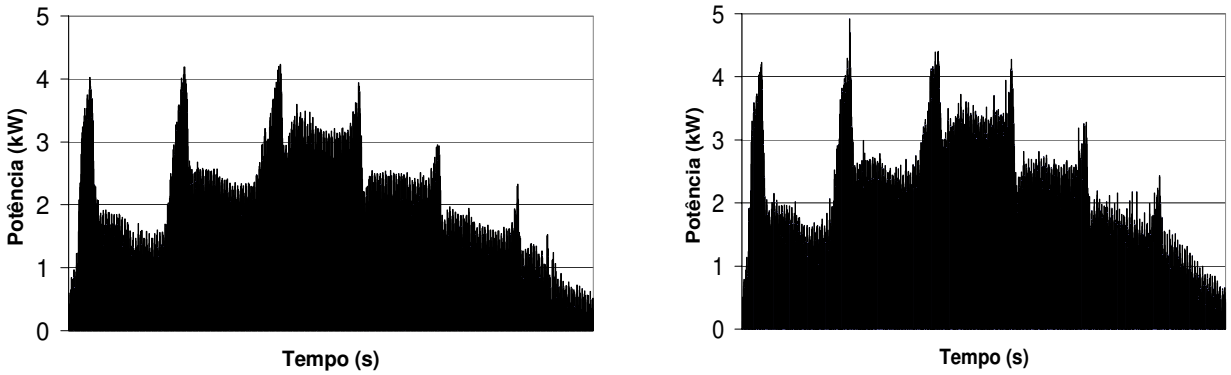
Na figura 4.8 A é possível observar que os pontos onde a potência de usinagem atingiu seus valores máximos foram nos momentos em que a ferramenta fazia o avanço no sentido axial, ou seja, no eixo "z", apesar do valor de avanço utilizado nesta fase ser de 30% do valor recomendado para ao avanço nos eixos "x" e "y". Nestes momentos, o valor da potência chegou a atingir o dobro dos valores encontrados enquanto o avanço era feito nos eixos "x" e "y". Este aumento da potência de corte pode ser explicado pelo fato de que neste momento as duas pastilhas realizavam o corte simultaneamente e explica porque o valor máximo possível de ser

utilizado como velocidade de avanço nestes momentos foi de 30% da velocidade utilizada para os deslocamentos nos eixos “x” e “y”. Valores maiores de velocidade de avanço no sentido axial causavam um aumento da força de usinagem intensificando o lascamento da aresta de corte da ferramenta.

A figura 4.8 B mostra o momento em que os lascamentos da aresta de corte da ferramenta começaram a crescer a ponto de deixar a mesma próxima do fim de vida. Neste momento, quando o tempo de corte era de 9,8 min e o volume de material removido era de 593cm³, ainda não havia sido detectado desgaste de flanco na ferramenta. No entanto o lascamento da aresta causou um aumento de aproximadamente 20% na força de corte na fase 6 da passada, quando a profundidade de corte era 4,5mm.

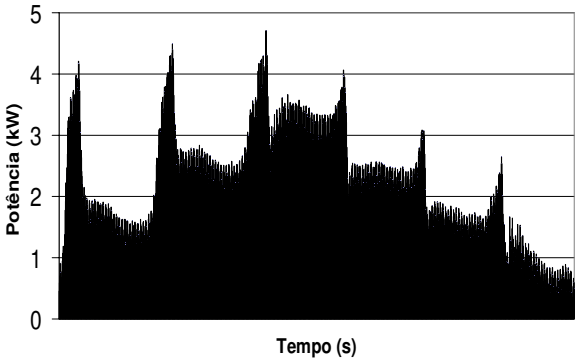
A figura 4.8 C mostra a força de corte exercida pela ferramenta durante sua última passada. Neste ponto, quando o tempo de corte era de 13min, os lascamentos já haviam crescido consideravelmente. Podemos observar nesta figura que a diferença entre os valores de força de corte durante o avanço axial e os avanços nos eixos “x” e “y” já não eram tão grandes neste ponto, pois o desgaste de flanco que surgiu neste ponto do ensaio contribuía para o aumento da força de corte durante a execução dos avanços em “x” e “y”. No final desta passada, o valor do desgaste de flanco que até então era desprezível, chegou a 1,2mm em uma das pastilhas e a 0,7mm na outra, ultrapassando consideravelmente o limite estabelecido para o fim dos ensaios que era de 0,4mm. Analisando-se a evolução do valor da força de corte, podemos ver que o ponto em que a profundidade de corte era de 4,5mm foi o mais afetado pelo desgaste da ferramenta. Neste ponto podemos constatar que o aumento do valor da força de corte, da primeira para a última passada, foi de aproximadamente 50%. Isto porque o lascamento ocorreu principalmente na periferia da aresta, pois nesta região o valor da velocidade de corte era de 335m/min enquanto que no centro da pastilha era de 201m/min. Assim, quando a profundidade de corte era de 1,5mm, havia pouco contato dos lascamentos da aresta com a peça e o mesmo pode-se dizer quando a_p era de 3,0mm. Já quando a profundidade atingia 4,5mm, o contato entre a região da aresta que apresentava os lascamentos e a peça era intenso, provocando um aumento na força de corte devido à mudança da micro-geometria da aresta e à remoção da camada de cobertura causada pelos lascamentos.

4.1.1.2 Ensaio com vc=335m/min Utilizando a Ferramenta GC 4030



A
vol.: 9,73cm³

B
vol.: 97,3cm³



C
vol.: 126,5cm³

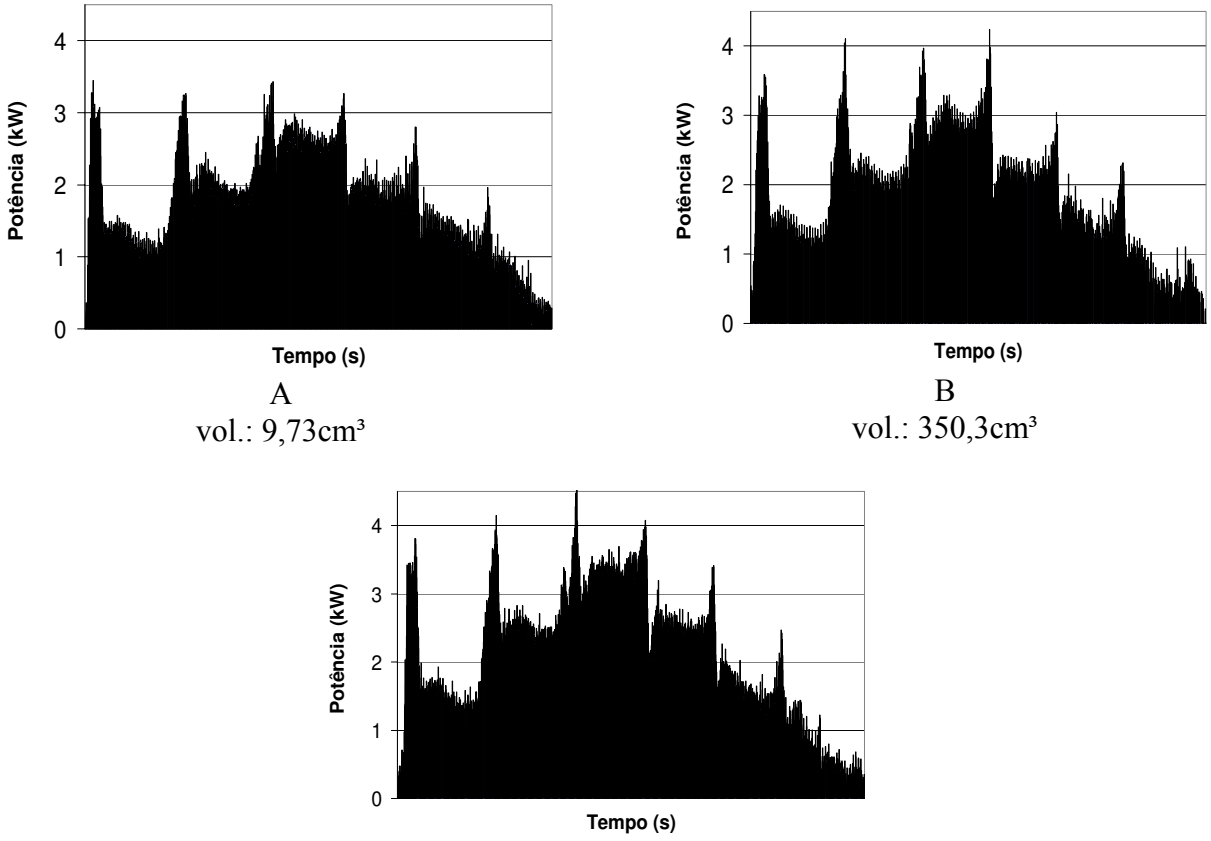
Fig 4.9 – Monitoramento da corrente utilizando a estratégia de mergulho, ferramenta GC 4030 e v_c = 335m/min

Comparando a figura 4.9 A com a 4.8 A, podemos constatar que a mudança da ferramenta GC 1025 para a GC 4030 teve pouca influência na forma que a potência de corte se comportou durante as várias fases apresentadas durante o ciclo de corte executado pela ferramenta. Porém, pode-se notar que a mudança da ferramenta causou um aumento no valor da potência de corte consumida pela ferramenta, mudança esta explicada pela micro-geometria negativa da ferramenta GC 4030. Este aumento foi da ordem de pelo menos 50%, chegando a atingir picos de 100%. O

aumento da potência de corte, aliado às características do material da ferramenta, explica o fato de a ferramenta GC 4030 ter tido uma vida menor durante toda primeira fase dos ensaios. O maior consumo de potência de corte causou um aumento da temperatura de corte, facilitando a ocorrência da abrasão e, conseqüentemente, do desgaste de flanco, causador do fim de vida desta ferramenta. A figura 4.9 B mostra a potência consumida pela ferramenta após 1,6min de corte, instante este em que a ferramenta ainda não apresentava desgaste de flanco. Nas três passadas seguintes, que corresponderam a um tempo de corte de 0,5min, o desgaste de flanco atingiu 0,8mm em uma das pastilhas e 0,5mm na outra, ambos valores maiores do que o limite estabelecido como fim de vida. O comportamento da potência de usinagem consumida no momento da última passada é mostrado pela figura 4.9 C.

O comportamento da potência de corte reflete diretamente o comportamento dos esforços de corte, já que a v_c foi mantida constante. Sendo assim, analisando-se a evolução dos valores dos esforços de corte, pode-se ver que a ferramenta GC 4030 não mostrou um aumento tão sensível no valor nos esforços de corte à medida que foi se aproximando do fim de vida, como ocorreu com a ferramenta GC 1025. Isto mostra que os lascamentos tiveram uma influência maior no valor dos esforços de corte que o desgaste de flanco por representar uma mudança mais marcante na micro-geometria da ferramenta e nos ângulos efetivos da mesma.

4.1.1.3 Ensaio com v_c=400m/min Utilizando a Ferramenta GC 1025



A
vol.: 9,73cm³

B
vol.: 350,3cm³

C
vol.: 496,3cm³

Fig 4.10 – Monitoramento da corrente utilizando a estratégia de mergulho ferramenta GC 1025 e v_c = 400m/min

A figura 4.10 A mostra que o aumento da velocidade de corte não influenciou o comportamento da potência de corte consumida durante o ensaio. Comparando o comportamento da potência neste ensaio com o resultado encontrado quando a velocidade de corte utilizada no ensaio foi de 335m/min, pode-se notar que a forma que a potência de corte variou durante as fases do ensaio foi semelhante. Houve, no entanto, um aumento do valor da potência consumida pelo processo, em função do aumento da velocidade de corte. Este aumento na quantidade de energia consumida pelo sistema ocasionou um aumento da quantidade do calor gerado durante a

operação, aumentando a intensidade dos choques térmicos sofridos pela ferramenta e acelerando o surgimento e o progresso dos lascamentos apresentados pela aresta de corte. A figura 4.10 B mostra que o aumento da potência consumida durante o processo, detectado no ensaio com ferramenta GC 1025 e v_c de 335m/min, continuou ocorrendo nas condições analisadas neste ensaio. Esta figura representa a potência consumida pela ferramenta após esta ter usinado durante 6,0min. A figura 4.10 C mostra a ferramenta em sua última passada, onde os lascamentos da aresta ultrapassaram o limite estabelecido como valor máximo para o desgaste de flanco V_B, o que representou o fim da vida da ferramenta. Isto ocorreu após a mesma usinar durante 7,26min. Neste ensaio o desgaste de flanco não ocorreu e o fim de vida foi provocado por um lascamento grande em uma das pastilhas utilizadas como mostra a figura 4.11.

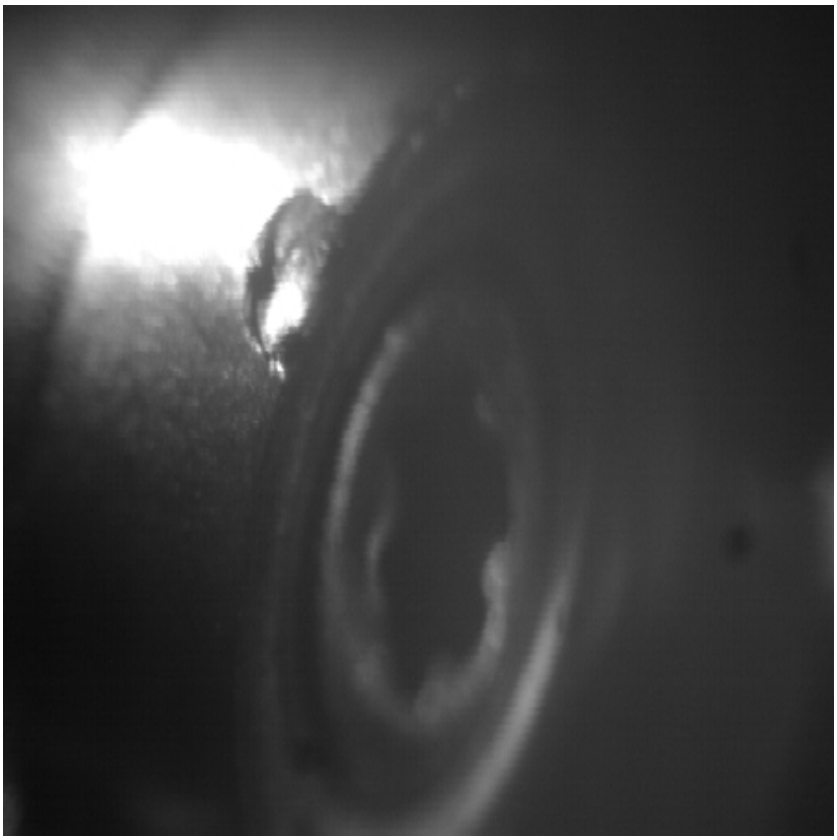
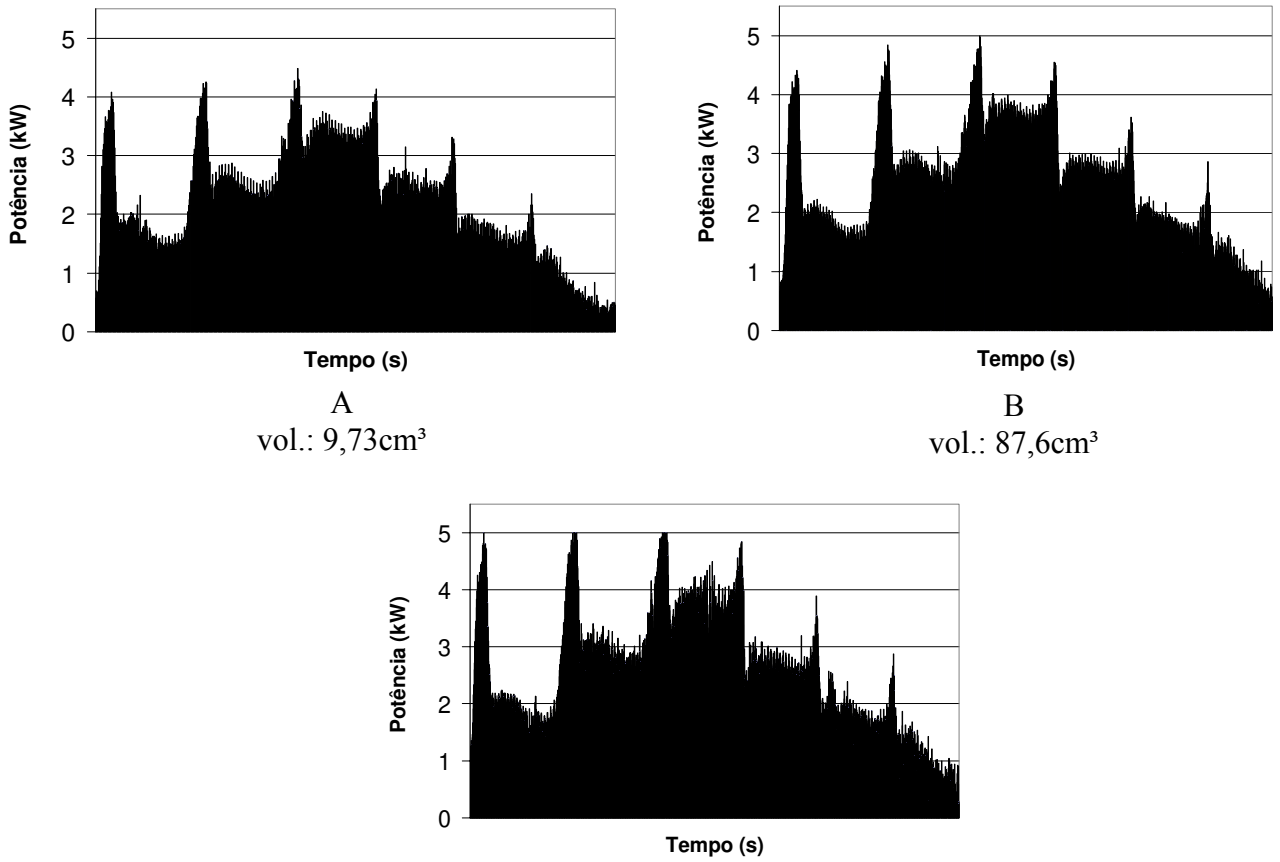


Fig 4.11 – Lascamento da aresta de corte da ferramenta GC 1025

4.1.1.4 Ensaio com v_c=400m/min Utilizando a Ferramenta GC 4030



A
vol.: 9,73cm³

B
vol.: 87,6cm³

C
vol.: 155,9cm³

Fig 4.12 – Monitoramento da corrente utilizando a estratégia de mergulho, ferramenta GC 4030 e v_c = 400m/min

Na figura 4.12 pode-se notar que o comportamento da força de corte observado durante este ensaio foi diferente do obtido com a mesma ferramenta quando utilizada a v_c de 335m/min, mostrado na figura 4.9. Esta diferença fica evidente pelo aumento sofrido pela força de usinagem à medida que a ferramenta se deteriorou, aumento este que pode ser observado em todas as fases do ciclo de abertura da cavidade. Podemos concluir então que, o desgaste de flanco, quando presente concomitantemente a valores elevados de v_c influencia o valor da força de usinagem exercida pela ferramenta, o que não ocorreu quando a v_c utilizada foi de 335m/min. Esta

influência, no entanto, foi mais evidente na 1ª. fase da abertura da cavidade, quando a ferramenta avançava axialmente.

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

Na segunda fase dos ensaios finais foram abertas cavidades utilizando-se outras duas diferentes estratégias. Esta fase dos ensaios foi conduzida utilizando-se somente a ferramenta GC 1025 ISO P15 devido aos resultados obtidos na primeira fase dos ensaios. Os resultados obtidos nesta fase foram comparados aos obtidos pela ferramenta GC 1025 na primeira fase dos ensaios, onde foi utilizada a estratégia de mergulho. A figura 4.13 mostra os resultados de vida da ferramenta, em volume de material removido, para todos os ensaios da 2ª. fase dos experimentos.

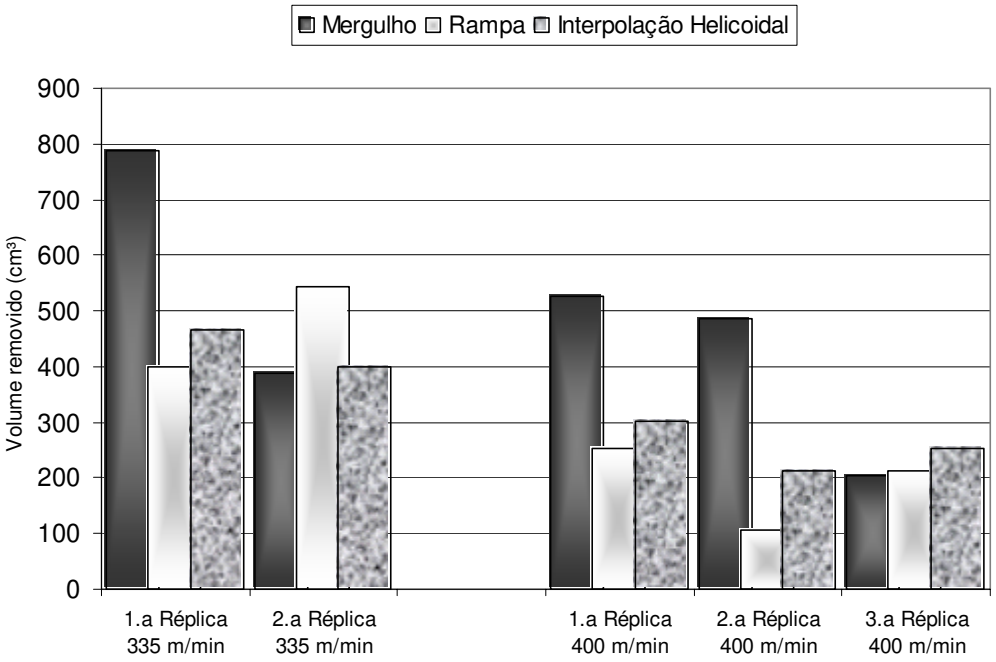


Fig 4.13 – Comparação entre as estratégias de abertura de cavidades

Analisando-se a figura 4.13 e também a tabela 4.2 pode-se constatar que a dispersão dos resultados continuou alta nesta fase dos experimentos devido aos fatores já explicados anteriormente e, em função disto, a confiabilidade das conclusões que são expostas a seguir não é 100%.

	v_c=335m/min	v_c=400m/min	
Estratégia de Mergulho	560,8cm³	386,3cm³	média
	268,8	166,9	desvio padrão
Estratégia em Rampa	449,6cm³	182,3cm³	média
	98,3	72,0	desvio padrão
Estratégia Helicoidal	412,5cm³	244,1cm³	média
	45,9	41,8	desvio padrão

Tabela 4.2 – Médias e desvios padrão do volume de material removido por vida nos ensaios

Nesta análise pode-se ver também que a estratégia de mergulho resultou em vida maior da ferramenta que as demais estratégias, contrariando a literatura consultada e os resultados esperados. Como pode-se ver nas figuras 4.7 e 4.8, a descida da ferramenta em "z" é o período do corte que mais exige da ferramenta. A hipótese mais provável para a explicação das razões que fizeram a estratégia de mergulho resultar em uma vida maior da ferramenta é que o tempo em que se tem movimentação da ferramenta no eixo "z" é mais curto. Crê-se que qualquer movimentação da fresa nesta direção danifique bastante a mesma. Assim, como na estratégia em mergulho esta movimentação é feita num intervalo de tempo mais curto apesar de ser uma condição mais extrema, a vida da ferramenta é maior.

Somado a isto tem-se o fato de que, na estratégia em rampa, o corte dos cantos da cavidade, por ser feito um maior número de vezes, gerava um maior desgaste da ferramenta e na estratégia helicoidal o maior tempo necessário para retirar um mesmo volume de material, fato que será melhor explicado posteriormente, também prejudicava a vida da ferramenta.

Com relação à comparação entre as estratégias em rampa e helicoidal, vê-se que, em termos de média, a estratégia em rampa gerou maior vida da ferramenta quando a v_c era 335m/min e menor vida quando a v_c foi aumentada para 400m/min, mas essa afirmação não pode ser feita com certeza, devido à pequena diferença entre as médias e à grande dispersão dos resultados. Se existiu alguma superioridade da estratégia helicoidal quando a v_c era 400m/min, ela pode ter acontecido porque a utilização da estratégia de interpolação helicoidal para a abertura da cavidade fazia com a ferramenta passasse por cada um dos cantos da cavidade apenas uma

vez, num total de quatro vezes, enquanto que na utilização da estratégia em rampa, a ferramenta passava pelos cantos da cavidade sete vezes, ou seja, praticamente o dobro do que ocorria na estratégia de interpolação helicoidal. Nesta passagem da ferramenta pelo canto da cavidade, o atrito entre ferramenta e peça e, conseqüentemente, a vibração do sistema, aumentava consideravelmente devido ao aumento do comprimento de contato entre ambas. Este aumento do atrito e da vibração se mostrou mais marcante quando a velocidade de corte teve seu valor aumentado para 400m/min.

Como era de se esperar, o aumento da velocidade de corte causou um aumento no desgaste da ferramenta e, conseqüentemente, uma redução em sua vida, em todas as condições estudadas. A explicação para este fato foi dada anteriormente quando se comentou o ocorrido para a ferramenta GC 1025 na primeira parte dos ensaios.

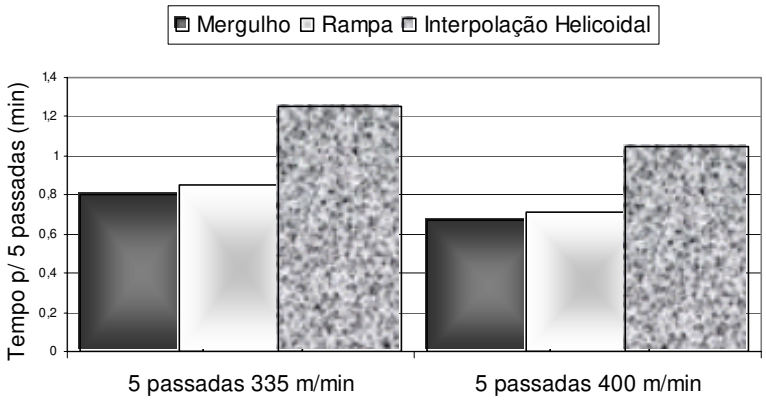


Fig 4.14 – Relação entre as estratégias de abertura de cavidades e o tempo de corte

Analisando-se a figura 4.14 concluímos que a estratégia de mergulho foi a que precisou de um menor tempo para remover os 46cm^3 de material, que correspondiam nos ensaios a cinco passadas da ferramenta. Isto mostra que, além de resultar em uma vida maior, esta estratégia reduziu o tempo de corte da operação. O tempo necessário para se realizar uma passada quando a estratégia utilizada era a interpolação helicoidal foi o maior dentre as três estratégias utilizadas em função da trajetória descrita pela ferramenta. Como mostrado na figura 4.15, para a abertura da cavidade utilizando-se a estratégia de interpolação helicoidal, primeiro era realizada uma cavidade redonda para que, em seguida, fosse dada a mesma a forma final obtida pelas outras

estratégias e que foi determinada nos ensaios preliminares descritos no capítulo 3. Portanto, apesar de apresentar uma vida ligeiramente superior à da estratégia em rampa quando a velocidade de corte era de 400m/min, a estratégia de interpolação helicoidal apresentou tempos de corte 47% maiores do que os da estratégia em rampa, o que torna sua utilização desfavorável.

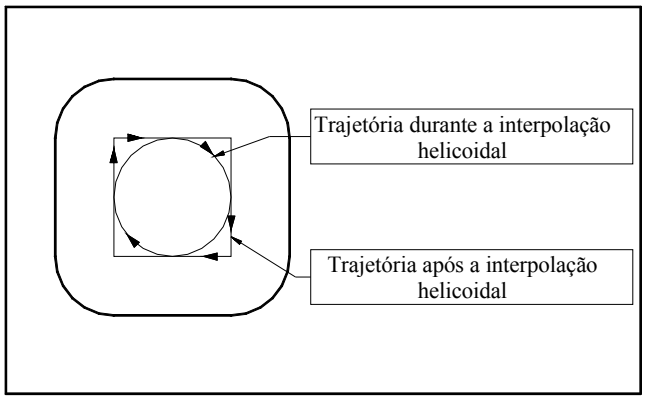
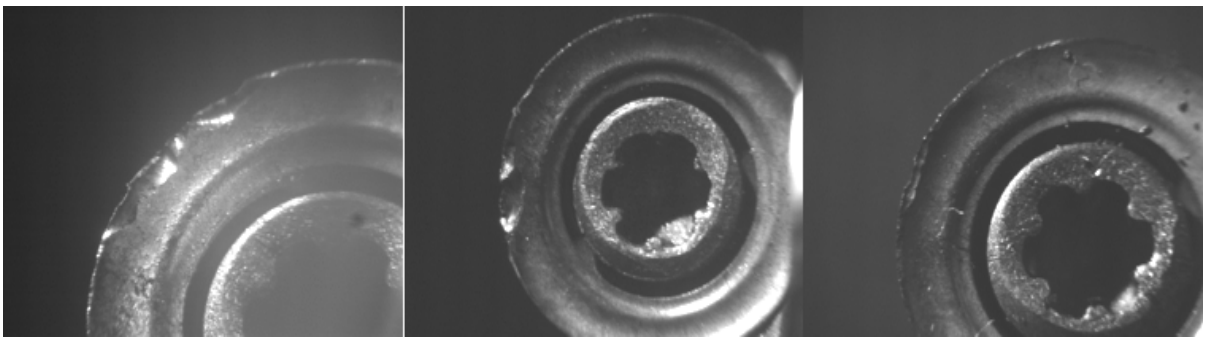


Fig 4.15 – Trajetória descrita durante a utilização da estratégia de interpolação helicoidal



mergulho rampa interpolação helicoidal

Fig 4.16 – Relação entre estratégia de abertura e tipo de avaria sofrida

Observando-se a figura 4.16 notamos que o tipo de avaria que a ferramenta GC 1025 sofreu não foi influenciado pelo tipo de estratégia utilizada. Nesta segunda fase dos ensaios, tanto a utilização da estratégia em rampa, quanto da estratégia de interpolação helicoidal, provocou o lascamento da aresta da ferramenta causando o final da vida da mesma, semelhante ao ocorrido na 1ª. fase dos ensaios. A diferença observada nas avarias encontradas durante a utilização das diferentes estratégias foi o momento do surgimento e a velocidade de evolução. Este fato ocorreu independentemente da velocidade de corte utilizada mostrando que a estratégia de abertura tem pouca influência sobre tipo de avaria que atua na ferramenta GC 1025 durante sua utilização. Isso

é causado em parte devido ao fato que, em todas as estratégias utilizadas, a partir de uma certa profundidade da cavidade aberta, o recorte de cavacos vai ocorrer. O valor da profundidade em que isto acontecia durante os ensaios estava em torno de 25mm.

Desta maneira, um sistema de remoção de cavacos mais eficiente poderia representar um ganho de vida através do retardo do surgimento e/ou da evolução do lascamento da aresta de corte. Isto poderia ser feito através da injeção de ar comprimido por dentro do porta-ferramentas, pois direcionaria o jato de corte para a região de corte e para o fundo da cavidade melhorando ao mesmo tempo, a refrigeração da ferramenta e a remoção dos cavacos.

4.2.1 Monitoramento da Potência na 2ª. Fase dos Ensaios

Durante o monitoramento da potência utilizando-se as estratégias em rampa e de interpolação helicoidal foi possível identificar-se fases bastante distintas, relacionadas aos parâmetros de corte existentes em determinado instante do ensaio. Na figura 4.17 mostra-se o comportamento da potência durante a realização de uma passada utilizando-se a estratégia em rampa. São identificadas nesta figura 7 fases distintas, além dos 7 momentos em que a ferramenta passou por um dos cantos da cavidade gerada. Estas fases são:

1.) A ferramenta se desloca simultaneamente nos eixos “x” e “z”, atingindo uma profundidade de 1,5mm;

2.) A ferramenta se desloca simultaneamente nos eixos “y” e “z”, atingindo uma profundidade de 3,0mm;

3.) A ferramenta se desloca simultaneamente nos eixos “x” e “z”, atingindo uma profundidade de 4,5mm;

4.) A ferramenta se desloca no eixo “y” com uma profundidade de 4,5mm;

5.) A ferramenta se desloca no eixo “x” com uma profundidade de 3,0mm;

6.) A ferramenta se desloca no eixo “y” com uma profundidade de 1,5mm;

7.) A ferramenta se desloca no eixo “x” com uma profundidade que vai de 1,5mm a zero.

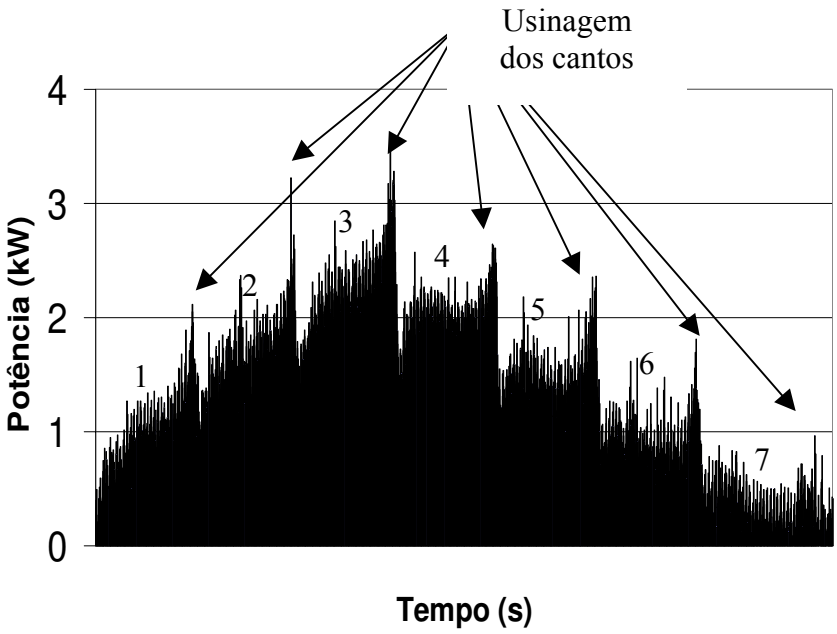


Fig 4.17 – Identificação das fases de abertura da cavidade utilizando a estratégia em rampa

Na figura 4.18 mostra-se o comportamento da potência durante a realização de uma passada utilizando-se a estratégia de interpolação helicoidal. Nesta figura pode-se identificar duas fases distintas além de quatro momentos em que a ferramenta usina os cantos da cavidade. Essas fases são:

1.) É feita a interpolação helicoidal e a ferramenta atinge uma profundidade de 4,5mm;

2.) É feita uma interpolação circular e o fundo da cavidade é deixado plano.

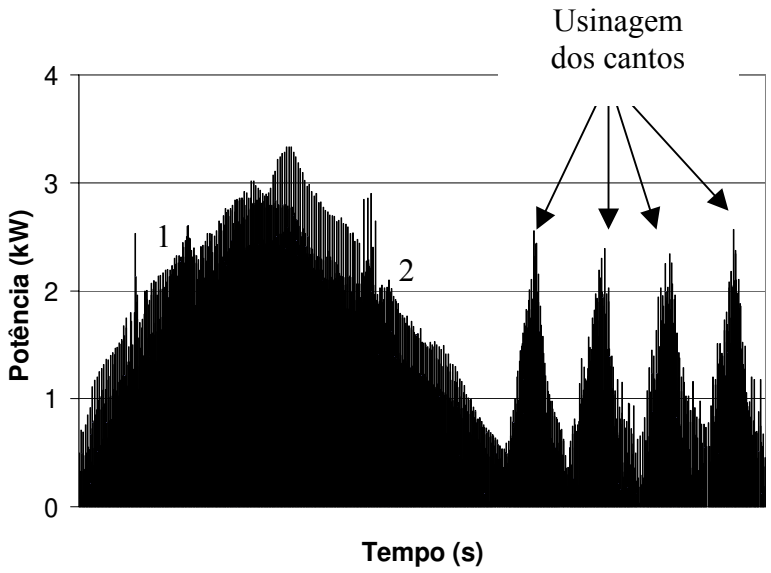
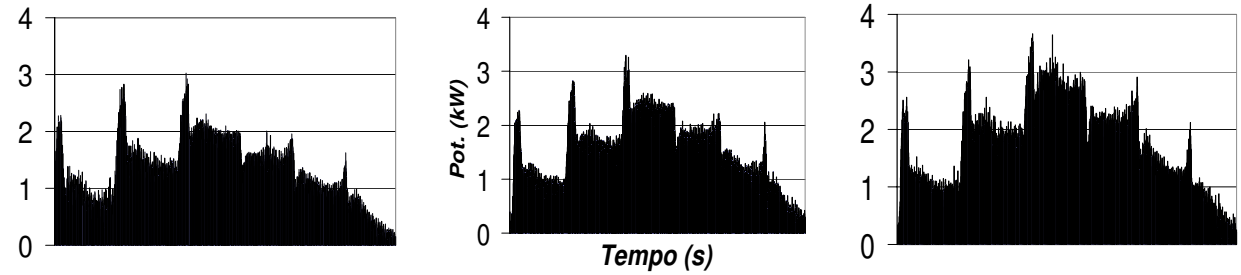


Fig 4.18 – Identificação das fases de abertura da cavidade utilizando a estratégia interpolação helicoidal

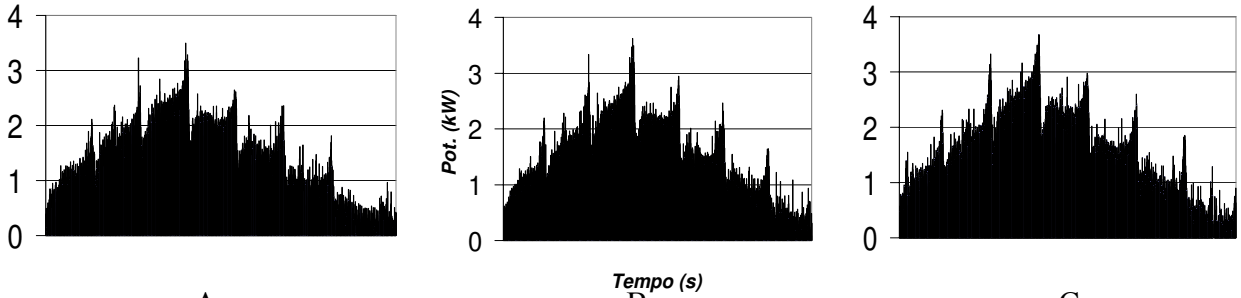


A
vol.: 9,73cm³

B
vol.: 593,5cm³

C
vol.: 788,1cm³

Fig 4.19 A – Monitoramento da corrente para a estratégia de mergulho

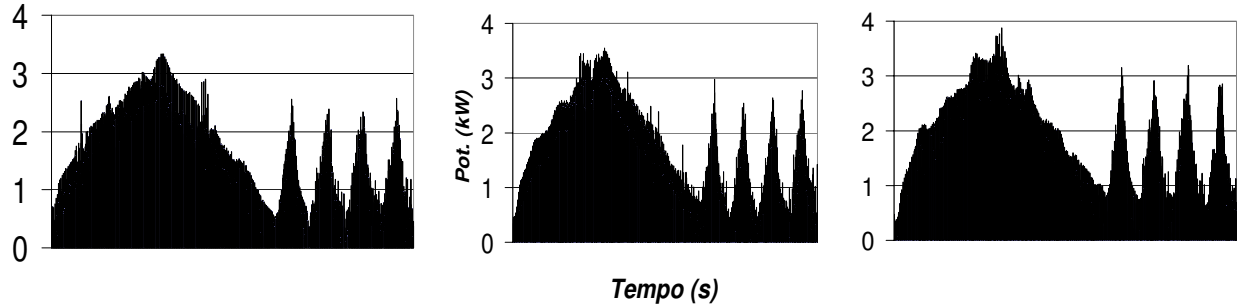


A
vol.: 9,73cm³

B
vol.: 301,6cm³

C
vol.: 398,9cm³

Fig 4.19 B – Monitoramento da corrente para a estratégia em rampa



A
vol.: 9,73cm³

B
vol.: 301,6cm³

C
vol.: 418,4cm³

Fig 4.19 C – Monitoramento da corrente para a estratégia de interpolação helicoidal

Analisando a figura 4.19 pode-se observar que a potência consumida foi proporcional à profundidade de corte, mas também foi influenciada pela posição da ferramenta dentro da cavidade já que é possível notar-se um aumento da potência consumida nos momentos em que a ferramenta usinava os cantos da cavidade, tanto na estratégia em rampa quanto na interpolação helicoidal. Isso explica o desempenho ligeiramente superior da estratégia de interpolação helicoidal quando comparada à estratégia em rampa. Também é possível se observar na figura 4.19C que o deslocamento axial da ferramenta influi na potência consumida pela mesma. Comparando pontos do gráfico em que a ferramenta trabalhou com uma mesma profundidade de corte podemos observar que, no ponto em que ela está se deslocando axialmente, a potência consumida é ligeiramente superior ao ponto em que ela se desloca somente nos eixos "x" e "y". Também podemos confirmar que, no momento em que a ferramenta usinava os cantos das cavidades, a força de usinagem apresentava um aumento considerável em função do aumento do atrito e do comprimento de contato entre ela e a peça.

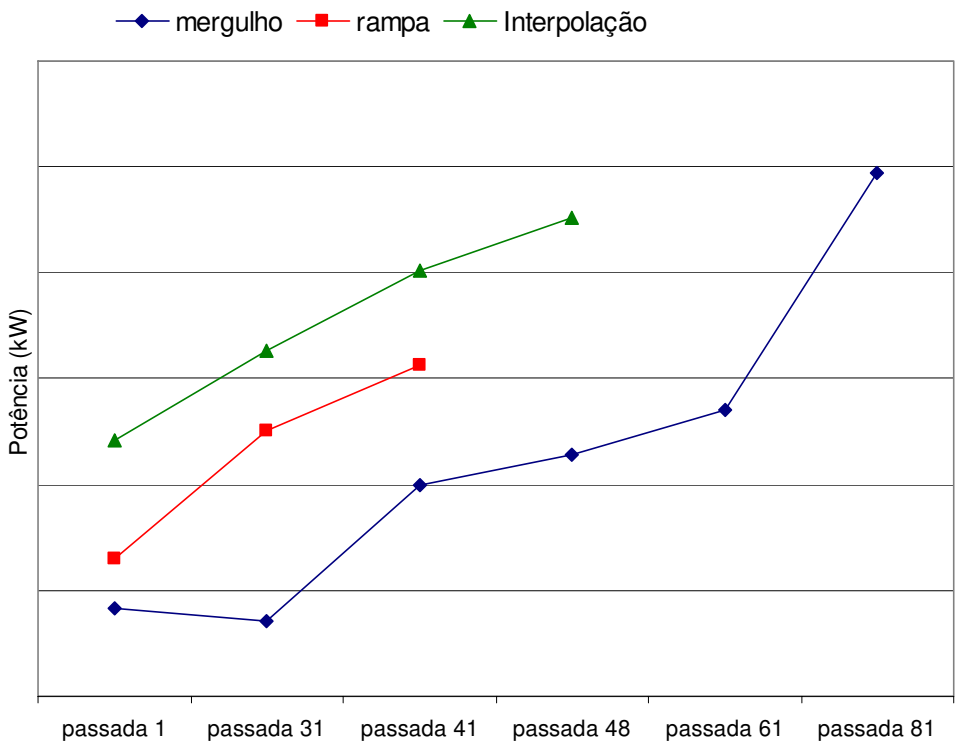


Fig 4.20 – Potência média consumida na operação

A figura 4.20 mostra a evolução do valor médio de potência consumida durante os ensaios utilizando-se v_c de 335m/min. Podemos observar que a estratégia de mergulho apresentou o menor consumo de potência dentre as estratégias testadas. Este é mais um fator que explica o melhor desempenho destra estratégia, pois um menor consumo de potência significa também uma menor geração de calor e, conseqüentemente, choques térmicos menos intensos atingindo a aresta de corte. Como o gráfico foi feito para uma velocidade de corte constante pode-se afirmar que o mesmo representa também a evolução do valor médio da força de corte durante a operação. Assim, a força de corte média exercida pela ferramenta durante a utilização da estratégia de interpolação helicoidal foi maior do que nas outras estratégias em todas as fases da vida da ferramenta. Isto pode ser explicado pelo fato de que, durante a utilização desta estratégia, quando a ferramenta usinava os cantos da cavidade, a profundidade de corte era sempre de 4,5mm. Como já exposto este era um dos momentos mais críticos da operação, pois o atrito e o comprimento de contato entre ferramenta e peça eram elevados.

Assim, temos que a estratégia de mergulho apresentou uma maior vida da ferramenta, menores tempos de corte e um menor consumo de potência, o que torna a sua utilização vantajosa em relação às demais estratégias em todos os aspectos analisados neste trabalho. A ferramenta GC 1025 ISO P15 se mostrou muito superior a GC 4030 ISO P25 por apresentar uma vida consideravelmente maior para as mesmas condições analisadas. A velocidade de corte de 335m/min se mostrou mais eficiente porque apresentou uma relação entre o tempo de corte e a vida da ferramenta mais econômica, mas isso só pode ser afirmado quando o volume de material a ser removido é grande, pois nesta situação, se utilizarmos a v_c de 400m/min o tempo de troca e o custo das ferramentas tornarão o processo muito dispendioso.

Capítulo 5

Conclusões e sugestões para trabalhos futuros

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

1. Para as ferramentas utilizadas nos ensaios, a resistência ao desgaste das ferramentas GC 1025 é uma propriedade mais importante que a tenacidade das ferramentas GC 4030, devido às condições de corte utilizadas, principalmente a velocidade de corte;

2. A micro-geometria mais afiada (L) da ferramenta GC 1025 gerou um desempenho superior à geometria mais negativa (M) da ferramenta GC 4030, devido à redução da deformação do cavaco e, conseqüentemente, dos esforços e da temperatura de corte;

3. A movimentação feita pela ferramenta no eixo "z" é a principal responsável pela redução de vida da mesma, sendo que, quanto maior esta movimentação maior será o desgaste da ferramenta. Em função disto, os maiores valores de vida foram obtidos durante a utilização da estratégia de mergulho, já que nesta estratégia o tempo em que a ferramenta se desloca no eixo 'z' é menor do que nas outras estratégias;

4. A estratégia de mergulho apresenta os menores tempos para remoção de uma determinada quantidade de material quando comparada às demais. Isto porque, com esta estratégia, o comprimento de corte é menor, se mantidas as mesmas condições de corte. O tempo

5. de corte é uma desvantagem da estratégia de interpolação helicoidal, quando esta é utilizada para a abertura de cavidades não circulares, devido ao aumento da trajetória de corte;

6. A estratégia de abertura utilizada não influencia o tipo de desgaste ou avaria apresentado pela ferramenta, porém interfere no seu surgimento e na sua evolução. O tipo de desgaste ou avaria que a ferramenta sofre durante o processo depende das propriedades do material da ferramenta, assim como da sua micro-geometria;

7. Nos momentos em que a ferramenta avança axialmente, a potência atinge valores mais elevados devido ao contato simultâneo das arestas de corte de ambos os insertos com a peça. A usinagem dos cantos da cavidade também provoca um aumento considerável da potência consumida devido ao aumento do contato entre a ferramenta e a peça. O consumo médio de potência durante a abertura de cavidades é menor quando a estratégia utilizada é a de mergulho e o aumento da vc não causou uma mudança na forma como a potência de corte se comportou durante os ensaios.

8. A melhor maneira de se abrir cavidades em matrizes de aço com propriedades semelhantes as do aço AISI P20 com dureza de 30 RHC, é através da utilização da estratégia de mergulho, com ferramenta ISO P15 com tripla camada de cobertura, e com velocidades de corte na faixa de 335 m/min, contrariando as recomendações do fabricante das ferramentas. A utilização de velocidades maiores deve ser feita quando a quantidade de material a ser removido for pequena o suficiente para que não se utilize mais que duas vidas de ferramenta, pois nestas condições o tempo de troca da ferramenta e o custo das ferramentas não prejudicarão o processo.

A partir do estudo realizado neste trabalho e das conclusões obtidas, podem-se sugerir os seguintes temas para a realização de trabalhos futuros:

1. Estudar a influência da micro-geometria da aresta de corte na vida da mesma em operações onde seu fim de vida seja determinado por avarias como o lascamento;

2. Analisar o desempenho de ferramentas de cermets nas mesmas condições testadas neste trabalho;

3. Analisar o desempenho de ferramentas com cobertura de TiNAl;

4. Comparar diferentes estratégias em termos de vida de ferramenta, acabamento da superfície usinada e uniformidade do sobremetal deixado em operações de fresamento de semi-acabamento;

5. Estudar a dispersão da vida da ferramenta em operações de fresamento em desbaste em matrizes e encontrar meios para diminuí-la.

Referências Bibliográficas

ALTAN,T., LILLY, B. e YEN, Y. C., *Manufacturing of Dies and Moulds*, Annals of the CIRP, vol.50, p. 405-423, 2001.

ARMITAGE, J. B. e SCHIMIDT, A. O., *Experimental measurement of cutting forces and speeds*, Part II, Tool Eng., n. 27, p.50, 1951.

BOUZAKIS, K. D., MICHAILIDIS, N., VIDAKIS, N., EFSTATHIOU, K., KOMBOGIANNIS e S., ERKENS, G., *Interpretation of PVD Coated Wear Phenomena in Turning*, Annals of the CIRP, vol. 49, p. 65-68, 2000.

BOUZAKIS, K. D., MICHAILIDIS, N., SKORDARIS, G., KOMBOGIANNIS, S., HADJIYIANNIS, S., EFSTATHIOU, K. ERKENS, G., RAMBADT, S. e WIRTH, I., *Effect of the Cutting Edge Radius and its Manufacturing Procedure on the Milling Performance of PVD Coated cemented Carbide Inserts*, Annals of the CIRP, vol. 51, p. 61-64, 2002.

BUDAK, E., *Improving productivity and part quality in milling of titanium based impellers by chatter suppression and force control*, Annals of the CIRP, vol. 49, p. 31-36, 2000.

CALDEIRANI FILHO, J., *Estudo e monitoramento do processo de fresamento frontal com fresas de insertos intercambiáveis*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Unicamp, 1998, 147 p. Tese (Doutorado).

CHIAVERINI, V., Aços e Ferros Fundidos, 6ª ed., São Paulo, Associação Brasileira do Metais Editora, 1990.

CHRISTMAN, A., *Moldmaker's catch 22*, Moldmaking Technology, march, p.19, 2001

CONSTANTINIDES, N. e BENNET, S., *An investigation of methods for the online estimation of tool wear,* International Journal of Machine and Manufacture, vol. 27, p.25-237, 1987.

D'ERRICO, G. E., GUGLIELMI, E. e RUTELLI, G., *A Study of Coatings for End Mills in High Speed Metal Cutting,* Journal of Materials and Processing Technology n. 92-93, p. 251-256,1999.

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

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

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

DIEI, E. N. e DORNFELD, D. A., *Acoustic emission from the face milling process: the effects of process variables*, Journal Eng. Ind. Trans. ASME, n.109, p.92-99, 1987.

DIEI, E. N. e DORNFELD, D. A., *Acoustic emission sensing of tool wear in face milling*, Journal Eng. Ind. Trans. ASME, n.109, p.234-240, 1987.

DINIZ, A. E., *A rugosidade superficial da peça em processo de torneamento: critério de fim de vida e fatores de influência,* Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Unicamp, 1989, 152 p. Tese (Doutorado).

DINIZ, A. E., Notas de Aula da Disciplina "Monitoramento dos Processos de Usinagem", Faculdade de Engenharia Mecânica, Unicamp, 1994.

DINIZ, A. E. e BONIFÁCIO, M. E. R., Correlating tool wear, tool life, surface roughness and tool vibration in finish turning with coated carbide tools, Wear, vol. 173, p. 137-144, 1994.

DINIZ, A. E. e COSTA, C. E., *A Corrente elétrica do motor da máquina mostra o fim de vida da ferramenta*. Máquinas & Metais, n.354, p.41-52, 1995.

DINIZ, A. E. e CALDEIRANI FILHO, J., *Influence of the Positions of Tool and Workpiece on Tool Life, Tool Wear and Surface Finish in the Face Milling process*, Wear n. 232, p. 67-75, 1999.

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

DORNFELD, D. A., *Monitoring of the cutting process by means os AE sensor*. Procedings of the 3rd International Machine Tool Engineering Conference, 1988.

DROZDA, T. J., *Milling: A Selection from the Tool and Manufacturing Engineers Handbook*, USA, SME, Dearborn, Michigan, 1988

FANG, N. e JAWAHIR, I. S., *An Analytical Predictive Model and Experimental Validation for Machining with Grooved Tools Incorporating the Effects of Strains, Strain-Rates, and Temperatures*, Annals of the CIRP, vol. 50, p. 83-86, 2002.

FALLBOHMER, P., ALTAN, T., TONSHOFF, H. K. e NAKAGAWA, T., *Survey of the die and mould manufacturing industry*, Journal of Materials Processing Technology, n.59, p. 158-168, 1996.

FERRARESI, D., *Fundamentos da Usinagem dos metais.* São Paulo: Editora Edgar Blucher Ltda, 1981.

FERRARESI, D., *Usinagem dos metais: furação, alargamento, fresamento e processos não convencionais.* São Paulo: ABM, 1973.

FINZER, T., *The HSC Technology, Seminário "Altíssima Velocidade de Corte"*, Universidade Estadual de Campinas, 1997.

GOULD L., *Sensing tool and drive element conditions in machine tools*, Sensor, p.5–13, 1988.

HOLLECK, H. e SCHIER, V., Multilayer PVD Coatings for Wear Protection, Surface & Coatings Technology, n.76-77, p. 328-336, 1995.

KEGG, R. L., *On-line machine and process diagnostics*, Annals of the CIRP, v.32, p. 479-481, 1984.

LECALVEZ, et al., *Rough Milling Characterization and Optimization of Steels for Plastic Injection Moulds*, presented at the CIRP Workshop on Machining of Dies and Moulds, Paris, France, 2001.

LEE, J. M., CHOI, D.K., KIM, J. e CHU, C.N., *Real time tool breakage monitoring for NC milling process*. Annals of the CIRP, v.44, p. 59-62, 1995.

LI, H. Z., LIU, K. e LI, X. P., *A new method for determining the undeformed chip thickness in milling*, Journal of Materials Processing Technology, n.113, p. 378-384, 2001.

LIN, S. C. e YANG, R. G.,*Force-based model for toolwear monitoring in face milling*, Int. Journal of Machine Tools and Manufacture, n.35, p. 1201-1211, 1995.

LIN, S. C. e LIN, R. J., *Tool wear monitoring in face milling using force signals*, Wear, n. 198, p. 136-142, 1996.

MACHADO, A. R. e WALLBANK, J., *The effect of extremely low lubricant volumes in machining*, Wear, n. 210, p. 76-82, 1997.

MANNAN, M. A. e BROMS, S., *Monitoring and adaptive control of cutting process by means of motor power and current measurements*. Annals of the CIRP, v.38, p.347-350, 1989.

MCGEE, F. J., *High speed Machining – study: methods for aluminium workpieces, Am. Machinist*, p. 121-126, 1979.

MICHELETTI, G.F., KOENIG W. e VICTOR H.R., *In process tool wear sensors for cutting operations,* Annals of the CIRP n.24, p. 349-354, 1975.

NAKAGAWA, T., *Advances in Prototype and Low Volume Sheet Forming and Tooling, Journal of Materials Processing Technology*, n. 98, p. 244-250, 2000.

NEUGEBAUER, R., STOLL, A. e SCHENEEWEISS, M., *New Production Systems for Die Making*, ZWF, vol. 95, p.612, 2000.

PISCOPO, S., *Cut the Chatter – Tooling Tips to Eliminate Vibration in Cavity Milling*, Moldmaking Technology, april, p.23, 2001.

PIRES, J.R., *Metodologia para minimizar o desperdício de pastilhas de metal duro em operações de torneamento na indústria não automatizada,* Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Unicamp, 1997, 79p. Tese (Mestrado).

PRICKET, P. W. e JOHNS C., *An overview of approaches to end milling tool monitoring*, Int Journal of Machine Tools and Manufacture, n.39, p. 105-122, 1999.

RAHMAN, M., KUMAR, A. S. e CHOUDHURY, M. R., *Identification of Effective Zones for High Pressure Coolant in Milling*, Annals of the CIRP, vol.49, p.47-52, 2000.

ROSA, A. B., *Comparação da performance de fresas de topo de metal duro e coronite no fresamento de aço 1045,* Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Unicamp, 1999, 134p. Tese (Mestrado).

SANDVIK COROMANT, *Application Guide: Die and Mould Making*, 1999.

SANDVIK COROMANT, *Novas Ferramentas, Suplemento de Catálogo de Ferramentas para Torneamento e Rotativas*, 2000.

SANDVIK COROMANT, *Catálogo de Ferramentas Rotativas*, 2001.

SCHIMITT, T., *High Speed Milling Machines, Seminário "Usinagem com Altíssima Velocidade de Corte",* Universidade Metodista de Piracicaba, 1996.

SCHUETT, T. J., *Advanced Controls for High Speed Milling*, SME "High Speed Machining" Conference, Chicago, Illinois, 1996.

SHAW, M. C., *Metal Cutting Principles*, USA, Claredon Press, Oxford, New York, 1984

SREEJITH, P. S. e, NGOI, B. K. A., *Dry Machining: Machining of the Future*, Journal of Materials Processing Technology, n. 101, p. 287-291, 2000.

SUTHERLAND, J. W., KULUR, V. N. e KING, N.C., *An investigation of air quality in wet and dry turning,* Annals of the CIRP, n.49, p. 61-64, 2000.

TLUSTY, J. e TARNG, Y. S., *Sensing cutter breakage in milling,* Annals of the CIRP, vol.37(1), p.45-51. 1988.

TRENT, E. M., *Metal Cutting*, 3a. Ed., Butterworts, London, p. 31-48, 1991.

UEDA, T., HOSOKAWA, A., ODA, K. e YAMADA, K., *Temperature on Flank Face of Cutting Tool in High Speed Milling*, Annals of the CIRP, vol.50, p. 37-40, 2001.

URBANSKI, J. P., P. KOSHY, P., DEWES, R. C. e ASPINWALL, D. K., *High speed machining of moulds and dies for net shape manufacture,* Materials and Design, n.21, p. 395-402, 2000.

VIEIRA, J.M., MACHADO, A.R. e EZUGWU, E. O., *Performance of Cutting Fluids During Face Milling of Steels*, Journal of Materials Processing Technology, n. 116, p. 244-251, 2001.

ZHANG, D. DAI, S., HAN, Y. e CHEN, D., *On-line monitoring of tool breakage using spindle current in milling,* 1st Asian-Pacific and 2nd Japan-China Internation Conference Progress Of Cutting and Grinding, Shangai, China, p. 270-276, 1994.