

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

Otimização do Fresamento do Aço Inoxidável Aeronáutico 15-5 PH

Autor: Daniel Fernando M. Krabbe
Orientador: Anselmo Eduardo Diniz

78/2006

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

Otimização do Fresamento do Aço Inoxidável Aeronáutico 15-5 PH

Autor: Daniel Fernando M. Krabbe

Orientador: Anselmo Eduardo Diniz

Curso: Engenharia Mecânica

Área de Concentração: Engenharia de Fabricação

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

Campinas, 2006

S.P. - Brasil

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

K851o Krabbe, Daniel Fernando Moreira
 Otimização do fresamento do aço inoxidável
 aeronáutico 15-5 PH / Daniel Fernando Moreira Krabbe.
 --Campinas, SP: [s.n.], 2006.

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

 1. Fresamento. 2. Aço inoxidável. 3. Desgaste
 mecânico. 4. Ferramentas para cortar metais. I. Diniz,
 Anselmo Eduardo. II. Universidade Estadual de
 Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III.
 Título.

Titulo em Inglês: 15-5 PH stainless steel roughing milling process.

Palavras-chave em Inglês: Milling, Tool life, End Mill, Diameter.

Área de concentração: Engenharia de fabricação

Titulação: Mestre em Engenharia Mecânica

Banca examinadora: Oswaldo Luiz Agostinho, Jefferson de Oliveira Gomes.

Data da defesa: 21/07/2006

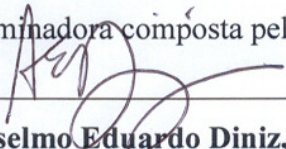
UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO ACADEMICO

Otimização do Fresamento do Aço Inoxidável
Aeronáutico 15-5 PH

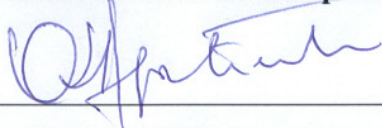
Autor: Daniel Fernando Moreira Krabbe
Orientador: Anselmo Eduardo Diniz

A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Dissertação



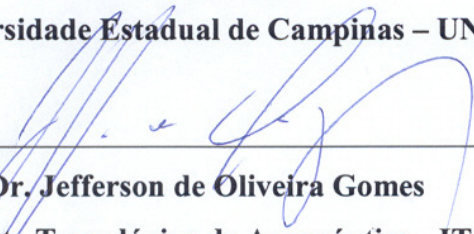
Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz, Presidente

Universidade Estadual de Campinas – UNICAMP



Prof. Dr. Oswaldo Luiz Agostinho

Universidade Estadual de Campinas – UNICAMP



Prof. Dr. Jefferson de Oliveira Gomes

Instituto Tecnológico de Aeronáutica - ITA

Campinas, 21 de julho de 2006

Dedicatória

Dedico este trabalho aos meus pais, Oscar e Wilma que sempre me incentivaram e me apoiaram em quaisquer das minhas escolhas, sendo elas pessoais, profissionais ou acadêmicas.

À minha querida esposa Mônica, que compartilhou deste trabalho em todos os momentos, sempre me estimulando e apoiando, fazendo com que a conclusão deste fosse possível.

A todos os amigos e demais familiares que de forma positiva e amigável me mostraram o caminho correto a seguir.

Agradecimentos

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

Primeiramente, ao professor Dr. Anselmo Eduardo Diniz pela enorme capacidade de orientação, fundamentos teóricos e aplicação para realização conjunta desta pesquisa.

Aos alunos, docentes, técnicos e secretárias do Departamento de Engenharia da Fabricação da Faculdade de Engenharia Mecânica, que sempre que solicitados, estiveram prontamente dispostos a me ajudar.

A empresa Kennametal, na pessoa do Engenheiro de Aplicações Túlio Rocha Araújo pelo fornecimento dos portas-ferramentas e ferramentas de corte.

A empresa Blaser Swisslube, na pessoa do Gerente Nacional de Vendas, o Engenheiro Sérgio Papaleo pelo fornecimento do fluido de corte.

A empresa Embraer, nas pessoas dos amigos e profissionais Astor, José Celso Rocha, Maurisérgio, Paulo Pires e Eduardo de Jesus que não só viabilizaram perante a empresa este estudo como também apoiaram para que o mesmo fosse finalizado com sucesso.

“Aprender e se aprimorar é estar vivo!”

Resumo

KRABBE, Daniel F. M., *A usinagem da liga de aço inox aeronáutico na máxima remoção de material por vida da ferramenta*, Campinas,: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2006. 90 p. Dissertação (Mestrado).

No processo de desbaste, a máxima taxa de material removido por unidade de tempo ($\text{cm}^3 \times \text{min}$), dentro do intervalo de máxima eficiência, é o foco principal para as mais diversas empresas de usinagem. Afirmando este conceito, procurou-se neste trabalho obter para dois diferentes diâmetros de fresas inteiriças de metal duro, a máxima vida de ferramenta por volume removido de material, na usinagem da liga de aço inoxidável endurecível por precipitação 15-5 PH. As variáveis deste estudo foram os diâmetros da ferramenta (16 e 20 mm), a profundidade de corte “ a_p ” (5 a 16 mm), a profundidade radial de corte “ a_e ” (33%D e 77%D) a velocidade de corte “ v_c ” (80 e 100 m/min). Mantiveram-se constantes o número de dentes da fresa, a classe do metal duro e revestimento, a espessura média de cavaco, o fluido de corte e a taxa de remoção de material para cada profundidade radial de corte. Os parâmetros de avaliação foram o desgaste de flanco “ v_b ” da aresta principal de corte, a potência consumida e o comprimento de corte fresado por vida da ferramenta. Os resultados demonstram que a fresa de menor diâmetro (16 mm) apresentou sempre uma maior vida de ferramenta para a mesma taxa de remoção de material quando comparada à fresa de maior diâmetro (20 mm). Demonstram também que para a menor condição de profundidade radial de corte estudada a uma profundidade axial de corte elevada (baixo “ a_e ” alto “ a_p ”), a vida da ferramenta é superior quando comparada à mesma condição de taxa de remoção de material, porém com profundidade radial alta (alto “ a_e ” e baixo “ a_p ”).

Palavras Chave

- fresamento, vida da ferramenta, aços inoxidáveis, desbaste, diâmetro da fresa

Abstract

KRABBE, Daniel F. M., *The maximum milling removal rate in the aerospace stainless steel per tool life*, Campinas,: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2006. 90 p. Dissertação (Mestrado).

In the roughing machining process, the maximum removal rate ($\text{cm}^3 \times \text{min}^{-1}$) inside of the maximum efficiency interval, is the main target of the most different machining shops. Based in this concept, the target of these experiments was to find for two different end mill diameters in the milling process, the maximum removal rate per tool life in the 15-5 precipitation hardening stainless steel alloy. The input variables of these experiments were the end mill diameter (16 and 20 mm), the depth of the cut “ a_p ” (from 5 to 16 mm), the radial depth of cut “ a_e ” (33%D and 77%D) the cutting speed “ v_c ” (80 and 100 m/min). The end mill number of teeth, the solid carbide and surface coating characteristics, the average chip thickness, the cutting fluid and the removal rate for each radial depth of cut were kept constants. The evaluation parameters were the wear on the main cutting edge, the spindle power and the work piece machined length. The analysis of results showed that for a smaller end mill diameter (16 mm) always a longer tool life was reached for the same removal volume rate when compared with the end mill with larger diameter (20 mm). It also shows that for a smaller radial depth of cut and big depth of cut (small “ a_e ” large “ a_p ”), the tool life is higher than when compared with the same removal rate condition, however with larger radial depth of cut and smaller depth of cut (big “ a_e ” small “ a_p ”).

Key words

- milling, tool life, stainless steel, rough operations, end mill diameter

Sumário

Lista de Figuras	V
Lista de Tabelas	X
Lista de Equações	Xi
Nomenclatura	Xii
1. Introdução	1
2. Revisão Bibliográfica	3
2.1 Aços Inoxidáveis	3
2.1.1 Aços Inoxidáveis Ferríticos	5
2.1.2 Aços Inoxidáveis Martensíticos	5
2.1.3 Aços Inoxidáveis Austeníticos:	6
2.1.4 Aços Inoxidáveis Duplex	7
2.1.5 Aços Inoxidáveis Endurecíveis por Precipitação (PH):	8
2.1.5.1 Endurecimento por Precipitação:	8
2.1.5.2 Classes de Tratamento, Tempo o e Respectivas Durezas	10
2.1.5.3 Principais Aços Inoxidáveis tipo PH Utilizados em Aplicações Aeronáuticas	12
2.2 Usinabilidade dos Aços Inoxidáveis	14
2.2.1 Fatores que Influenciam na Usinabilidade dos Aços Inoxidáveis	16
2.1.1.1 Formação de Aresta Postiça	16

2.2.1.2 Condutividade Térmica	17
2.2.1.3 Efeito do Fluido de Corte	18
2.2.1.4 Velocidade de Corte	21
2.2.1.5 Dureza do Material e Endurecimento por Tensão da Superfície Usinada	21
2.2.1.6 Formação de Rebarbas	22
2.2.1.7 Material e Cobertura da Ferramenta	23
2.3 Fresamento	24
2.3.1 Generalidades	24
2.3.2 Movimentos entre Peça e a Aresta Cortante	25
2.3.3 Velocidades	25
2.3.4. Geometria da Cunha Cortante no Fresamento	26
2.3.5 Tipos Fundamentais de Fresamento	28
2.3.6. Considerações sobre o Posicionamento da Fresa em Relação ao Corte	33
2.3.7 Variação da Taxa de Avanço	39
2.3.8 Espessura de Cavaco	40
2.3.9 Cálculo da Potência de Corte	43
2.4 Revestimentos de Ferramentas	44
2.5 Desgastes e Avarias na Operação de Fresamento	46
2.5.1 Mecanismos Causadores do Desgaste na Ferramenta	47
2.5.2 Desgastes e Avarias da Ferramenta de Corte	49
3. Procedimentos Experimentais	54
3.1 Materiais e Equipamentos	54
3.2 Método para Execução dos Ensaios	58

3.3 Planejamento Experimental	60
3.3.1 Ensaio 1	60
3.3.1.1 Resultados Obtidos para o Ensaio 1 com Relação à Vida da Ferramenta em Comprimento Usinado, Volume Removido e Vida em Minutos	62
3.3.1.2 Resultados Obtidos para o Ensaio 1 com Relação à Potência Consumida no Eixo Árvore do Centro de Usinagem	66
3.3.1.3 Resultados Obtidos para o Ensaio 1 com Relação aos Desgastes ou Avarias sobre a Superfície de Folga da Ferramenta	69
3.3.2 Ensaio 2	72
3.3.2.1 Resultados Obtidos para o Ensaio 2 com Relação à vida da Ferramenta em Comprimento Usinado, Volume Removido e Vida em Minutos	73
3.3.2.2 Resultados Obtidos para o Ensaio 2 com Relação à Potência Consumida no Eixo Árvore do Centro de Usinagem	76
3.3.2.3 Resultados Obtidos para o Ensaio 2 com Relação aos Desgastes ou Avarias sobre a Superfície de Folga da Ferramenta	79
3.3.3 Ensaio 3	80
3.3.3.1 Resultados Obtidos para o Ensaio 3 com Relação à Vida da Ferramenta em Volume Removido e Vida em Minutos	80
3.3.3.2 Resultados Obtidos para o Ensaio 3 com Relação à Potência Consumida no Eixo Árvore do Centro de Usinagem	82
3.3.3.3 Resultados Obtidos para o Ensaio 2 Com Relação aos Desgastes ou Avarias Sobre a Superfície de Folga da Ferramenta	83
4. Resultados e Discussões	84
4.1 Para o Ensaio 1	84

4.2 Para o Ensaio 2	87
4.2.1 Vida de Ferramenta em Volume Removido	87
4.3 Para o Ensaio 3	89
5. Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros	90
Referências Bibliográficas	93

Lista de Figuras

2.1 – Diagrama de Schaeffler para determinação da estrutura dos aços inoxidáveis	4
2.2 – Material aquecido à temperatura de solubilização da fase cristalina α	9
2.3 – Material resfriado bruscamente, permanecendo com a mesma estrutura cristalina de quando aquecido	9
2.4 – Aquecimento do material a uma temperatura cuidadosamente selecionada	10
2.5 – Curva tensão deformação para várias condições de tratamento de precipitação em uma barra de 15-5 PH	12
2.6 – Peças estruturais do conjunto pilone	14
2.7 – Comparativo entre os coeficientes de dilatação térmica entre as classes de aços inoxidável e o aço liga 4340	18
2.8 - Representação genérica da variação da temperatura na zona de corte ao início e final do corte para uma usinagem com e sem fluido de corte	19
2.9 – Representação esquemática do ensaio com parâmetros fundamentados no fresamento e valores de temperatura medidos para a velocidade de corte de 100 m/min com taxa de avanço de 0,1mm/revolução	20
2.10 - Vida da ferramenta para a velocidade de 100 m/min sob diversas condições de refrigeração / lubrificação e duas classes de metal duro	21
2.11 – Comparação do comprimento natural de contato para ferramenta com e sem revestimento para o torneamento. Material aço inoxidável AISI 304 (austenítico): velocidade de corte = 180 m/min, $a_p = 1$ mm	24

2.12 – Movimento instantâneo do ponto de referência no momento do corte	25
2.13 – Plano de trabalho contendo as componentes de velocidade para o fresamento	26
2.14 – Superfícies, arestas e ponta de corte de uma fresa	28
2.15 -Fresamento tangencial com sentido de movimento concordante	29
2.16 – Representação gráfica da seção transversal do cavaco	29
2.17 -Fresamento tangencial com sentido de movimento discordante	30
2.18 – Fresamento frontal simétrico de rasgo e fresamento frontal simétrico comum	32
2.19 - Fresamento com espessura de cavaco crescente e fresamento com espessura de cavaco decrescente	32
2.20 - Perfil teórico e real do cavaco não-deformado	33
2.21 – Representação gráfica das direções das forças radiais nos cortes simétricos e assimétricos	34
2.22 – Posicionamento do centro da fresa relativo ao modo de saída do dente no corte	35
2.23 – Fresamento frontal assimétrico mostrando a dimensão “J”	36
2.24 – Posicionamento de entrada no corte quando a_e é superior a $\frac{1}{2} D$ e inferior a $\frac{1}{2} D$ respectivamente	37
2.25 – Ângulo de posição entre fresa e peça	37
2.26 – Geometria das fresas frontais com pastilhas intercambiáveis	38
2.27 – Uma das páginas de configuração do recurso “OptiPath” do software de simulação Vericut	40
2.28 – Espessura máxima do cavaco igual ao avanço por dente e espessura máxima do cavaco inferior ao avanço por dente	41
2.29 – Parâmetros envolvidos no cálculo da espessura média do cavaco	42
2.30 – Representação gráfica da força tangencial de corte	44
2.31 – Representação gráfica do desgaste frontal ou de flanco em insertos	50

2.32 – Representação gráfica do desgaste de cratera em insertos	51
2.33 – Representação gráfica do desgaste de cratera em insertos	51
2.34 – Microlascamentos na aresta de corte em insertos	52
2.35 – Representação gráfica das trincas de origem térmica em insertos	52
3.1 – Corpo de Prova fixado por três grampos sobre a mesa da máquina	55
3.2 – Centro de usinagem vertical 3 eixos marca Mori Seiki	55
3.3 – Fresa inteiriça de metal duro, 4 lâminas, utilizada nos ensaios	56
3.4 – Mandril de fixação hidráulica da ferramenta	56
3.5 – Tela de interface do software LabView	57
3.6 – Sistema de medição de desgaste utilizado nos ensaios	58
3.7 – Entrada com a ferramenta de sacrifício em rasgo e primeiro passe de usinagem da fresa de para um a_e de 0.7D	58
3.8 – Método para redução das taxas de avanço	59
3.9 – Espessura média de cavaco “ h_m ” idêntica para as duas situações de “ a_e ”	61
3.10 – Vida da ferramenta em comprimento usinado para os diâmetros 16 mm e 20 mm nas duas condições de “ a_e ” propostos	63
3.11 – Gráfico do volume removido por vida da ferramenta para 2 diâmetros e 2 “ a_e ” s	64
3.12 – Gráfico da vida da ferramenta em minutos para 2 diâmetros e 2 “ a_e ” s	65
3.13 – Gráfico comparativo entre a potência consumida para os diâmetro de 16 e 20 mm na mesma condição de a_e igual a 77%D	66
3.14 - Gráfico comparativo entre a potência consumida para os diâmetro de 16 e 20 mm na mesma condição de a_e igual a 33%D	67
3.15 - Gráfico comparativo entre a potência consumida para o diâmetro de 16 mm na condição de a_e igual a 77%D, no início e fim de vida de ferramenta	68
3.16 – Gráfico do comportamento do desgaste de flanco para as fresas de diâmetro 16 e	69

20mm nas condições de a_e iguais a 77%D e a 33%D

3.17 – Condições observadas para a fresa de diâmetro 16 mm, a_e 77%D após 13 metros de comprimento usinado 70

3.18 – Condições observadas para a fresa de diâmetro 16 mm, a_e 77%D após 18,3 metros de comprimento usinado 71

3.19 – Representação gráfica da variação da profundidade de corte " a_p ", da profundidade radial " a_e " em função do volume de material removido 73

3.20 – Gráfico da vida da ferramenta em comprimento usinado (metros) para o diâmetro 16 mm nas condições de a_e igual a 77%D e a_e igual a 33%D 73

3.21 – Gráfico da vida da ferramenta em volume usinado (cm^3/min) para o diâmetro 16mm nas condições de a_e igual a 77%D e a_e igual a 33%D 74

3.22 – Gráfico da vida da ferramenta em minutos para o diâmetro 16mm nas condições de a_e igual a 77%D e a_e igual a 33%D 75

3.23 – Gráfico comparativo de potência consumida para as duas situações de a_e 76

3.24 – Gráfico comparativo de potência consumida para o a_e de 77%D no início e fim de vida da ferramenta. 77

3.25 – Gráfico comparativo de potência consumida para o a_e de 33%D no início e fim de vida da ferramenta 77

3.26 – Gráfico do comportamento do desgaste de flanco para a fresa de diâmetro 16 nas condições de a_e iguais a 77%D e a 33%D na mesma taxa de remoção de volume de material 78

3.27 – Gráfico do volume removido (cm^3) máximos por vida da ferramenta para 2 velocidades de corte 80

3.28 – Gráfico comparativo da vida da ferramenta em minutos para 2 velocidades de corte 80

3.29 – Gráfico comparativo de potência consumida para as duas velocidade de corte 81

3.30 – Gráfico do comportamento do desgaste de flanco para a fresa de diâmetro 16 nas condições de a_e iguais a 77%D e a 33%D na mesma taxa de remoção de volume de material 82

4.1 – Maior superfície de contato para uma mesma relação de “ a_e ” versus diâmetro da fresa	83
4.2 – Aresta de corte completa e ponto de localização que determinou o fim de vida da ferramenta	84
4.3 – Detalhe ampliado no M.E.V do ponto de maior desgaste na ferramenta e localização dos pontos em que se fez análise E.D.S	85
4.4 – Foto da aresta de corte para a fresa de diâmetro 16 mm e a_e 77%D	87
4.5 – Foto da aresta de corte para a fresa de diâmetro 16 mm e a_e 33%D	87

Lista de Tabelas

2.1 – Condições de endurecimento por precipitação	10
2.2 - Mínima dureza após endurecimento por precipitação	11
2.3 – Características de usinabilidade dos diversos tipos de aços inoxidáveis	15
3.1 - Condições utilizadas no ensaio 1	61
3.2 - Condições utilizadas no ensaio 2	72
3.3 - Condições utilizadas no ensaio 3	79
4.1 – Tabela qualitativa dos elementos de liga encontrados para cada ponto observado na figura 4.2	85

Lista de Equações

2.1 – Cálculo da espessura média de cavaco “ h_m ” não deformado	42
2.2 – Equação simplificada para cálculo da espessura média de cavaco “ h_m ” no fresamento tangencial	43
2.3 – Cálculo da potência de corte no fresamento	44
3.1 – Cálculo da taxa de remoção de material por unidade de tempo no fresamento	62

Nomenclatura

Letras Latinas

a_e – profundidade radial de corte	[mm]
a_p – profundidade de corte	[mm]
D – diâmetro da fresa	[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]
f_z – avanço por dente	[mm]
$h_{máx}$ – espessura máxima do cavaco	[mm]
h_m – espessura média do cavaco não-deformado	[mm]
j – posição da ferramenta em relação à peça	[mm]
K_c – força específica de corte	[N/mm ²]
K_{sm} – pressão específica de corte média	[N/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]
t_c – tempo de corte	[s]
U – passo da ferramenta	[graus]
v_b – desgaste de flanco	[mm]
v_c – velocidade de corte	[m/min]
v_{ef} – velocidade efetiva de corte	[m/min]
v_f – velocidade de avanço	[mm/min]
Z – número de dentes da ferramenta	

Letras Gregas

ϕ – ângulo de contato do dente com a peça	[radianos]
χ_r – ângulo de posição	[graus]

Abreviações

Al ₂ O ₃ – Óxido de Alumínio
BN – Nitreto de Boro
CAM - Computer Aided Manufacturing
CVD - Chemical Vapor Deposition
MQL – Mínima Quantidade de Lubrificante
PVD – Physical Vapor Deposition
SiC – Carboneto de Silício
TiAlCN – Carbonitreto de Titânio/Alumínio
TiAlN – Nitreto de Titânio/Alumínio
TiAlNbN – Nitreto de Titânio/Alumínio/Nióbio

TiC – Carboneto de Titânio

TiCN – Carbonitreto de Titânio

TiN – Nitreto de Titânio

TiAlN – Nitreto de Titânio/Alumínio

Capítulo 1

Introdução

O fresamento é tido hoje como uma das mais importantes operações de usinagem, devido à sua grande versatilidade e condições de oferecer uma gama enorme de formas geométricas à peça que se deseja obter. Com o advento de máquinas ferramentas cada vez mais eficientes, com possibilidades de usinagem em diversos eixos, a denominação "fresamento" tem uma conotação totalmente diferente da que era conhecida há 10 ou 20 anos atrás. Hoje a operação de fresamento pode ser mais bem conceituada como o avanço de uma ferramenta denominada fresa contra a superfície de uma peça em praticamente qualquer direção. As vantagens do fresamento podem ser descritas como alta capacidade de remoção de material, bom acabamento superficial, exatidão nas dimensões e flexibilidade em se gerar as múltiplas formas (SANDVIK COROMANT, 1994a). Esta flexibilidade está fundamentada também na versatilidade desta operação quando há necessidade de se gerar superfícies não de revolução e de diferentes formas geométricas, versatilidade esta conferida pela grande variedade de formas em que a fresa pode se apresentar (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2001a). As características geométricas de cada peça podem ser, de maneira geral, divididas em 4 tecnologias de utilização, sendo elas: a aeronáutica, a automotiva, a de moldes e matrizes e as consideradas de uso geral.

Destas tecnologias, a indústria aeronáutica é com certeza uma das que mais se beneficia desta flexibilidade do processo de fresamento para geração de seus componentes estruturais. Entretanto os requisitos geométricos destes componentes (profundidade, largura e comprimento das cavidades, raios de canto internos etc), fazem com que um dos elementos base tanto para cálculo da taxa de remoção de material, como também de sobremetal para as operações

posteriores de acabamento venha a ter influência considerável na composição de custo do processo: o diâmetro da fresa

Este trabalho aborda a operação de desbaste na usinagem da liga estrutural aeronáutica de aço inoxidável endurecível por precipitação 15-5 PH. Seu principal objetivo é identificar, dentre algumas das ferramentas recomendadas pelo fabricante para este fim, qual apresenta o melhor compromisso entre vida de ferramenta e quantidade de material removido. Outros itens como a influência da velocidade de corte e da potência consumida pelo processo deste material também serão analisados neste trabalho

No próximo capítulo (Capítulo 2, “Revisão Bibliográfica”) faz-se a introdução sobre as ligas de aços inoxidáveis, sua usinabilidade, os princípios básicos do processo de fresamento e a forma como estes princípios podem influenciar na vida da ferramenta na usinagem de componentes com características geométricas aeroespaciais.

No capítulo 3, “Procedimentos Experimentais” descrever-se-á os ensaios realizados neste trabalho, que para as condições propostas, tiveram o objetivo de obter respostas ou indicativos em relação ao que foi apresentado na revisão bibliográfica.

No capítulo 4, “Resultados e Discussões” são complementadas alguns dos resultados já observados no capítulo 3 e as hipóteses que poderiam explicar estes resultados são discutidas.

No capítulo 5, “Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros”, de acordo com o que foi apresentado neste trabalho e de outros itens não cobertos, os autores resumem as principais conclusões obtidas no trabalho e sugerem alguns temas que possam vir a complementar o conhecimento da usinabilidade do aço inoxidável endurecível por precipitação 15-5 PH

Capítulo 2

2.1) Aços Inoxidáveis

Os aços inoxidáveis são aços de alta liga tendo como principais elementos o níquel e o cromo, sendo este último com porcentagem mínima de 11% (MACHINING, 1997; STAINLESS STEEL, 1999). O cromo é um metal passivo, que forma uma fina camada de óxido (Cr_2O_3) na imediata exposição ao ar (MURRAY, 1993). Esta camada de óxido de cromo é invisível, extremamente aderente, impermeável e extremamente estável e que cobre toda a superfície do material de tal maneira que o protege (aço) dos ataques eletroquímico-físicos de corrosão em diversos ambientes corrosivos (PECNER e BERNSTEIN, 1977). A adição de cromo acima de 11 % é ainda o mais eficiente de todos os métodos de adição de elementos de liga em materiais metálicos para proteção contra a corrosão. Poucos aços inoxidáveis contêm mais do que 30 % de cromo ou menos que 50 % ferro. Outros elementos de liga, tais como o molibdênio, cobre, titânio, alumínio, silício, nióbio, nitrogênio, enxofre e selênio podem ser adicionados para acrescentar características especiais a estes aços (STAINLESS STEEL, 1999).

Apesar de se ter o cromo como elemento de liga principal, os aços inoxidáveis não constituem uma simples e bem definida liga e sim uma complexa família de ligas, divididas em cinco grupos, cada uma com sua característica de microestrutura, elementos de liga e faixa de propriedades. Diferenças de composição dentro de uma própria família podem também produzir uma variedade de ligas, direcionadas a um grande campo de aplicações (MACHINING, 1997)

Os cinco grupos nos quais os aços inoxidáveis podem ser divididos são: austenítico (mais comum), martensítico, ferrítico, endurecidos por precipitação e duplex (MURRAY, 1993; KOTECKI, 1992; STAINLESS STEEL, 1999). Quatro desses grupos são fundamentados em

suas características microestruturais (austenítico, martensítico, ferrítico e duplex), sendo o quinto, os endurecíveis por precipitação, fundamentado no tipo de tratamento utilizado mais do que na sua microestrutura. Adicionalmente, os aços inoxidáveis podem ser divididos em com e sem usinabilidade melhorada (MACHINING, 1997).

A resistência à corrosão e as propriedades mecânicas são comumente os fatores principais para escolha da classe da liga de aço inoxidável.

Para a determinação da estrutura dos aços inox, semelhantemente ao que é aplicado para algumas ligas de aços carbono, em que se calculando a porcentagem dos elementos de liga adicionados tem-se a porcentagem de carbono equivalente, para os aços inoxidáveis, estes elementos de liga adicionados irão ser avaliados, obtendo-se assim as porcentagens do cromo e níquel equivalentes (SCHAEFFLER A., 1949; Krauss, G., 1995; MAZUROVSKY et all., 2001).

Na figura 2.1, fazendo-se a intersecção dos eixos das ordenadas (níquel equivalente) *versus* os eixos das abscissas (cromo equivalente) pode-se determinar a estrutura do aço inox.

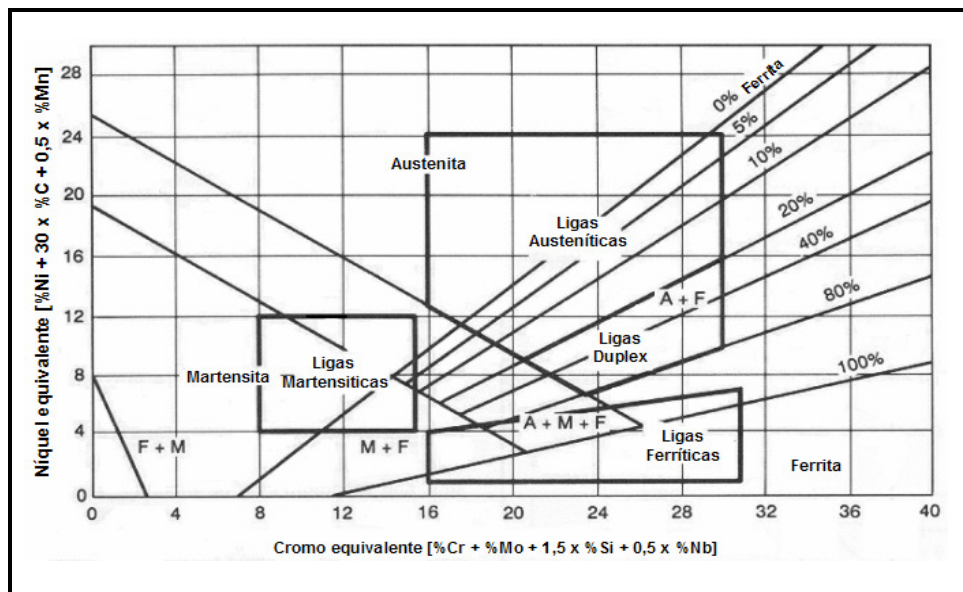


Figura 2.1 – Diagrama de Schaeffler para determinação da estrutura dos aços inoxidáveis (SCHAEFFLER A., 1949; Krauss, G., 1990; MAZUROVSKY et all, 2001).

As designações ou nomenclaturas para os aços inoxidáveis são complicadas pela “proliferação” de sistemas competitivos ou dos “nomes comerciais” utilizados pelos fabricantes de aço. O sistema atual ainda mais utilizado é o especificado na “American Iron and Steel Institute” (AISI). Mais recentemente, o “Unified Numbering System” (UNS) para identificação

de materiais metálicos, incluindo aços inoxidáveis, foi introduzido. O UNS procura utilizar a porção numérica do sistema AISI, facilitando o reconhecimento e na ausência desta, a especificação numérica da “American Society for Testing and Materials” (AISI) (MACHINING, 1997)

2.1.1) Aços Inoxidáveis Ferríticos:

Os aços inoxidáveis ferríticos são ligas ferro-cromo contendo entre 11 e 30 % de cromo e baixa porcentagem de carbono, tendo esta designação de ferrítico devido ao fato de ter uma estrutura cúbica de corpo centrado (CCC) igual ao do aço à temperatura ambiente. Estes aços têm boa resistência à corrosão, são magnéticos, mas a resistência mecânica é relativamente baixa (módulo de elasticidade entre 275 a 350 MPa), não podendo ser endurecido por tratamento térmico, resultando assim também em baixa dureza (STAINLESS STEEL , 1999). Neste grupo, o cromo ainda é o principal elemento de liga, podendo superar o teor dos aços martensíticos. Suas vantagens são poder resistir à corrosão atmosférica, corrosão ao cloro por estresse a um baixo custo relativo

Principais aços inoxidáveis ferríticos: AISI 405, 409, 430, 434, 436, 442, 443, 446.

As principais características destes aços são (STAINLESS STEEL , 1999):

Aço AISI 405 e AISI 409: boa soldabilidade, pois não há formação da martensita próximo à região soldada, pois há adição de alumínio que é um poderoso estabilizador da ferrita. Utilizados amplamente na indústria automotiva em regiões de exaustão (escapamentos)

Aço AISI 430 e AISI 434: ótima resistência a ácidos, sobretudo ao nítrico. Utilizados em acabamentos nos automóveis e utensílios para cozinhar

Aço AISI 442, AISI443 e AISI446: Também chamados de super ferríticos. Possuem ótima resistência à corrosão. O aço AISI 446 apresenta a maior resistência à corrosão da série, porém não possui boa resistência ao impacto.

2.1.2) Aços Inoxidáveis Martensíticos:

Os aços inoxidáveis martensíticos são os de maiores resistência mecânica dentre os aços inoxidáveis. No entanto, esta característica leva a uma perda de ductilidade. Estes aços têm elevados teores de carbono e tal teor faz com que haja a formação de carbonetos de cromo que

são elementos extremamente abrasivos, influenciando assim negativamente na vida da ferramenta de corte (BELEJCHAK, 1997). A estrutura martensítica dos aços inoxidáveis martensíticos, devido ao teor de cromo adicionado, é diferente da estrutura martensítica de outros aços liga, variando o cristal em forma, dimensão e arranjo.

As principais características dos aços inoxidáveis martensíticos são :

- ✓ são ferros-magnéticos
- ✓ teor de cromo entre 11,5% a 18%
- ✓ são temperáveis
- ✓ podem ser facilmente trabalhados, tanto a quente como a frio, sobretudo quando o teor de carbono for baixo
- ✓ apresentam boa resistência à corrosão conforme o teor de cromo aumenta, porém esta resistência diminui conforme o teor de carbono aumenta

Principais aços inoxidáveis martensíticos: AISI 403, 410, 414, 416, 431, 420, 440.

Devido ao fato do carbono ser o segundo elemento principal que compõe essa classe de aço inoxidável (valores entre 0.1 e 1.2%) , esta pode ser dividida nas seguintes classes, seguindo-se de suas respectivas características mecânicas:

- ✓ aços inoxidáveis martensíticos baixo carbono: resistência à corrosão elevada, alta ductilidade e baixa dureza
- ✓ aços inoxidáveis martensíticos médio carbono: Dureza satisfatória e razoável ductilidade
- ✓ aços inoxidáveis martensíticos alto carbono: Alta dureza e baixa ductilidade.

2.1.3) Aços Inoxidáveis Austeníticos:

É considerada a mais importante classe de aço inoxidável, sendo a maior classe em número de ligas e uso. Representa de 65 a 70% de todos os aços inox atualmente em uso (PECNER e BERNSTEIN, 1997) e das classes de aços inoxidáveis, é a que mais resiste à oxidação. Esta classe, similarmente a classe ferrítica, não pode ser endurecida por tratamento térmico. Entretanto as semelhanças terminam aí. Estes aços não são ferro magnéticos, sua estrutura é cúbica de face

centrada (CFC) similar à do aço em temperaturas de 900 á 1400 °C. Estes aços possuem grande ductilidade, conformabilidade mantêm sua dureza a temperaturas muito abaixo de zero e como referência, sua resistência mecânica está entre a dos ferríticos e martensíticos. Adicionalmente, podem ser substancialmente endurecidos por trabalho a frio (STAINLESS STEEL , 1999). sendo facilmente conformáveis

Os aços inoxidáveis austeníticos possuem alto teor de níquel, que trabalha como estabilizador da austenita na temperatura ambiente. Estes aços apresentam simultaneamente cromo (16 % a 26 %) e níquel (6 % a 22 %).

Principais aços inoxidáveis austeníticos: AISI 301, 302, 303, 304, 308, 309, 310, 316, 317, 321, 347.

As suas principais características são:

- ✓ aço AISI 301/302/304: resistentes à corrosão em altas temperaturas
- ✓ aço AISI 303: para usinagem fácil
- ✓ aço AISI 309/310: resistentes a corrosão em altas temperaturas e a reagentes químicos
- ✓ aço AISI 321/347: resistentes à corrosão intergranular
- ✓ aço AISI 316/317: resistentes à corrosão em soluções contendo cloretos

2.1.4) Aços Inoxidáveis Duplex

Estes aços inoxidáveis são ferrítico-austeníticos (que resulta no nome duplex), que resulta em alta resistência a tração (cerca de duas vezes maior do que os aços austeníticos), excelente resistência à corrosão conciliada a boa ductilidade e tenacidade. A capacidade de ser conformado desta classe de aço inoxidável é superior a da classe ferrítica (principalmente em chapas espessas), mas não tão boa quanto à da classe austenítica (AK STEEL, 2000). Consegue-se ter uma estrutura ferrítica-austenítica (duplex) em um aço inox ferrítico de baixo níquel com a adição de manganês e nitrogênio (METSERVE, 2003)

2.1.5) Aços Inoxidáveis Endurecíveis por Precipitação (PH):

São aços inoxidáveis que devido à porcentagem de cromo, níquel e de outros elementos de liga adicionados, apresentam alta resistência mecânica e alta resistência à corrosão em relação às demais ligas tradicionais de aços inoxidáveis, ao serem submetidos a tratamento de endurecimento por precipitação. Os Aços Inox PH podem ser tanto “Austenítico” quanto “Martensítico” no estado recozido. Estes aços caracterizam-se por apresentarem simultaneamente alta resistência à corrosão e elevada resistência mecânica (PECNER e BERNSTEIN, 1977).

Principais aços inoxidáveis endurecíveis por precipitação: 17-4 PH, 17-7 PH, 15-5 PH, PH 15-7 Mo, PH 13-8 Mo, A 286.

2.1.5.1) Endurecimento por Precipitação:

Em 1906, o endurecimento por precipitação foi acidentalmente descoberto pelo Metalurgista alemão Alfred Wilm em ligas alumínio-cobre, também chamadas comumente de duralumínio. Ele despendeu cerca de 15 anos em estudos até completamente entender o processo de endurecimento por precipitação. Esta descoberta proveu não só as ligas de alumínio um nível extra de aumento de resistência, mas também em ligas de cobalto, níquel, cobre e titânio sendo que o segmento da moderna indústria de aviação não seria possível sem esta descoberta (ZUBEK, 2006).

O tratamento de endurecimento por precipitação é um tratamento térmico que consiste em se aumentar às propriedades mecânicas do material (limite de tensão de escoamento, limite à ruptura, resistência à corrosão sob tensão), mantendo-se ainda uma dureza adequada, seguindo cuidadosamente as seguintes etapas:

a) Aquece-se o material até uma determinada faixa de temperatura em que somente uma única fase (solubilizada) ocorre, conforme pode ser visto na figura 2.2

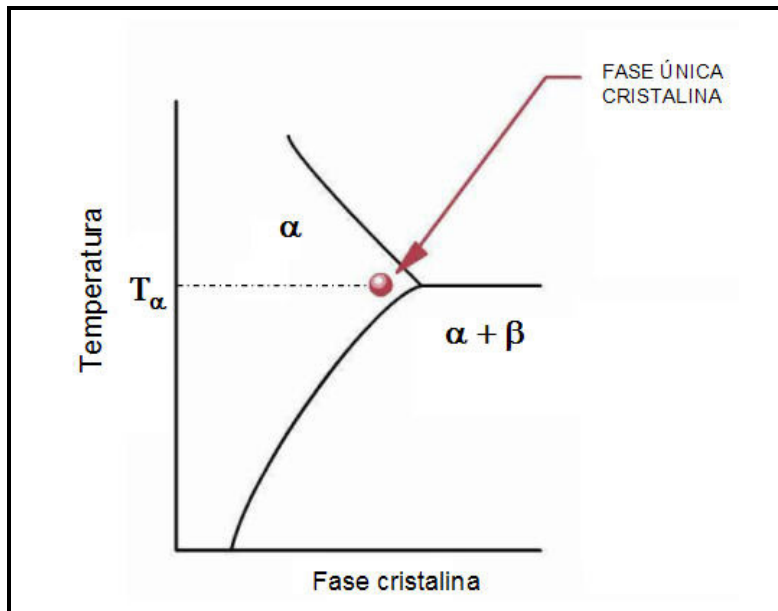


Figura 2.2 – material aquecido à temperatura de solubilização da fase cristalina α (University of Engineering and Technology, 2003)

b) Resfria-se o material rapidamente procurando-se manter após o resfriamento, a estrutura cristalina que este apresentava em temperatura elevada, conforme pode ser visto na figura 2.3

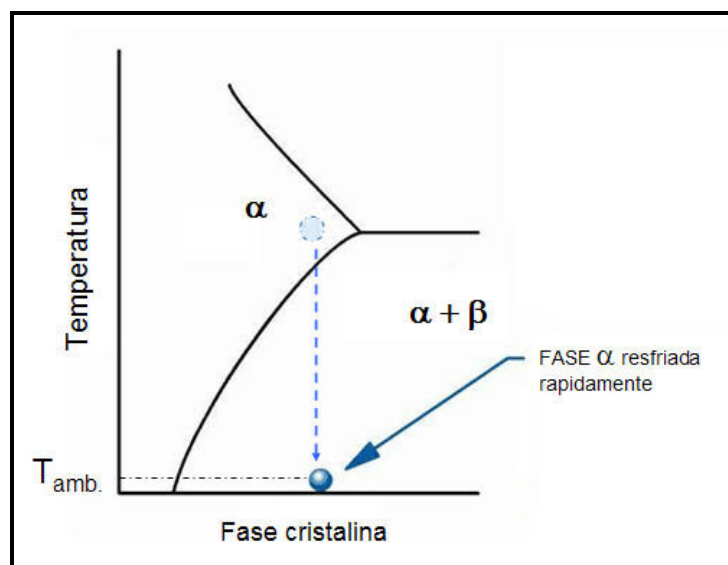


Figura 2.3 – material resfriado bruscamente, permanecendo com a mesma estrutura cristalina de quando aquecido (University of Engineering and Technology, 2003)

c) Aquece-se novamente o material a uma temperatura cuidadosamente selecionada, temperatura esta abaixo da temperatura de solubilização (figura 2.4), obtendo-se duas fases

cristalinas (situação de equilíbrio do material). Faz-se então o resfriamento de maneira lenta em condições controladas. Para materiais com envelhecimento natural, como é o caso das ligas de alumínio ao cobre (série 2xxx), a energia necessária para mudança de fase cristalina é próxima à temperatura ambiente, fazendo com que o processo de formação de precipitados seja iniciado a esta temperatura, conforme descoberto por Alfred Wilm.

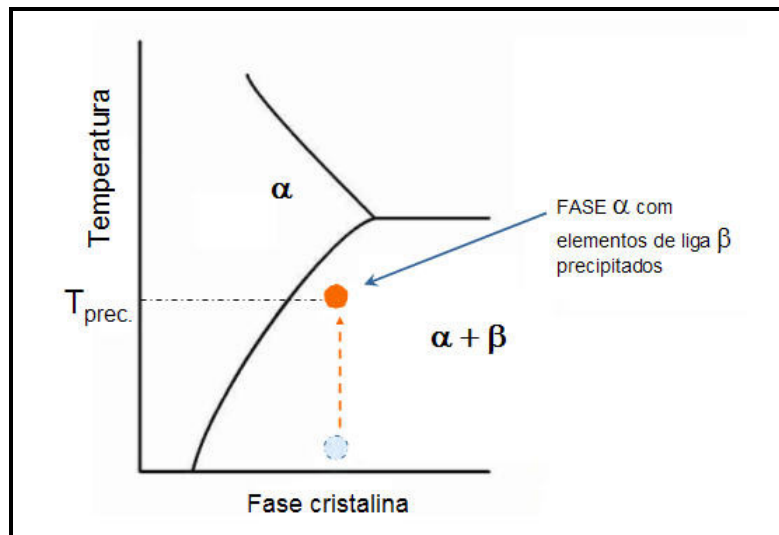


Figura 2.4 – aquecimento do material a uma temperatura cuidadosamente selecionada (University of Engineering and Technology, 2003)

Nesta situação, tem-se as propriedades mecânicas do material elevadas (limite de tensão de escoamento, limite à ruptura e maior dureza), pois há precipitados finos da fase “Beta” alojados nos interstícios do material, devido ao fato da temperatura de aquecimento ser inferior à temperatura de solubilização e o tempo de resfriamento ser controlado

2.1.5.2) Classes de Tratamento, Tempo o e Respectivas Durezas

Na tabela 2.1, podem ser visualizadas as condições de tratamento para o aço inox 15-5 PH (SOCIETY OF AUTOMOTIVE ENGINEERS-SAE, 1998).

Tabela 2.1 - Condições de endurecimento por precipitação

<i>CONDIÇÃO</i>	<i>TEMPERATURA</i>	<i>TEMPO DE PERMANÊNCIA</i>
H900	900 °F ± 10 (482 °C ± 6)	(1 ± 0.1) hora
H925	925 °F ± 10 (496 °C ± 6)	(4 ± 0.3) horas

H1025	1025 °F ± 10 (552 °C ± 6)	(4 ± 0.3) horas
H1075	1075 °F ± 10 (579 °C ± 6)	(4 ± 0.3) horas
H1100	1100 °F ± 10 (593 °C ± 6)	(4 ± 0.3) horas
H1150	1150 °F ± 10 (621 °C ± 6)	(4 ± 0.3) horas

Para cada condição de endurecimento (na condição H900 como exemplo, o H representa a palavra “Hardening” e o número 900, a temperatura em Fahrenheit), obtém-se valores específicos inerentes a resistência do material (dureza, tensão limite de ruptura, escoamento etc). Para uma outra liga de aço inoxidável PH e para uma mesma classe de tratamento, as propriedades mecânicas tanto iniciais quanto finais podem variar. Os valores de dureza obtidos para cada condição de tratamento do aço inox 15-5 PH são mostrados na tabela 2.2

Tabela 2.2 - Mínima dureza após endurecimento por precipitação

<i>CONDIÇÃO</i>	<i>DUREZA (HB)</i>
H900	388 – 448
H925	375 – 438
H1025	330 – 400
H1075	302 – 375
H1100	295 – 364
H1150	277 – 352

Conforme já mencionado anteriormente, o tratamento térmico de endurecimento por precipitação altera várias propriedades mecânicas do material. Na figura 2.5 tem-se a curva tensão deformação (realizada em temperatura ambiente) para o aço 15-5 PH, diâmetro de uma polegada, realizada em várias condições de tratamento de precipitação (MMPDS, 2003). Devido ao fato de que estes aços tem como principal aplicação tecnológica à utilização em aeronaves, é

comum ter-se na literatura a realização dos mesmos ensaios em diversas atmosferas e temperaturas

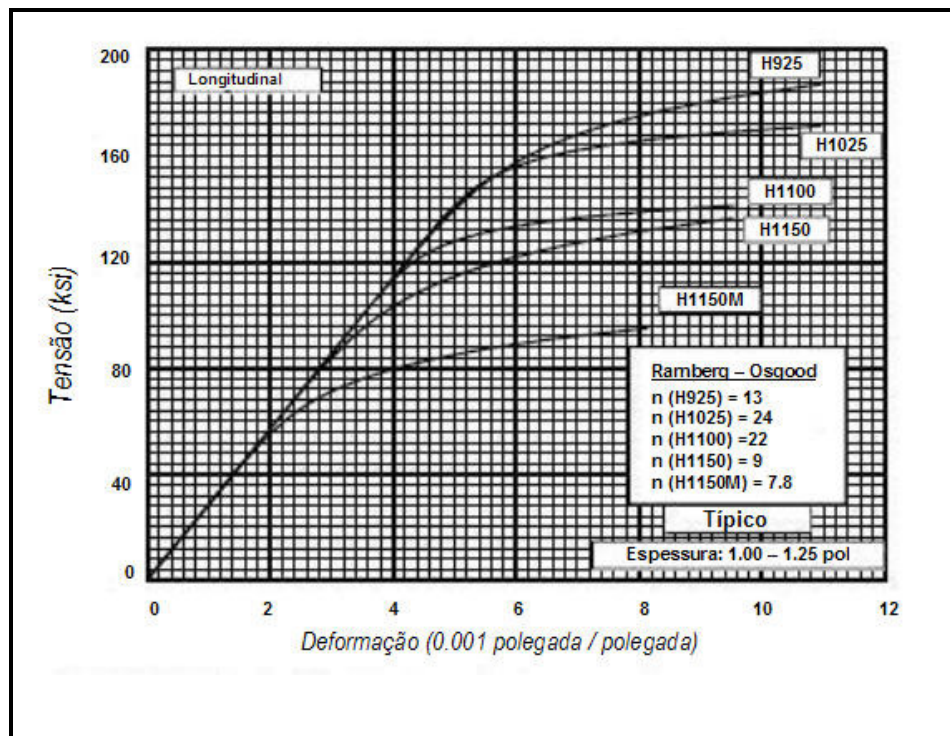


Figura 2.5 – curva tensão deformação para várias condições de tratamento de precipitação em uma barra de 15-5 PH (MMPDS, 2003). “Ramberg-Osgood” é uma equação que fornece uma boa aproximação do comportamento não-linear da curva tensão versus deformação e n é uma das variáveis da equação

2.1.5.3) Principais Aços Inoxidáveis tipo PH Utilizados em Aplicações Aeronáuticas

a) Aço Inoxidável PH 13-8Mo: aço inoxidável martensítico que contém Cr (13%), Ni (8%) e Mo (2%). Apresenta excepcional resistência à tração. É geralmente comprado na condição solubilizado e endurecido pelo “usuário”. Sua resistência à fratura é boa em seções pesadas à temperatura ambiente, porém decresce rapidamente a temperaturas abaixo de 0 F (-17°C) (MARTIN, 1968)

Sua resistência à corrosão é maior na sua condição mais resistente à tração, sendo que decresce conforme a temperatura de endurecimento por precipitação sobe. Possui ótima soldabilidade.

Podem atingir altos níveis de resistência mecânica (próximo dos aços martensíticos) com boa ductilidade (próximo dos aços austeníticos). Estes ainda podem ser divididos em dois tipos: martensítico e semi-austenítico.

APLICAÇÕES AERONÁUTICAS:

- ✓ Chapas e placas: ferragens de ligação, batentes, suportes.
- ✓ Barras: barra de torção, eixo, pino trava, espaçador, conexão, eixo da roda.

b) Aço inoxidável 15-5 PH: aço inoxidável martensítico com Cr (15%), Ni (5%) e Cu (4%), que apresenta uma ductilidade superior ao demais inoxidáveis endurecíveis por precipitação, com alta resistência à tração. Apresenta resistência à corrosão muito boa em várias atmosferas, porém a resistência à corrosão sob tensão decresce caso seja utilizada a maior temperatura de endurecimento por precipitação. Sua aplicação é direcionada a peças que necessitem de alta resistência mecânica a temperaturas superiores a 310 °C, mas seu uso não é limitado a esta aplicação. Possui ainda boa soldabilidade.

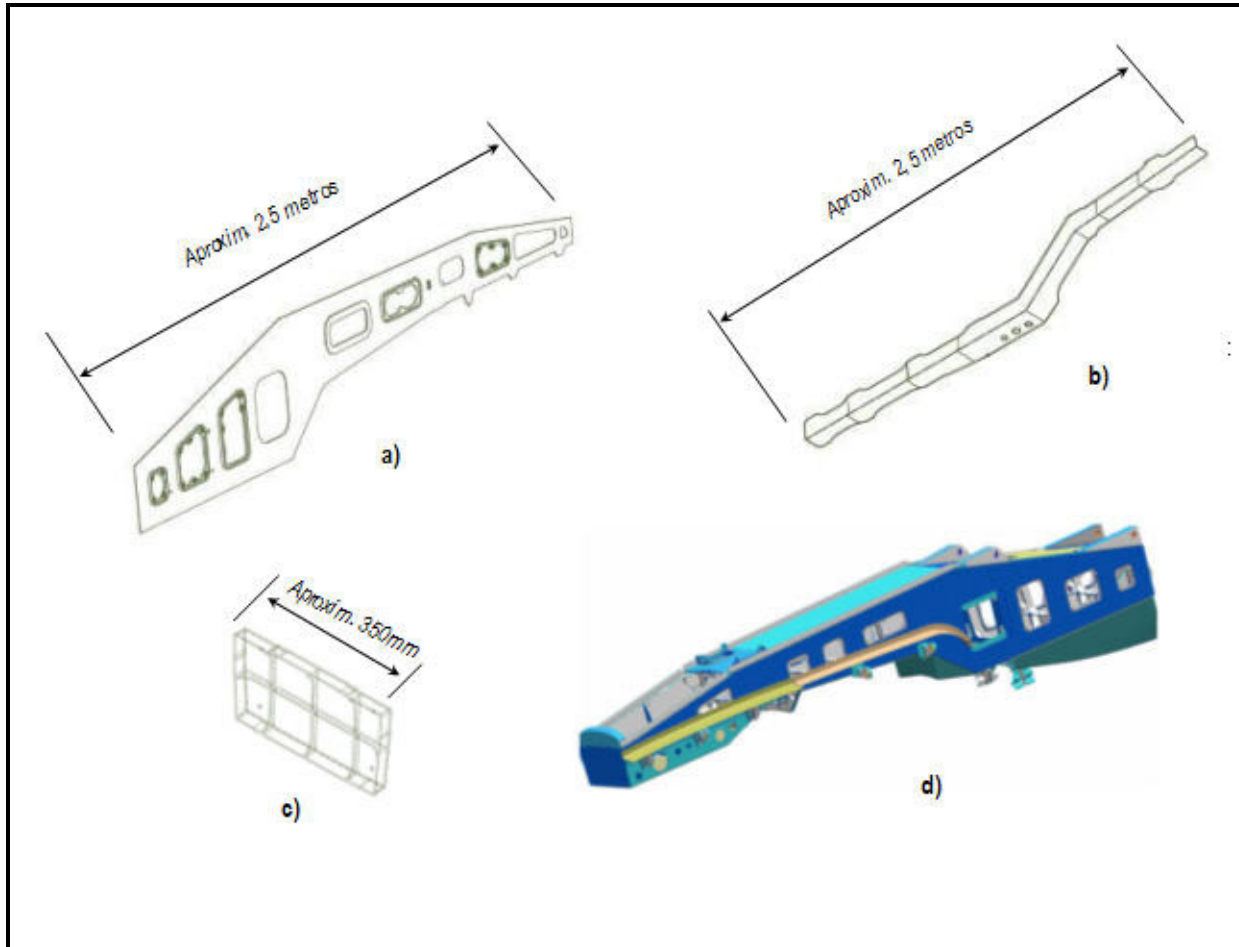
APLICAÇÕES AERONÁUTICAS:

Apesar das ligas 15-5 e 13-8Mo possuírem características diferenciadas, na grande maioria dos casos, suas aplicações são semelhantes em uma aeronave (as aplicações aeronáuticas citadas para o 13-8Mo também valem para o 15-5). Para a escolha entre uma e outra, outros fatores são levados em consideração:

- ✓ custo da matéria prima
- ✓ comunalidade de estoque
- ✓ usinabilidade

O material, além da liga, também pode ser uma outra variável do processo. Escolhem-se os aços inoxidáveis endurecíveis por precipitação ao invés de ligas de titânio (a mais comum é a Ti 6Al 4V), apesar desta possuir menor densidade (cerca de 57% da do aço) e excelente resistência à corrosão, em peças estruturais sujeitas a carregamentos dinâmicos e expostas ao meio ambiente, como é o caso dos painéis laterais (figura 2.6a) do conjunto “Pilone” (conjunto de peças estruturais que suportam a turbina do avião, figura 2.6d) ou também em peças estruturais nas

quais a solicitação estrutural (o aço inoxidáveis possuem resistência superior ao titânio) inviabilize economicamente a utilização do titânio, como é o caso dos “dog legs” e outras ferragens (figuras 2.6b e 2.6c respectivamente).



Figuras 2.6a, 2.6b e 2.6c – peças estruturais do conjunto pilone; Figura 2.6d – conjunto pilone, no qual tem-se a sua grande maioria de peças usinadas ou de peças de aço inoxidáveis tipo PH ou de liga de titânio Ti 6Al 4V

2.2) Usinabilidade dos Aços Inoxidáveis

Os aços inoxidáveis são conhecidos por sua difícil usinabilidade, o que se traduz na usinagem com uma vida de ferramenta pequena, taxa de remoção de material limitada, forças de corte elevadas, alto consumo de potência (devido à sua alta resistência mecânica em temperaturas elevadas) (LIN, 2002), rápido encruamento durante a usinagem e reatividade com a maioria dos materiais de ferramentas quando usinando em alta velocidade de corte. A presença de elementos

como cromo, níquel e molibdênio causa altas deformações plásticas, promovendo elevadas forças de corte e de avanço (GENNARI JÚNIOR e MACHADO, 1999; BELEJCHAK, 1997)

Devido ao fato do aço inoxidável apresentar-se em várias estruturas cristalinas, as características de usinagem variam para cada tipo de aço (METALS HANDBOOK, 1989; DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2001a;). Outros fatores podem ser descritos como elevadores de dificuldade na usinabilidade dos aços inoxidáveis, sendo eles:

- ✓ baixa condutividade térmica, que conduz a altas temperaturas da ferramenta durante a usinagem
- ✓ alta tenacidade, resultando em resistência a fratura. Esta resistência à fratura irá gerar dificuldade em se quebrar o cavaco e pobre acabamento superficial da peça
- ✓ presença de partículas de carbonetos abrasivos em aços inoxidáveis ligados contribuindo para o desgaste da ferramenta
- ✓ tendência à formação de aresta postiça de corte, a qual ao contrário dos aços convencionais, está presente em altas velocidades de corte devido à alta tenacidade a fratura, alta ductilidade e rápido encruamento

A tabela 2.3 traz as características de usinabilidade para cada tipo de aço inoxidável.

Tabela 2.3 – Características de usinabilidade dos diversos tipos de aços inoxidáveis (METALS HANDBOOK, 1989; GENNARI JÚNIOR e MACHADO, 1999; DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2001b)

Classes	Características gerais e Usinabilidade
Ferríticos (ABNT 430, 430F, 431, 444)	Melhor usinabilidade para as ligas com baixos teores de cromo. Cavacos bastantes delgados e com grande deformação para ligas com maior teor de Cr.
Martensíticos (ABNT 403, 410, 416, 420F, 440)	Melhor usinabilidade para as ligas revenidas com baixo teor de carbono. Forte influência do nível de dureza e dos teores de níquel e carbono.
Austeníticos (ABNT 303,	Grande tendência à formação de aresta postiça de corte. Dificuldade de remoção do cavaco (delgado e aderente). Superfícies de corte endurecidas.

304, 304L, 310, 316, 316L)	
Endurecidos por Precipitação (UNS – S13800, S15500, S17400)	A usinabilidade varia para cada tipo de liga e para cada nível de dureza do material alcançada através do tratamento de endurecimento por precipitação. Usinabilidade limitada pela dureza relativamente alta, melhorada com tratamento de revenimento.
Duplex (Ferrítico + Austenítico) (ABNT 318, 329, 325)	Usinabilidade limitada pelo nível de resistência mecânica. Elevado nível de dureza. Poucas alternativas de versões de usinabilidade melhorada.

Aços inoxidáveis austeníticos são ligas tipicamente difíceis de se usar. Muitas tentativas tem sido realizadas para melhorar a usinabilidade destes aços. Pode-se citar a adição de aditivos, tais como o enxofre o selênio o telúrio (KOSA et al, 1989)

A usinabilidade dos aços inoxidáveis endurecíveis por precipitação dependem do tipo de liga e do nível de dureza. Para o caso dos aços PH martensíticos, estes são frequentemente mais fáceis de ser usinados na condição “solubilizada” devendo ser tratado após a usinagem com a finalidade de se obter o desejado nível de resistência (MACHINING, 1997). Estes aços podem também ser usinados na condição endurecida, entretanto a velocidade de corte diminui em função do tratamento da peça.

2.2.1) Fatores que Influenciam na Usinagem dos Aços Inoxidáveis

2.2.1.1) Formação de Aresta Postiça

Muito comum na usinagem do aço inoxidável, particularmente dos aços austeníticos ou duplex. Fatores como a alta taxa de endurecimento durante a usinagem e alta ductilidade explicam a tendência do material formar aresta postiça na ferramenta durante a usinagem. Os cavacos removidos durante a usinagem exercem alta pressão na ponta da ferramenta. Esta

pressão, quando combinada com a alta temperatura na interface cavaco/ferramenta, ocasiona soldagem de porções de cavaco na ferramenta (MACHINING, 1997). Inevitavelmente, isso leva à redução da vida da ferramenta, pois os cavacos assim soldados desgastam camadas da cobertura da ferramenta quando se soltam da aresta de corte, ou, então, provocam um acabamento superficial inaceitável da peça.

Em adição, a baixa condutividade térmica dos aços inoxidáveis contribui para um contínuo aquecimento (“heat buildup”). Recomenda-se que a velocidade de corte seja aumentada para que se obtenha uma temperatura superior a da área de formação desta aresta indesejável e que seja usada uma aresta de corte viva juntamente com uma classe com cobertura PVD. Isso reduzirá a tendência de soldagem dos cavacos sobre a aresta.

2.2.1.2) Condutividade Térmica

A capacidade de condução térmica desempenha um papel importante na usinagem dos metais. Quanto maior for a porcentagem do calor originário da zona de corte eliminado junto com os cavacos, melhor é o processo. Tem-se como exceção, a usinagem em *HSM* de aços endurecidos, em que uma quantidade deste calor gerado “pontualmente” transferido para a superfície da peça é benéfica para diminuição da dureza superficial desta (NEVES, 2002).

O aço inoxidável, devido a sua composição química, é um mal condutor térmico, refletindo em mais calor sendo gerado e não dissipado na zona de corte, incentivando a existência de fenômenos físico-químicos na ferramenta, tais como a alteração da estrutura cristalina da ferramenta, como também a possibilidade de se ter deformação plástica da aresta de corte (mais evidente em corte contínuo).

As cinco classes de aços inoxidáveis (ferrítico, martensítico, austenítico, endurecíveis por precipitação e duplex) possuem condutividade térmica variada (AK STEEL, 2003) e para demonstrar esta variação entre as classes de aços inoxidáveis e um aço carbono de alta liga, criou-se a figura 2.7. Estes valores são valores médios, pois a condutividade dos aços inox ainda possui variação para diferentes faixas de temperatura.

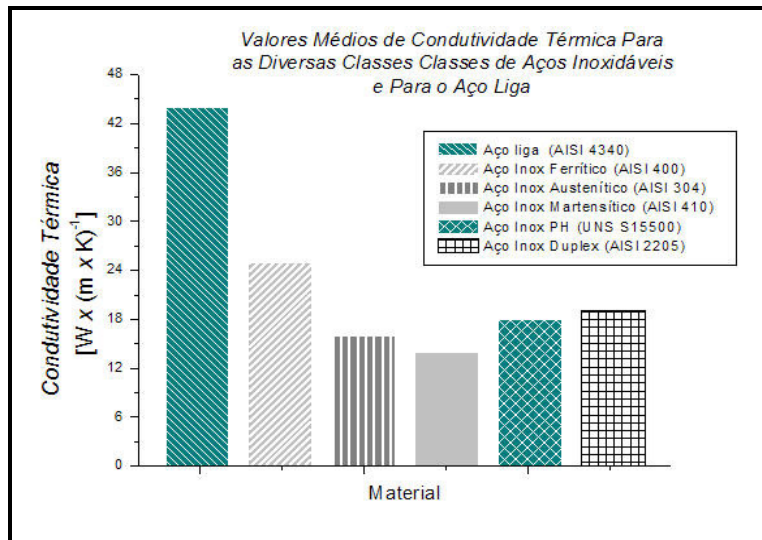


Figura 2.7 – comparativo entre os coeficientes de dilatação térmica entre as classes de aços inoxidável (AK STEEL, 2000) e o aço liga 4340 (MATWEB, 2003)

Para se reduzir substancialmente a temperatura na zona de corte, recomenda-se o uso de ferramentas com ângulos de saída e de corte positivos. Com a inserção de coberturas cerâmicas (exemplo Al_2O_3 , óxido de alumínio) sobre a ferramenta, esse material pode ser fresado com ótimas produtividade e vida útil da ferramenta.

2.2.1.3) Efeito do Fluido de Corte

Ao iniciar o corte, a temperatura na região de corte aumenta muito rapidamente. Em cortes contínuos é “praticamente impossível” introduzir o fluido de corte exatamente nesta região, pelo próprio bloqueio do cavaco sendo formado ou pelo fato de se ter, em regiões próximas à zona de corte, os cavacos já retirados do material que, em centros de usinagem vertical associados a usinagem de cavidades fechadas, tendem a impedir a passagem do fluido de corte de maneira mais eficaz. Em operações de fresamento, o fluido de corte somente irá atingir a região da ferramenta que estava em corte quando esta sair do material, fazendo com esta região, que estava extremamente aquecida, venha a ser resfriada bruscamente. Na próxima vez que esta aresta entrar no corte, ela novamente aquecer-se-á e a seguir, resfriar-se-á ao sair do corte e ter contato com o fluido. Tudo isto se repete em cada volta da ferramenta. Estas variações térmicas cíclicas na ferramenta acabam gerando trincas finíssimas na aresta de corte em um espaço reduzido de tempo (FRESAMENTO, 2003). Na figura 2.8 é mostrada a representação da variação da

temperatura na zona de corte ao início e final do corte para uma usinagem com e sem fluido de corte

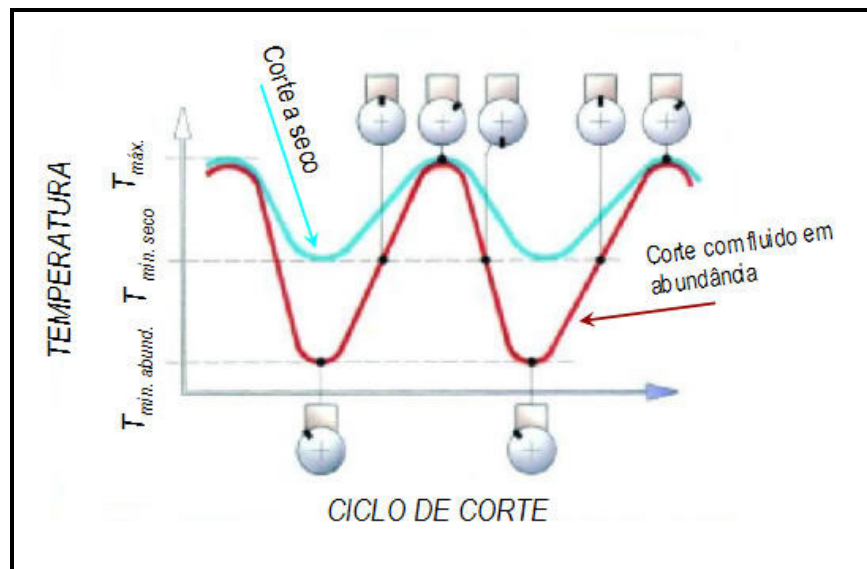


FIGURA 2.8 - representação genérica da variação da temperatura na zona de corte ao início e final do corte para uma usinagem com e sem fluido de corte conforme FRESAMENTO...(2003)

O diagrama térmico apresentado por Fresamento (2003) ilustra a variação de temperatura decorrente dos processos de fresamento com e sem refrigeração. Há que se ressaltar que este é um gráfico que aponta somente valores qualitativos da temperatura, isto é, os valores mínimos e máximos para cada ciclo não estão em escala e o ponto de corte em que as máximas e mínimas temperaturas acontecem podem não ser exatamente nestes pontos. Kitagawa et al (1997) estudaram o comportamento do ciclo térmico na usinagem das ligas de Inconel 718 e da liga de titânio Ti6Al6V2Sn. Apesar dos ensaios terem sido realizados no processo de torneamento, o que facilita a aquisição dos resultados, a geometria da peça, da ferramenta e distâncias entre os pontos de corte para usinagem interrompida, foram estabelecidos procurando-se simular a operação de fresamento (Figura2.9a). Para determinação dos valores máximos de temperatura, um corpo de prova sem rebaixos foi usinado. Para o corpo de prova proposto, material e condições de corte, os resultados demonstraram uma diferença significativa (15%) entre o valor máximo de temperatura obtido para o corte contínuo quando comparado ao corte intermitente.

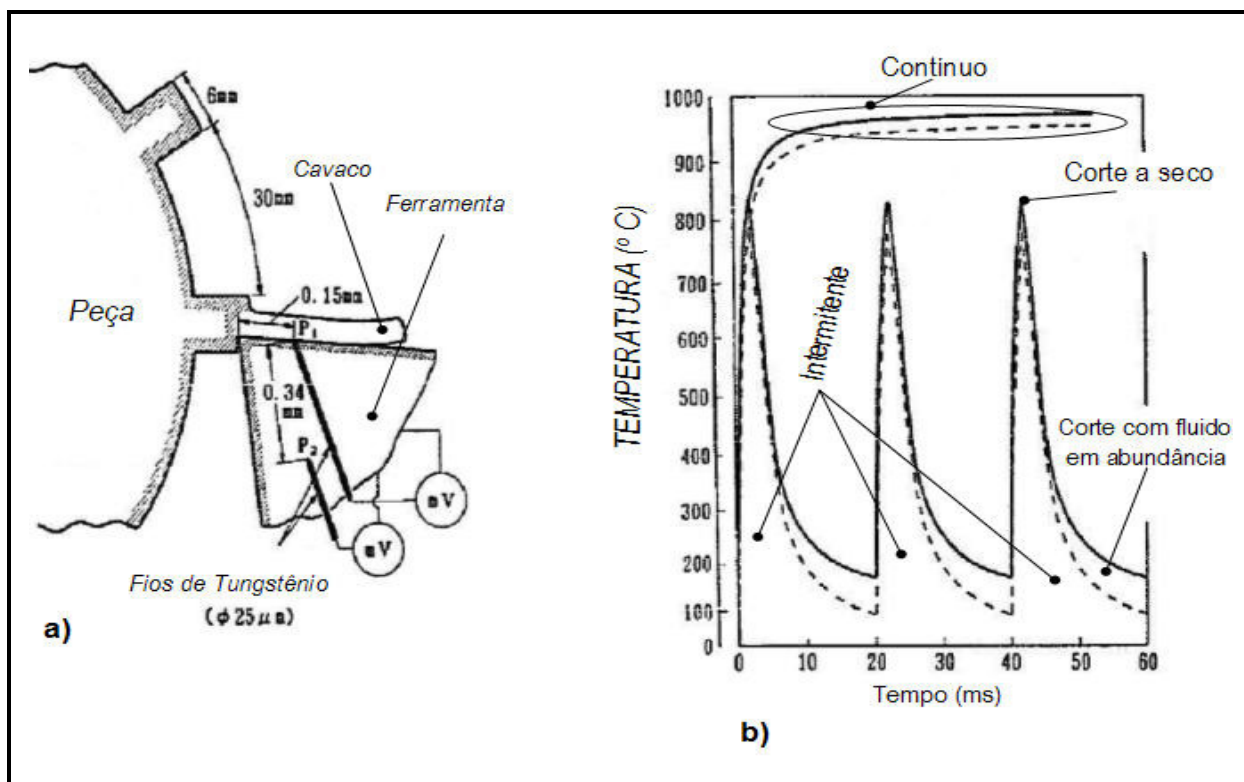


FIGURA 2.9a – representação esquemática do ensaio com parâmetros fundamentados no fresamento; FIGURA 2.9b - valores de temperatura medidos para a velocidade de corte de 100 m/min com taxa de avanço de 0,1 mm/revolução (KITAGAWA et al, 1997)

Braghini Jr, Diniz e Teixeira Filho (2005) estudaram o comportamento da vida da ferramenta na operação de fresamento de acabamento para o aço inoxidável 15-5 PH. Neste trabalho, variou-se a forma de aplicação do fluido de corte (interno e externo a ferramenta, ambos em abundância), a condição de refrigeração (com e sem fluido), a classe de metal duro do inserto e a velocidade de corte. Foram mantidas constantes a profundidade de corte (a_p), a profundidade radial de corte (a_e), a velocidade de avanço (v_f) e o fluido de corte. Os resultados obtidos mostram que o corte sem fluido sempre gerou as maiores vidas de ferramenta quando comparado com o corte com fluido em abundância, independentemente da direção de aplicação do fluido. Na figura 2.10 tem-se os resultados dos ensaios para a velocidade de corte de 100 m/min

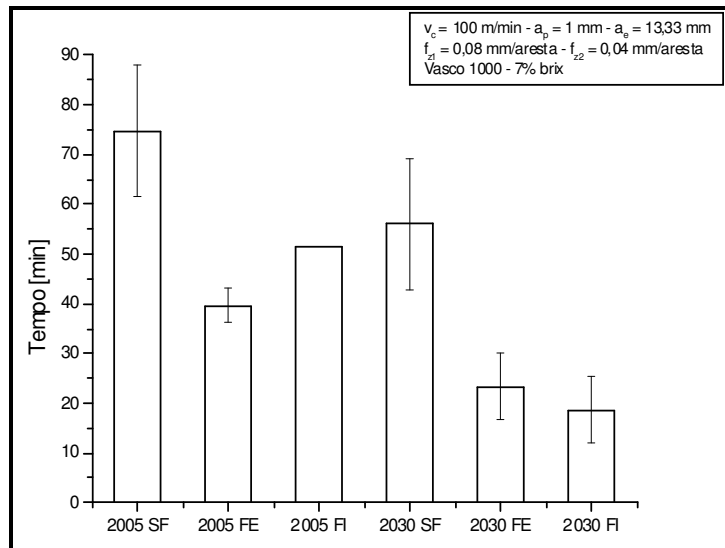


Figura 2.10 - Vida da ferramenta para a velocidade de 100 m/min sob diversas condições de refrigeração/lubrificação e duas classes de metal duro (BRAGHINI JR, DINIZ E TEIXEIRA FILHO , 2005)

As classes de metal duro (2005 e 2030) descritas na figura estão especificadas conforme nomenclatura do fabricante da ferramenta. A classe 2005 corresponde à classe ISO M20-40 com grãos sub-micrométricos e a classe 2030 à classe M30-40 com grãos maiores que 1 μm . Ambas eram recobertas com TiAlN. As abreviações SF, FE e FI referem-se à condição de refrigeração e forma de aplicação (sem fluido, fluido externo e fluido interno)

2.2.1.4) Velocidade de Corte

Ao se aumentar a velocidade de corte conjuntamente com a aplicação do fluido de corte, em operações de fresamento, o ciclo térmico é invariavelmente acentuado, fazendo com que haja um maior número de trincas. Além disso, devido à repetição dos movimentos de entrada e saída da ferramenta, elas serão maiores, chegando a valores críticos de lascamentos que poderão vir a quebrar a ferramenta.

Segundo He et al, (2002), é significativa a diferença da formação do cavaco em baixas e altas velocidades de corte para a usinagem do aço inoxidável.

2.2.1.5) Dureza do Material e Endurecimento por Tensão da Superfície Usinada

Os aços inoxidáveis altamente austeníticos apresentam tendência a endurecer por tensão com bastante frequência (os tipos austeníticos e super austeníticos são muito críticos, seguidos

pelos duplex), acarretando mudanças na estrutura do material e aumentando notavelmente a dureza da sua superfície. Com isso há um aumento do desgaste da aresta de corte na região de término da profundidade de usinagem. Este efeito nocivo do endurecimento por tensão pode ser reduzido tanto pelo reforço da aresta de corte principal quanto pela variação da profundidade de corte, de modo que o desgaste seja distribuído sobre uma proporção maior da aresta principal. Normalmente, é mais vantajoso escolher uma profundidade de corte e um avanço que garantam que a aresta de corte em questão seja guiada para dentro do material, abaixo da zona endurecida. A velocidade de corte também deve ser reduzida, pois as zonas endurecidas por tensão geram temperaturas consideravelmente mais elevadas.

De todas as ligas de aços inoxidáveis, a classe PH é a menos previsível (Hanita, 2003). Dependendo da dureza da peça, que pode variar desde muito baixa até extremamente alta, devido à grande faixa de tratamentos possíveis, algumas ferramentas podem ter, a princípio, excelentes resultados e quebrarem-se repentinamente. É recomendável que se verifique a dureza do material antes de qualquer julgamento.

2.2.1.6) Formação de Rebarbas

Em geral, as rebarbas formadas na saída da ferramenta no corte são resultantes de ângulos de ferramenta negativos no chanfro da aresta e impõem dificuldades ao processo de corte. Elas podem ser reduzidas e até eliminadas quando a aresta de corte é positiva, “mais viva” e mais adequada para esta gama de materiais. É por isso que as geometrias substancialmente mais resistentes, desenvolvidas para fresamento em aço, freqüentemente são inadequadas para o fresamento do aço inoxidável.

No caso dos aços inoxidáveis que apresentam grande propensão ao endurecimento por tensão, o batimento do corpo da fresa é muito significativo e pode ser muito desvantajoso. Se houver um avanço por dente igual a 0,15-0,20 mm/dente e um batimento no corpo da fresa igual a 0,1 mm (em certas ferramentas, muito mais), isso significa que algumas pastilhas não cortarão de forma alguma, mas, ao contrário, friccionarão contra a superfície e produzirão calor. Isso aumentará o endurecimento por tensão na peça.

2.2.1.7) Material e Cobertura da Ferramenta

A usinagem com ferramentas de metal duro tem sido usualmente recomendada para a usinagem dos aços inoxidáveis (PECNER e BERNSTEIN, 1997), podendo se encontrar a usinagem deste com ou sem cobertura na ferramenta. O desempenho relativo entre ferramentas com e sem cobertura para a usinagem do aço inox austenítico tem sido relatado em função da força de corte requerida, desgaste na superfície de saída e característica do cavaco (AGRAWAL, CHAKRABARTI E CHATTOPADHYAY, 1995). Para os ensaios realizados por eles, os resultados demonstram que para a operação de torneamento, a utilização de ferramentas com coberturas resultou em maiores esforços de corte do que as ferramentas sem coberturas. Para o fresamento e na usinagem com ferramenta de metal duro sem cobertura Sun et al (1998) estudaram o mecanismo de adesão do aço inoxidável sobre a superfície de saída da ferramenta na usinagem do aço inoxidável austenítico 18-11, nas velocidades de corte de 30, 60 e 90 m/min. Os resultados demonstraram que para a velocidade de 30 m/min, existe a adesão de material sobre a superfície de saída da ferramenta, o qual é removido juntamente com material desta nos ciclos seguintes de usinagem. Para a velocidade de corte de 60 m/min, existe também uma adesão de material sobre a superfície de saída da ferramenta, porém diferentemente do que acontece na velocidade de 30 m/min, este material permanece aderido sobre a ferramenta, protegendo-a contra o desgaste por um período maior de tempo, aumentando assim a vida da ferramenta. Para a velocidade de corte de 90 m/min, não há mais a adesão de material da peça sobre a superfície de saída da ferramenta e a formação de crateras é gradativamente formada.

A cobertura da ferramenta é ainda um dos meios mais eficazes de proteger a ferramenta contra o desgaste. Segundo Hanita (2003), para a usinagem dos aços inoxidáveis, uma grande variedade de cobertura são aplicáveis (TiN, TiCN, TiAlN), exceto a CrN.

Selinder et al (1998) estudaram o comportamento das coberturas PVD multicamadas nanométricas TiN/TaN e TiN/NbN versus outras coberturas PVD e CVD monocamadas e multicamadas depositadas de maneira convencional, em ensaios de faceamento dos aços inoxidáveis austeníticos AISI 303 e AISI 304. Os resultados demonstraram que a intercalação nanométrica resultou em menor tensão residual da cobertura e conseqüentemente maior vida da ferramenta. Seguindo os estudos de comportamento da ferramenta com coberturas multicamadas versus as coberturas monocamadas, Nordin et al (2000) estudaram o comportamento da

cobertura PVD multicamadas TiN/TaN versus as coberturas monocamadas TiN e TaN na usinagem do aço inoxidável austenítico AISI316. Os resultados demonstraram que a cobertura multicamada apresentou uma maior vida em comprimento usinado em relação às monocamadas TiN e TaN, sendo que esta última apresentou resultado ainda bem inferior à cobertura TiN.

Segundo Grzesik (1999), a usinagem de materiais com baixa condutividade térmica, como é o caso dos aços inoxidáveis, associado à seleção do revestimento da ferramenta com baixa condutividade térmica, conduz a uma redução do comprimento de contato (figura 2.11) resultando em efeito de barreira térmica. Como consequência, o calor é concentrado na fina camada do revestimento, protegendo assim a ferramenta quanto à difusão,

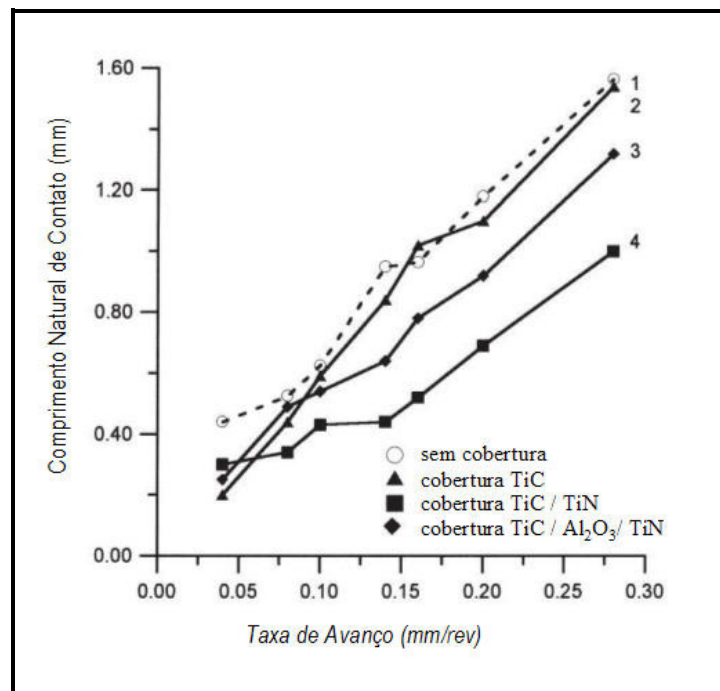


FIGURA 2.11 - Comparação do comprimento natural de contato para ferramenta com e sem revestimento para o torneamento. Material aço inoxidável AISI 304 (austenítico): velocidade de corte = 180 m/min, a_p = 1 mm (GRZESIK, 1999)

2.3) Fresamento

2.3.1) Generalidades.

Segundo Ferraresi (1972) e Diniz, Marcondes e Coppini (2001b), o fresamento é a operação de usinagem com formação de cavaco que se caracteriza por:

- ✓ a ferramenta multicortante, denominada fresa, é provida de arestas cortantes que na grande maioria dos casos, encontram-se simetricamente dispostas ao redor de seu eixo central.
- ✓ a fresa, para executar a operação de corte, é provida de movimento de rotação e movimento de avanço, e cada aresta cortante (denominada dente) retira a quantidade de material que fora teoricamente determinada.
- ✓ a macrogeometria da peça é determinada pela combinação da geometria da fresa e da trajetória do deslocamento desta sobre a peça.

2.3.2) Movimentos entre Peça e a Aresta Cortante.

Os movimentos no processo de usinagem são movimentos relativos entre a peça e a aresta cortante. Por convenção, estes movimentos são referidos à peça considerada como parada, devendo ser distinguidos duas espécies de movimento: os que causam diretamente a saída do cavaco e aqueles que não tomam parte direta na formação do cavaco. Origina diretamente a saída do cavaco o movimento efetivo de corte, o qual na maioria das vezes é resultante do movimento de corte e do movimento de avanço, figura 2.12

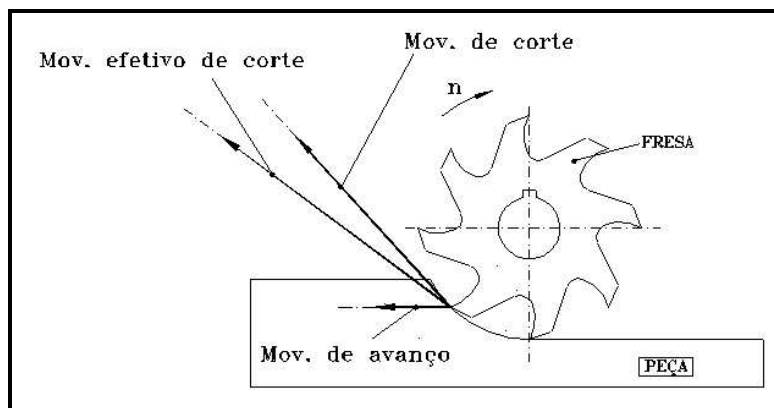


Figura 2.12 – Movimento instantâneo do ponto de referência no momento do corte (FERRARESI, 1970)

2.3.3) Velocidades

Deve-se distinguir a velocidade de corte (v_c), a velocidade de avanço (v_f) e a velocidade efetiva de corte (v_{ef}), figura 2.13

- ✓ a velocidade de corte é a velocidade instantânea do ponto de referência da aresta cortante, segundo a direção e o sentido de corte
- ✓ a velocidade de avanço é a velocidade instantânea da ferramenta segundo a direção e sentido de avanço
- ✓ a velocidade efetiva de corte é a velocidade instantânea do ponto de referência da aresta cortante, segundo a direção efetiva de corte

Um conceito que auxilia na visualização das componentes e direções tanto de velocidades quanto de movimentos é o plano de trabalho (figura 2.13). Neste plano são realizados todos os movimentos que tomam parte na formação do cavaco.

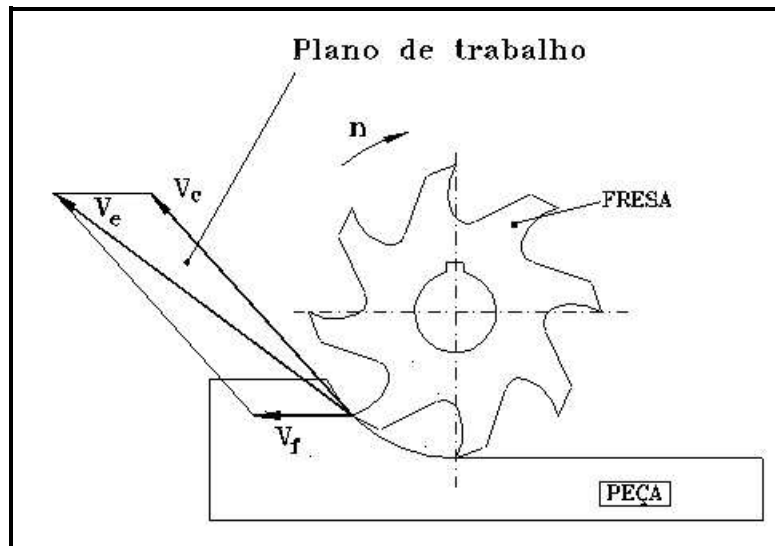


Figura 2.13 – Plano de trabalho contendo as componentes de velocidade para o fresamento (FERRARESI, 1970)

2.3.4) Geometria da Cunha Cortante no Fresamento.

As primeiras normas sobre cunha cortante das ferramentas de usinagem foram estabelecidas com base nas ferramentas de barra (para torneamento). Assim, em 1930 aparece a norma DIN 768 descrita como “Fundamentos sobre as Ferramentas de corte”. Com o desenvolvimento das máquinas operatrizes e dos processos de usinagem, esta norma, assim como outras normas elaboradas em outros países, não correspondiam mais às exigências na prática. Com o objetivo de satisfazer as exigências em se ter uma norma que fosse possível de ser empregada em todas as operações de usinagem e também de apresentar-se numa dependência

lógica geométrica, vários estudos foram efetuados por diferentes pesquisadores e como conclusão de tais estudos, foi elaborado em 1960 pela DIN um projeto intitulado “Fundamentos da usinagem, conceitos e designações das ferramentas”. Este projeto foi aprovado em maio de 1966 como sendo a DIN 6581 com a denominação “Geometria da cunha cortante das ferramentas” (FERRARESI, 1970). Em 1990, a Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT) cria a norma NBR6163 “Conceitos da Técnica de Usinagem – Geometria da Cunha de Corte”

Nesta segunda norma DIN, nota-se a distinção entre os ângulos da ferramenta e os ângulos efetivos de trabalho. Os primeiros são obtidos de maneira direta na ferramenta e são invariáveis com a mudança de posição da ferramenta, não dependendo assim das condições de usinagem. Os ângulos efetivos ou de trabalho referem-se à ferramenta em operação, ou seja, variando-se a posição de alguns dos elementos físicos da ferramenta no processo de corte, resultará na variação destes, fazendo com que o estudo da variação destes ângulos no processo de usinagem juntamente com os ângulos da ferramenta seja de extrema importância.

Alguns pontos desta norma descritos a seguir (figura 2.14)

- ✓ denomina-se cunha cortante à parte da ferramenta na qual o cavaco se origina, através do movimento relativo entre ferramenta e peça. As arestas que limitam as superfícies da cunha são as arestas de corte, podendo ser retilíneas, angulares ou curvilíneas.
- ✓ superfícies de folga são as superfícies da cunha cortante que defrontam com as superfícies de corte. São também chamadas superfícies de incidência. Estas superfícies podem ter um chanfro junto à aresta de corte
- ✓ superfície de saída é a superfície da cunha cortante, sobre a qual o cavaco se forma. Semelhantemente à superfície de folga, esta superfície também pode ser chanfrada.
- ✓ aresta principal de corte é a aresta de corte, cuja cunha de corte correspondente indica a direção de avanço no plano de trabalho
- ✓ aresta lateral de corte é a aresta de corte, cuja cunha de corte correspondente não indica a direção de avanço no plano de trabalho
- ✓ a ponta de corte é a ponta na qual se encontram a aresta principal e a lateral de corte de uma mesma superfície de saída

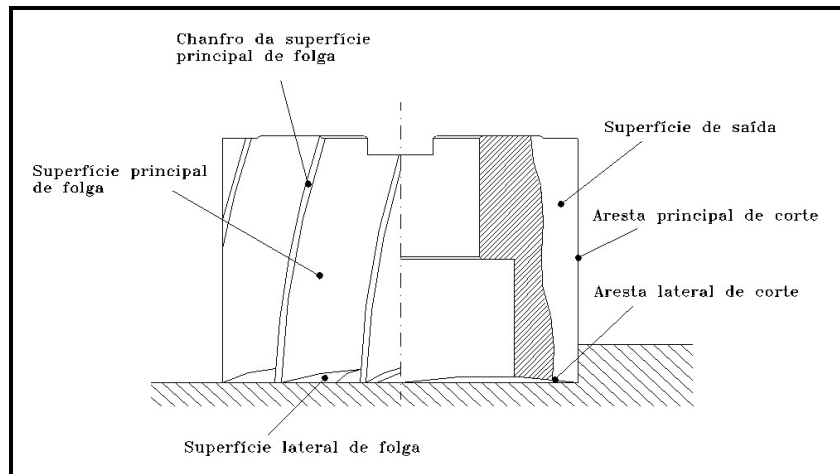


Figura 2.14 – Superfícies, arestas e ponta de corte de uma fresa (FERRARESI, 1970)

2.3.5) Tipos Fundamentais de Fresamento.

Segundo a posição do eixo árvore da máquina-ferramenta, o fresamento é classificado em fresamento horizontal (quando o eixo-árvore está na posição horizontal), fresamento vertical ou fresamento inclinado. A disposição dos dentes ativos da fresa classifica a operação em: fresamento periférico (ou tangencial); fresamento plano periférico; fresamento plano frontal (ou simplesmente frontal) e fresamento plano frontal periférico. O fresamento tangencial pode ser conceituado como sendo o fresamento no qual as arestas principais de corte da ferramenta estão situadas na periferia da fresa (isto é, na sua superfície de revolução), gerando a superfície da peça.

O fresamento tangencial ainda pode ser dividido, quanto ao sentido dos movimentos em fresamento concordante e discordante.

Para melhor entendimento sobre as diferenças entre fresamento concordante e discordante, faz-se importante que se defina o ângulo de contato percorrido pelo dente no processo de usinagem. Define-se como ângulo de contato “ ϕ ” o ângulo delimitado pela linha radial que passa pelo centro da fresa até o ponto de contato dente-peça e uma outra linha radial que passa pelo ponto onde a espessura de cavaco é zero.

A definição clássica para fresamento concordante é relatada como sendo o fresamento no qual, na região de penetração do dente da fresa na peça, o sentido do movimento de corte, conforme pode ser visualizado na figura 2.15, coincide (concorda) com o sentido do movimento

de avanço. Neste tipo de movimento, a aresta de corte ao penetrar na peça, o faz com espessura máxima de cavaco (ponto “B”) e prossegue até atingir um valor de espessura igual a zero no ponto A (FERRARESI, 1970). Com o auxílio da definição do ângulo de contato, pode-se concluir que fresamento concordante é aquele no qual o ângulo ϕ começa com um valor máximo e decresce até zero (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2001b)

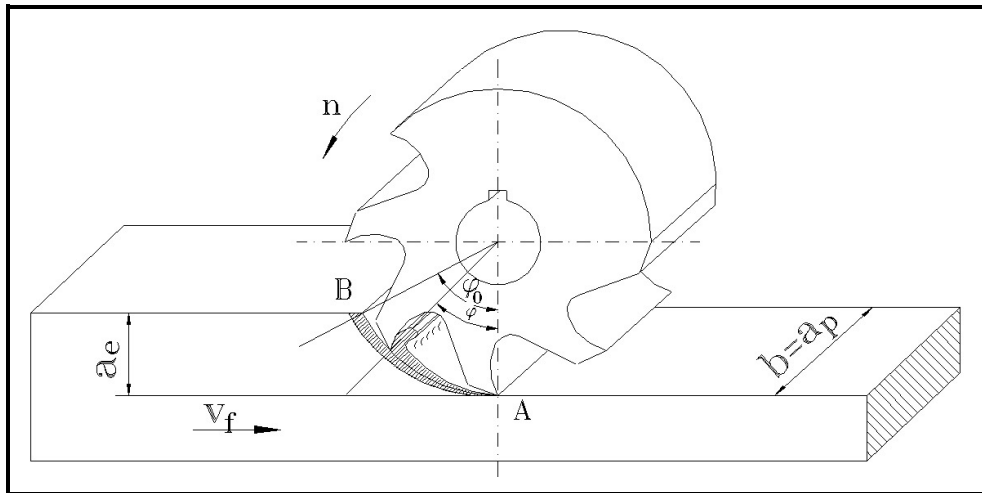


Figura 2.15 -Fresamento tangencial com sentido de movimento concordante

Tem-se na figura 2.16 a representação gráfica da seção transversal do cavaco como também os demais ângulos e parâmetros geométricos envolvidos no fresamento. No item 2.3.7, espessura de cavaco, estudar-se-á com mais detalhes os cálculos envolvidos para determinação da espessura de cavaco, no qual retornar-se-á a estes parâmetros

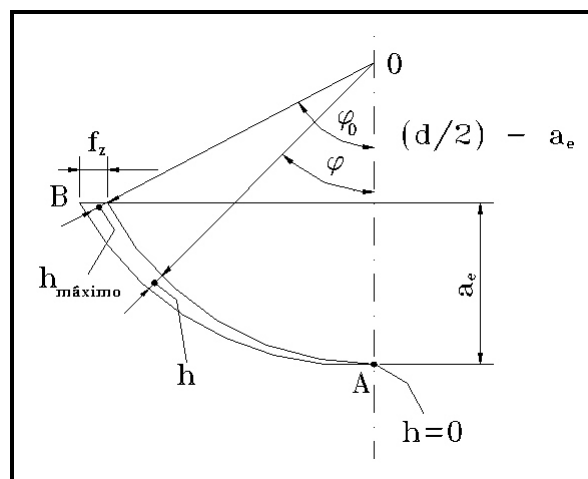


Figura 2.16 – Representação gráfica da seção transversal do cavaco

No fresamento discordante, conforme pode ser visualizado na figura 2.17, por outro lado, o sentido do movimento de corte, na região de penetração do dente na peça é contrário (discorda) ao sentido do movimento de avanço. Neste fresamento, a espessura de corte “ h ” aumenta progressivamente de zero (ponto “A”) até um valor máximo (ponto “B”). Para este sentido de movimento, o ângulo ϕ cresce de zero a um valor máximo.

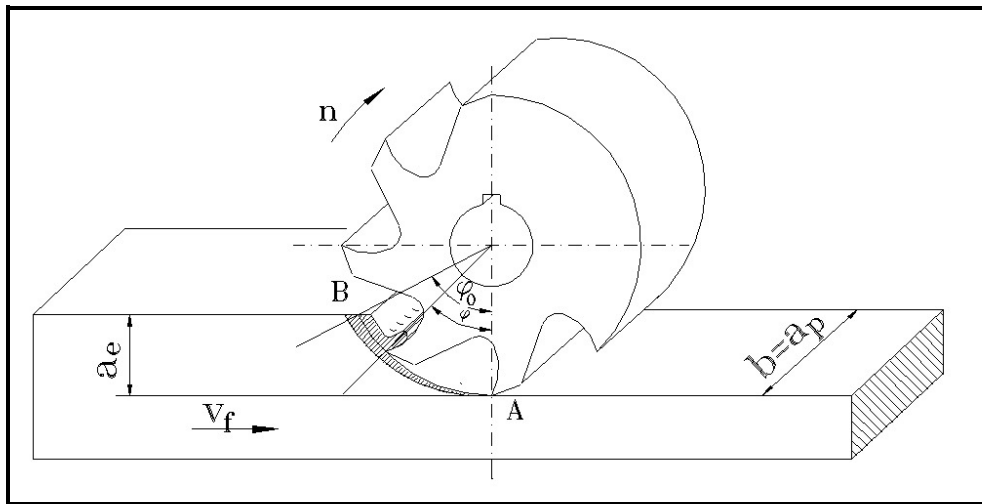


Figura 2.17 -Fresamento tangencial com sentido de movimento discordante

Neste sentido de movimento, ao iniciar-se o processo de corte, inicialmente há um atrito extremo entre a ferramenta e a peça (com conseqüente deformação elástica, plástica e formação de calor nesta região) até o instante em que a pressão da aresta de corte sobre esta atinge um valor capaz de vencer a tensão de ruptura do material, fazendo com que a aresta de corte penetre o material e ao final do corte, com os movimentos de usinagem, retire um cavaco em formato de vírgula.

Neste sentido de corte, conforme já mencionado no parágrafo anterior, no início da operação de usinagem de cada dente, devido ao fato destes não iniciarem o corte instantaneamente, existe uma componente perpendicular à direção de avanço no plano de trabalho que tende a afastar a ferramenta da peça enquanto que, no fim da operação de um dente, a aresta cortante tende a puxar a peça em sua direção. A alternância desta componente da força de usinagem, aliada às deformações elásticas da fresa e da peça, produz vibrações indesejáveis, que prejudicam o acabamento superficial e a tolerância da peça fresada.

No fresamento concordante, a alternância da componente da força de usinagem perpendicular ao avanço já não existe, já que esta componente da força sempre tem o mesmo sentido, isto é, sempre empurra a peça. Porém, ainda existem inconvenientes. A aresta de corte ao penetrar a peça o faz com “ $h_{\text{máximo}}$ ” e prossegue o corte até atingir um valor de “ h ” igual a zero. Por isto, nas peças que apresentam uma camada superficial endurecida (crosta de fundição ou de forjamento, por exemplo) o contato inicial da aresta cortante se dá em condições desfavoráveis, o que diminui a vida da ferramenta. Outro inconveniente é que a componente da força de usinagem na direção de avanço possui o mesmo sentido de avanço da mesa. Assim, a porca do sistema de avanço da máquina (sistema fuso-porca que está preso à mesa), para poder fazer a mesa andar para este sentido de corte, tem que fazer força no fuso no sentido oposto. Esta força, portanto, também está no sentido oposto da força de usinagem no sentido do avanço e é de módulo variável, devido à variação da espessura de corte. Com isto, a força resultante sobre o fuso da máquina varia em módulo e em sentido, o que no passado, devido à tecnologia empregada nas fresadoras (sistema que permitia folga entre fuso e porca) e ao fato desta força na maioria das situações ser superior à força de atrito entre a mesa da fresadora e suas guias, gerava vibração. Atualmente, com o advento dos novos Centros de Usinagem, os quais se utilizam da tecnologia de fuso e porca com esferas re-circulantes e pressão de contato ajustável e já pré-tensionadas (denominada “pré-carga”), pode-se afirmar que tal efeito foi minimizado a tal ponto, que chega a ser insensível no processo. Com isto, em geral, o fresamento concordante possibilita melhor acabamento superficial da peça, sendo por isto, preferido na maioria dos casos. (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2001b),

No fresamento frontal (aquele em que a superfície gerada é perpendicular ao eixo da fresa) esta definição de fresamentos concordante e discordante não pode ser totalmente aplicada. Nos fresamentos frontais simétricos de rasgo (figura 2.18A) e comum (figura 2.18B), a definição realmente não se aplica, pois na primeira metade do contato do dente da fresa com a peça, a espessura de corte cresce (o que poderia ser chamado de corte discordante) e na segunda metade deste contato, a espessura diminui (o que poderia ser chamado de corte concordante).

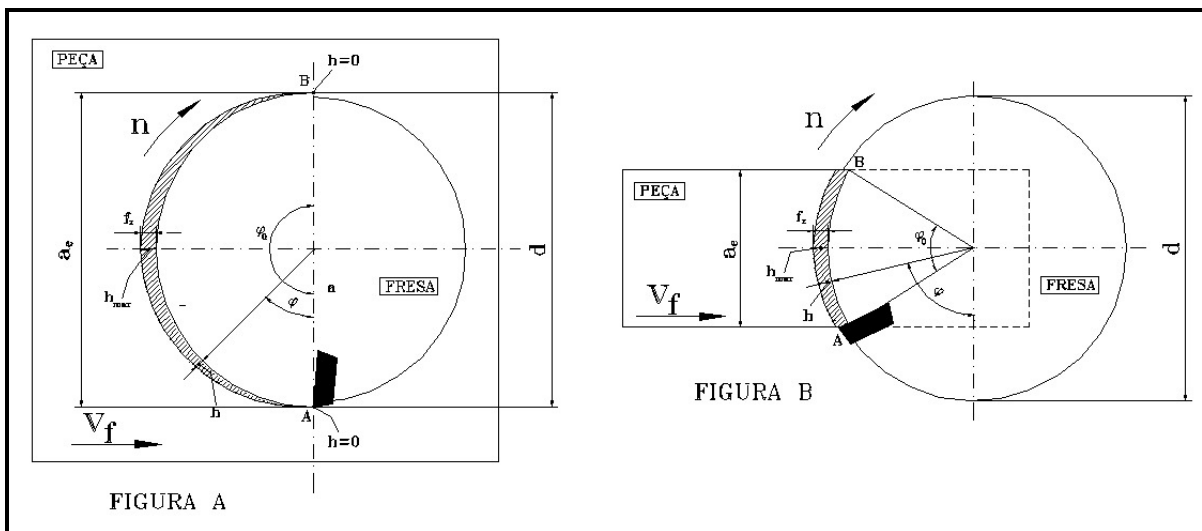


Figura 2.18 – a) Fresamento frontal simétrico de rasgo, b) Fresamento frontal simétrico Comum

Outros tipos de posicionamentos da fresa em relação à peça e nas relações geométricas entre diâmetro da peça e largura da fresa, tem-se os fresamentos frontais assimétricos. Tem-se esta definição em função do fato do corte não ser realizado com o eixo central da fresa posicionado no centro da largura fresada “ a_e ” de simetria da fresa. Pode-se nestes casos pensar em fresamento discordante (figura 2.19A) quando, na maior parte do contato do dente com a peça, a espessura do corte crescer e em fresamento concordante (figura 2.19B), quando, na maior parte do contato do dente com a peça, a espessura do corte decrescer. Nestes casos, também se aplicam as vantagens e desvantagens destes tipos de fresamento citadas anteriormente quando se comentou sobre o fresamento tangencial.

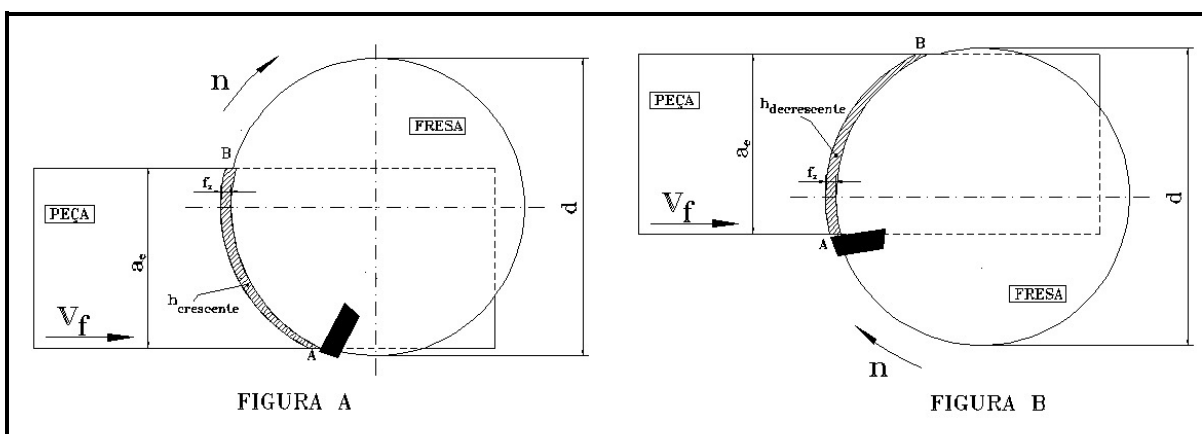


Figura 2.19 – a) fresamento com espessura de cavaco crescente, b) fresamento com espessura de cavaco decrescente

Para todos os posicionamentos da fresa em relação à peça ilustrados nas figuras 2.18 e 2.19, tem-se a trajetória da ferramenta e conseqüente formação do cavaco sendo representados como arcos ou semi-arcos perfeitos. Entretanto 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 simétrico perfeito e sim arcos ou semi-arcos com curvatura assimétrica totalmente dependentes do avanço por dente e do posicionamento da fresa no corte (LI, LIU e LI, 2001). Essa diferença entre a trajetória real e a teórica faz com que exista uma diferença entre a espessura real e a teórica do cavaco. O modelo matemático proposto por Li, Liu e Li (2001) demonstrou a espessura real do cavaco não-deformado, servindo para o modelamento analítico e numérico do processo de fresamento. Como pode-se constatar na figura 2.20, para o fresamento frontal simétrico de rasgo, 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 idêntico nas duas metades da formação, acarretando assim um aumento da força de corte para a segunda metade do corte.

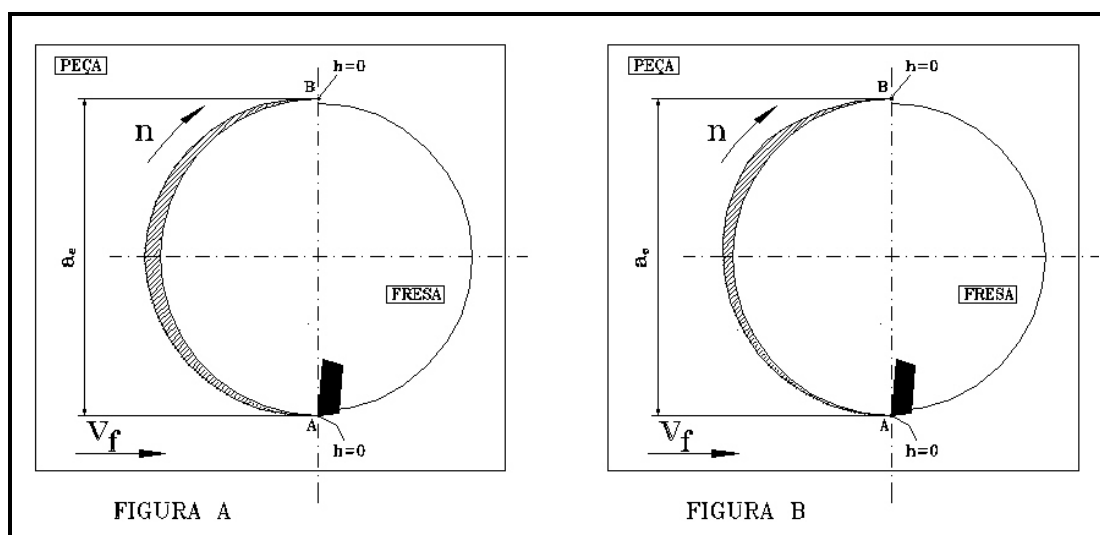


Figura 2.20 – a) Perfil teórico, b) perfil real do cavaco não-deformado (LI, LIU e LI, 2001)

2.3.6) Considerações sobre o posicionamento da fresa em relação ao corte.

Algumas considerações devem ser realizadas na escolha entre corte simétrico e assimétrico quando toda superfície plana está sendo fresada, como é o caso das figuras 2.21A, 2.21B e 2.21C. Para o fresamento simétrico descrito na figura 2.21A, tem-se a direção das forças radiais variando

de sentido à medida que a aresta de corte ultrapassa a linha de centro da peça, o que poderá levar a vibrações e a quebra prematura da aresta. Este problema pode ser minimizado quando tem-se mais de um dente simultaneamente no corte, que pode ser obtido ou pelo aumento do número de dentes ou escolha de uma fresa de menor diâmetro. Quando o corte é assimétrico (figuras 2.21B e 2.21C), a variação da direção da componente radial é bem menor, fazendo com que haja menor tendência à vibração (SANDVIK COROMANT, 1994a; DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2001b).

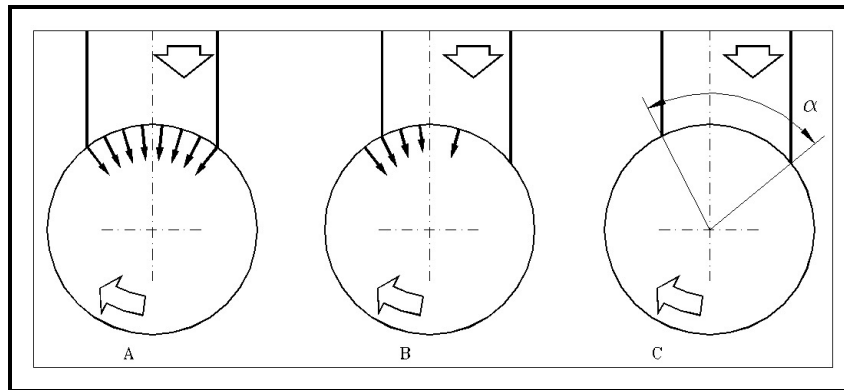


Figura 2.21 – Representação gráfica das direções das forças radiais nos cortes simétricos e assimétricos (SANDVIK COROMANT, 1994a)

Por outro lado, o comprimento de contato é afetado pelo posicionamento da fresa sendo que a vida da ferramenta pode ser descrita como sendo o comprimento de corte que a fresa tem de percorrer. A fresa posicionada simetricamente fornece o menor comprimento de contato sendo que este vai aumentando à medida que o centro da fresa vai sendo deslocado do eixo de simetria da peça. Porém, como na grande maioria dos casos para o fresamento frontal, o fim de vida de uma fresa não é determinado em relação ao desgaste causado pelo contato (atrito) fresa-peça, mas sim devido a avarias como lascas e trincas causadas pelo choque e pela variação térmica inerentes ao processo, o corte assimétrico pode apresentar vantagens.

Entre as situações de corte discordante e corte concordante, segundo Pekelharing (1984) e Sandvik Coromant (1994a) deve se estar atento à saída do dente do corte quando este é efetuado de maneira discordante, pois este se dá com espessura de corte grande, podendo gerar trincas na aresta. Pekelharing afirma que uma das causas do excessivo lascamentos de pastilhas de metal duro no fresamento é um fenômeno que denominou de “formação de pé” (foot forming). Quando a aresta de corte está prestes a sair da peça, causa uma rotação em torno da zona primária de

cisalhamento, tornando o ângulo de cisalhamento negativo e instantaneamente aumentando os esforços de corte. Quanto maior a espessura de corte na saída da aresta do corte, maior é a intensidade deste fenômeno. A intensidade do fenômeno também é influenciada quando tem-se geometria negativa no corte. Para o caso de alguns aços, visualmente pode ser verificada a formação de rebarba e para o caso do ferro fundido, microlascamentos da parede de saída do corte. A regra geral é preferir a relação de diâmetro versus “ a_e ” que possibilite a menor espessura de cavaco na saída do corte. A figura 2.22 ilustra a situação de saída do inserto para as situações onde “ a_e ” é inferior a “ $D/2$ ”, igual a “ $D/2$ ” e superior a “ $D/2$ ” (situações A, B e C respectivamente).

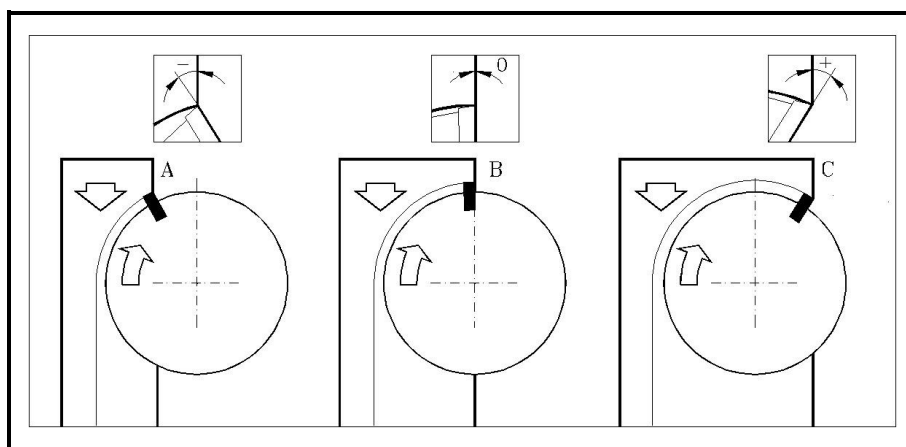


Figura 2.22 – Posicionamento do centro da fresa relativo ao modo de saída do dente no corte (Sandvik Coromant, 1994a)

Diniz e Caldeirani (1999) realizaram diversos ensaios com fresa frontal de facear com pastilhas intercambiáveis de metal duro recoberto ISO P25 no corte de aço 1045. Nestes ensaios os autores variaram o valor de “ j ”, parâmetro este que define em cortes assimétricos com espessura inicial de cavaco diferente de zero, a relação entre o diâmetro da fresa e a dimensão na qual não há corte, conforme pode ser visualizado na figura 2.23. Os autores variaram em seus ensaios o parâmetro “ j ” desde de um valor bem pequeno (3,8 % do diâmetro da fresa – assimétrico discordante) fazendo com que a espessura de corte fosse pequena na entrada do dente no corte e conseqüentemente uma energia de choque dente-peça também pequena, até um valor bem grande (26,2% do diâmetro da fresa – assimétrico concordante), passando pelo corte simétrico, onde “ j ” era 15% do diâmetro da fresa, já que a largura da peça era de 70% do diâmetro da fresa.

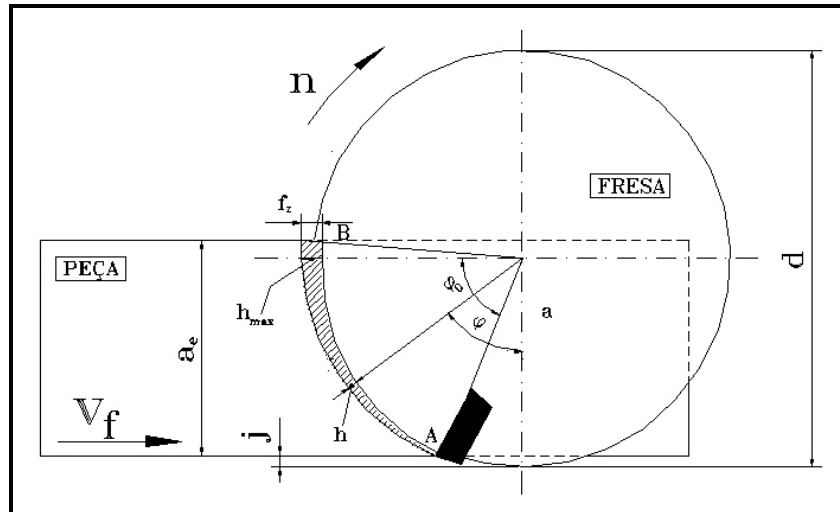
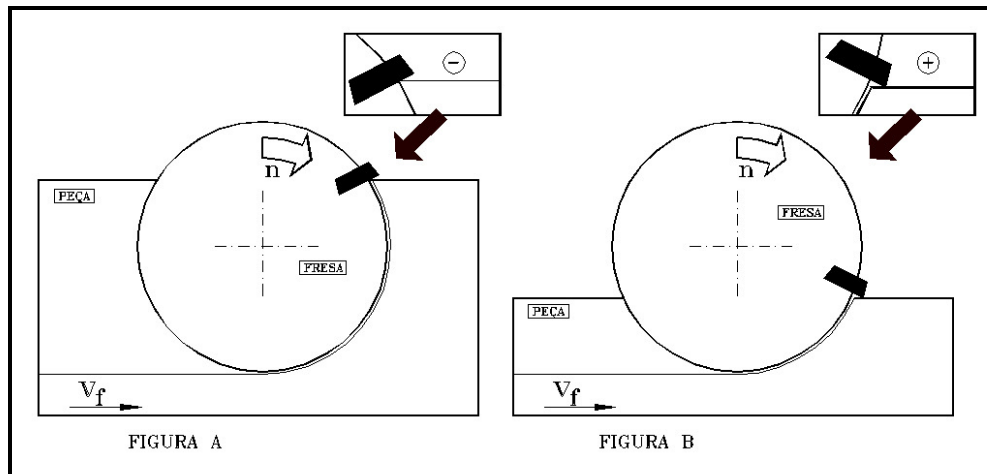


Figura 2.23 - Fresamento Frontal assimétrico mostrando a dimensão “J”

Os resultados destes ensaios demonstraram que à medida que “j” cresce, a ferramenta passa a lascrar mais e sua vida diminui substancialmente. Segundo os autores, a diferença da vida da ferramenta entre o corte assimétrico discordante com o menor “j” e o corte simétrico foi de 24% e de mais de 100%, quando comparado com o corte simétrico concordante (com o maior “j” utilizado). Este resultado é muito interessante, pois mostra que uma simples modificação da posição da fresa em relação à peça, que não implica em nenhuma outra mudança no processo como aumento do tempo de corte, dano à rugosidade da superfície usinada etc. pode significar uma economia substancial de ferramenta. Deve-se entretanto ser aqui lembrado que, em variando-se a classe do Metal Duro para uma classe mais tenaz (por exemplo um metal duro P45 fosse usado ao invés do P25), esta ferramenta seria mais resistente ao choque e, conseqüentemente, ter menor lascamento do que a classe utilizada no ensaio. Assim o fato de se ter “j” pequeno poderia não ter tanta influência e, provavelmente, o desgaste da ferramenta (e não as avarias) seria o fator que determinaria seu fim de vida, fazendo com que o corte simétrico fosse mais interessante, pois o contato ferramenta-peça seria menor e, conseqüentemente, o desgaste também.

Ilustrando melhor o contato inicial do dente da fresa no início do corte, na figura 2.24A e 2.24B, (Sandvik Coromant, 1994a) pode se verificar claramente a influência do parâmetro “j” na entrada do dente da fresa no corte.



Figuras 2.24A e 2.24B – Posicionamento de entrada no corte quando a_e é superior a $\frac{1}{2}d$ e inferior a $\frac{1}{2}d$ respectivamente (Sandvik Coromant, 1994a)

Ainda se tratando de posicionamento entre fresa e peça, Olvera e Barrow (1998), estudaram a influência do ângulo formado entre peça e ferramenta no momento de saída desta na formação de rebarbas na operação de faceamento do aço médio carbono

Em termos de geometria dos dentes da fresa, outros itens também devem ser levados em consideração. Primeiramente com relação ao ângulo de posição χ_r . Normalmente só se utiliza fresa com $\chi_r = 90^\circ$, conforme pode ser visto na figura 2.25 quando os requisitos geométricos da peça assim o exigem. Em caso contrário, recomenda-se uma fresa com ângulo de posição menor

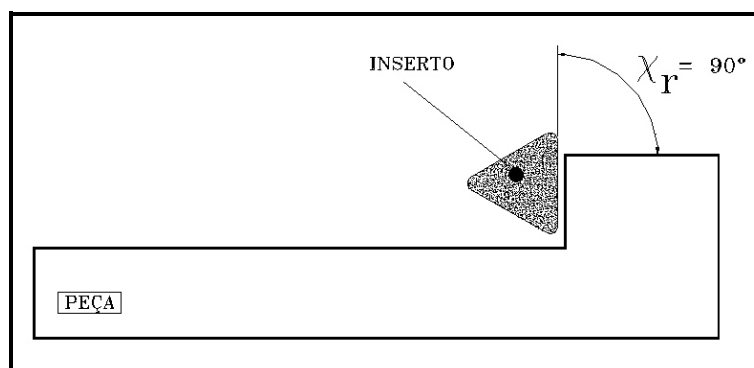


Figura 2.25 – Ângulo de posição entre fresa e peça

Tal recomendação é fundamentada nas seguintes razões:

- ✓ a saída do cavaco é dificultada e com isto, aumenta-se a possibilidade de novo recorte de cavaco, o que torna o corte e o resultado deste com menor previsibilidade

- ✓ o ângulo de posição de 90° graus implica em maior força radial do que axial, significando em maior tendência à vibração, principalmente no caso de grandes comprimentos da fresa em balanço.
- ✓ para ângulos de posição próximos a 90° graus, devido à necessidade de se ter ângulo secundário de posição maior que zero graus (em torno de 5°) para que haja a redução de atrito, o ângulo de ponta da ferramenta tem que ser menor que 90° graus e, assim, tem-se um enfraquecimento da ponta da ferramenta

As fresas frontais com pastilha de metal duro são classificadas em três tipos: duplo-negativa, duplo positiva e positivo-negativa (figura 2.26), conforme Sandvik Coromant, 1994a; Diniz; Marcondes; Coppini, 2001b e Ingersoll, 2004.

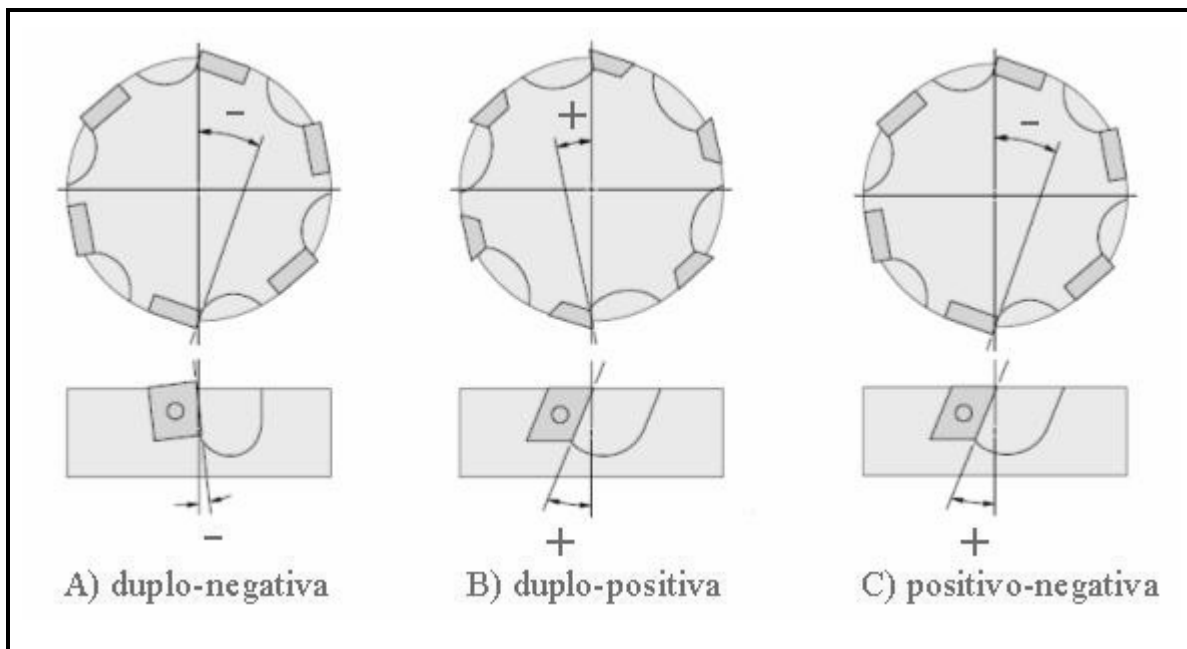


Figura 2.26 – Geometria das fresas frontais com pastilhas intercambiáveis (INGERSOLL 2004)

- ✓ fresa duplo-negativa (figura 2.26A): Os ângulos de saída e de inclinação são negativos. Nestas fresas há o benefício de se ter arestas de cortes nas duas faces dos insertos, o que significa uma boa economia e arestas de corte mais reforçadas. Devido a esta geometria de fresa, tem-se uma grande deformação do cavaco e conseqüentemente, elevação dos esforços de corte. Face a isto, tradicionalmente é a primeira opção para o desbaste de materiais que formam cavaco de ruptura ou nos casos em que se receia a quebra da aresta de corte. Esta geometria é a mais

resistente de todas, possibilitando avanços altos por dentes e esforços de corte consideráveis. O acréscimo dos esforços de corte para esta geometria irá consumir mais potência do equipamento, como também exigir maior rigidez do sistema máquina, peça e sistema de fixação

- ✓ fresa duplo-positiva (figura 2.26B): Os ângulos de saída e de inclinação são positivos. Nestas fresas não há a possibilidade de se ter arestas de corte nas duas faces do inserto. Como há espaço para saída do cavaco, este se deforma menos e como consequência, os esforços de corte são reduzidos. Recomenda-se seu uso em materiais dúcteis e ou sujeitos a encruamentos, máquinas com pouca rigidez ou com baixa potência no eixo árvore. Fresas duplo-positivas provêm a mais eficiente ação de corte devido ao fato do ângulo de cisalhamento ter sido reduzido
- ✓ fresa positivo-negativa: Conforme pode ser visualizado na figura 2.26C, o ângulo de saída é negativo e o ângulo de inclinação é positivo, combinando assim algumas das vantagens de ambos os casos citados anteriormente. Um ângulo de saída negativo provê uma aresta de corte reforçada enquanto que o ângulo de posição positivo provê uma ação de cisalhamento. Este último direciona os cavacos para cima e para longe da peça, prevenindo assim o recorte de cavacos como também eliminando boa parte do calor dos cavacos sobre a superfície da peça. Esta geometria faz com que haja uma redução na potência de corte

2.3.7) Variação da Taxa de Avanço.

Paralelamente à variação da posição de entrada da ferramenta no corte, a variação da taxa de avanço durante a operação de usinagem tem também obtido espaço e surgido como um método significativo de aumentar a vida da ferramenta, particularmente na usinagem de materiais considerados de difícil usinabilidade. Para o fresamento e para os aços inoxidáveis, Balazinski e Ennajimi (1994) e Klim, Ennajimi, Balazinski e Fortin (1996) estudaram o comportamento da usinagem com taxa de avanço variada sobre a vida da ferramenta. Para o tipo de ensaio realizado, em que se determinou os avanços máximos e mínimos e este variando como uma curva senóide dentro do intervalo de tempo de usinagem, os resultados demonstraram que pode-se ter um acréscimo na vida da ferramenta de até 43% quando comparado à mesma usinagem, porém com taxa de avanço constante.

Comercialmente, a otimização da rotação do eixo árvore, da taxa de avanço ou ambas em relação às condições de corte (as mais comuns são volume removido, profundidade de corte, profundidade radial de corte etc), pode ser encontrada somente em alguns poucos softwares de simulação de usinagem e ainda como recurso avançado. Nestes softwares, cabe ao usuário criar as bibliotecas, definindo as ferramentas de corte e em relação a qual condição de corte esta será otimizada. Pode-se visualizar na figura 2.27 uma das páginas de configuração de parâmetros de otimização em uma das bibliotecas de um dos softwares disponíveis no mercado.

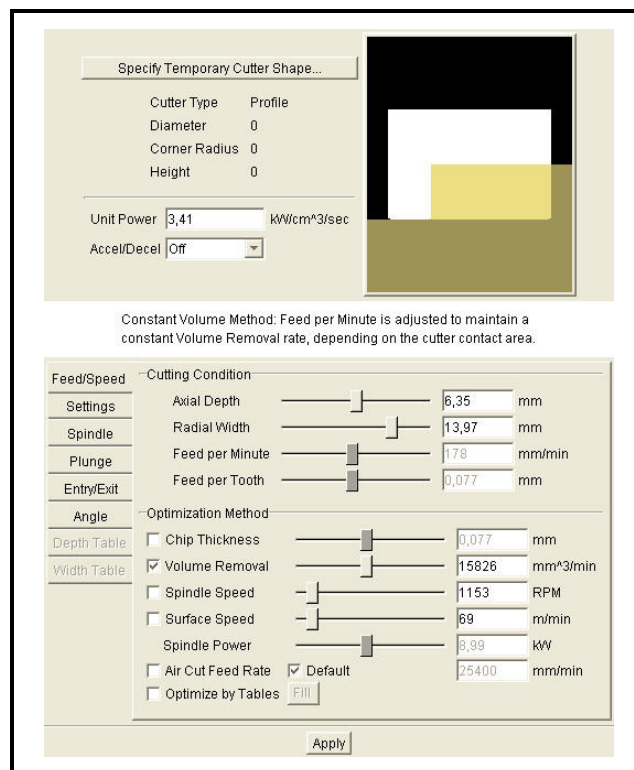


Figura 2.27 – Uma das páginas de configuração do recurso “OptiPath” do software de simulação Vericut

2.3.8) Espessura de cavaco

Neste item, está se avançando sobre a abordagem citada anteriormente no item 2.3.5, “considerações sobre o posicionamento da fresa em relação ao corte”. No item “posicionamento”, as considerações eram relevantes ao impacto inicial entre dente e peça. Quando aborda-se espessura de cavaco máxima, a preocupação está focalizada nos máximos esforços suportados por um dente no corte. Em catálogos de fabricantes de ferramentas de corte, para se simplificar o entendimento sobre este assunto, não se trata sobre espessura máxima de cavaco e sim a simples

substituição por avanço por dente, que em determinadas condições é válida, simplifica o cálculo da velocidade de avanço, porém traz perdas no processo.

No fresamento, quando o centro da ferramenta não está posicionado geometricamente dentro da profundidade radial de corte “ a_e ” (largura fresada), a espessura do cavaco será sempre menor que o avanço por dente “ f_z ”, conforme pode ser visto na figura 2.28. A espessura máxima de cavaco “ h_{max} ” deve ser ajustada em relação ao material de peça, evitando assim a sobrecarga de esforços na aresta de corte. (SANDVIK COROMANT, 1994a).

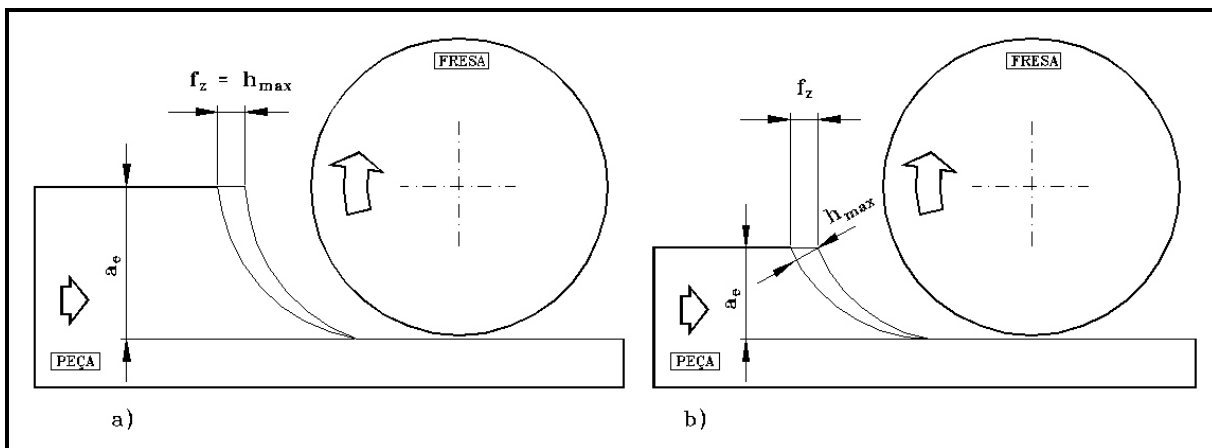


Figura 2.28 – a) espessura máxima do cavaco igual ao avanço por dente, b) espessura máxima do cavaco inferior ao avanço por dente

Conforme observado, para um mesmo avanço por dente, a espessura máxima do cavaco não é idêntica a este quando o centro da fresa não está posicionado dentro da profundidade radial de corte e desta maneira, o valor de f_z não é um parâmetro suficientemente representativo para se determinar com exatidão uma determinada condição de usinagem. Para estes casos, um outro parâmetro adquire mais importância e representatividade: a espessura média do cavaco.

A espessura média do cavaco não é de difícil cálculo. Esta leva em consideração o diâmetro da fresa, das relações geométricas de posicionamento entre fresa e peça e do avanço por dente (figura 2.29) e seu valor pode ser calculado com base na equação 2.1 (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2001b).

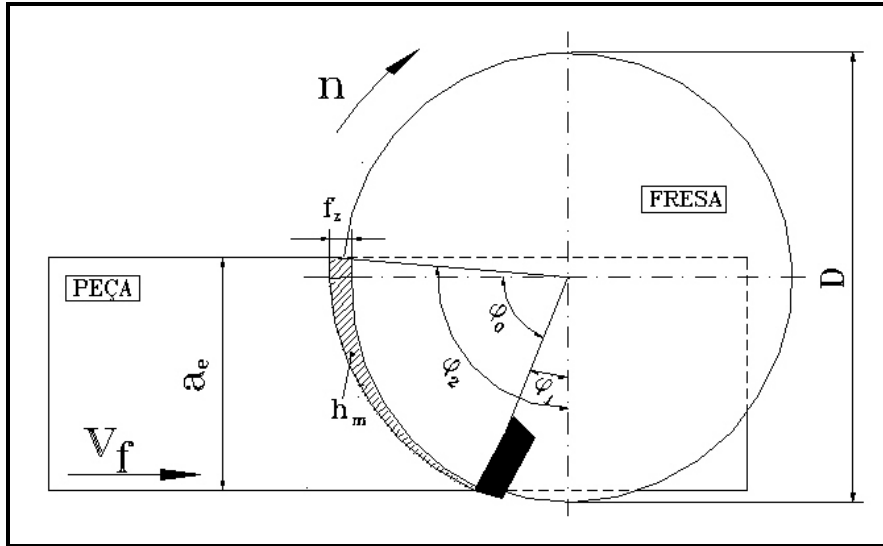


Figura 2.29 – Parâmetros envolvidos no cálculo da espessura média do cavaco

$$h_m = \frac{1}{\varphi_2 - \varphi_1} f_z \sin \chi_r (\cos \varphi_1 - \cos \varphi_2) \quad (2.1)$$

onde:

h_m = espessura média de cavaco

f_z = avanço por dente

χ_r = ângulo de posição

φ_2 = ângulo entre o ponto de saída (ou entrada no fresamento concordante) do dente e o ponto externo da fresa, estabelecido paralelamente à direção da velocidade de avanço. Como existem dois pontos paralelos possíveis, para o fresamento discordante, o ponto é sempre o mais próximo ao da entrada do dente no corte.

φ_1 = ângulo entre o ponto de entrada (ou saída no fresamento concordante) do dente e o ponto externo da fresa, estabelecido paralelamente à direção da velocidade de avanço. O ponto externo da fresa é o mesmo ponto utilizado no caso anterior

φ_0 = ângulo de contato percorrido pelo dente na peça

Para o caso de fresamento tangencial em que este se caracteriza por ter ou a entrada do dente no corte igual a zero ou a saída deste e para um ângulo de posição da fresa igual a 90 graus, a equação pode ser simplificada (equação 2.2).

$$hm = \frac{1}{\phi_0} f_z \left(\frac{2a_e}{D} \right) \quad (2.2)$$

2.3.9) Cálculo da potência de corte

Devido às características do processo de fresamento, a potência de corte consumida na operação varia a todo instante. A variação que trata este item não é aquela ocasionada pelo corte interrompido, pois esta variação se tem também, por exemplo, em peças complexas sujeitas à operação de torneamento, em que este é uma das últimas operações e detalhes na peça já foram realizados previamente. A variação a que se refere aqui é aquela ocasionada pela característica do fresamento, em que se tem um ou mais dentes no corte e pela variação da espessura do cavaco (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2001b).

Na prática, tanto no fresamento tangencial como no fresamento frontal, a potência necessária não é calculada pela potência máxima, mas sim pela potência média e esta é calculada através de um valor médio da força específica de corte “ k_c ”

A força específica de corte é um importante fator para se determinar a potência necessária para uma operação de usinagem. Seu valor é determinado como sendo a força tangencial necessária para se cortar um cavaco com uma seção de um milímetro quadrado. Concluindo, é a força de corte “ f_c ” dividida pela área “ A ” não deformada do cavaco (figura 2.30). Para um aço médio carbono, seu valor é próximo a 2000 N/mm², enquanto para uma liga típica de alumínio deve estar próxima a 800 N/mm² (SANDVIK COROMANT, 1994a)

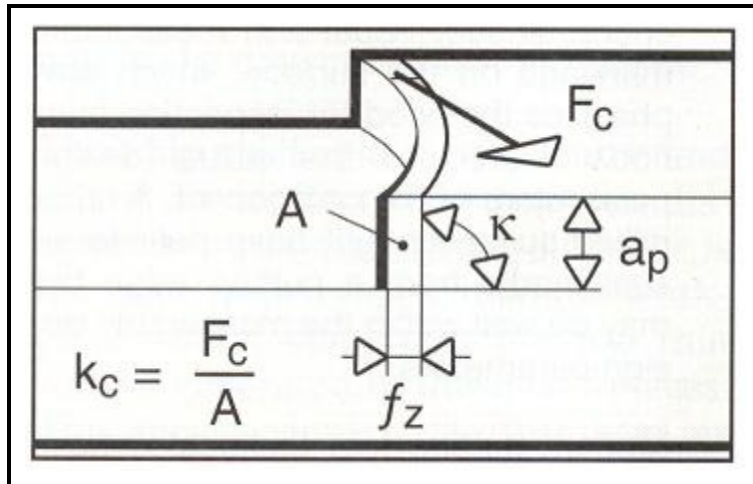


Figura 2.30 – Representação gráfica da força tangencial de corte

Em fresamento, existem uma série de fatores que afetam o consumo de potência para uma determinada operação de fresamento. Para exemplificar, pode-se considerar a diferença entre o desbaste pesado em uma peça de aço versus o faceamento de acabamento de uma peça de ferro fundido, que são executadas com ferramentas de geometrias e diâmetros de ferramentas diferentes. Existem diversas maneiras extremamente complicadas em se calcular a potência necessária para estas duas operações, mas existem algumas fórmulas aproximadas com as quais tem-se um valor de referência. Para este trabalho, a fórmula considerada (equação 2.3) inclui a quantidade de material removida, a força específica de corte e o rendimento do eixo árvore.

$$P_c = \frac{a_p \cdot a_e \cdot v_f \cdot k_c}{60037200 \cdot \eta} \quad (2.3)$$

onde:

P_c = potência de corte

a_p = profundidade axial de corte

a_e = profundidade radial de corte

v_f = velocidade de avanço

k_c = força específica de corte

η = rendimento do conjunto eletromecânico do eixo árvore.

2.4) Revestimentos de Ferramentas

O revestimento sobre a ferramenta de metal duro tem o objetivo de aliar a tenacidade existente nesta com as propriedades mecânicas superficiais melhoradas pelas características de cada material de cobertura, evitando assim que os mecanismos químicos e físicos de desgaste atuem na ferramenta. Atualmente diversos materiais têm sido utilizados como cobertura de ferramentas, tais como TiN, TiC, Al_2O_3 , TiAlN, entre outros, todos estes com dureza extremamente elevada, melhorando consideravelmente a resistência ao desgaste da ferramenta. A escolha do tipo de revestimento a ser utilizado e seu processo de deposição depende diretamente do tipo de cavaco formado durante a operação, tanto como do tipo de operação realizada (BOUZAKIS et al., 2000). No mercado, as espessuras de revestimentos mais utilizados variam de 2 a $12\mu\text{m}$, 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.

Entre as várias técnicas de revestimento, uma específica, a deposição do filme da cobertura utilizando a fase vapor, vem adquirindo cada vez mais importância. Em função disso, novos processos de coberturas, novos materiais e novas propriedades para revestimentos estão sendo continuamente investigados. A deposição química de vapor (CVD) e a deposição física de vapor (PVD) e os seus subgrupos são os representantes principais desta técnica de revestimento

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 (entre 200 a 500°C) e virtualmente não tem nenhum impacto na resistência a ruptura transversal do material revestido. Neste processo, as taxas de deposição típicas variam de 10 a 100 angstroms/segundo. Apresenta como vantagem uma gama enorme de materiais de ferramenta que podem ser revestidos usando um procedimento de deposição ambientalmente limpo. Os revestimentos podem ser de um único material, camadas com uma variação gradual de composição, múltipla camadas ou camadas muito espessas. Este processo tem o benefício de permitir que a espessura das camadas depositadas seja menor o que é interessante pois em muitos processos tem-se a necessidade 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 para que uma nova camada venha a ser depositada, tornando assim o processo mais demorado (HOLLECK e SCHIER, 1995).

Apesar das desvantagens anteriormente citadas para o processo CVD, este não pode ser ainda totalmente descartado. Outros fatores, tais como a operação de usinagem, ainda podem determinar o processo de deposição. De um modo geral, em operações de corte contínuo, como torneamento, um requisito importante da cobertura é uma boa aderência com o substrato da ferramenta, item favorável ao revestimento CVD, resultando assim na maior utilização deste. Em operações de corte interrompido, como fresamento, os requisitos tenacidade, e resistência à oxidação, resistência à fadiga se tornam muito mais frequentes e importantes. Devido à técnica empregada no processo PVD, tensões residuais de compressão na superfície do material da ferramenta fazem com que esta se torne mais resultante a fadiga, indicando assim, para operações de corte interrompido o revestimento PVD (KLOCKE e KRIEG, 1999).

Pode-se então concluir que o conhecimento das características do processo fazem com que a escolha do processo de revestimento se torne menos complicada, entretanto mais fatores são levados em consideração. Um exemplo simples é a usinagem com ou sem refrigeração. Prengel et al (2001) estudaram o comportamento da cobertura PVD mono e multicamadas no fresamento com e sem refrigeração do ferro fundido. Os resultados demonstraram que a cobertura monocamada obteve um resultado superior à cobertura multicamada na usinagem com refrigeração, entretanto na usinagem sem refrigeração, os resultados inverteram, ou seja, a cobertura multicamada obteve resultado superior à monocamada.

2.5) Desgastes e avarias na operação de fresamento

No princípio da utilização das ferramentas de corte, o parâmetro “fim de vida da ferramenta” podia ser descrito como somente o valor no qual a ferramenta não podia mais cortar um determinado material. Nos tempos atuais, os parâmetros determinantes são também relacionados a requisitos dimensionais, acabamento, formação de cavaco e uma vida de

ferramenta possível de determinar com uma certa previsibilidade (SANDVIK COROMANT, 1994b).

A seleção da ferramenta correta é crítica para se obter a máxima produtividade durante a usinagem, especialmente a escolha do material da ferramenta e sua geometria, mas estes dois sofrem influência também da escolha correta do sistema de fixação da peça e do porta-ferramentas. Havendo vibrações nestes sistemas, a condição ótima de vida de ferramenta não será obtida e muitas arestas de ferramenta serão perdidas.

Desgaste na ferramenta é um processo inevitável e diversos são os mecanismos causadores deste em uma ferramenta de corte. Pode-se afirmar que os desgastes e avarias ocorrem nas ferramentas como resultado da interação entre ferramenta, material da peça e condições de usinagem, fazendo com que haja a combinação da ação de várias cargas sobre a aresta de corte. Estas cargas são, principalmente, de origem mecânica, térmica, química e abrasiva (SANDVIK COROMANT, 1994b).

Pode-se então afirmar que o desgaste da ferramenta é o resultado da interação mecânica (física) e química desta com a peça, podendo ser escrita como:

$$W_{\text{tot}} = W_{\text{mec}} + W_{\text{quim}}.$$

Onde:

W_{tot} é o desgaste total

W_{mec} é o desgaste termodinâmico (basicamente abrasão)

W_{quim} é o desgaste termoquímico resultante das interações químicas entre a ferramenta, a peça e o ambiente, neste último, podendo-se incluir características do fluido de corte, usinagem com e sem refrigeração etc.

2.5.1) Mecanismos causadores do desgaste da ferramenta

Segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2001c) e Sandvik Coromant (1994b) os principais mecanismos para desgaste da ferramenta são

- ✓ Abrasão mecânica: é uma das principais causas de desgaste na ferramenta e o principal responsável pelo desgaste de flanco. Esse mecanismo de desgaste é

incentivado pela presença de partículas duras na peça que se introduzem nas partes macias entre superfícies causando o esmerilhamento e removendo partículas do material da ferramenta. O desgaste por abrasão aumenta com o acréscimo da força de corte, a qual depende diretamente de fatores como velocidade de corte, avanço etc. A dureza elevada do material da ferramenta de corte, dureza a quente e resistência ao desgaste, fazem com que este fenômeno tenha sua ocorrência reduzida

- ✓ Aderência: se duas superfícies metálicas são colocadas em contato sob cargas moderadas, temperaturas reduzidas e baixas velocidades de corte, micropontos de solda entre o material da ferramenta de corte e o material da peça são formados nos picos de rugosidade de ambos os materiais. Uma vez que existe no corte o deslizamento relativo entre as superfícies e o movimento de corte é cíclico, os micropontos de solda são formados e quebrados várias vezes por segundo, removendo assim o material da ferramenta. Este fenômeno é mais pronunciado quando existe afinidade entre o material da peça e da ferramenta e 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.
- ✓ Aresta postiça de corte: como já comentado, muitas vezes durante a usinagem pode-se formar, na superfície de contato entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta, uma camada de cavaco que, permanecendo aderente à aresta de corte, modifica seu comportamento com relação à força de corte, acabamento superficial da peça e desgaste da ferramenta. Em baixas velocidades de corte, a parte inferior do cavaco em contato com a ferramenta, sob a pressão de corte na zona de aderência, mantém esse contato sem movimento relativo por um espaço de tempo suficiente para se soldar à ferramenta, separando-se de outras porções de cavaco e permanecendo presa à superfície de saída. Com o posterior fluxo de mais cavaco sobre essa camada de cavaco já presa à ferramenta, ela se deforma e se encrua, aumentando sua resistência mecânica e, fazendo às vezes da aresta de corte, tende a crescer gradualmente, até que em um certo momento rompe-se bruscamente, causando uma perturbação dinâmica. Parte da aresta postiça que se rompe é

carregada com o cavaco e parte adere à peça. Ao se romper, esta arranca partículas da superfície de folga da ferramenta, gerando um desgaste frontal muito grande.

- ✓ Difusão: as propriedades químicas da ferramenta e a afinidade desta com o material da peça irá determinar se haverá desgaste difusivo ou não. A dureza do substrato da ferramenta não é determinante neste processo e sim as interações químicas entre estes dois metais. Algumas ferramentas são quimicamente inertes em relação a alguns materiais de peça, enquanto outras têm grande afinidade. A temperatura na zona de corte altera 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. Esse mecanismo de desgaste pode ser de certa maneira 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: altas temperaturas e a presença de oxigênio promovem a oxidação em quase todos os metais existentes na natureza, entretanto, os óxidos formados são diferentes. Em uma ferramenta de corte, o oxigênio presente no ar ou no fluido de corte irá promover este desgaste. O desgaste gerado por esse mecanismo ocorre principalmente no ponto final do contato da aresta de corte com a peça (desgaste de entalhe), 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.

2.5.2) Desgastes e avarias da ferramenta de corte

O desgaste frontal ou de flanco, desgaste de cratera, desgaste de entalhe, deformação plástica da aresta de corte, microlascamento, trincas de origem térmica, trincas originárias de fadiga mecânica e quebra são relacionados por Diniz, Marcondes e Coppini (2001c) e Sandvik Coromant (1994b) como principais tipos de desgastes e avarias da ferramenta de corte. Neste item vamos comentar somente aqueles mais comuns em fresamento.

- ✓ Desgaste frontal ou de flanco: é o tipo de desgaste mais comum e está presente em toda operação de usinagem. Ocorre na superfície de folga da ferramenta causado

pelo contato entre ferramenta e peça (figura 2.31). É causado principalmente pela abrasão e é potencializado em operações em que o material usinado apresenta alta dureza ou incrustações, ou quando a temperatura de corte alcança valores em que o material da ferramenta começa a perder sua dureza. Este tipo de desgaste pode acontecer simultaneamente ao desgaste de entalhe. É possível se reduzir à 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 ferramentas recobertas com materiais de dureza elevada também pode retardar o surgimento deste tipo de desgaste. Este tipo de desgaste é incentivado pelo aumento da velocidade de corte.

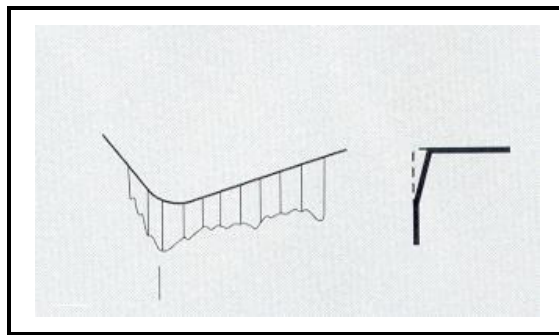


Figura 2.31 – Representação gráfica do desgaste frontal ou de flanco em insertos

- ✓ Desgaste de cratera: é causado tanto pelo atrito das partículas duras do material da peça no cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta (figura 2.32) como também pelo fenômeno de difusão entre ferramenta e cavaco. Dureza a quente e mínima afinidade química entre material da peça e ferramenta reduzem a tendência de formação de cratera. Quando era usual o torneamento do aço com ferramentas de metal duro sem revestimento este tipo de desgaste era importante. Isto ocorria em função dos cavacos longos formados por este tipo de material, o que proporcionava 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 teve seu efeito minimizado com a disseminação de ferramentas de metal duro recobertas com revestimentos à base de óxido de alumínio (Al_2O_3). 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.

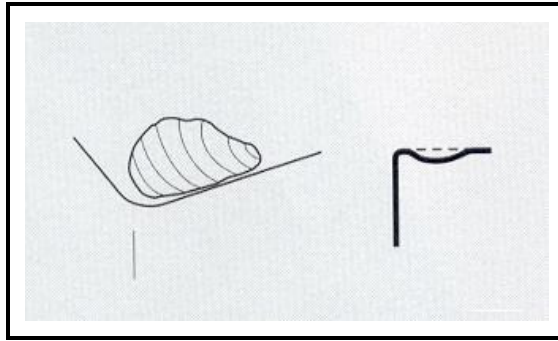


Figura 2.32 – Representação gráfica do desgaste de cratera em insertos

- ✓ Desgaste de entalhe: tipicamente é o desgaste pontual localizado no ponto da aresta de corte onde a profundidade de corte termina (figura 2.33) e onde o ar tem acesso. O desgaste de entalhe pode ser reduzido através da utilização de ferramentas mais resistentes à oxidação ou em caso em que se faz realmente necessária a usinagem com fluidos de corte, que estes contenham aditivos antioxidantes.

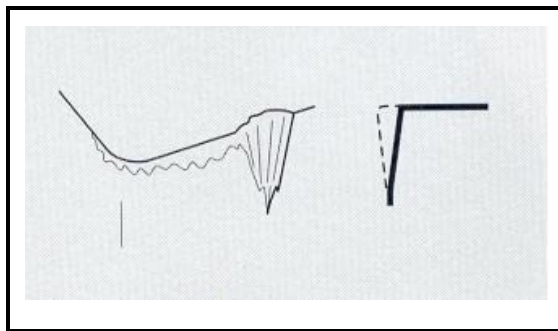


Figura 2.33 – Representação gráfica do desgaste de cratera em insertos

- ✓ Microlascamentos: estas pequenas avarias podem tanto ter origem nas características da ferramenta quanto no processo realizado e acontecem ao longo de toda a aresta de corte (figura 2.34). Frequentemente são ocasionadas pela variação cíclica de tensão sobre a aresta de corte, muito característico do processo de fresamento, o que provoca uma variação nas cargas térmicas e mecânicas atuantes na ferramenta. Esse tipo de avaria, assim como as demais, pode levar à quebra da aresta e, conseqüentemente, da ferramenta. Com o uso de ferramentas com maior tenacidade ou com uma microgeometria da aresta de corte mais robusta, pode-se reduzir os microlascamentos.

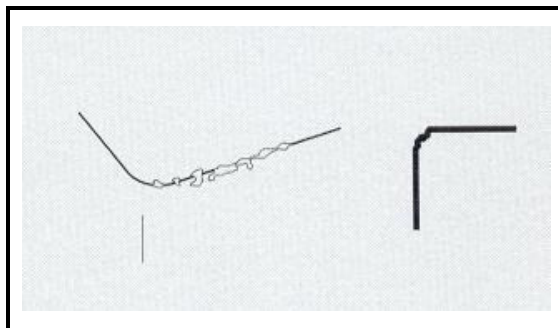


Figura 2.34 – Microlascamentos na aresta de corte em insertos

- ✓ Trincas de origem térmica: são trincas que se caracterizam por serem perpendiculares à aresta de corte (figura 2.35) da ferramenta, sendo originárias e incentivadas pela variação da temperatura na ferramenta. A variação da espessura de cavaco e, principalmente, a aplicação do fluido de corte incentivam a formação destas trincas.

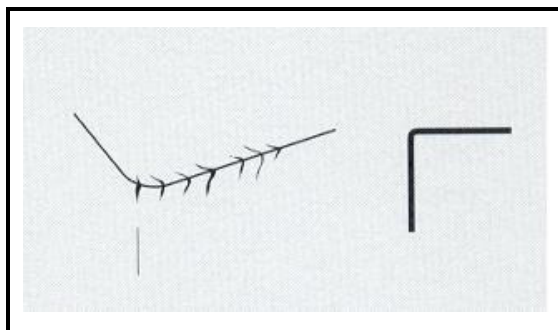


Figura 2.35 – Representação gráfica das trincas de origem térmica em insertos

Com o item “Desgastes e Avarias da Ferramenta de Corte” fecha-se a revisão bibliográfica deste trabalho

No próximo capítulo, “Procedimentos Experimentais” descrever-se-á os ensaios realizados neste trabalho, que para as condições propostas, tiveram o objetivo de obter respostas ou indicativos para as seguintes perguntas:

- ✓ Para uma determinada taxa de remoção de material, é melhor ter-se uma ferramenta de maior ou menor diâmetro?
- ✓ A influência da posição de entrada da aresta de corte da ferramenta no corte irá influir na vida da ferramenta?

- ✓ Que fenômenos influenciaram no fim de vida da ferramenta?
- ✓ O que se pode indicar com este trabalho?

Capítulo 3

3) Procedimentos Experimentais

Neste capítulo são descritos os procedimentos experimentais realizados 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 em volume de material removido por vida de ferramenta levando-se em consideração a influência da profundidade radial de corte, a profundidade de usinagem e a velocidade de corte sobre a vida das ferramentas utilizadas. Também foi objeto de estudo a comparação inicial entre duas fresas inteiriças de metal duro de diâmetros distintos em duas condições de profundidade radial de corte. Ao final, esta comparação de valores de vida determinou, para as condições estudadas, as condições otimizadas de usinagem.

3.1) Materiais e Equipamentos

✓ **Corpos de prova:**

Material: aço inoxidável martensítico endurecível por precipitação UNS - S15500 (15-5 PH), dureza 40 HRc (condição H1025 conforme norma SAE-AMS5659 – ver tabela 2.2) nas dimensões de (255 x 350 x 76,2) mm

Sistema de Fixação: superfície do corpo de prova apoiado sobre a mesa do centro de usinagem e fixado por três grampos de fixação, conforme pode ser visto na figura 3.1



Figura 3.1 – Corpo de Prova fixado por três grampos sobre a mesa da máquina

✓ Centro de Usinagem:

Vertical, 3 eixos, marca Mori Seiki, modelo SV-40 (figura 3.2), CNC GE Fanuc 18M, rotação máxima de 12.000 RPM, potência de 22,4 kW



Figura 3.2 – Centro de usinagem vertical 3 eixos marca Mori Seiki

✓ Ferramenta

Fresa: de topo inteiraça de metal duro (figura 3.3), diâmetros 16 e 20 mm, 4 lâminas, tendo passo angular diferenciado de 83° - 97° - 83° - 97° , raio de

canto de 0.5 mm, cobertura monocamada TiAlN (depositada pelo processo PVD), substrato do metal duro equivalente ao M25.



Figura 3.3 – fresa inteiraça de metal duro, 4 lâminas, utilizada nos ensaios

Porta-ferramentas: de fixação hidráulica, diâmetro interno de 20 mm, utilizando pinça de redução para a fresa de diâmetro 16 mm. Cone de interface com o eixo árvore formato ISO40, código DV40BHC20082M, com cerca de 95 mm de distância entre o “gage line” e a extremidade de término de fixação da ferramenta (figura 3.4)



Figura 3.4 – mandril de fixação hidráulica da ferramenta

✓ Medição de potência de usinagem:

Através de uma porta de comunicação serial disponibilizada pelo fabricante do CNC, fez-se a aquisição do sinal elétrico para o microcomputador por intermédio de uma placa A/D, modelo PCI

6025E/CB-100, fabricada pela National Instruments. Através de uma rotina computacional em LabView (figura 3.5), fez-se o gerenciamento da aquisição do sinal

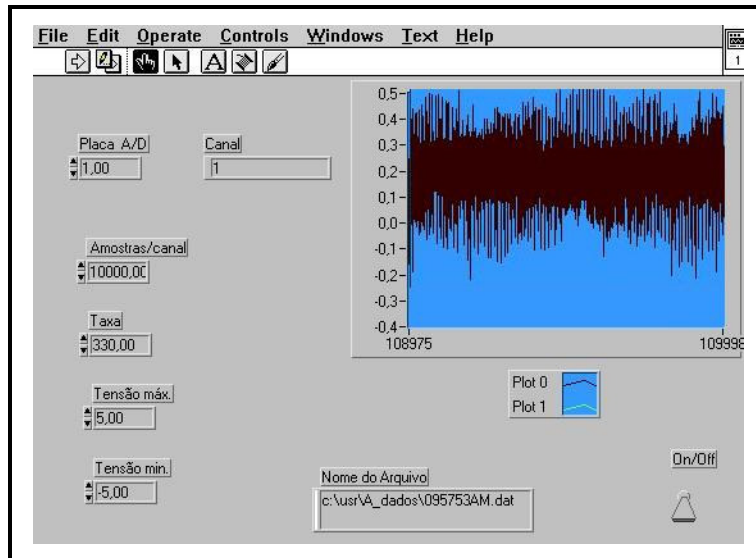


Figura 3.5 – tela de interface do software LabView.

Na figura, os campos “taxa” e “amostras/canal” estão relacionados à rotação do eixo árvore, à quantidade de dentes da fresa, à quantidade de vezes em que se pretende adquirir o sinal para o dente no corte e o tempo de usinagem do passe.

✓ Medição de desgaste da ferramenta:

O desgaste de flanco era medido diversas vezes ao longo de um ensaio, através de um microscópio estereoscópio (com ampliação máxima de 50 vezes) interligado a um sistema de aquisição de imagens composto de uma câmera CCD e um computador com software de aquisição de imagens com recursos de medição (software Global Lab Image). Para facilitar a medição do desgaste individual das várias arestas de corte, foi incorporado ao estereoscópio um equipamento divisor angular que permite a fixação da ferramenta através de seu porta-ferramenta. Com o giro angular do divisor, pode-se posicionar e visualizar o desgaste de cada aresta de corte (figura 3.6).



Figura 3.6 – Sistema de medição de desgaste utilizado nos ensaios

3.2) Método para execução dos ensaios

- ✓ todos os ensaios foram realizados com a fresa usinando em sentido concordante.
- ✓ todas as ferramentas foram fixadas com comprimento “fora da pinça” (“overhang” ou balanço) de cerca de 45 mm.
- ✓ a realização dos ensaios baseou-se na usinagem em rasgo e em linha reta de uma ferramenta de sacrifício (figura 3.7a), executada sempre para cada nível de profundidade de usinagem, para posterior passes de usinagem da ferramenta de ensaio (figura 3.7b), fazendo com que esta nunca tivesse espessura de cavaco igual a zero na entrada (entrada discordante).

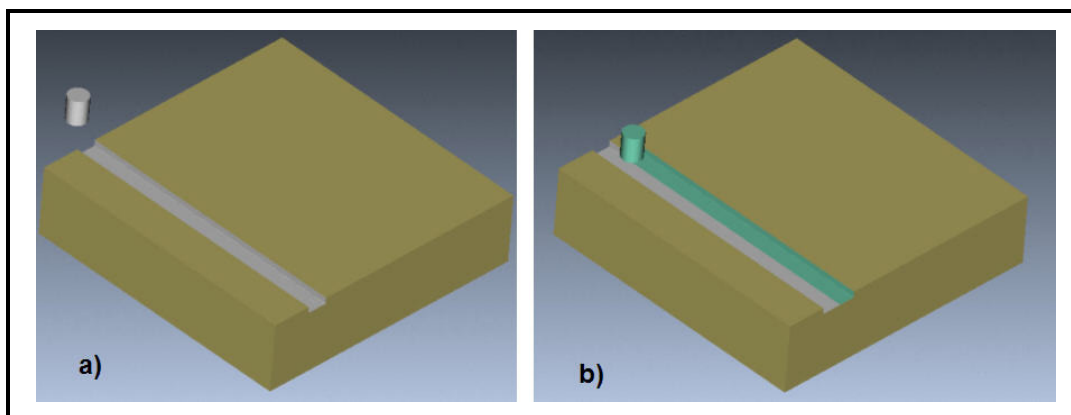


Figura 3.7 – a) entrada com a ferramenta de sacrifício em rasgo; b) primeiro passe de usinagem da fresa de para um a_e de 0.7D

- ✓ na entrada dos passes de usinagem (início do corte), a taxa de avanço era reduzida para 50% do valor programado até que a fresa estivesse com cerca de 70% de seu diâmetro posicionado dentro do material. Após este instante, o avanço era retornado para 100% do programado. Na saída do passe de usinagem, após a ferramenta sair cerca de 30% de seu diâmetro para fora do material, a taxa de avanço era novamente reduzida até o momento em que a fresa estivesse com seu diâmetro 100% fora do material. A figura 3.8 ilustra o Método utilizado para redução das taxas de avanço para um dos ensaios

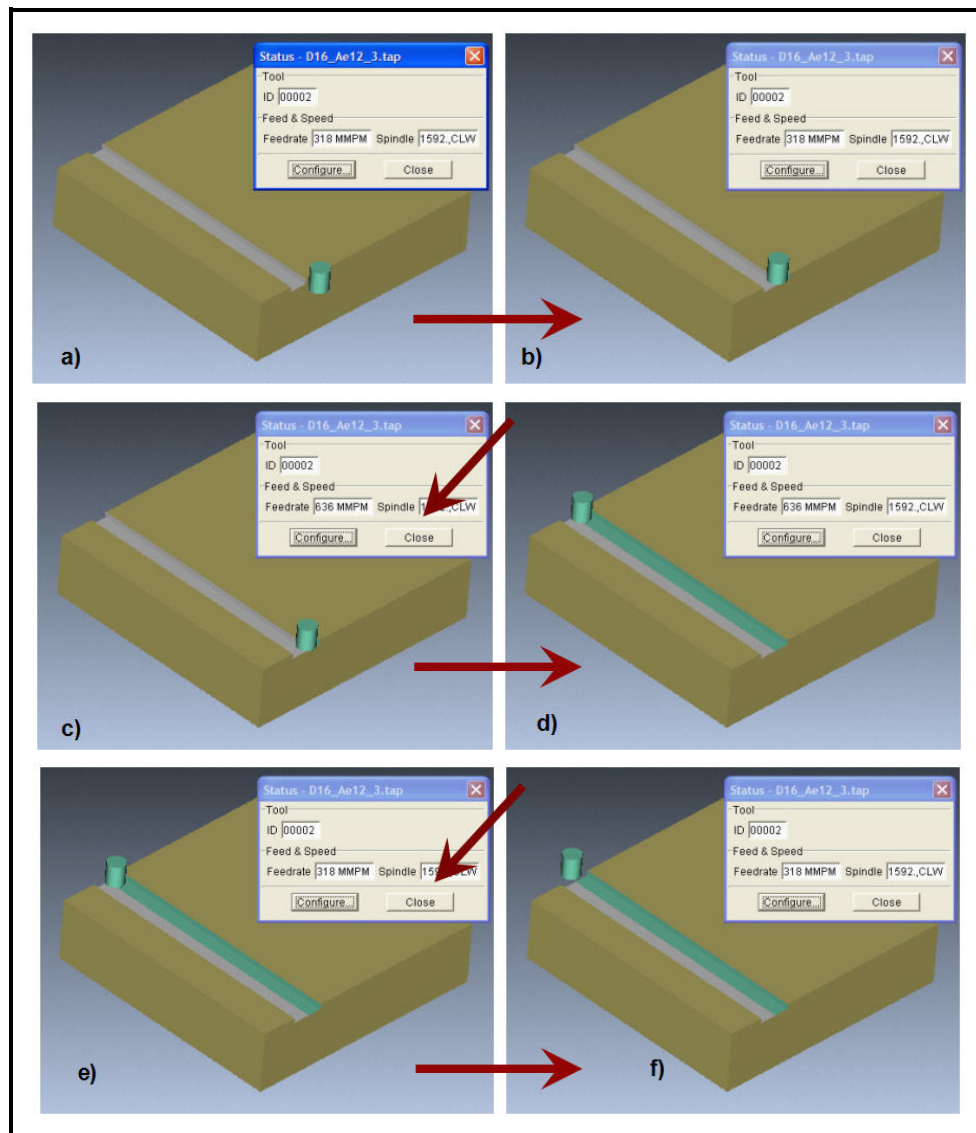


Figura 3.8 – a) início do corte com taxa de avanço reduzida; b) usinagem com avanço reduzido até $\frac{3}{4}$ da ferramenta no corte; c) mudança para o avanço programado; d) usinagem com a taxa de avanço programado; e) redução da taxa de avanço para saída do corte; f) término do passe de usinagem com a taxa de avanço reduzida

Definiu-se este recurso de variação da taxa de avanço para entrada e saída de cada passe de usinagem para os ensaios definitivos porque verificou-se durante os ensaios preliminares que, tanto na entrada quanto na saída do corte, após um certo número de passes, alguns pequenos lascamentos se pronunciavam na aresta de corte devido às vibrações originadas nestes dois pontos da usinagem, em que não se tem a ferramenta toda apoiada na superfície da peça. Esta maior vibração fazia também com que a dispersão dos resultados fosse superior a 20%, o que para ensaios e, especialmente ensaios qualitativos, não é adequado

- ✓ para a situação de maior relação profundidade radial de usinagem (a_e) versus diâmetro, a cada 6 passes de usinagem interrompia-se a usinagem para verificação do desgaste da fresa. Para a menor relação de " a_e ", devido ao desgaste progredir de maneira muito menos acentuada (verificado nos ensaios preliminares), interrompia-se a usinagem a cada 12 passes de usinagem
- ✓ todos os ensaios tiveram no mínimo 2 réplicas para cada situação
- ✓ como já mencionado, para a necessidade de usinagem de mais uma réplica ou não, considerou-se a diferença entre resultados acima de 20%.
- ✓ um ensaio era considerado terminado quando o desgaste de flanco era igual ou superior a 0,3 mm em pelo menos uma das arestas de corte da ferramenta. Verificou-se durante a execução dos ensaios que, a utilização do mandril por fixação hidráulica, que tem tolerância de batimento radial inferior a 0,005 mm, resultou em desgastes muito semelhantes entre as arestas.

3.3) Planejamento Experimental

Definiu-se que a seguinte sequência para os ensaios

3.3.1) Ensaio 1

Ensaio de desbaste comparando os diâmetros de ferramentas de 20 e 16 mm em duas situações de profundidade radial " a_e " proporcionais aos diâmetros, mantendo-se a espessura

média de cavaco (h_m) constante em todos os casos pela variação do avanço por dente " f_z ". A tabela 3.1 ilustra a situação do ensaio 1.

Tabela 3.1 - Condições utilizadas no ensaio 1

D	16 mm		20 mm	
v _c	* 80 m/min		* 80 m/min	
a _p	5 mm		5 mm	
a _e	77%D = 12,3 mm	33%D = 5,3 mm	77%D = 15,4 mm	33%D = 6,6 mm
f _z	* 0,1	** 0,133	* 0,1	**0,133
Z	4		4	
* Valores máximos recomendados no catálogo do fabricante				
** Valores de f _z calculado para que o h _m se mantivesse em 0.071 mm para ambos valores de a _e /D utilizados.				

A figura 3.9 ilustra a espessura média de cavaco (h_m) constante em todos os casos.

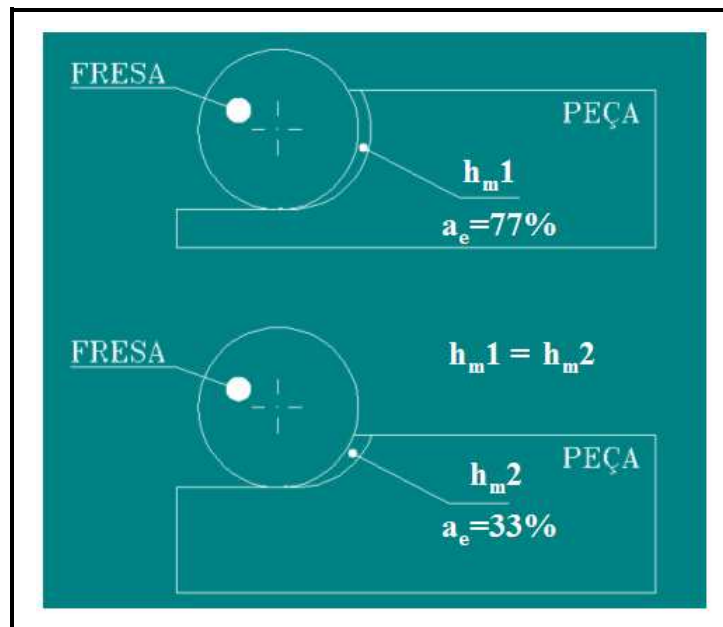


FIGURA 3.9 – espessura média de cavaco “ h_m ” idêntica para as duas situações de “ a_e ”

No ensaio 1, em cada uma das situações idênticas de a_e/D , tem-se a mesma quantidade de material sendo removida na unidade de tempo, ou seja, a fresa de diâmetro 16 mm na condição de a_e igual a 77% de seu diâmetro remove a mesma quantidade de material da fresa de diâmetro 20

mm também com a_e igual a 77% de seu diâmetro. O volume de cavaco removido por unidade de tempo (Q) pode ser dado pela equação 3.1

$$\dot{Q} = a_p \cdot a_e \cdot v_f = a_p \cdot a_e \cdot f_z \cdot z \cdot n \quad (3.1)$$

onde:

Q = volume de material sendo removido por unidade de tempo

a_p = profundidade axial de corte

a_e = profundidade radial de corte

v_f = velocidade de avanço

f_z = avanço por dente

Z = Número de dentes da fresa

n = número de rotações por minuto do eixo árvore

Como a profundidade de corte e a velocidade de corte são as mesmas para os dois casos (5 mm e 80 m/min respectivamente), a ferramenta com diâmetro maior, terá menor rotação do eixo árvore (n). Esta menor rotação para um mesmo avanço por dente (f_z) fará com que a velocidade de avanço (v_f) seja menor, o que compensará o maior valor de a_e e, conseqüentemente, ter-se-á a mesma taxa de remoção de material

Resultados encontrados para o Ensaio 1

3.3.1.1) Resultados obtidos para o ensaio 1 com relação à vida da ferramenta em comprimento usinado, volume removido e vida em minutos

Verificou-se que tanto para a fresa de diâmetro 16 mm quanto para a fresa de 20 mm, a situação de menor " a_e " (33%D), apresentou uma vida em metros (comprimento de avanço) superior à situação de maior " a_e " (77%D), conforme pode ser visualizado na figura 3.10

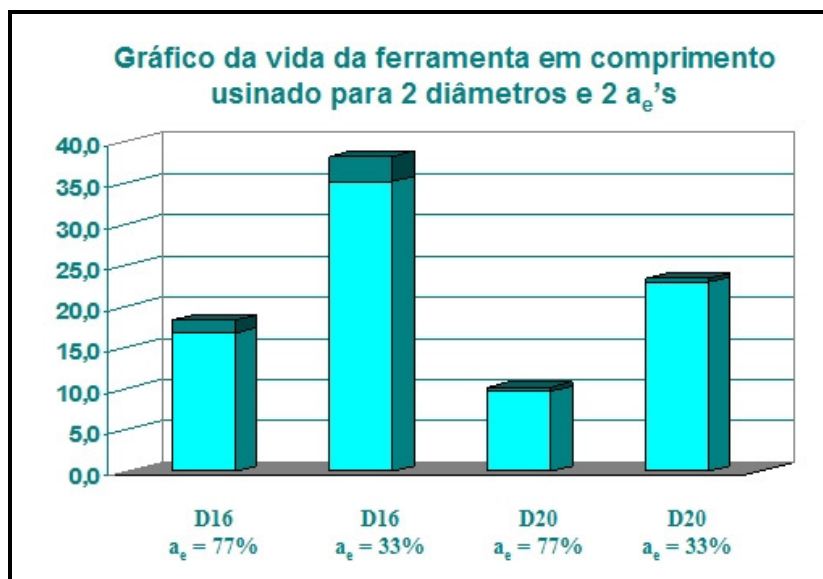


Figura 3.10 – Vida da ferramenta em comprimento usinado para os diâmetros 16 mm e 20 mm nas duas condições de “ a_e ” propostos

Na figura 3.10, é possível se constatar uma coluna de menor altura e em cor mais escura sobre uma coluna de maior altura e de cor mais clara. A coluna mais clara refere-se ao mínimo valor obtido para cada ensaio enquanto a coluna mais escura não se trata de desvio padrão, pois em ensaios qualitativos, este perde um pouco o sentido, devido ao número reduzido de réplicas. A coluna mais escura é a diferença entre o maior valor obtido para a condição ensaiada e o menor valor e será padrão na apresentação dos resultados.

Analisando-se os resultados obtidos em relação ao comprimento usinado, é possível de se constatar que a fresa de diâmetro 16 mm, nas duas situações ensaiadas, apresentou sempre vida superior em relação à fresa de diâmetro 20 mm. Para o a_e de 77D%, esta diferença foi de cerca de 77%. Para o a_e de 33%, a diferença foi de cerca de 60% em favor da fresa de menor diâmetro. Comparando-se a vida em comprimento usinado para o mesmo diâmetro, a situação de menor a_e também sempre proporcionou maior vida do que a situação com maior a_e . A relação obtida foi de 108% para a fresa de diâmetro 16 mm e 133% para a fresa de diâmetro 20 mm. Esta maior diferença em comprimento usinado para a situação de menor a_e reflete também na quantidade de material removido por vida de ferramenta, conforme pode-se verificar na figura 3.11.

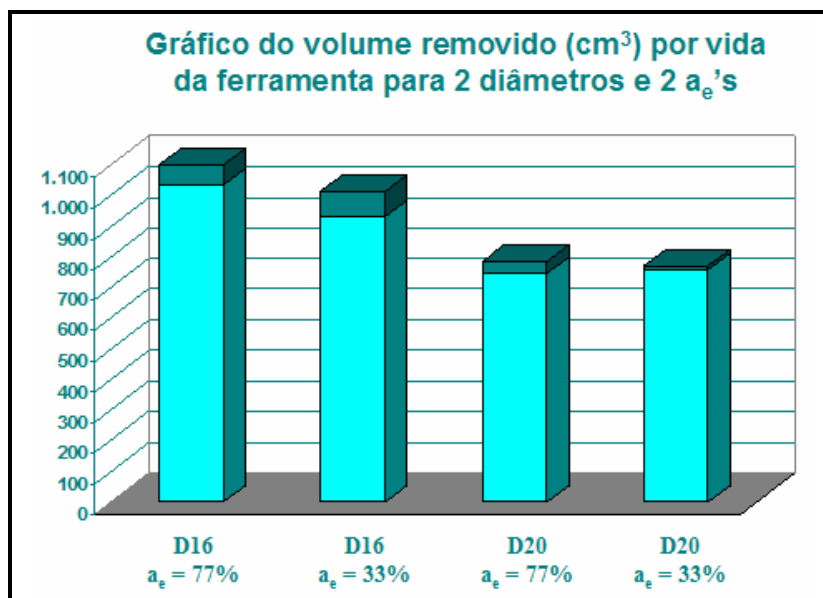


Figura 3.11 - Gráfico do volume removido por vida da ferramenta para 2 diâmetros e 2 “ a_e ” s

Na figura 3.11, verifica-se que, comparando-se as diferenças entre os volumes de material removidos para um mesmo diâmetro, esta não é expressiva, ou seja, comparando a fresa de diâmetro 16 mm, a_e de 77%D e esta mesma fresa com a_e de 33%D, a diferença entre volumes removidos é inferior a 11% a favor do maior a_e . Para a fresa de diâmetro 20 mm, a diferença é menor ainda e foi inferior a 1%. Esta pequena diferença quando se compara as duas situações de a_e para cada um dos diâmetros é devido ao fato que, apesar do a_e de 77%D remover muito mais material por unidade de tempo do que o a_e de 33%D (39.1 cm³/min contra 22.4 cm³/min respectivamente) a vida muito maior em comprimento usinado para o menor a_e resultou no equilíbrio final em relação ao volume total removido

Comparando-se a quantidade de material removido entre os dois diâmetros, a diferença é inferior aos 77% e 60% obtidos para o comprimento usinado. A diferença entre os volumes de material removido por vida da ferramenta ficou em 41% e 27% para as condições de $a_e = 77%D$ e $a_e = 33%D$ respectivamente, em favor da fresa de menor diâmetro. Verifica-se item semelhante quando se compara o volume removido para as duas situações de a_e (figura 3.11) para o mesmo diâmetro e o comprimento usinado por vida de ferramenta (figura 3.10) de cada um deles. A razão é simples: para cálculo do volume removido, o parâmetro de comparação é a vida da ferramenta em minutos e não a vida da ferramenta em metros, pois deve-se lembrar que a velocidade de avanço para a situação de menor a_e é 33% maior que a situação de maior a_e (f_z de

0,133 mm contra f_z de 0,1 mm respectivamente). Os valores resultantes do fim de vida da ferramenta em minutos para cada ferramenta e para cada ensaio podem ser visualizados na figura 3.12

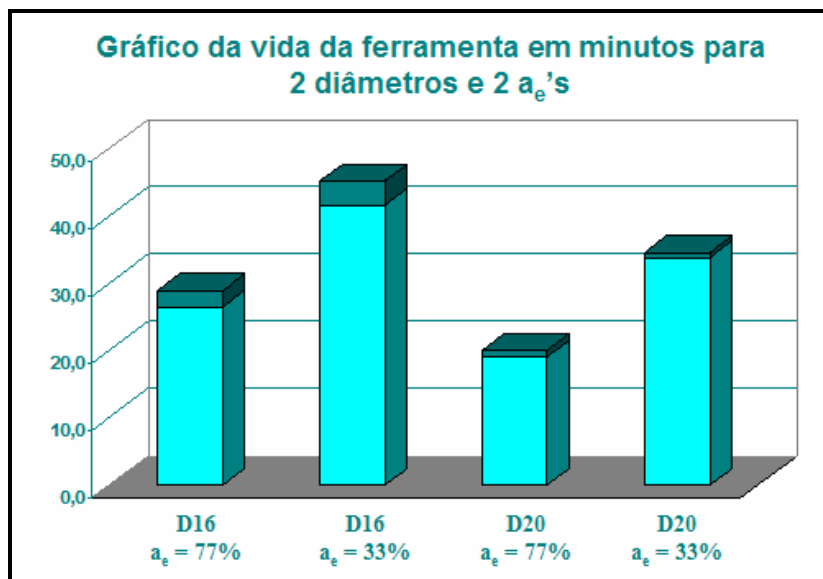


Figura 3.12 - Gráfico da vida da ferramenta em minutos para 2 diâmetros e 2 " a_e " s

A partir da figura 3.12 é possível de verificar ou concluir que:

- ✓ o menor a_e , para a mesma ferramenta, resultou em maior vida em minutos quando comparada ao maior a_e
- ✓ quando volta-se à figura 3.11, em que é possível comparar o volume removido por vida da ferramenta para cada uma das situações, conclui-se que, apesar do volume final ser bem próximo entre as duas situações de a_e para o mesmo diâmetro, a situação de menor a_e propiciou maior tempo para remoção deste volume. Esta seria uma conclusão muito relevante ao trabalho, porém em nenhum dos dois casos, a profundidade de corte foi levada ao extremo e este então será objeto de estudo para o ensaio 2.

A discussão destes resultados numa tentativa de explicá-los será realizada no capítulo 4.

3.3.1.2) Resultados Obtidos para o Ensaio 1 com Relação à Potência Consumida no Eixo Árvore do Centro de Usinagem

Conforme foi mencionado no item 3.1, “Materiais e Equipamentos”, fez-se à aquisição da potência elétrica através de uma porta serial disponibilizada pelo fabricante do centro de usinagem. Para a aquisição do sinal, uma “taxa de leitura” foi calculada para que, dentro do possível, se pudesse fazer a aquisição da potência consumida pelo processo quando o mesmo estava iniciando o corte, “meio do corte” e saída do corte. Este procedimento de medição traz resultados interessantes quando os resultados são usados na geração de gráficos, como ver-se-á a seguir

Para o primeiro comparativo, analisar-se-á a influência do diâmetro na mesma condição de a_e (ver figura 3.13)

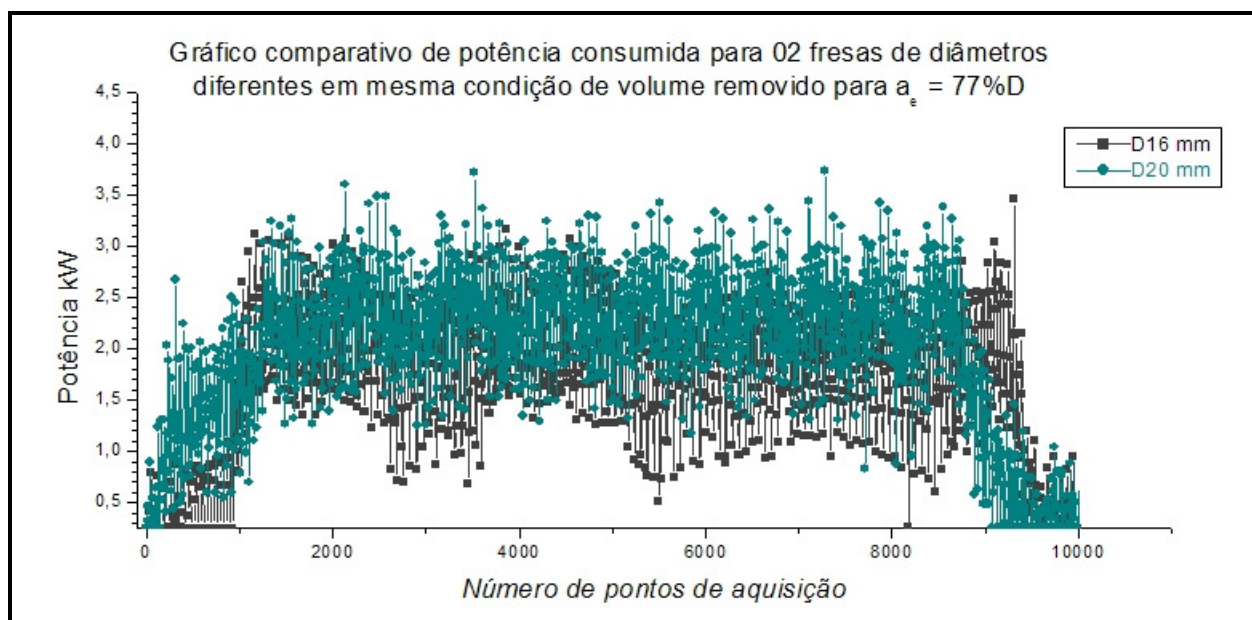


Figura 3.13 – Gráfico comparativo entre a potência consumida para os diâmetro de 16 e 20 mm na mesma condição de a_e igual a 77%D

Para uma análise dos valores médios de potência consumida, fez-se à média dos valores adquiridos entre os pontos 3000 e 6500 (que é um período em que a ferramenta está no meio do corte, com avanço máximo), obtendo-se o seguinte resultado: 1,95 kW de potência média para a fresa de diâmetro 16 mm e 2,35 kW para a fresa de diâmetro 20 mm.

A partir da figura 3.13, e destas duas informações de potência média, pode-se concluir que apesar de se ter exatamente a mesma velocidade de corte, o mesmo avanço por dente, a mesma profundidade de corte, a mesma relação entre profundidade radial de corte e diâmetro da fresa, resultando então na mesma taxa de remoção de material e mesmo ângulo de contato fresa-peça para os dois casos, a diferença entre a potência média consumida para a fresa de diâmetro 20 mm e a fresa de diâmetro 16 mm foi de 20%. Esta diferença pode ser devido ao fato que há um cavaco de perímetro mais longo sendo deformado para a fresa de diâmetro 20 mm do que para a fresa de diâmetro 16 mm. Outras possibilidades ainda podem ser aventadas. Uma primeira seria relativa ao torque do motor e demais características do eixo árvore, porém como a potência utilizada de 2,35 kW foi cerca de 10% do valor total da máquina e o diâmetro de 20 mm é muito menor que o máximo recomendado pelo fabricante (cerca de 120 mm, obtido para cabeçote faceadores) não acredita-se que a maior potência consumida para a fresa de diâmetro 20 mm em relação à fresa de 16 mm possa ter sido ocasionada pelas características construtivas do eixo árvore. A outra seria relativa à variação da força específica de corte “ k_c ” em virtude das diferenças de diâmetro das ferramentas, porém como as espessuras de corte médias (h_m) foram mantidas, também não acredita-se nesta hipótese.

Para a situação de menor a_e , comparando-se a potência consumida para os dois diâmetros de ferramenta (figura 3.14) pode-se observar que:

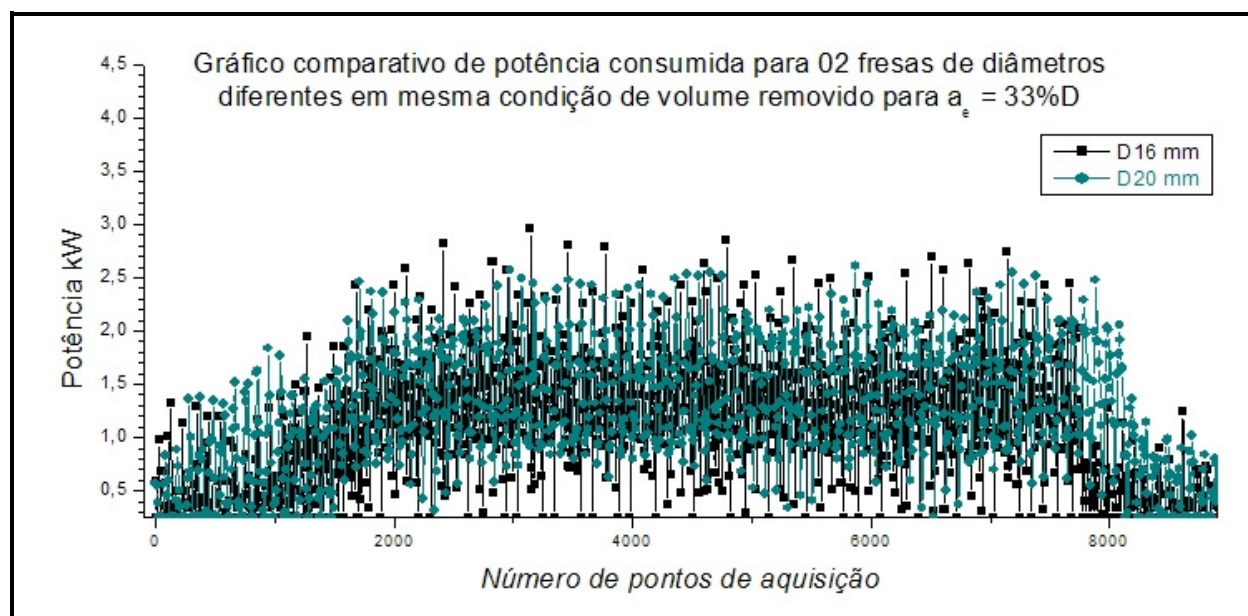


Figura 3.14 - Gráfico comparativo entre a potência consumida para os diâmetro de 16 e 20 mm na mesma condição de a_e igual a 33%D

- ✓ Houve maior dispersão entre os valores medidos para o a_e de 33%D do que o a_e de 77%D. Os valores mínimos são mais distantes da média porque o ângulo de contato propiciado pelo a_e de 33% ($70,27^\circ$) adicionado à projeção do ângulo de hélice na profundidade de 5 mm não foi suficiente para se completar o ângulo mínimo de 83° entre o par mínimo dos dentes de passo diferenciado da fresa. Para os valores máximos, seria necessário abordar-se aspectos construtivos do eixo-árvore e de eletromandris, como é o caso do eixo árvore do centro de usinagem utilizado. Este tipo de abordagem foge do escopo deste trabalho e não será feita aqui.

Realizou-se novamente o cálculo da potência média adquirida entre os pontos 3000 e 6500, obtendo-se a potência média de 1,33 kW para a fresa de diâmetro 16 mm e 1,44 kW para a fresa de diâmetro 20 mm. De maneira similar ao a_e de 77%D, acredita-se que esta maior potência consumida para a fresa de diâmetro 20 mm, (porém em um percentual bem inferior ao caso anterior), pode também ser atribuída ao fato que o cavaco tem o mesmo volume, porém tem um perímetro maior. Tem-se também a informação de potência consumida no início e fim de vida para cada ferramenta e para cada situação de profundidade radial de corte a_e . Como esta seguiu um padrão entre as ferramentas, vamos somente analisar a influência do desgaste para um dos diâmetros. O diâmetro escolhido foi o de 16 mm e o primeiro a_e a ser analisado é o igual a 77%D, figura 3.15

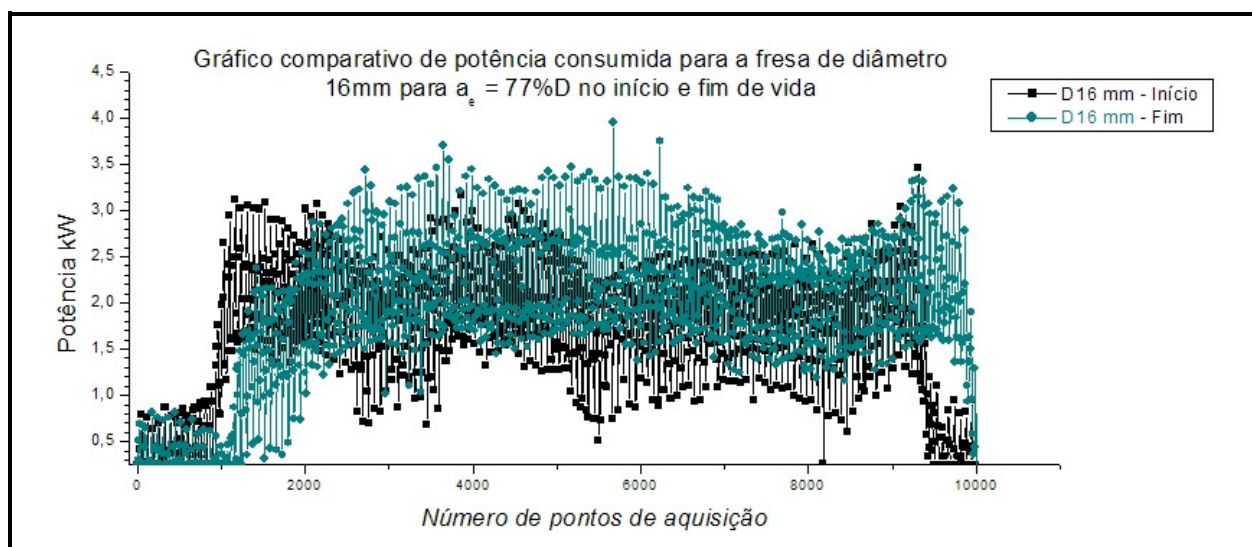


Figura 3.15 - Gráfico comparativo entre a potência consumida para o diâmetro de 16 mm na condição de a_e igual a 77%D, no início e fim de vida de ferramenta

Fez-se o cálculo da potência média adquirida entre os pontos 3000 e 6500 para os valores que originaram a figura 3.15, obtendo-se a potência média de 1.95 kW para o início de vida da ferramenta e 2.10 kW para o fim (diferença de 7.7%). Este acréscimo de potência já era esperado, devido ao desgaste da ferramenta influir na geometria da cunha de corte e será referência de valor para o próximo ensaio, em que a profundidade de corte será levada ao extremo.

No próximo item os desgastes e avarias sofridas na ferramenta para cada diâmetro e para cada situação de profundidade radial de corte serão analisados.

3.3.1.3) Resultados obtidos para o ensaio 1 com relação aos desgastes ou avarias sobre a superfície de folga da ferramenta

Conforme informado no item 3.2, “Método para execução dos ensaios”, para a situação de maior profundidade radial, o monitoramento sobre o desgaste da ferramenta era realizado a cada 6 passes de usinagem, representando 1,53 m de comprimento de avanço (0,255 m por passe) e para a situação de menor a_e , a cada 12 passes. Quando o desgaste estava próximo ao valor determinado para fim de vida da ferramenta (0,3 mm), o monitoramento sobre este era realizado a cada passe de usinagem (0,255 m). Os resultados observados podem ser visualizados na figura 3.16.

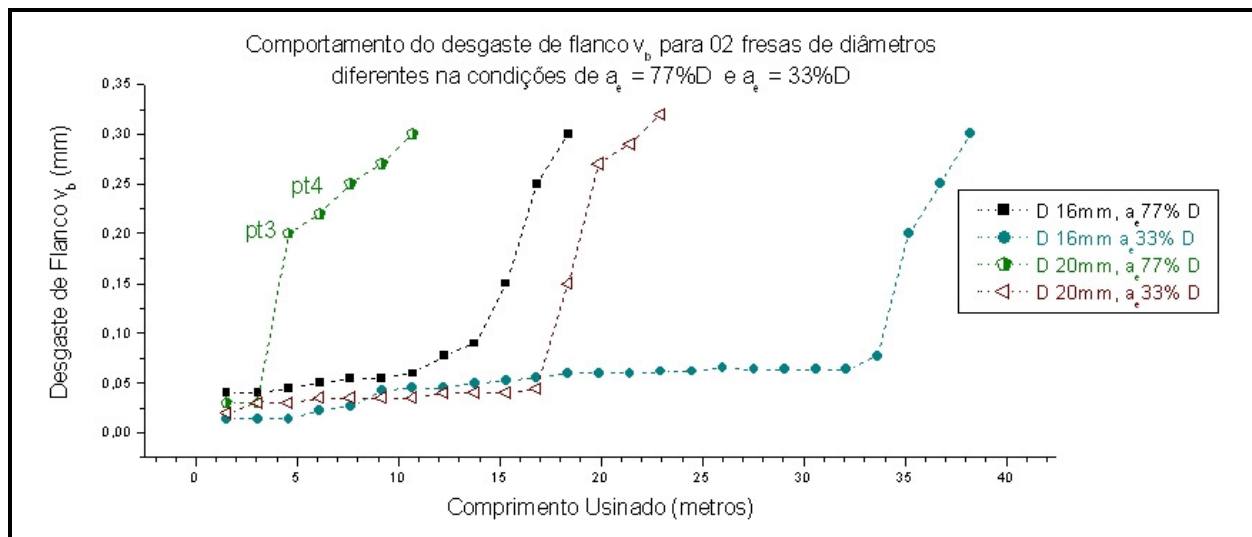


Figura 3.16 – Gráfico do comportamento do desgaste de flanco para as fresas de diâmetro 16 e 20 mm nas condições de a_e iguais a 77%D e a 33%D

A figura 3.16 representa a evolução do desgaste de flanco para uma das réplicas do ensaio 1 para cada ferramenta e para cada condição de a_e . De maneira semelhante ao que já comentou-se

anteriormente, por se tratarem de ensaios qualitativos, não faz sentido a inclusão da barra de desvio padrão para cada ponto do ensaio. Outro ponto é a união entre estes, em que para o caso deste gráfico e dos demais gráficos a seguir neste trabalho, fez-se somente para melhor identificação da evolução do desgaste para cada condição ensaiada.

Para os resultados representados na figura 3.16, pode-se observar:

- ✓ O desgaste para o diâmetro 16 mm e a_e 33%D manteve-se estável por um comprimento muito maior do que as demais condições ensaiadas.
- ✓ Excluindo-se a curva do desgaste na condição igual a $D = 20$ mm e $a_e = 0,77D$ (pontos 3 e 4 na figura), pode-se observar que houve crescimento abrupto do desgaste após uma fase de crescimento lento. Na região em que o desgaste da ferramenta tornou-se acentuado, ou seja, região de fim de vida da ferramenta, a evolução deste apresentou-se similar para todos os casos. Devido a esta similaridade, escolheu-se para representar e complementar com mais informações os resultados visualizados na figura 3.16, as fotos das figuras 3.17 e 3.18. As mesmas são provenientes das medições no microscópio estereoscópico para a fresa de diâmetro 16 mm e condição de a_e igual a 77%D

A condição observada para a aresta de corte após 13 metros de comprimento de avanço usinado (término da fase de crescimento lento do desgaste e início da fase de comprimento abrupto) pode ser visualizada na figura 3.17.

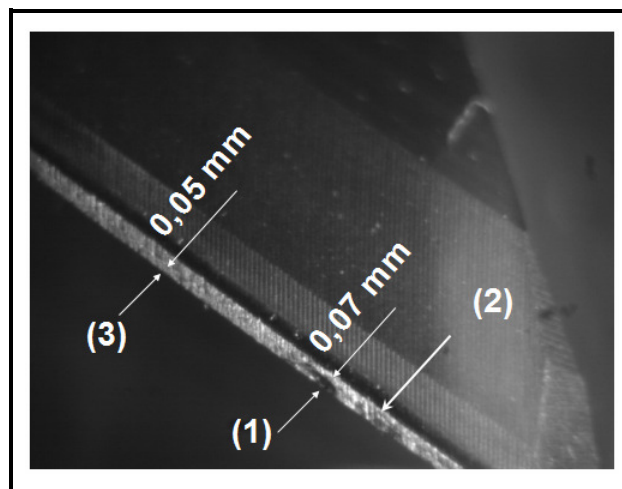


Figura 3.17 – Condições observadas para a fresa de diâmetro 16 mm, a_e 77%D após 13 metros de comprimento usinado

Na figura 3.17, tem-se para o ponto 1 a identificação do primeiro lascamento na aresta de corte. No ponto 2, situado próximo a este, nota-se uma região mais escura em que há o descolamento de material da ferramenta. Para o ponto 3, tem-se o desgaste de flanco que até este ponto de medição, permanecia constante ao longo de toda aresta de corte.

Na figura 3.18 tem-se a imagem da aresta de corte ao final de sua vida, segundo critério estabelecido.

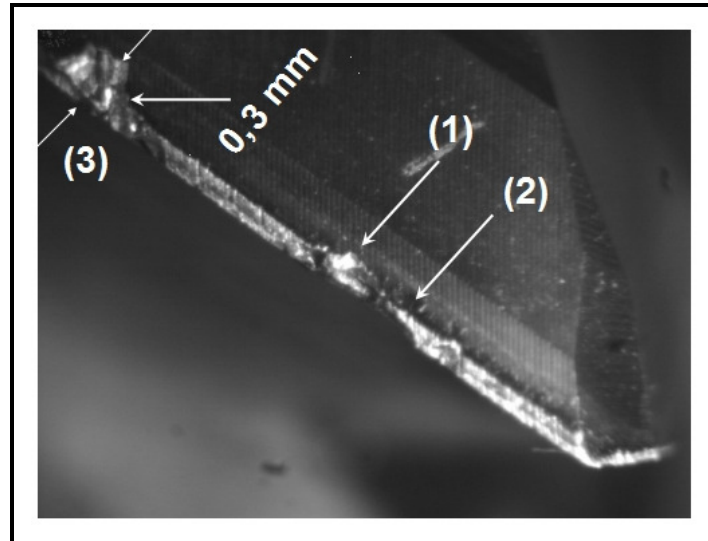


Figura 3.18 – Condições observadas para a fresa de diâmetro 16 mm, ae 77%D após 18,3 metros de comprimento usinado

Na figura 3.18, tem-se a união dos lascamentos 1 e 2 observados na figura 3.17. O ponto 3, não necessariamente o mesmo ponto observado na figura anterior, foi o determinante para o fim de vida da ferramenta. Este ponto é o ponto de fim da profundidade de corte, isto é, ali terminava o contato ferramenta-peça. Assim, pode-se explicar o crescimento abrupto do desgaste próximo ao fim da vida da ferramenta, enquanto a região de desgaste era composta somente de desgaste propriamente dito, seu crescimento era lento. Porém, quando os lascamentos começavam a aparecer nesta região, sua largura aumentava e rapidamente atingia o valor que determinava o fim da vida da ferramenta.

Conforme já mencionado, no capítulo 4 tem-se a discussão destes resultados numa tentativa de explicá-los. Para a sequência dos ensaios, fez-se a opção por se ensaiar somente a fresa de diâmetro 16 mm pelas seguintes razões:

- ✓ a fresa de diâmetro 16 mm, quando se compara a mesma condição de profundidade radial de corte “ a_e ”, teve sempre desempenho superior à fresa de diâmetro 20 mm em termos de vida da ferramenta e potência de corte.
- ✓ não se pretendeu ensaiar neste trabalho situações em que houvesse a necessidade de uma ferramenta com comprimento de ferramenta para fora da pinça superior aos 45 mm ensaiados.
- ✓ Uma fresa de menor diâmetro é mais interessante à indústria aeronáutica, pela necessidade de projeto de suas peças, com relação ao raio de canto interno de união entre as cavidades.
- ✓ O custo de uma fresa de diâmetro 20 mm é muito maior que uma fresa de diâmetro 16 mm.

3.3.2) Ensaio 2

Ensaio de desbaste para a fresa de diâmetro 16 mm, mantendo-se as condições de profundidades radiais “ a_e ” do ensaio 1. Para o a_e de 77%D foi utilizada a maior profundidade de corte recomendada para esta condição. Para o a_e de 33%D ajustou-se a profundidade de corte de tal maneira a manter constante o volume de cavaco removido na unidade de tempo (cm^3/min) para os dois casos. A tabela 3.2 ilustra as condições utilizadas no ensaio 2. Semelhantemente ao ensaio 1, a espessura média de cavaco foi também mantida constante.

Tabela 3.2 - Condições utilizadas no ensaio 2

D	16 mm	16 mm
v_c	* 80 m/min	* 80 m/min
a_p	* 9,17 mm	16 mm
a_e	77%D = 12,3 mm	33%D = 5,3 mm
f_z	0,1 mm	** 0,133 mm
$\bar{O}$	71,82 cm^3/min	71,82 cm^3/min
Z	4	4
* Valores máximos recomendados no catálogo do fabricante		
** Valores de f_z calculados para que o h_m se mantivesse em 0.071 mm nas 2 situações de a_e/D		

A representação da situação de “ a_e ” versus “ a_p ” deste ensaio pode ser visualizado na figura 3.19

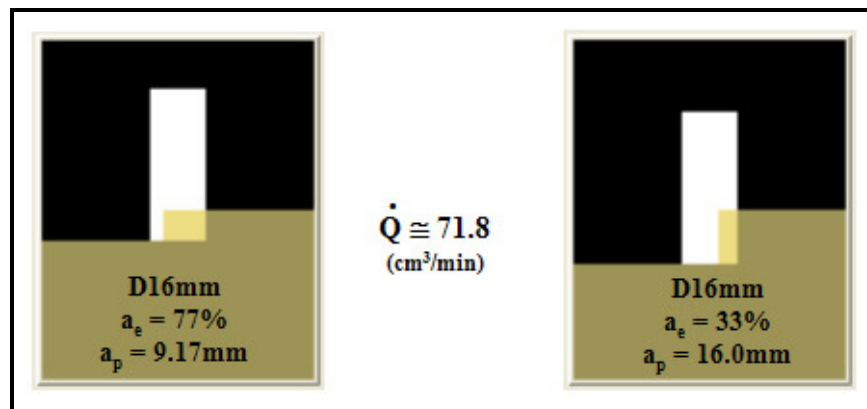


Figura 3.19 – Representação gráfica da variação da profundidade de corte “ a_p ”, da profundidade radial “ a_e ” em função do volume de material removido

Resultados encontrados para o Ensaio 2

3.3.2.1) Resultados obtidos para o ensaio 2 com relação à vida da ferramenta em comprimento usinado, volume removido e vida em minutos

Para este segundo ensaio, a situação de menor profundidade radial (a_e igual a 33%D) teve comportamento semelhante ao ensaio 1 e novamente apresentou uma vida em comprimento de avanço superior à situação de a_e igual a 77%D. Os resultados obtidos estão ilustrados na figura 3.20

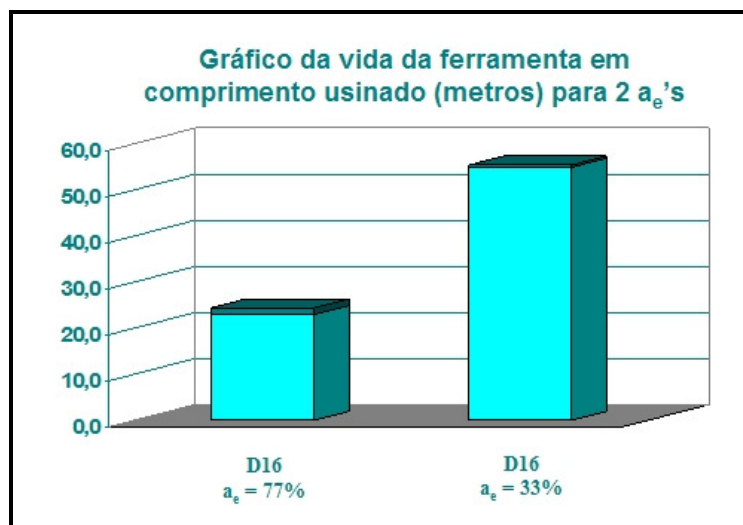


Figura 3.20 – Gráfico da vida da ferramenta em comprimento usinado (metros) para o diâmetro 16 mm nas condições de a_e igual a 77%D e a_e igual a 33%D

Analisando-se os resultados obtidos em relação ao comprimento usinado, é possível de fazer as seguintes constatações:

- ✓ mesmo em uma situação de profundidade de corte extrema sendo aplicada no a_e de 33%D, esta situação apresentou uma vida em comprimento de avanço 132% acima da vida encontrada para a situação de a_e igual a 77%D
- ✓ quando compara-se o resultado obtido para cada uma das situações de profundidade radial deste ensaio com as obtidas no ensaio 1 (ver figura 3.10) verifica-se que em ambos os casos, o ensaio 2 obteve-se maior vida em comprimento usinado em relação ao ensaio 1. Esta diferença foi de cerca de 34% para o a_e de 77%D e 50% para o a_e de 33%D

Esta maior diferença em comprimento usinado para a situação de menor a_e , por ter-se a mesma taxa de remoção de material em ambos os casos, resultou em um volume total de material removido maior para esta condição do que para a condição de a_e 77%D. Os valores obtidos de total de material removido encontram-se na figura 3.21

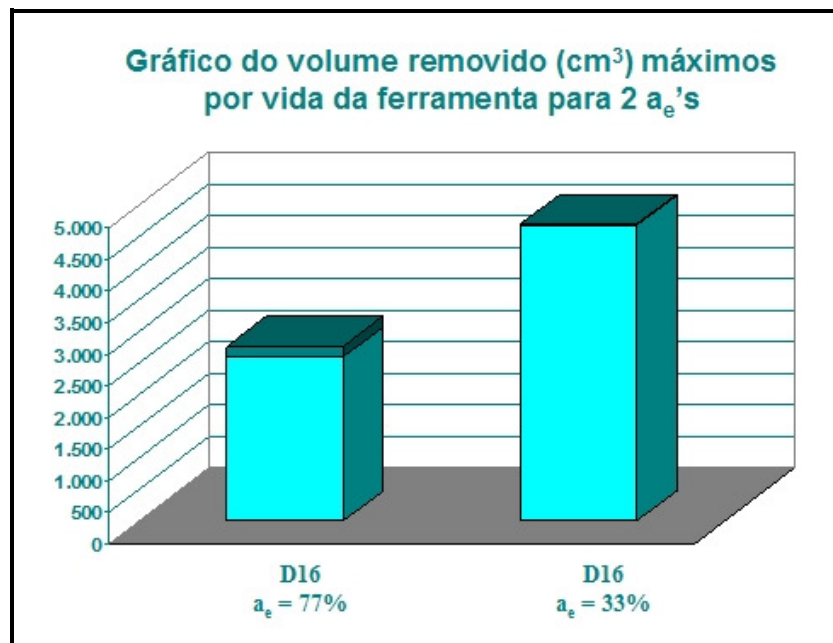


Figura 3.21 – Gráfico da vida da ferramenta em volume usinado (cm^3/min) para o diâmetro 16 mm nas condições de a_e igual a 77%D e a_e igual a 33%D

De acordo com a figura 3.21, pode-se constatar que o volume removido total para a condição de a_e 33%D é bem superior a condição de a_e 77%D, com um valor próximo a 75%,

porém inferior aos 132% da vida em comprimento usinado. Deve-se recordar que a vida em comprimento é apenas mais um indicativo, pois tem-se velocidades de avanço diferentes (no caso a velocidade de avanço para o a_e de 33%D é 33% superior a situação de a_e 77%D), em que a vida em minutos é diretamente proporcional ao resultado do volume removido e não à vida em comprimento. Outro cuidado que foi tomado neste trabalho, pelo fato de se estar trabalhando com alguns comparativos em porcentagem, o valor citado como referência, sempre serve como divisor na equação.

Para a vida da ferramenta em minutos, os valores obtidos para cada condição de a_e estão representados na figura 3.22

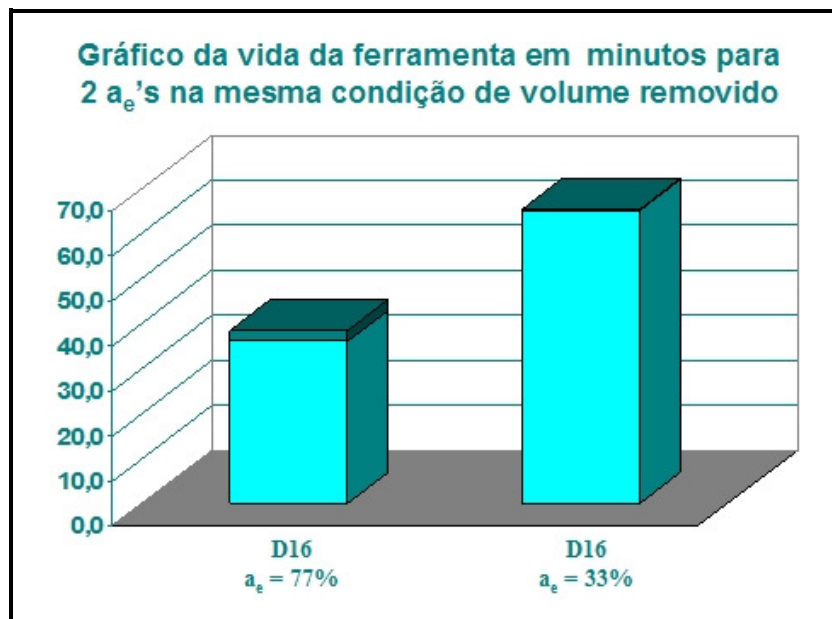


Figura 3.22 – Gráfico da vida da ferramenta em minutos para o diâmetro 16 mm nas condições de a_e igual a 77%D e a_e igual a 33%D

Na figura 3.22 é possível então se constatar que a condição de a_e 33%D teve vida em minutos cerca de 75% superior a condição de a_e 77%D.

A discussão destes resultados numa tentativa de explicá-los será feita no capítulo 4.

3.3.2.2) Resultados obtidos para o ensaio 2 com relação à potência consumida no eixo árvore do centro de usinagem

Na figura 3.23 tem-se o comparativo de potência entre as duas situações de a_e

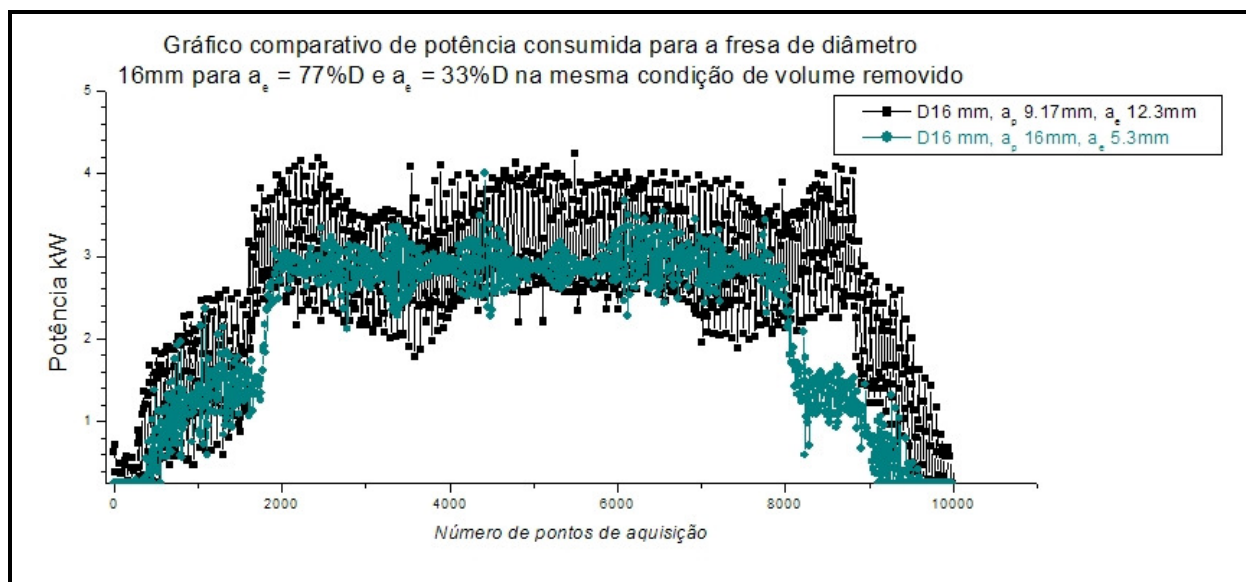


Figura 3.23 – Gráfico comparativo de potência consumida para as duas situações de a_e

Da figura 3.23 pode-se observar:

- ✓ A usinagem com a_e de 33%D apresentou menor dispersão do que a usinagem com a_e de 77%D. Esta menor dispersão para este ensaio, quando comparada à situação semelhante à encontrada na figura 3.14 em que se tem a mesma condição de a_e e resultado obtido com maior dispersão de valores, pode ser explicada pela maior profundidade de corte. Assim, devido à hélice da fresa, cada dente tem um maior contato com a peça o que fez com que sempre se tivesse uma parte de um dos 4 dentes da ferramenta em contato com a peça.
- ✓ A usinagem com a_e de 77%D apresentou uma potência média superior ao a_e de 33%D. O valor médio encontrado entre os pontos de aquisição 3000 e 6500 foi 3,04 kW para a situação de maior a_e contra 2,86 kW da situação de menor a_e . Apesar da notada dispersão para a situação de a_e de 77%D, esta trouxe uma contribuição para que o valor médio não ficasse expressivo. No caso, 6%. Já a menor potência pode ser resultado do menor comprimento angular de cavaco, proporcionado pelo a_e de 33%D

Para o comportamento da potência consumida para cada uma das situações de profundidade radial de corte, para o início e fim de vida da ferramenta, as mesmas podem ser encontradas nas figuras a seguir. Na figura 3.24 encontra-se os valores obtidos para o a_e de 77%D

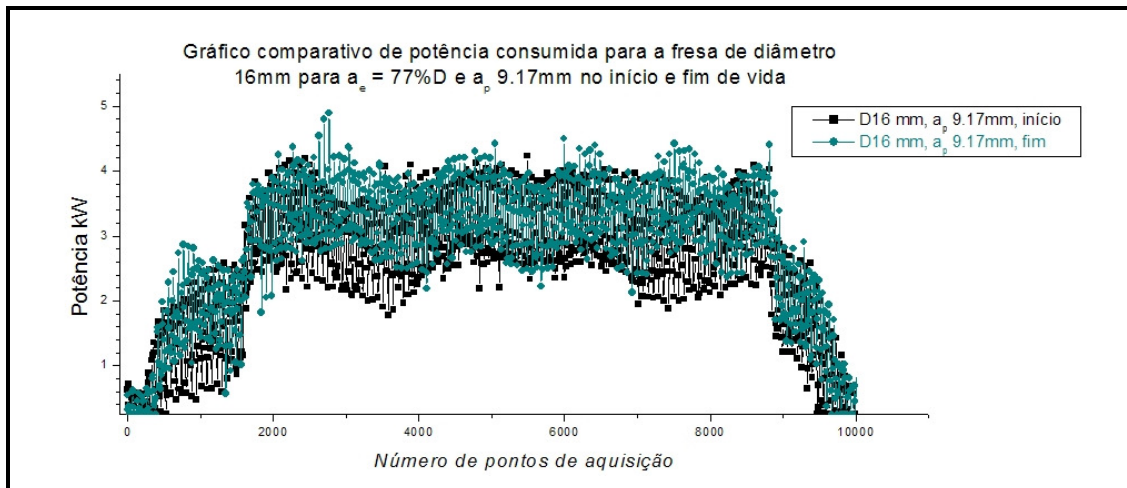


Figura 3.24 – Gráfico comparativo de potência consumida para o a_e de 77%D no início e fim de vida da ferramenta.

Da figura 3.24 pode-se observar:

- ✓ não é possível de se observar que o fim de vida da ferramenta causou maior dispersão ou não nos valores de potência adquiridos
- ✓ obteve-se potência média de 3,04 kW para o início de vida da ferramenta e 3,38 kW para o fim de vida desta, resultando em um acréscimo de 11%.

Para o caso do a_e de 33%D, o comportamento da potência adquirida pode ser observada na figura 3.25

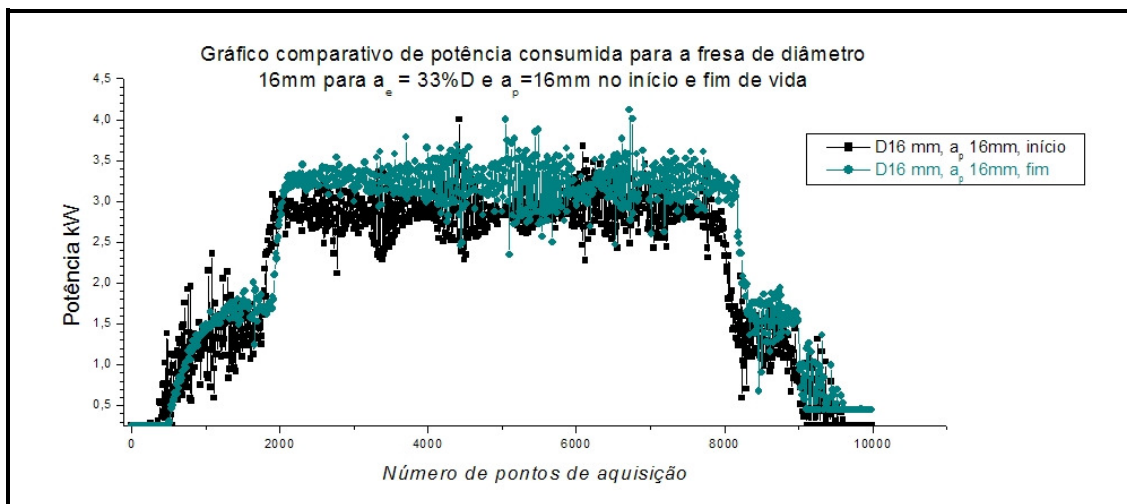


Figura 3.25 – Gráfico comparativo de potência consumida para o a_e de 33%D no início e fim de vida da ferramenta.

Observando a figura 3.25, nota-se nitidamente que pelo fato do comportamento da potência para o a_e de 33%D ter menor variação, houve maior aumento de potência para o fim de vida da ferramenta. Fez-se a mesma análise para o intervalo de pontos entre 3000 e 6500 e o valor médio de potência adquirida foi de 2,86 kW para o início de vida da ferramenta e 3,25 kW para o fim. Houve portanto uma diferença de 13% entre os dois casos.

3.3.2.3) Resultados Obtidos para o Ensaio 2 com Relação aos Desgastes ou Avarias sobre a Superfície de Folga da Ferramenta

Os resultados obtidos para as condições ensaiadas no ensaio 2 podem ser visualizados na figura 3.26.

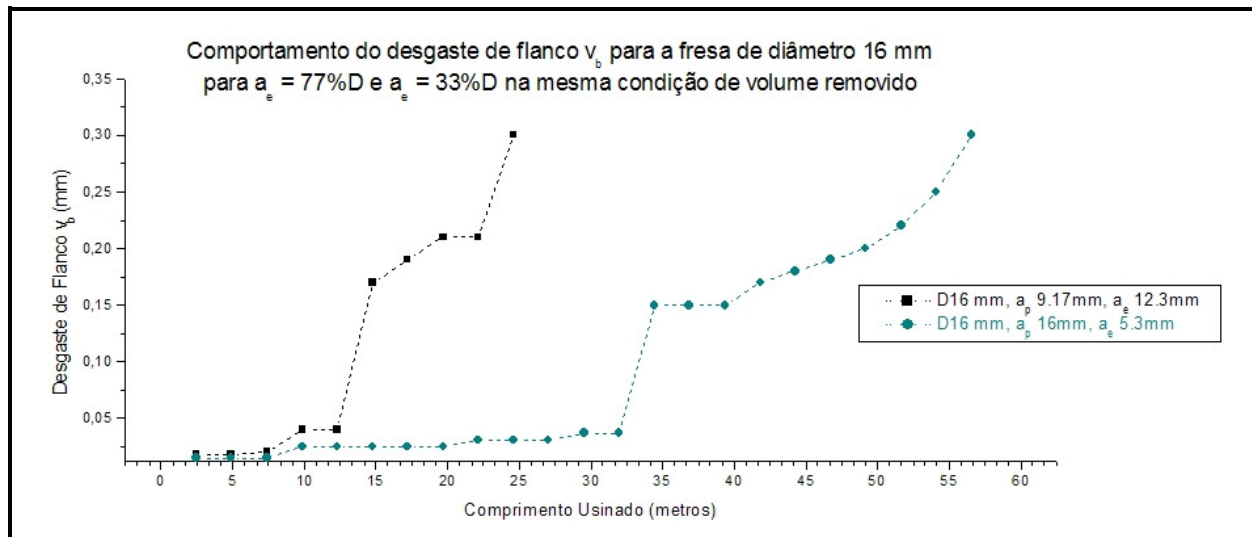


Figura 3.26 – Gráfico do comportamento do desgaste de flanco para a fresa de diâmetro 16 nas condições de a_e iguais a 77%D e a 33%D na mesma taxa de remoção de volume de material

Na figura 3.26 pode-se observar que a evolução do desgaste de flanco é mais acentuada para a situação de a_e igual a 77%D e a_p igual a 9,17 mm. Novamente pode-se ver que o desgaste da ferramenta cresceu lentamente durante uma boa parte da vida da ferramenta, para depois sofrer um aumento súbito de seu valor. Porém, diferentemente do que foi visto na figura 3.16 relativa aos primeiros ensaios deste trabalho, aqui, depois de um aumento brusco do desgaste, seguiu-se uma segunda fase de aumento mais lento do desgaste, até que, novamente um súbito crescimento do desgaste viesse a causar o fim da vida da ferramenta. Porém, constatou-se aqui também que sempre que houve crescimento abrupto do desgaste foi devido à ocorrência de lascamentos junto à aresta de corte.

Os comentários sobre este resultado serão realizados no próximo capítulo

Para o próximo ensaio, manteve-se a melhor condição de remoção de volume removido por vida de ferramenta, ou seja, a situação de profundidade radial de 33%D e profundidade de corte de 16 mm. Aumentou-se a velocidade de corte em 25%, ou seja, do valor base de 80 m/min utilizados em todos os ensaios anteriormente, este foi alterado para 100 m/min.

3.3.3) Ensaio 3

Ensaio de desbaste na velocidade de corte de 100 m/min para a melhor condição do ensaio 2 (a_e de 33%D e a_p de 16 mm, procurando-se obter a maior vida por volume removido de material por vida da ferramenta. A tabela 3.3 ilustra os parâmetros de corte utilizados no ensaio 3).

Tabela 3.3 - Condições utilizadas no ensaio 3

D	16 mm
v_c	100 m/min – obs: valor 25% acima do máximo recomendado pelo fabricante
a_p	16 mm
a_e	33%D = 5,3 mm
f_z	** 0,133 – obs: valor 66% acima do máximo recomendado pelo fabricante
$\bar{O}$	89,7 cm ³ /min
Z	4
** Valores de f_z calculado para que o h_m se mantivesse em 0.071 mm para um " a_e " de 33%D	

Resultados encontrados para o Ensaio 3

3.3.3.1) Resultados obtidos para o ensaio 3 com relação à vida da ferramenta em volume removido e vida em minutos

Os resultados encontrados para o ensaio 3 demonstraram que a velocidade de corte influenciou negativamente o que já era esperado de acordo com a literatura. Na figura 3.27 é apresentado o comparativo em vida em volume de material removido para a situação de velocidade de corte de 80 m/min do ensaio 2 versus o volume de material removido para o ensaio 3

(100

m/min).

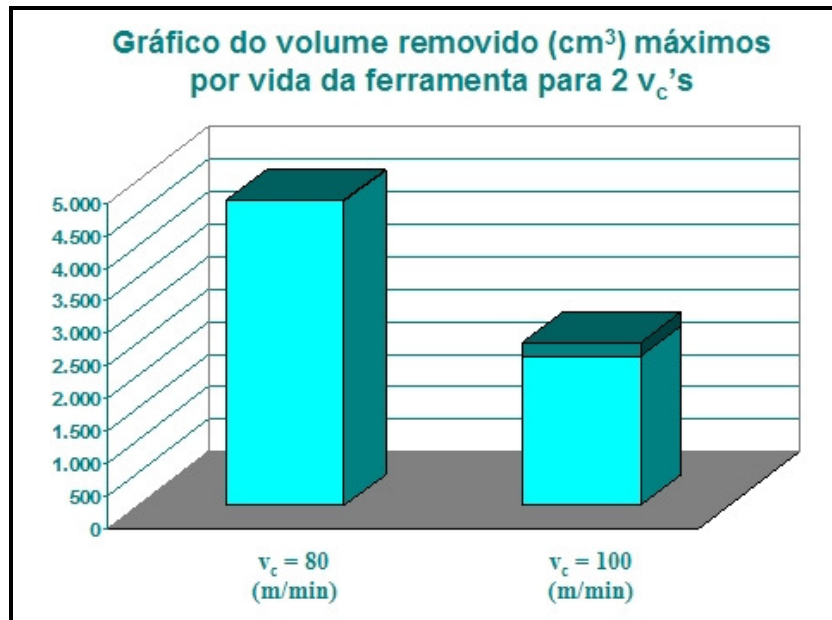


Figura 3.27 – Gráfico do volume removido (cm³) máximos por vida da ferramenta para 2 velocidades de corte

Conforme pode ser visualizado na figura 3.27, a velocidade de corte igual a 80 m/min apresentou volume removido (cm³) por vida da ferramenta 88% superior ao obtido com a velocidade de corte de 100 m/min.

Tem-se na figura 3.28 o resultado comparativo deste ensaio em minutos

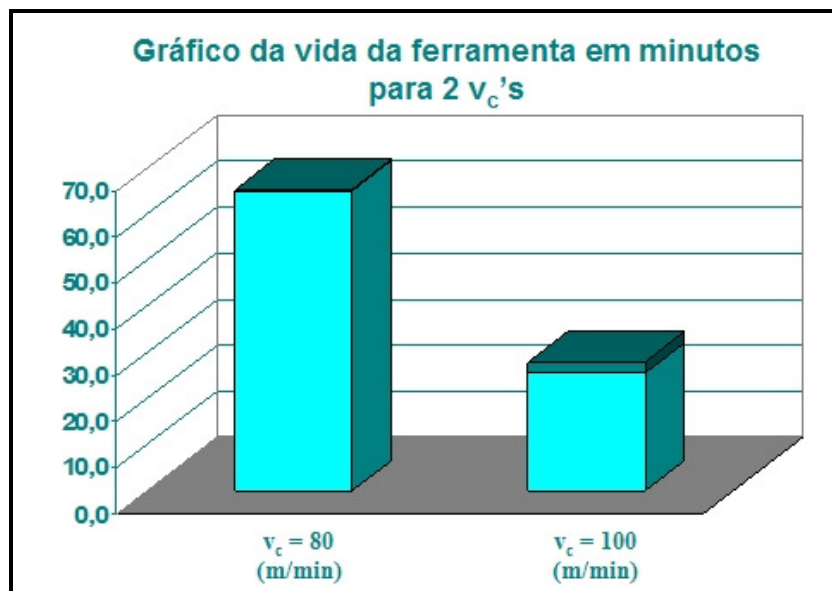


Figura 3.28 – Gráfico comparativo da vida da ferramenta em minutos para 2 velocidades de corte

Na figura 3.28 pode-se observar que a diferença em vida em minutos entre as duas velocidades de corte é superior aos 88% apresentados para o volume removido. Semelhantemente ao que aconteceu para os comparativos da vida em comprimento usinado, a relação também não é direta para este caso, pois a velocidade de corte de 100 m/min remove 25% a mais de material por minuto do que a velocidade de corte de 80 m/min

3.3.3.2) Resultados Obtidos para o Ensaio 3 com Relação à Potência Consumida no Eixo Árvore do Centro de Usinagem

Na figura 3.29 tem-se o comparativo entre os resultados de potência para as duas situações de velocidade de corte ensaiadas

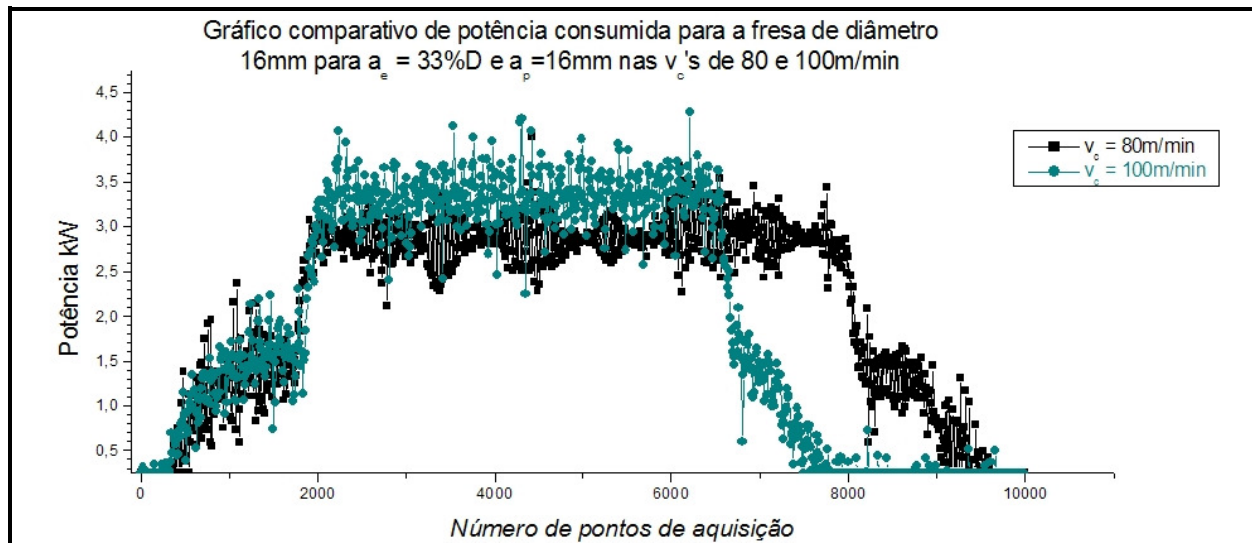


Figura 3.29 – Gráfico comparativo de potência consumida para as duas velocidade de corte

Da figura 3.29 e dos valores médios de potência obtidos entre os pontos 3000 e 6000, pode-se observar:

- ✓ a velocidade de corte de 100 m/min apresentou uma dispersão sensivelmente maior que a velocidade de corte de 80 m/min,. Uma possível explicação pode ser aventada ao fato que a maior velocidade de corte proporciona uma maior força de impacto do dente no corte. Este maior impacto aliado às características construtivas do eixo árvore poderiam resultar nesta maior dispersão.
- ✓ Apesar de ter-se 20% a mais de material removido na unidade de tempo, a diferença de potência foi inferior a este valor. Para a situação em que se tem à velocidade de

corte igual a 80 m/min, a potência média foi de 3,04 kW. Para a velocidade de corte de 100 m/min, esta potência média foi de 3,38 kW, ou seja, diferença de 11%. Pode-se explicar este fato devido à diminuição da força específica de corte resultante da maior velocidade de corte utilizada.

3.3.3.3) Resultados Obtidos para o Ensaio 3 com Relação aos Desgastes ou Avarias sobre a Superfície de Folga da Ferramenta

O comportamento do desgaste de flanco ao longo da vida da ferramenta pode ser observado na figura 3.30

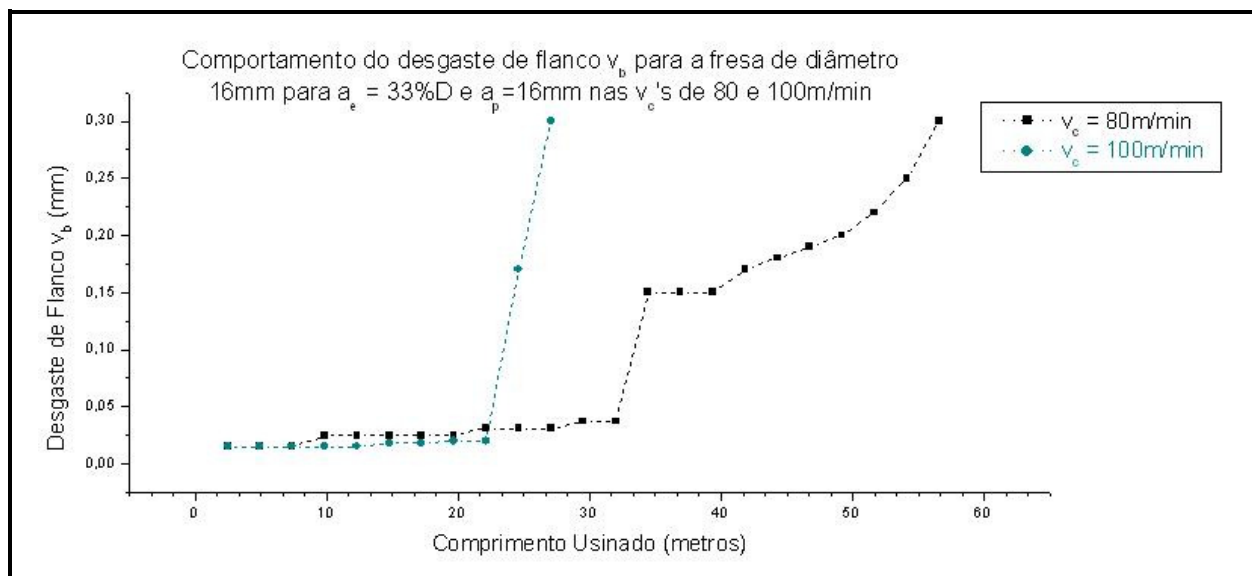


Figura 3.30 – Gráfico do comportamento do desgaste de flanco para a fresa de diâmetro 16 nas condições de a_e iguais a 77%D e a 33%D na mesma taxa de remoção de volume de material

Na figura 3.30 pode-se observar que a evolução do desgaste teve comportamento similar aos outros ensaios, isto é, fase de crescimento lento, seguido de fase de crescimento abrupto do desgaste, podendo ou não ser seguida de uma fase posterior de novo crescimento mais lento. Novamente, lascamentos foram os responsáveis por este crescimento abrupto da região de desgaste.

Capítulo 4

4) Resultados e Discussões

Neste capítulo são complementadas alguns dos resultados já observados no capítulo 3.

4.1) Para o ensaio 1

Verificou-se através deste ensaio que em condições idênticas de relação a_e/D a ferramenta de menor diâmetro apresentou maior vida de ferramenta. Uma das possíveis explicações pode ser que, apesar de ter-se a mesma velocidade de corte para ambos os casos, a superfície em contato com a peça da fresa de maior diâmetro é superior ao da fresa de menor diâmetro (figura 4.1), fazendo com que os fenômenos térmicos explicados no item 2.1.3 sejam ainda mais incentivados, tendo assim não só maior fadiga térmica como também maior tempo de contato entre aresta e peça para a fresa maior.

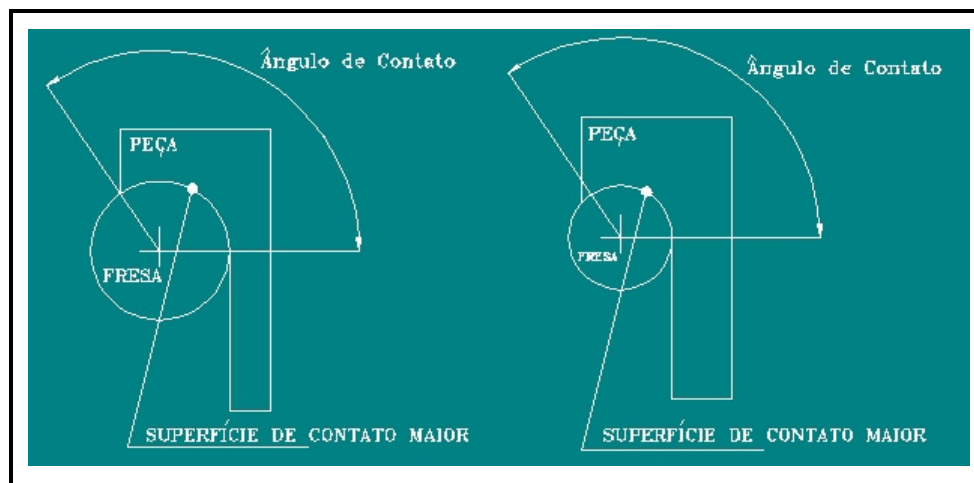


Figura 4.1 – Maior superfície de contato para uma mesma relação de “ a_e ” versus diâmetro da fresa

Este maior tempo de contato permite uma maior aderência de material da peça sobre a ferramenta. Sucessivas aderências e remoção de material aderido na ferramenta irão gerar “microlascamentos” (figura 4.2) que serão incentivados durante a usinagem, resultando no fim de vida da ferramenta.

Numa tentativa de se entender melhor os mecanismos de desgaste da ferramenta analisou-se fotos das ferramentas no momento de fim de suas vidas com grande ampliação, utilizando-se microscópio de varredura eletrônica (M.E.V) com análise de espectroscopia de energia dispersiva (E.D.S.). Nas figuras 4.2 e 4.3 tem-se a amostra de uma destas fotos, retirada da ferramenta utilizada no ensaio com $D = 20 \text{ mm}$, $a_e = 77\%D$, $v_c = 80 \text{ m/min}$ e $a_p = 5 \text{ mm}$. Para a figura 4.2, tem-se a foto ampliada da aresta de corte e na figura 4.3 tem-se a foto com o ponto determinante de fim de vida em detalhe.

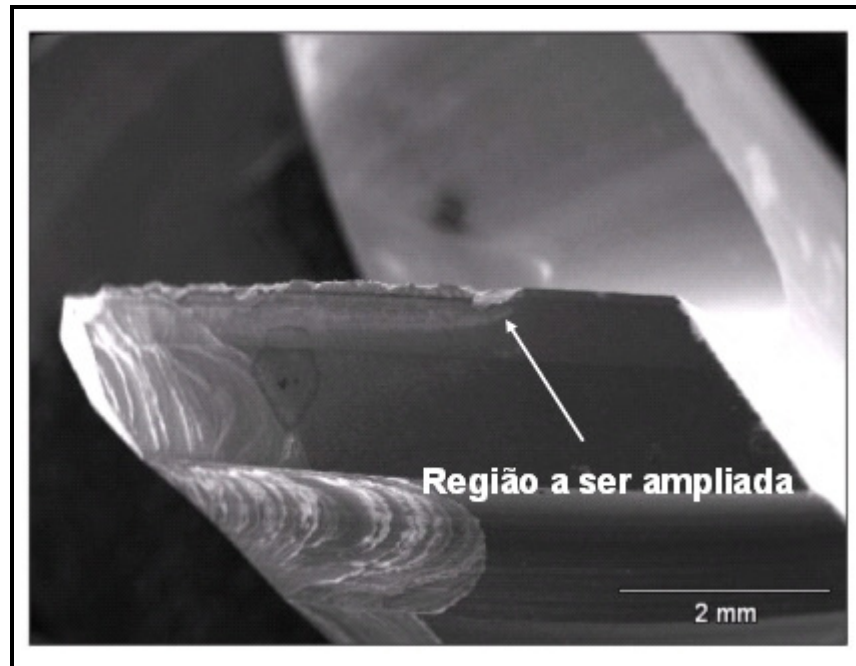


Figura 4.2 – Aresta de corte completa e ponto de localização que determinou o fim de vida da ferramenta

Pode-se observar na figura 4.2 que a aresta de corte encontra-se em boa parte do seu comprimento com vários pontos de lascamentos. Pode-se também observar que no último passe de usinagem houve quebra da ponta da ferramenta, que pode ter sua causa em virtude de um possível acréscimo de vibrações no sistema, ocasionado por estes lascamentos menores, porém não pode-se afirmar a causa desta avaria em virtude de não haver monitoramento de vibrações da

ferramenta durante os ensaios. Na figura 4.3 tem-se o detalhe do ponto de maior lascamento da aresta.

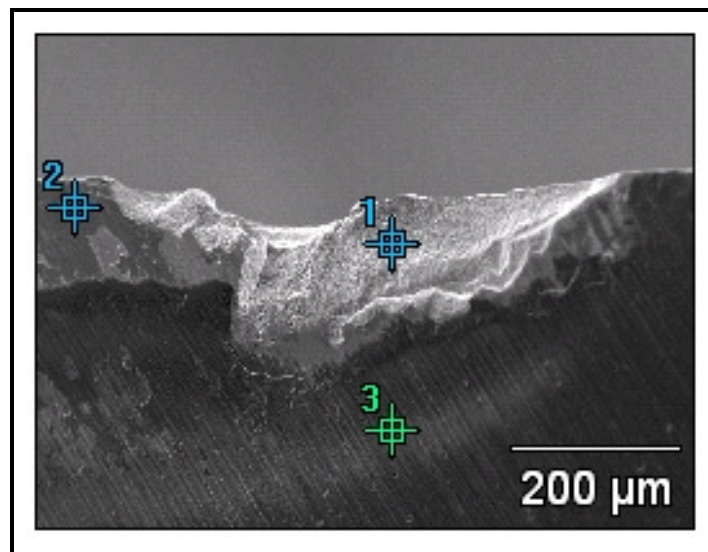


Figura 4.3 – Detalhe ampliado no M.E.V do ponto de maior desgaste na ferramenta e Localização dos pontos em que se fez análise E.D.S

A tabela 4.1 mostra, semiquantitativamente, a concentração de elementos de liga nos pontos mostrados na figura 4.3.

Tabela 4.1 – Tabela qualitativa dos elementos de liga encontrados para cada ponto observado na figura 4.2

Pontos	Elementos de liga (Concentração em %)									
	<i>Al</i>	<i>Si</i>	<i>Ti</i>	<i>Cr</i>	<i>Mn</i>	<i>Fe</i>	<i>Co</i>	<i>Ni</i>	<i>Cu</i>	<i>W</i>
<i>1</i>				1,58		4,09	7,43			86,90
<i>2</i>		0,42		13,57	0,54	74,98	0,97	4,73	2,89	1,90
<i>3</i>	23,36		67,11	2,39		6,98	0,26			

Uma análise conjunta da figura e da tabela mostra que o ponto 1, que é um ponto dentro de uma região lascada da aresta, é composto primordialmente de material do substrato da ferramenta (W e Co), com algum material da peça (Fe). Nenhum material de cobertura (Ti ou Al) é encontrado neste ponto. Como era de se supor, quando lascamento ocorre, toda a camada de cobertura já foi removida e o substrato da ferramenta está totalmente exposto. Assim, quando um lascamento ocorre, o crescimento do desgaste fica bastante acentuado, não somente porque a

aresta de corte fica menos robusta, mas também porque o substrato, muito menos resistente ao desgaste que a cobertura, está totalmente exposto. Este maior desgaste ainda é incentivado pelos parâmetros de corte, os quais são estabelecidos para uma condição de ferramenta com revestimento. A análise do ponto 2, porém revela um ponto interessante do mecanismo de crescimento do desgaste da ferramenta. Neste ponto da ferramenta, que é um ponto fora da região lascada, mas pode-se observar que é um ponto dentro da região em que houve desgaste da aresta, tem-se basicamente material da peça (Fe, Cr, Mn, Ni etc.), com muito pouco material do substrato da ferramenta (W e Co) e nenhum material da cobertura da ferramenta (Ti e Al). Isto mostra que o desgaste da ferramenta também causava a completa remoção da camada de cobertura. Mais ainda, mostra que a aderência e arrancamento de partículas (ver item 2.5.1 deste trabalho) era o mecanismo principal para o crescimento do desgaste. Depois que o desgaste crescia até um certo ponto e o número de choques entre ferramenta e peça crescia, a fadiga mecânica e térmica também passava a ser importante e a ferramenta lascava. Interessante também é que a aderência ocorria na superfície de folga da ferramenta e não na superfície de saída. Assim, pode-se supor que havia extrusão de cavaco entre aresta de corte e peça. Este cavaco extrudado, de alta resistência devido ao encruamento, aderiria à superfície de folga e, quando dali arrancado pela cinemática do processo, causava o desgaste da ferramenta. Portanto, pode-se afirmar que a aderência, somada à fadiga mecânica e térmica, causava o fim da vida da ferramenta.

4.2) Para o ensaio 2

4.2.1) Vida de ferramenta em volume removido

A situação de menor profundidade radial (a_e igual a 33%D) e profundidade de corte de 16 mm resultou em uma vida de ferramenta em volume removido aproximadamente 88% superior quando comparada à situação de maior profundidade radial de corte (a_e igual a 77%D). Esta maior vida para a menor profundidade radial pode ser explicada por dois itens:

- ✓ A maior geração de calor causada pela maior profundidade de corte da condição de “ a_e ” = 33%D não tende a diminuir muito a vida da ferramenta, pois este calor pode ser distribuído por um maior comprimento de aresta ocupado nesta profundidade.

- ✓ O ângulo de contato da fresa com a_e de 33%D é inferior ao de 77%D, semelhante à situação ocorrida no ensaio 1. Assim, a fresa passa, no primeiro caso, muito menos tempo dentro da peça (aquecendo-se) e muito mais tempo fora da peça (resfriando-se) em cada revolução, fazendo com que a temperatura média e mesma a variação de temperatura seja menor. Semelhantemente é a aderência de material da peça sobre a aresta desgastada da ferramenta. Pode-se observar nas figuras 4.4 e 4.5 que o maior a_e propiciou um número maior de lascamentos na aresta do que o menor a_e

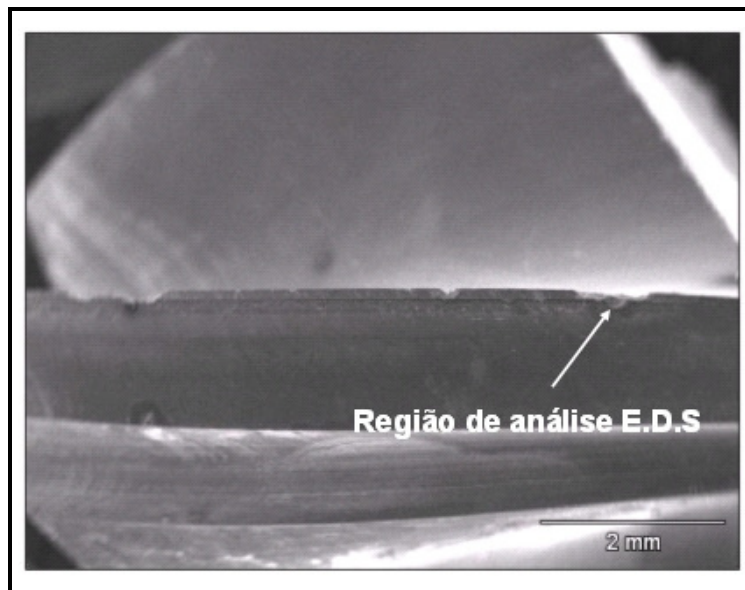


Figura 4.4 – Foto da aresta de corte para a fresa de diâmetro 16 mm e a_e 77%D

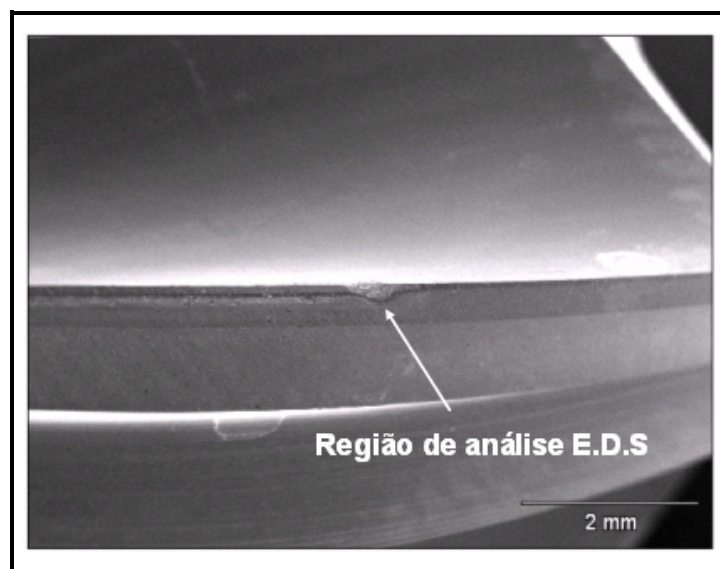


Figura 4.5 – Foto da aresta de corte para a fresa de diâmetro 16 mm e a_e 33%D

Nota-se claramente na figura 4.5 que a quantidade de lascamentos ao longo da aresta de corte em que houve profundidade de usinagem são bem inferiores ao número de lascamentos para a situação de maior a_e (figura 4.4)

Semelhantemente a ensaio 1, fez-se a análise semiquantitativamente das regiões indicadas nas figuras 4.4 e 4.5 e obteve-se resultados semelhantes aos observados na tabela 4.1

4.3) Para o ensaio 3

A diminuição da vida da ferramenta com o aumento da velocidade de corte foi um resultado já em parte esperado, pois a velocidade de corte é o fator que mais influencia na vida da ferramenta, a velocidade de corte máxima já havia sido utilizada nos ensaios 1 e 2 e todos os outros parâmetros (f_z , a_p) foram levados ao máximo nos ensaios anteriores a este. Não se pode, contudo, excluir-se a utilização da velocidade de corte de 100 m/min, pois esta remove 25% mais material na unidade de tempo (cm^3/min) em relação à velocidade de corte de 80 m/min. Assim, nos casos em que a prioridade for produzir-se mais rápido uma peça em detrimento do maior custo com ferramenta, esta velocidade pode ser utilizada.

Capítulo 5

Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros

Baseado nos resultados obtidos neste trabalho, pode-se concluir para o fresamento em desbaste do aço inoxidável 15-5 PH com fresa de metal duro inteiriça e condições similares às aqui utilizadas que:

- ✓ Para o mesmo volume de cavaco removido por unidade de tempo a fresa de menor diâmetro proporcionou vida de ferramenta maior que a fresa de maior diâmetro quando a comparação é feita utilizando-se a mesma relação a_e/D , mesmo a_p e mesmo h_m
- ✓ comparando-se 2 operações de fresamento em que se tem largura fresada “ a_e ” e profundidade de usinagem “ a_p ” de tal maneira que o produto de ambos fique constante (e assim o volume de cavaco removido por minuto também fique constante), em termos de vida da ferramenta é melhor utilizar-se “ a_e ” pequeno e “ a_p ” grande do que o inverso
- ✓ Apesar do impacto inicial entre a fresa e peça ser desfavorável para a condição de menor profundidade radial de corte “ a_e ”, este não influenciou negativamente na vida da ferramenta
- ✓ como era de se esperar, o aumento da velocidade de corte acima do recomendado pelo fabricante de ferramenta, causou diminuição da vida da ferramenta
- ✓ O principal mecanismo de desgaste verificado nas ferramentas de corte foi o de aderência entre material da peça e da ferramenta nas regiões em que houve desgaste por abrasão

De acordo com o que foi apresentado neste trabalho e de outros itens não cobertos, faz-se a sugestão dos seguintes trabalhos ou comparativos.

✓ A utilização de insertos intercambiáveis em “baixas profundidades de corte”

Existe uma necessidade, principalmente em custos, de se definir um ponto de equilíbrio entre a utilização de fresas inteiriças de metal duro e insertos intercambiáveis. A taxa de remoção praticada por inserto é muito inferior à taxa de remoção praticada pelas fresas inteiriças, porém seu custo é muito menor. Este trabalho poderia indicar uma direção sustentada a seguir, principalmente na zona de profundidade de corte em que ambas podem atuar

✓ Variação do tipo, da concentração e maneira de aplicação do fluido de corte

Os ensaios foram realizados com a aplicação de fluido em abundância e externamente a ferramenta, pois esta foi a maneira sugerida pelo fabricante de ferramentas, como também é o método atual utilizado por outros engenheiros de aplicação que atuam em empresas de usinagem situadas no mercado europeu e americano, sendo assim nosso ponto de comparação. As dúvidas são as seguintes: pode-se utilizar MQL de maneira produtiva nesta taxa de remoção de material?; a refrigeração interna a ferramenta traria algum benefício em vida à ferramenta?; uma outra concentração ou fluido com características EP mudariam para melhor o desempenho dos resultados deste trabalho?

✓ Utilização de ferramentas com comprimento em balanço superior aos 45 mm testados neste trabalho

Um outro trabalho poderia testar a condição limite deste comprimento em balanço em que a vida da ferramenta começaria ter uma perda significativa em rendimento

✓ Utilização de “furação” como primeira estratégia de corte para desbaste

Em cavidades fechadas, para a usinagem com a mesma ferramenta, o deslocamento em que esta realiza a profundidade de usinagem, (rampa,

mergulho ou helicoidal) efetivamente não contribui para o formato final da peça. Uma alternativa seria a utilização desta ferramenta em operações em que ela realmente se faz necessária, e a utilização do processo de furação com uma ferramenta “menos nobre” nas regiões de entrada da ferramenta.

Referências Bibliográficas

- AGRAWAL, S.; CHAKRABARTI, A. K.; CHATTOPADHYAY. A study of the machining of cast austenitic stainless steel with carbide tools. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 52, p.610 - 620, 1995.
- AK STEEL, Product Data Sheet. 2000.
Disponível em: < http://www.aksteel.com/markets_products >. Acesso em: 26 de agosto de 2003
- AMERICAN SOCIETY FOR METALS (ASM). Handbook, Machining of Stainless Steel. **Machining**, v16, p.681-707, 1997
- AMERICAN SOCIETY FOR METALS. **ASM**. International Handbook Commit, Metals Handbook, 6th ed., May 1991, cap.27. p.14-20.
- AMERICAN SOCIETY FOR METALS (ASM) Specialty Handbook, **Stainless Steel**, 3rd, 1999
- BALAZINSKI, M.; ENNAJIMI, E. Influence of feed variation on tool wear when milling stainless steel 17-4PH. **Journal of Engineering for Industry**, 116, Pp. 516 – 520, 1994
- BELEJCHACK, P. Machining stainless Steel. *Advanced Materials and Process*, n.12, p.23-25, 1997
- BOUZAKIS, K. D., MICHAELIDIS, 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.
- BRAGHINI JR, A.; DINIZ, A. E.; TEIXEIRA FILHO, F. Viabilidade do uso do fluido de corte no fresamento do aço inoxidável 15-5PH. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO, Joinville. **Anais do 3º COBEF**, p.1-10, 2005

- DINIZ, A. E.; CALDERANI FILHO, J. Influence of the Relative Positions of the Tool and Workpiece on Tool Life, Tool Wear and Surface Finish in the Face Milling Process, **Wear**, vol232, p.67 -75, 1999.
- DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. Usinabilidade dos materiais. In_____. **Tecnologia da usinagem dos Materiais**. 3rd ed. São Paulo: Artliber, 2001. cap.9, p.143 – 159.
- DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. Fresamento. **Tecnologia da usinagem dos Materiais**. In_____. 3rd ed. São Paulo: Artliber, 2001. cap.12, p.195 – 224.
- DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. Usinabilidade dos materiais. In_____. **Tecnologia da usinagem dos Materiais**. 3rd ed. São Paulo: Artliber, 2001. cap.9, p.143 – 159.
- DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. Avarias e Desgastes da Ferramenta. **Tecnologia da usinagem dos Materiais**. In_____. 3rd ed. São Paulo: Artliber, 2001. cap.6, p.101 – 111.
- DINIZ, A. E.; FERRER, J. A. G.; ARRUDA, J. A. P.; RIBEIRO, J. L. R. Otimização do Fresamento de Faceamento de Superfícies Interrompidas de Ferro Fundido Cinzento. In: USINAGEM 2002 FEIRA E CONGRESSO, n1, 2002, São Paulo, **Anais**, Arquivo USI038, p.1 – 14 CD-ROM.
- FERRARESI, D. Usinagem dos Metais – Associação Brasileira de Metais – São Paulo, 1972.
- FRESAMENTO: Esqueça a Alegação de que o aço inoxidável é difícil de usar. **O Mundo da Usinagem**, São Paulo, v.1, p.19-26, 2003. Sandvik Coromant do Brasil
- GENNARI JÚNIOR, W.; MACHADO, A. R. Melhorias na usinabilidade dos aços inoxidáveis. **Máquinas e Metais**, São Paulo, n.404, p.84-98, 1999
- GRZESIK, W. Experimental Investigation of the Cutting Temperature when Turning with Coated Indexable Inserts. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, 39, Pp. 355 – 369, 1999
- HANITA INTERNATIONAL HOME- Technical Information – Milled material machinability <http://www.hanita.com/index2.html>. Acesso em 17/11/2003

- HE, N.; LEE, T.C.; LAU, W.S.; Chan, S.K. Assessment of deformation of a shear localized chip in high speed machining. **Journal of Materials Processing Technology**, 129, Pp. 101 – 104, 2002
- HOLLECK, H. e SCHIER, V., Multilayer PVD Coatings for Wear Protection, **Surface & Coatings Technology**, n.76-77, p. 328-336, 1995.
- INGERSOLL CUTTING TOOLS - Technical Information – General Application Information
Disponível em < <http://www.ingersoll-imc.com/catalogs/cat-001-1.htm> > Acesso em 17/11/2003
- JAWAHIR, I.S., VAN LUTTEVELT, C. A. Recent developments in chip control research and applications. *Ann. CIRP* 42 (2), 1993, p659
- KITAGAWA, A.; KUBO, A; MAEKAWA, K. Temperature and wear of cutting tools in high speed of Inconel 718 and Ti 6Al 6V 2Sn. **Wear**, 202, Pp. 142 – 148, 1997
- KLIM, Z.; ENNAJIMI, E.; BALAZINSKI, M.; FORTIN, C. Cutting tool reliability analysis for variable feed milling of 17-4PH stainless steel. **Wear**, 195, Pp. 206 – 213, 1996
- KLOCKE, F.; KRIEG, T. Coated tools for metal cutting features and applications, **Annals of the CIRP**, vol. 48 (2), 1999, p. 515-525.
- KOSA, T. et all. Machining of stainless steel, **Metals handbook**, 9 ed., ASM int., 1989, p. 681
- KOTECKI, D.J., AND SIEWERT, T.A., 1992. WRC-1992 constitution diagram for stainless steel weld metals: a modification of the WRC diagram. *Welding Journal* 71 (5): 171-s to 178-s.
- KRAUSS G. Stainless Steel. **Steels - Heat Treatment and Processing Principles**. 4th ed. Ohio: Materials Park, 1995 cap 12, v4., p.351-396 – ASM
- LI, H. Z.; LIU, K.; 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, T. R. Experimental design and performance analysis of TiN – coated carbide tool in face milling stainless steel. **Journal of Materials Processing Technology**. n.127, p. 1 – 7. (2002)

- MARTIN, J. Precipitation Hardening. Hardcover edition, Pergamon Press Reprint publisher, 1968
- MAZUROVSKY, V.L., ZINIGRAD, M.I. and ZINIGRAD, A.M., 2001. Novel approach to the predicting of weld metal structure. **Welding Journal**, v.61, p.149-156.
- MATWEB, Material Property Data. 2003
- Disponível em: < <http://www.matweb.com/search/SearchSubcat.asp> >. Acesso em: 01 de setembro 2003
- METALS HANDBOOK. – Machining – Machining of Stainless Steel, v.16, ed.9, p.681-707, 1989
- METSERVE, Precipitation-Hardening Stainless Steel
- Disponível em: < http://www.metserve.co.za/material/m_sspr_h.htm >. Acesso em: 16 de junho de 2003
- METALLIC MATERIALS PROPERTIES DEVELOPMENT AND STANDARDIZATION (MMPDS) Handbook, **Scientific Report**, v.1, 1st ed. Springfield: National Technical information Service, 2003. cap.2, p.175
- MURRAY, G. T. (1993). Introduction to engineering materials. New York, Marcel Dekker.
- NEVES, D. **Uma contribuição ao fresamento de matrizes com fresa de topo esférico. Campinas.** 2002. Dissertação (Mestrado) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas.
- NORDIN, M.; SUNDSTRÖM, R.; SELINDER, T.I.; HOGMARK, S. Wear and failure mechanisms of multilayered PVD TiN/TaN coated tools when milling austenitic stainless steel. **Surface and Coatings Technology**, 133-134, Pp. 240 – 246, 2000
- OLVERA, O.; BARROW, G. Influence of exit angle and tool nose geometry on burr formation in the face milling operations. **IMechE**, 212b, Pp. 59 – 72, 1998
- PECNER, D.; BERNSTEIN, I.N. Hand Book of Stainless Steel. Nova York: Mc-Graw Hill, 1997.

PEKELHARING, A. J. The Exit Failure of Cemented Carbide Face-Milling Cutters. Part I - Fundamentals and Phenomena, **Annals of the CIRP**, vol. 33, 1984, p. 47-50.

PRENGEL, H. G.; JINDAL, P. C.; WENDT, K. H.; SANTHANAM, A. T.; HEDGE, P. L.; PENICH, R. M. A new class of high performance PVD coatings for carbide cutting tools. **Surface and Coatings Technology**, 139, Pp. 25 – 34, 2001

SCHAEFFLER, A. Constitution diagram for stainless steel weld metal. **Metal Progress** v.56 (n.11), 1949 p. 680 – 680b.

SANDVIK COROMANT, Milling. In_____. **Modern Metal Cutting**. 1st English ed. Suíça: Tofters Tryckery AB, 1994. cap.10, p.1 – 159.

SANDVIK COROMANT, Tool Wear. In_____. **Modern Metal Cutting**. 1st English ed. Suíça: Tofters Tryckery AB, 1994. cap.4, p.2.

SELINDER, T.I.; SJÖSTRAND, M. E.; NORDIN, M.; LARSSON, M.; ÖSTLUND, A. Performance of PVD TiN/TaN and TiN/NbN superlattice coated cemented carbide tools in stainless steel machining. **Surface and Coatings Technology**, 105, Pp. 51 – 55, 1998

SOCIETY OF AUTOMOTIVE ENGINEERS. SAE – AMS5659K, 1998

SUN, F.; LI, Z.; JIANG, D.; CHEN, B. Adhering wear mechanism of cemented carbide cutter in the intervallic cutting of stainless steel. **Wear**, 214, Pp. 79 – 82, 1998

UNIVERSITY OF ENGINEERING AND TECHNOLOGY, Department of Metallurgical Engineering and Materials Science.

Disponível em :<<http://uet.edu.pk/dmems/ppthardening.htm>>. Acesso em:11 de agosto de 2003

ZUBEK, L. A Technical Review of Precipitation Hardening Stainless Steel Grades.

Disponível em :<<http://uet.edu.pk/dmems/ppthardening.htm>>. Acesso em:01 de fevereiro de 2006