

Anselmo Eduardo Diniz
Francisco Carlos Marcondes
Nivaldo Lemos Coppini

**TECNOLOGIA
DA USINAGEM DOS
MATERIAIS**

**Anselmo Eduardo Diniz
Francisco Carlos Marcondes
Nivaldo Lemos Coppini**

TECNOLOGIA DA USINAGEM DOS MATERIAIS



mm editora

Alameda Olga, 315 - CEP 01155-900 - São Paulo - SP - Brasil

Prefácio

Nos tempos de Taylor, muito da competitividade dependia da capacidade produtiva da indústria. A fim de atender à crescente e enorme demanda, era imprescindível que se encontrasse métodos que pudessem multiplicar a velocidade dos sistemas de fabricação. Foi um tempo em que a diferenciação dos produtos não era um fator muito relevante e, portanto, a produção massiva de um modelo padrão preenchia a contento as necessidades dos produtores e consumidores da época.

Atualmente, o cenário é inverso. A segmentação do mercado, a diferenciação das linhas de produtos, objetivando o atendimento das necessidades particulares de públicos alvos específicos, tornaram-se estratégicas por consolidarem um diferencial de competitividade. Clientes pagam mais por um atendimento personalizado.

Esse acontecimento passou a exigir dos setores de produção além da renovação dos paradigmas e métodos de gestão, a modernização de máquinas, equipamentos e ferramentas, para que o atendimento dessa nova demanda, se tornasse viável em termos de custo e produtividade. Fatores como flexibilidade e qualidade, passaram a receber a máxima atenção.

Paralelamente, coube aos fabricantes de ferramentas o desenvolvimento de produtos que pudessem contemplar tal demanda, caracterizada pela maior segmentação dos lotes e, conseqüentemente, maior número de preparações de máquinas e trocas de ferramentas.

Com o progresso acelerado das ciências da computação, aliado ao desenvolvimento da engenharia, as novas tecnologias passam a ser rapidamente assimiladas de modo que qualquer novidade se torna obsoleta em prazos cada vez menores.

Uma ferramenta lançada com alguma característica tecnológica inovadora, garante ao seu criador a alavancagem das vendas, pois é natural que haja um direcionamento maior da demanda para um produto que proporcione mais benefícios que o seu

precedente. Contudo, não passará muito tempo até que os concorrentes adquiram *know-how* suficiente para contra-atacar.

Como estratégia competitiva, a prática do "auto-canibalismo" passou a ser algo freqüente para aqueles que compreendiam a importância da velocidade de introdução de novos produtos no mercado, ou seja, muitas vezes é melhor que se ataque a própria linha de produtos antes que o concorrente o faça, matando assim a pressão para uma melhoria contínua.

Todavia, enquanto o usuário final não estiver conscientizado, capacitado, seguro, e autoconvencido de que um novo produto poderá proporcionar a ele e a sua empresa benefícios ímpares, a implantação da novidade será retardada e a obsolescência reinará por mais tempo.

Quanto menor o conhecimento técnico, menor a aceitação do novo. Esse é o princípio que leva a Sandvik a investir em projetos que possam promover a disseminação desse conhecimento, porque acredita que quanto mais capacitado tecnicamente estiver o mercado consumidor, maiores serão as chances de satisfazer plenamente as expectativas e necessidades de ambas as partes.

Assim, percebemos como uma grande oportunidade o patrocínio dessa obra em que ilustres professores pesquisadores, Nivaldo Coppini e Anselmo Diniz, aliados à profícua contribuição de um dos nossos colaboradores, Francisco Marcondes, puderam tão objetivamente e com tanta propriedade tratar o assunto tecnologia de usinagem.

É nosso desejo, com essa publicação, contribuir para que todos os leitores possam se tornar mais competitivos em tudo aquilo que se relacione com ferramentas e processos de usinagem.

José Viudes Parra
Diretor Presidente
Sandvik do Brasil S/A



SANDVIK
Coromant

Curriculum

Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz

O prof. Anselmo é engenheiro mecânico graduado pela UNICAMP em 1982. Na mesma UNICAMP conseguiu seus títulos de mestre e doutor em engenharia mecânica em 1985 e 1989, respectivamente. Em 1990 e 1991, o prof. Anselmo estagiou na "University of California at Berkeley" nos Estados Unidos, realizando trabalho de pós-doutoramento.

Desde 1983 é professor da Faculdade de Engenharia Mecânica da UNICAMP, tendo ministrado diversas disciplinas na área de Processos de Fabricação, especialmente na área de Processos de Usinagem, tanto a nível de graduação, quanto de pós-graduação e especialização. Também desde 1983 é pesquisador na área de Processos de Usinagem, tendo publicado dezenas de trabalhos técnicos/científicos em anais de congressos e em revistas nacionais e estrangeiras.

Já orientou 13 trabalhos de tese de mestrado e doutorado, todas estudando o processo de usinagem, além de dezenas de trabalhos de conclusão de curso de graduação e trabalhos de iniciação científica.

Curriculum

Prof. Dr. Nivaldo Lemos Coppini

Graduado **Engenheiro Mecânico** em 1970 pela Escola de Engenharia de São Carlos da USP, foi imediatamente após a conclusão do curso contratado para atuar como Engenheiro do Departamento de Qualidade das Indústria Romi S.A. Em 1971 iniciou sua carreira como Professor Universitário junto ao Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Engenharia de Campinas da UNICAMP. Desde então, tem-se dedicado a estudar, pesquisar, desenvolver e ensinar temas sempre ligados aos processos de fabricação, em particular **Usinagem dos Materiais**. Obteve o título de **Mestre** e de **Doutor** em Engenharia Mecânica em 1974 e 1978, respectivamente, em ambos os casos pela UNICAMP, e teve a oportunidade de visitar tecnicamente as principais universidades da Europa, do Japão, dos Estados Unidos e da América do Sul. É hoje **Professor Titular** da Faculdade de Engenharia Mecânica e Produção da UNIMEP, onde atua como Professor e Coordenador do Programa de Mestrado em Engenharia de Produção. É, também, **Professor Titular** Convidado do Departamento de Engenharia de Fabricação da Faculdade de Engenharia Mecânica da UNICAMP e **Professor Convidado** do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da EPUSP. Sua experiência profissional, expressa por sua **produção científica** (ordem de duas centenas de trabalhos publicados em periódicos, revistas e anais de congressos, em todos os casos, estrangeiros e nacionais) e **acadêmica** (10 teses de doutorado e 24 dissertações de mestrado orientadas e aprovadas), levou o professor a ser convidado para atuar como **Assessor** e participar como **Membro de Comissões Especiais** de praticamente todos os Organismos de Fomento do País (CNPq, CAPES, FAPESP, FINEP, MCT, Programas do RHAE, etc).

Curriculum

Francisco Carlos Marcondes, 41

Gerente de Marketing e Treinamento Técnico da Sandvik do Brasil S/A - Divisão Coromant.

Engenheiro Mecânico, Pós Graduado em Marketing.

Professor Universitário na Unimarco, mestrando em engenharia de manufatura na Unicamp.

Índice

CAPÍTULO 1 – MOVIMENTOS E GRANDEZAS NOS PROCESSOS DE USINAGEM	17
1.1 - Movimentos na usinagem	17
1.2 - Conceitos auxiliares	22
1.3 - Superfícies definidas sobre a peça	23
1.4 - Grandezas de avanço	23
1.5 - Grandezas de penetração	24
1.6 - Grandezas de corte	26
1.7 - Análise simplificada das grandezas	27
CAPÍTULO 2 – GEOMETRIA DA CUNHA DE CORTE	31
2.1 - Partes construtivas de uma ferramenta	31
2.2 - Sistemas de referência	34
2.3 - Ângulos da parte de corte	38
2.4 - Relação entre Ângulos da Ferramenta	45
CAPÍTULO 3 – MECANISMO DE FORMAÇÃO DO CAVACO	47
3.1 - A Interface Cavaco-Ferramenta	48
3.2 - Controle da Forma do Cavaco	50
3.3 - Temperatura de Corte	59
CAPÍTULO 4 – FORÇAS E POTÊNCIAS DE CORTE	63
4.1 - Forças durante a Usinagem	63
4.2 - Potências de Usinagem	66
4.3 - Variação da Força de corte com as condições de trabalho	67
4.4 - Cálculo da Pressão Específica de Corte (K)	74
4.5 - Fatores que influenciam as forças de avanço e de profundidade	76
CAPÍTULO 5 – MATERIAIS PARA FERRAMENTAS	79
5.1 - Introdução	79
5.2 - Descrição dos Materiais para Ferramentas	81
CAPÍTULO 6 – AVARIAS E DESGASTES DA FERRAMENTA	105
6.1 - Medição dos Desgastes da Ferramenta	108
6.2 - Mecanismos Causadores do Desgaste da Ferramenta	109

CAPÍTULO 7 - DESGASTE E VIDA DA FERRAMENTA	117
7.1 - Fatores de Influência no Desgaste e Vida da Ferramenta	119
7.2 - Fatores de Influência na Rugosidade da Peça	121
7.3 - Curva de Vida da Ferramenta	126
7.4 - Escolha do Avanço, da Profundidade de Usinagem e da Velocidade de Corte	128
CAPÍTULO 8 - ANÁLISE DAS CONDIÇÕES ECONÔMICAS DE USINAGEM	131
8.1 - Ciclos e Tempos de Usinagem	132
8.2 - Custos de Produção	136
8.3 - Intervalo de Máxima Eficiência	141
CAPÍTULO 9 - USINABILIDADE DOS MATERIAIS	147
9.1 - Ensaio de Usinabilidade	147
9.2 - A Usinabilidade e as Propriedades do Material	148
9.3 - Fatores Metalúrgicos que Afetam a Usinabilidade das Ligas de Alumínio	150
9.4 - Fatores Metalúrgicos que Afetam a Usinabilidade dos Aços	153
9.5 - Fatores Metalúrgicos que Afetam a Usinabilidade dos Ferros Fundidos	161
CAPÍTULO 10 - FLUIDOS DE CORTE	165
10.1 - Funções do Fluido de Corte	165
10.2 - Classificação dos Fluidos de Corte	168
10.3 - Seleção do Fluido de Corte	171
CAPÍTULO 11 - FURAÇÃO	175
11.1 - Introdução	175
11.2 - Formas Construtivas das Brocas Helicoidais	177
11.3 - Afição das Brocas Helicoidais	179
11.4 - Características da Formação do Cavaco na Furação	180
11.5 - Forças e Potências de Corte na Furação	183
11.6 - Resistência de uma Broca Helicoidal e Avanço Máximo Permissível	188
11.7 - Brocas Especiais para Furos Longos	191
CAPÍTULO 12 - FRESAMENTO	195
12.1 - Tipos Fundamentais de Fresamento	196
12.2 - Formas de Cavaco	202
12.3 - Algumas Considerações Sobre o Fresamento Tangencial de Dentes Inclinados	204

Introdução

Nós, os professores responsáveis pela disciplina "Usinagem dos Materiais" do curso de graduação em Engenharia Mecânica da UNICAMP sentimos a necessidade de um livro texto que conseguisse melhor corresponder ao interesse que os alunos vinham demonstrando pelo assunto. Na mesma ocasião, a Sandvik Coromant manifestou interesse em um livro sobre usinagem, que pudesse servir de texto dos cursos de treinamento que ordinariamente oferece aos seus parceiros.

Não queríamos um manual, pois um manual com detalhes sobre quais condições de usinagem, geometria de ferramentas e toda a sorte de informações técnicas é mais preciso quando elaborado e publicado pelo próprio fabricante de ferramentas. Também, não queríamos uma obra com fundamentos científicos profundos e que se transformasse numa coletânea de informações complicadas de serem transportadas para a prática do processo.

Assim idealizamos este livro. O leitor ou o estudioso de usinagem poderá, através dele, aprofundar-se um pouco mais nos aspectos fenomenológicos que regem o processo.

Entretanto, engenheiros que são ou que virão a ser quando formarem-se, não estarão expostos a uma obra excessivamente teórica e nem tampouco excessivamente informativa. Estarão, ao contrário, adquirindo o conhecimento teórico fundamental capaz de prepará-los para uma vida profissional com o necessário senso crítico para utilização dos dados e de observação dos fenômenos da natureza utilizados em usinagem.

Os autores expressam seus agradecimentos a Deus que, em sua bondade infinita, lhes concedeu a graça de poder ensinar. Agradecem também a Unicamp, a Sandvik Coromant S. A. Indústria e Comércio e a todos que diretamente ou indiretamente contribuíram para realização desta obra.

Os autores
1999

CAPÍTULO 1

MOVIMENTOS E GRANDEZAS NOS
PROCESSOS DE USINAGEM

Além de estudar os movimentos, as grandezas e suas relações geométricas, este capítulo tem, também por objetivo, apresentar a terminologia adotada pela Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT). Para maior detalhamento deste assunto, recomenda-se consultar a norma NBR 6162 - Conceitos da Técnica de Usinagem - Movimentos e Relações Geométricas, na qual este capítulo está baseado. Cabe aqui esclarecer, que estes primeiros dois capítulos deste livro são necessários para que se defina a terminologia das Grandezas de Corte (capítulo 1) e da Geometria da Ferramenta (capítulo 2), terminologia esta que será fartamente utilizada posteriormente.

1.1 - Movimentos na usinagem

Os movimentos entre ferramenta e peça durante a usinagem são aqueles que permitem a ocorrência do processo de usinagem. Tais movimentos são considerados durante o projeto e a fabricação das máquinas-ferramentas que os realizarão. Por convenção, os movimentos sempre estarão ocorrendo supondo-se a peça parada e, portanto, todo o movimento sendo realizado pela ferramenta. Este procedimento, permite padronizar sinais algébricos aos movimentos, sempre tendo como referência a peça. Além disto, facilita o estudo dos movimentos, principalmente quando a usinagem ocorre com ferramentas com geometrias complexas.

Os movimentos podem ser classificados como ativos ou passivos.

Os movimentos ativos são aqueles que promovem remoção de material ao ocorrerem. São eles:

Movimento de corte - é o movimento entre a ferramenta e a peça que, sem a ocorrência concomitante do movimento de avanço, provoca remoção de cavaco durante uma única rotação ou um curso da ferramenta (Figuras de 1.1 a 1.3).

Movimento de avanço - é o movimento entre a ferramenta e a peça que, juntamente com o movimento de corte, possibilita uma remoção contínua ou repetida do cavaco, durante várias rotações ou cursos da ferramenta. O movimento de avanço pode ser contínuo, como no caso do torneamento e da furação, ou intermitente, como no caso do aplainamento (Figuras de 1.1 a 1.3).

Movimento efetivo de corte - é o movimento entre a ferramenta e a peça, a partir do qual resulta o processo de usinagem. Quando o movimento de avanço é contínuo, o movimento efetivo é o resultante da composição dos movimentos de corte e de avanço. Quando o movimento de avanço é intermitente, o movimento efetivo é o próprio movimento de corte (Figuras de 1.1 a 1.3).

Os movimentos passivos são aqueles que, apesar de fundamentais para a realização do processo de usinagem, não promovem remoção de material ao ocorrerem. São eles:

Movimento de ajuste - é o movimento entre a ferramenta e a peça, no qual é pré-determinada a espessura da camada de material a ser removida. Nos processos de sangramento, furação e brochamento, este movimento não ocorre, pois a espessura de material a ser removida está definida pela geometria da ferramenta.

Movimento de correção - é o movimento entre a ferramenta e a peça, empregado para compensar alterações de posicionamento devidas, por exemplo, ao desgaste da ferramenta, variações térmicas, deformações plásticas, entre outras, que normalmente incidem durante a ocorrência do processo.

Movimento de aproximação - é o movimento entre a ferramenta e a peça, com o qual a ferramenta, antes do início da usinagem, é aproximada da peça.

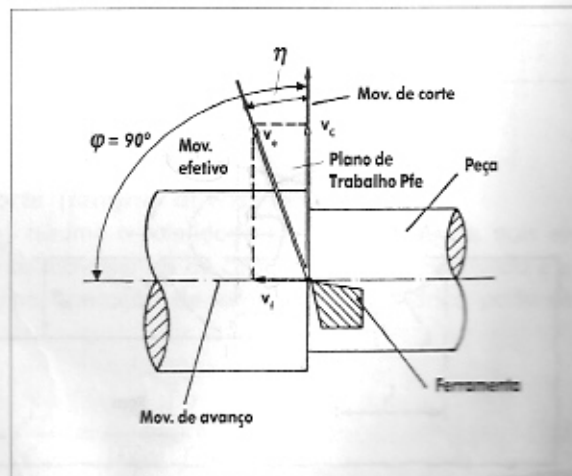
Movimento de recuo - é o movimento entre a ferramenta e a peça, com o qual a ferramenta, após a usinagem, é afastada da peça.

Tanto os movimentos ativos como os passivos são importantes, pois a eles estão associados tempos que, somados, resultam no tempo total de fabricação (produção).

A todos estes movimentos estão associados direções, sentidos, velocidades e percursos. As direções dos movimentos são suas direções instantâneas, os sentidos são aqueles resultantes quando se considera a peça parada e a ferramenta realizando todo o movimento e as velocidades representam a rapidez com a qual o movimento se desenvolve (Figuras de 1.1 a 1.3). Os percursos são considerados nas direções dos movimentos durante um tempo desejado de evolução do processo (Figura 1.4). Assim, tem-se:

- Direção efetiva, velocidade efetiva (v_e) e percurso efetivo (l_e)
- Direção de corte, velocidade de corte (v_c) e percurso de corte (l_c)
- Direção de avanço, velocidade de avanço (v_f) e percurso de avanço (l_f)
- Direção de ajuste, velocidade de ajuste (v_a) e percurso de ajuste (l_a)
- Direção de correção, velocidade de correção (v_n) e percurso de correção (l_n)
- Direção de aproximação, velocidade de aproximação (v_p) e percurso de aproximação (l_p)
- Direção de recuo, velocidade de recuo (v_r) e percurso de recuo (l_r)

Figura 1.1 - Direção dos movimentos de corte, de avanço e efetivo no torneamento. Ângulos da direção de avanço ϕ , da direção efetiva η e Plano de trabalho



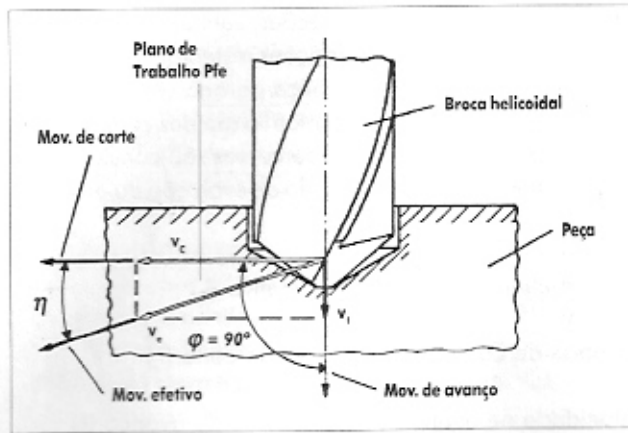


Figura 1.2 - Direção dos movimentos de corte, de avanço e efetivo na furação. Ângulos da direção de avanço ϕ , da direção efetiva η e Plano de trabalho

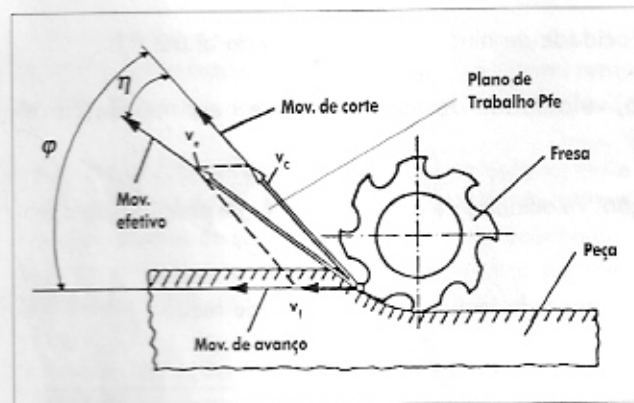


Figura 1.3 - Direção dos movimentos de corte, de avanço e efetivo no fresamento discordante. Ângulo da direção de avanço ϕ , da direção efetiva η e Plano de trabalho

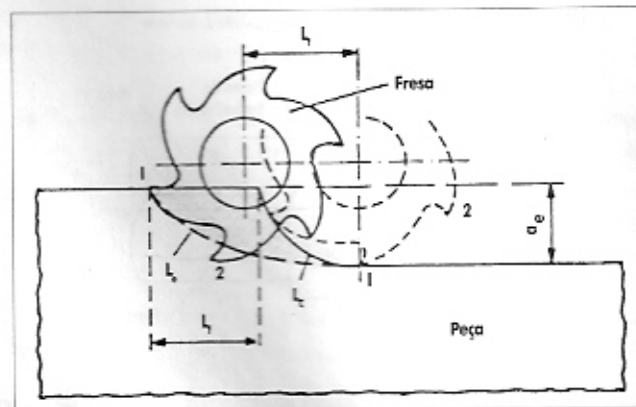


Figura 1.4 - Percursos de corte l_c , de avanço l_f e efetivo l_e na operação de fresamento discordante

Cálculo da velocidade de corte

A velocidade de corte é o resultado do deslocamento da ferramenta diante da peça, considerado no tempo, para operações do tipo do aplainamento e brochamento, onde o movimento de corte e de avanço não ocorrem concomitantemente. A velocidade de corte é a velocidade tangencial instantânea resultante da rotação da ferramenta em torno da peça, para as operações do tipo torneamento, fresamento, ou furação, onde os movimentos de corte e de avanço ocorrem concomitantemente. Para estes últimos, a velocidade de corte é calculada por:

$$v_c = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1000} \quad (1.1)$$

onde:

- v_c = velocidade de corte |m/min|
- d = diâmetro da ferramenta |mm|
- n = rotação da ferramenta |rpm|

Cálculo da velocidade de avanço

A velocidade de avanço, para operações do tipo aplainamento, é dada diretamente em quantidade de deslocamento por curso. Em operações do tipo torneamento, é o produto do avanço (vide definição no item 1.4.a), pela rotação da ferramenta. Esta é dada por:

$$v_f = f \cdot n = \frac{1000 \cdot v_c}{\pi \cdot d} \cdot f \quad (1.2)$$

onde:

- f = avanço |mm/volta|
- v_f = velocidade de avanço |mm/min|

Cálculo do tempo de corte (tempos ativos)

O tempo de corte (t_c) resume a totalidade dos tempos ativos, pois ele representa o tempo em que os movimentos de corte e ou de avanço estão efetivamente ocorrendo. Em uma operação de torneamento cilíndrico pode ser calculado por:

$$t_c = \frac{l_f}{v_f} = \frac{l_f}{f \cdot n} = \frac{\pi \cdot d \cdot l_f}{1000 \cdot f \cdot v_c} \quad (1.3)$$

avanço por volta

Em operações onde não se tem rotação constante (por exemplo, torneamento de faceamento com velocidade de corte constante) ou onde a trajetória da ferramenta é complexa, o cálculo do tempo de corte depende de uma integração da relação (dlf/v_f) . Nestes casos, muitas vezes é preferível cronometrar o tempo de corte, ao invés de calculá-lo.

Cálculo dos tempos passivos

Os tempos passivos nem sempre são possíveis de serem calculados. Geralmente, são estimados por técnicas específicas que estudam os movimentos e a cronometragem dos tempos a eles relacionados, estabelecendo os chamados tempos-padrões. Este assunto será abordado capítulo 8 que trata da determinação das condições econômicas de usinagem.

1.2 - Conceitos auxiliares

Os conceitos auxiliares serão utilizados para definição de outros conceitos que serão tratados em seguida e também para estabelecer algumas relações entre as diversas grandezas envolvidas no processo de usinagem. São eles:

Ângulo da direção de avanço (φ) - é o ângulo entre a direção de avanço e a direção de corte. Pode ser constante, como no torneamento e na furação ($\varphi = 90^\circ$) ou variável continuamente durante o processo, como no fresamento (figuras 1.1 a 1.3).

Ângulo da direção efetiva (η) - é o ângulo entre a direção efetiva e a direção de corte.

Estes ângulos obedecem a seguinte expressão:

$$tg\eta = \frac{\text{sen } \varphi}{\frac{v_c}{v_f} + \text{cos } \varphi} \quad (1.4)$$

Ponto de corte escolhido - é um ponto qualquer da aresta de corte - principal ou secundária - "escolhido" especificamente para análise do sistema ferramenta/peça. É um ponto destinado à determinação das grandezas, das superfícies e ângulos da parte de corte, em uma posição genérica da aresta principal ou secundária de corte (vide capítulo 2).

Ponto de referência da aresta de corte D - é um ponto situado no meio da aresta principal de corte (vide 2.1.e1) utilizado para a fixação do plano de medida P_D (figura 1.5). É um ponto de corte escolhido com a particularidade de situar-se no meio da aresta de principal de corte ativa.

Plano de trabalho P_{to} - é um plano imaginário que contém as direções de corte e de avanço, passando pelo ponto de corte escolhido (figuras 1.1 a 1.3). Como consequência de sua definição, é sobre este plano que ocorrem os movimentos ativos.

Plano de medida P_D - é o plano perpendicular à direção de corte, passando pelo ponto de referência da aresta de corte D (figura 1.5).

1.3 - Superfícies definidas sobre a peça

Superfície a usinar - é a superfície da peça antes da operação de usinagem (figura 1.5)

Superfície em usinagem - é a superfície da peça que está sendo gerada pela ferramenta. Ter-se-á a superfície em usinagem principal ou secundária quando a geração da mesma estiver ocorrendo pela ação da aresta principal de corte, ou da aresta secundária de corte, respectivamente.

Superfície usinada - é a superfície da peça que foi gerada pelo processo de usinagem. (figura 1.5)

1.4 - Grandezas de avanço

São grandezas que resultam do movimento de avanço.

Avanço f - é o percurso de avanço em cada volta ou em cada curso da ferramenta (figura 1.5).

Avanço por dente f_z - é o percurso de avanço por dente e por volta ou curso da ferramenta, medido na direção do avanço. Corresponde à distância entre duas superfícies em usinagem consecutivas, considerada na direção do avanço (figura 1.6). Tem-se assim que:

$$f_z = \frac{f}{z} \quad (1.5)$$

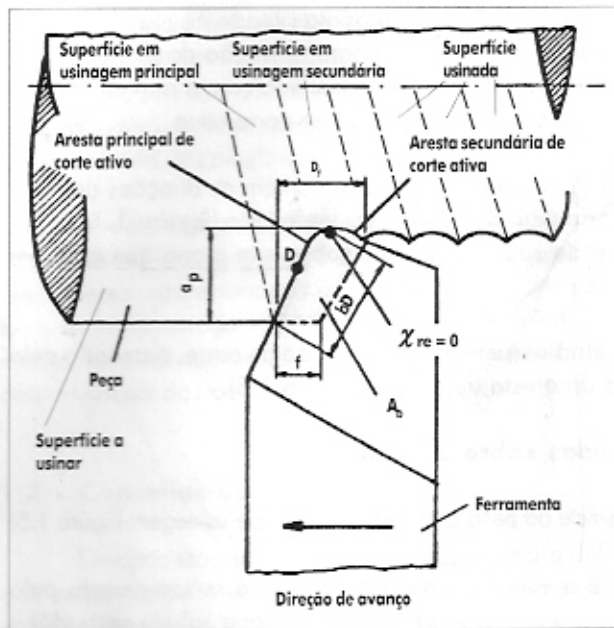


Figura 1.5 - Superfícies, Grandezas de corte, ponto de referência D e largura nominal de corte b_0 no torneamento cilíndrico

onde:

"z" é o número de dentes da ferramenta.

Avanço de corte f_c - é a distância entre duas superfícies consecutivas em usinagem, medida no plano de trabalho e perpendicular à direção de corte (figura 1.6). Tem-se assim que:

$$f_c = f_z \cdot \text{sen } \varphi \quad (1.6)$$

1.5 - Grandezas de penetração

São grandezas que descrevem geometricamente a relação de penetração entre a ferramenta e a peça.

Profundidade ou largura de usinagem a_p - é a profundidade ou largura de penetração da ferramenta em relação à peça, medida perpendicularmente ao plano de trabalho (figuras 1.5, 1.7 e 1.8). No torneamento cilíndrico e

de faceamento, fresamento e retificação frontal, a_p é denominada profundidade de usinagem. No brochamento, fresamento e retificação tangencial a_p é denominada largura de usinagem. Na furação em cheio a_p corresponde à metade do diâmetro da broca.

Penetração de trabalho a_p - é a penetração da ferramenta em relação à peça, medida no plano de trabalho e perpendicularmente à direção de avanço. A penetração de trabalho a_p tem importância predominante no fresamento e na retificação plana. (figuras 1.7 e 1.8)

Figura 1.6 - Avanço por dente f_z , avanço de corte f_c e avanço efetivo f_e no fresamento discordante

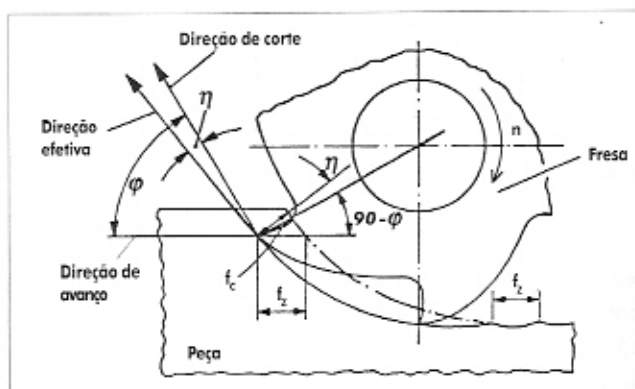
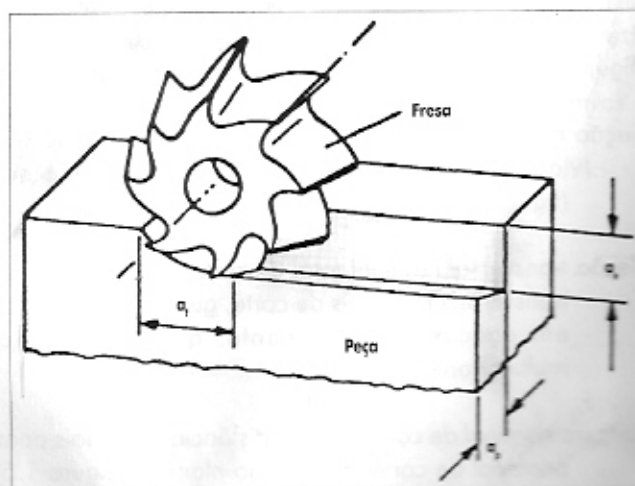


Figura 1.7 - Largura de usinagem a_p , penetração de trabalho a_p e penetração de avanço a_f no fresamento tangencial



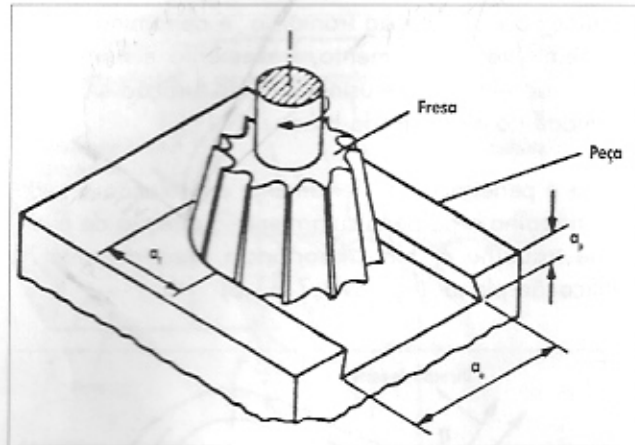


Figura 1.8 - Profundidade de usinagem a_p , penetração de trabalho a_e e penetração de avanço a_v no fresamento frontal

1.6 - Grandezas de corte

As grandezas de avanço e de penetração, vistas anteriormente, são informadas à máquina ferramenta, para que o processo de usinagem ocorra com a definição da porção de material a ser removido. As grandezas de corte são consequências das grandezas de avanço e de penetração. Não podem ser medidas, pois somente apresentam-se acessíveis após a usinagem. Após a usinagem, as grandezas de corte podem ser eventualmente medidas, porém estarão com seus valores alterados devido à deformação sofrida pelo material. As grandezas de corte podem ser calculadas a partir das grandezas de avanço e de penetração.

As grandezas nominais de corte são definidas no plano de medida PD (figura 1.5). São elas:

Seção transversal nominal de corte A_D - é a área da seção transversal calculada de um cavaco a ser removido, medida no plano de medida P_D (figura 1.5).

Seção transversal nominal total de corte $A_{D_{tot}}$ - é a soma das áreas das seções transversais nominais de corte, geradas por arestas de corte que estejam em ação simultaneamente, quando se empregam ferramentas multicortantes.

Largura nominal de corte b_D - é a distância entre dois pontos extremos da aresta principal de corte, medida no plano P_D (figura 1.5).

Espessura nominal de corte h_D - é a grandeza calculada, resultante da relação entre a seção transversal nominal de corte (A_D) e a largura nominal de corte (b_D).

$$h_D = \frac{A_D}{b_D} \quad (1.7)$$

Espessura local de corte h_l - é a espessura calculada do cavaco a ser removido, num ponto qualquer da aresta de corte, perpendicular à aresta no plano de medida (P_D) (figura 1.5). Esta definição é oportuna para situações em que a espessura de corte seja variável. Quando este fato não ocorrer, a espessura local de corte será constante e igual à espessura nominal de corte.

1.7 - Análise simplificada das grandezas

Na prática de usinagem, raramente as grandezas acima definidas são constantes. Entretanto, é freqüente a possibilidade de considerá-las aproximadamente constantes, bastando para isto que uma análise de magnitude do erro cometido seja feita. Como o processo de usinagem é dependente de um grande número de variáveis e se constitui em um processo randômico, os erros considerados aceitáveis podem oscilar entre até 10% e 15% dos valores medidos e ou calculados. A situação idealmente simples para análise das relações entre as grandezas de usinagem, ocorre quando se considera uma ferramenta com aresta de corte retilínea, com ponta de corte em canto vivo, ângulo de inclinação $\lambda_s = 0$ e ângulo de posição da aresta secundária $\chi'_s = 0$. Todos os itens relativos à geometria da ferramenta serão vistos no capítulo 2.

Para a situação idealmente simplificada acima, tem-se (figura 1.9):

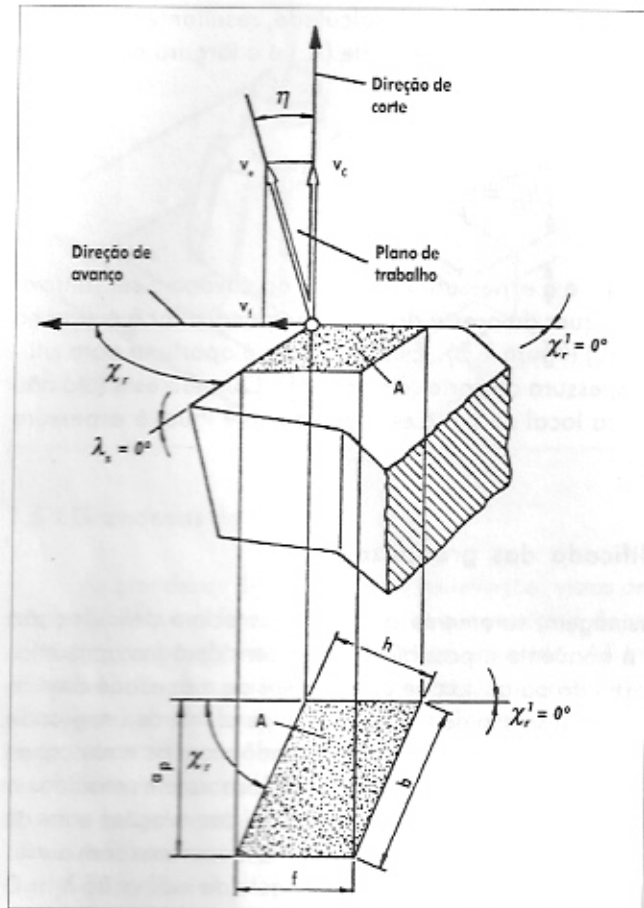


Figura 1.9 - Grandezas de corte para arestas de corte retilíneas. Exemplo: torneamento cilíndrico com ferramenta com $\lambda_s = 0$; o ponto de corte escolhido neste caso encontra-se no ponta de corte da ferramenta

Seção transversal de corte A - é a área da seção transversal calculada de um cavaco a ser removido, medida perpendicularmente à direção de corte

$$A = a_p \cdot f = b \cdot h \quad (1.8)$$

no plano de medida. Neste caso é válida a relação:

onde:

(b) é a largura de corte e

(h) é a espessura de corte, definidas a seguir.

Largura de corte (b) - é a largura calculada da seção transversal de corte. Nas condições idealizadas, a largura de corte (b) é idêntica ao comprimento da aresta de corte ativa e à largura nominal de corte (b_0). Da figura 1.9, tem-se que:

$$b = \frac{a_p}{\text{sen } \chi_r} \quad \text{OK} \quad (1.9)$$

onde:

(χ_r) é o ângulo de posição da ferramenta, da aresta principal de corte (definido no capítulo 2)

Espessura de corte h - é a espessura calculada da seção transversal de corte. Nas condições idealizadas, a espessura de corte h é idêntica à espessura nominal de corte h_0 e é calculada com base na figura 1.9, por:

$$h = f \cdot \text{sen } \chi_r = \frac{A}{b} \quad \text{OK} \quad (1.10)$$

Bibliografia

- (7) Associação Brasileira de Normas Técnicas - ABNT - "Conceitos da Técnica de Usinagem - Movimentos e Relações Geométricas" - NBR 6162 - Projeto de Revisão - 1989

CAPÍTULO 2

GEOMETRIA DA CUNHA DE CORTE

Além de estudar a geometria da cunha de corte de ferramentas de usinagem, pela introdução dos sistemas de referência e dos ângulos da ferramenta, este capítulo tem também por objetivo, apresentar a terminologia adotada pela Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT). Para maior detalhamento deste assunto, recomenda-se consultar a norma "NBR 6163 - Conceitos da Técnica de Usinagem - Geometria da Cunha de Corte", na qual este capítulo está baseado.

Todos os conceitos introduzidos adiante, referem-se a um ponto de corte escolhido na aresta de corte, para uma determinada situação instantânea de evolução do processo de usinagem.

2.1 - Partes construtivas de uma ferramenta

As ferramentas de usinagem apresentam, geralmente, as seguintes partes construtivas:

Parte de corte - parte ativa da ferramenta constituída pelas suas cunhas de corte. A parte ativa da ferramenta é construída ou fixada sobre um suporte ou cabo da ferramenta, através do qual é possível fixar a ferramenta para construção, afiação, reparo, controle e trabalho. Pode-se ter, portanto, uma superfície de apoio da ferramenta (figura 2.2), ou a ferramenta poderá ser fixada pelo seu eixo (figuras 2.3 e 2.4).

Cunha de corte - é a cunha da ferramenta, formada pela intersecção das superfícies de saída e de folga (figura 2.1).

Superfície de saída ($A\gamma$) - é a superfície da cunha de corte sobre a qual o cavaco é formado e sobre a qual o cavaco escoia durante sua saída da região do trabalho de usinagem (figuras 2.1, 2.2, 2.3 e 2.4).

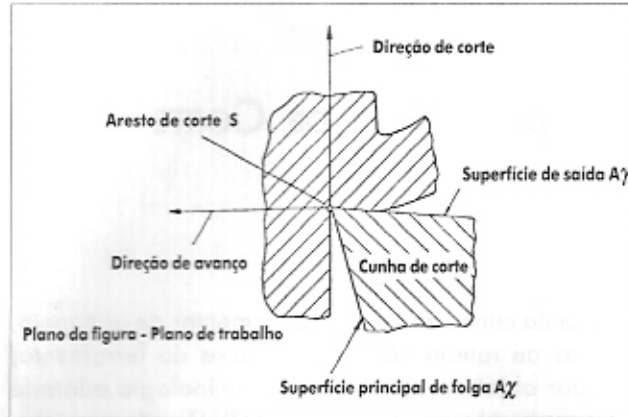


Figura 2.1 - Cunha de Corte da Ferramenta de Torneamento

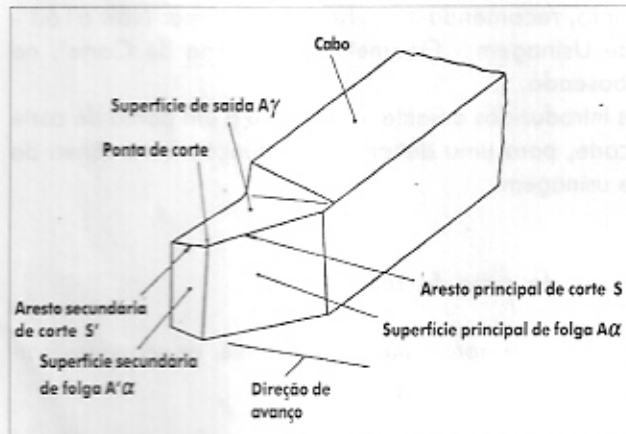


Figura 2.2 - Arestas de Corte e Superfícies da Parte de Corte de uma Ferramenta de Torneamento

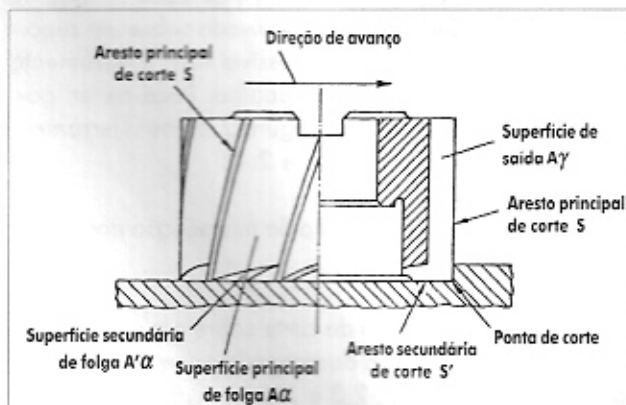
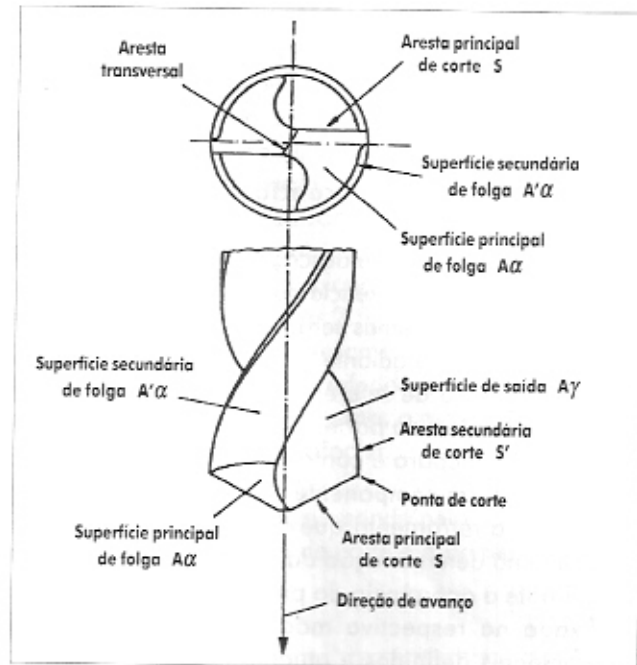


Figura 2.3 - Arestas de Corte e Superfícies da Parte de Corte de uma Fresa Frontal

Figura 2.4 - Arestas de Corte e Superfícies da Parte de Corte de uma Broca Helicoidal



Superfície principal de folga ($A\alpha$) - é a superfície da cunha de corte da ferramenta que contém sua aresta principal de corte e que defronta com a superfície em usinagem principal (vide item 1.3), (figuras 2.1, 2.2, 2.3 e 2.4).

Superfície secundária de folga ($A'\alpha$) - é a superfície da cunha de corte da ferramenta que contém sua aresta de corte secundária e que defronta com a superfície em usinagem secundária (vide item 1.3), (figuras 2.1, 2.2, 2.3 e 2.4).

Aresta principal de corte S - é a aresta da cunha de corte formada pela intersecção das superfícies de saída e de folga principal (figura 2.1). Gera na peça a superfície em usinagem principal (figuras 2.2, 2.3 e 2.4)

Aresta secundária de corte S' - é a aresta da cunha de corte formada pela intersecção das superfícies de saída e de folga secundária. Gera na peça a superfície em usinagem secundária (figuras 2.2, 2.3 e 2.4)

Ponta de corte - é a parte da cunha de corte onde se encontram as arestas principal e secundária de corte (figuras 2.2, 2.3 e 2.4). A ponta de corte

pode ser a intersecção das arestas, ou a concordância das duas arestas através de um arredondamento, ou o encontro das duas arestas através de um chanfro.

2.2 - Sistemas de referência

Para a definição e descrição dos ângulos da parte de corte são necessários um sistema de referência da ferramenta e um sistema de referência efetivo. Cada um destes sistemas serão constituídos por três planos ortogonais entre si, conforme será visto adiante.

O sistema de referência da ferramenta tem aplicação na determinação da geometria da parte de corte da ferramenta, durante o projeto, execução, afiação, reparo e controle da mesma, considerada neste instante como se considera um componente mecânico qualquer, completamente dissociada da máquina ferramenta que irá utilizá-la. O sistema de referência efetivo se aplica na determinação da geometria da parte de corte que estará atuando durante a ocorrência do processo de usinagem, ou seja, com a ferramenta fixada na respectiva máquina ferramenta e com todas as condições operacionais definidas e atuantes.

Desta forma, para projetar uma ferramenta, primeiramente é necessário conhecer a sua geometria com o auxílio do sistema de referência efetivo, o qual somente pode ser fixado, após a escolha das velocidades de corte e de avanço. Por transferência de sistemas de referência, determina-se a geometria da ferramenta no sistema de referência da ferramenta. Tal geometria será utilizada na construção, afiação, reparo e controle da ferramenta. Quando em trabalho, respeitadas as velocidades de corte e de avanço escolhidas, estará garantida a geometria inicialmente desejada.

O uso de ferramenta adquirida pronta, situação mais comum na prática da usinagem, somente apresentará problemas quando entre o sistema de referência da ferramenta utilizado na sua fabricação e o sistema efetivo de referência, resultante de aplicação específica para uma dada aplicação prática, houver diferenças significativas.

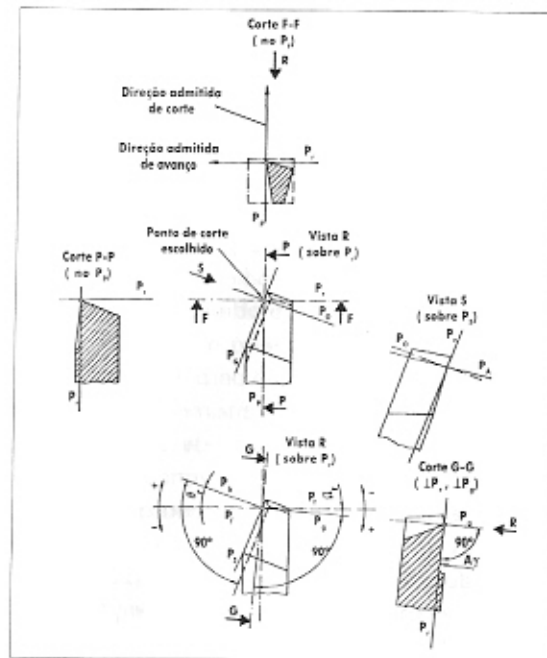
2.2.1-Sistema de referência da ferramenta

A figura 2.5 mostra esquematicamente o sistema de referência da ferramenta. Os planos ortogonais que o determina são:

Plano de referência da ferramenta (P_r) - é o plano que, passando pelo ponto de corte escolhido, é perpendicular à direção admitida de corte. A direção admitida de corte é escolhida de maneira que o plano de referência da ferramenta (P_r) seja paralelo ou perpendicular à uma superfície ou eixo da ferramenta, ou ainda, que contenha ou coincida com referida superfície ou eixo. Para o uso da ferramenta, sem a utilização de colços, dispositivos e artifícios que afastem a direção de corte de sua direção óbvia, as direções de corte e admitida de corte coincidirão. Em ferramentas de barra (torneamento, aplainamento, etc.), o plano de referência é paralelo ao plano de apoio da ferramenta (figura 2.5). Para ferramentas que operam por rotação em torno de seu eixo (fresamento, furação, etc...), o plano de referência da ferramenta contém referido eixo (figuras 2.6 e 2.7). Para uma operação de brochamento interno, o plano de referência da ferramenta é perpendicular ao eixo da brocha.

Plano de corte da ferramenta (P_s) - é o plano que, passando pelo ponto de corte escolhido, é tangente ou contém a aresta de corte e é perpendicular ao plano de referência da ferramenta (P_r).

Figura 2.5 - Planos do Sistema de Referência da Ferramenta de Torneamento



Plano ortogonal da ferramenta (P_o) - é o plano que passando pelo ponto de corte escolhido é perpendicular aos planos de referência da ferramenta (P_r) e de corte da ferramenta (P_s).

Na figura 2.5, também são mostrados os planos auxiliares, indispensáveis para definição de alguns ângulos da geometria e posicionamento da ferramenta. São eles:

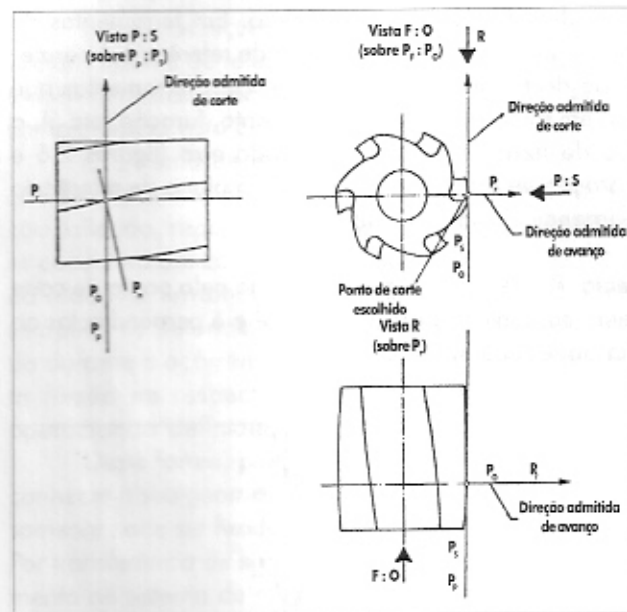
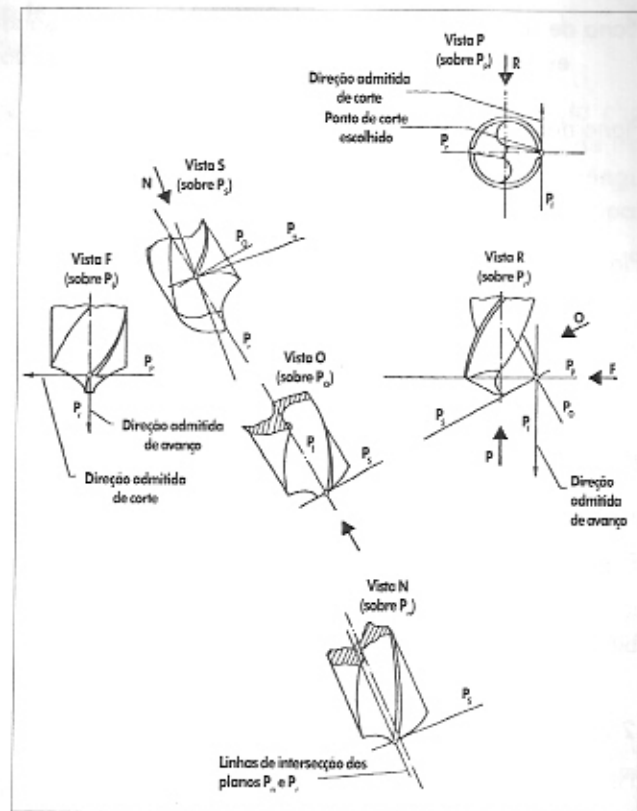


Figura 2.6 - Planos do Sistema de Referência da Ferramenta numa Fresa Cilíndrica

Plano admitido de trabalho (P_f) - é o plano que passando pelo ponto de corte escolhido é perpendicular ao plano de referência da ferramenta (P_r) e paralelo à direção admitida de avanço. A direção admitida de avanço é escolhida de maneira que o plano admitido de trabalho da ferramenta (P_f) seja paralelo ou perpendicular à uma superfície ou eixo da ferramenta. Para o uso da ferramenta, sem a utilização de calços e dispositivos que afastem a direção de avanço de sua direção óbvia, as direções de avanço e admitida de avanço coincidirão e o plano admitido de trabalho resultará paralelo à própria direção do avanço.

Plano dorsal da ferramenta (P_p) - plano que passando pelo ponto de corte escolhido é perpendicular aos planos de referência da ferramenta (P_r) e admitido de trabalho (P_f).

Figura 2.7 - Planos do sistema de Referência da Ferramenta numa Broca Helicoidal



2.2.2 - Sistema efetivo de referência

Se os sistemas de referência da ferramenta e efetivo tiverem como suas origens o mesmo ponto de corte escolhido (e não existem motivos que justifiquem a escolha de pontos distintos), a única diferença entre os dois sistemas, será devido à rotação de um em relação ao outro. No primeiro, o plano de referência da ferramenta é perpendicular à direção de corte (ou direção admitida de corte) e, no segundo, o plano efetivo de referência é perpendicular à direção efetiva de corte. Com isso, um sistema está rotacionado em relação ao outro de um ângulo igual ao ângulo da direção efetiva de corte (η). A partir disso, os planos do sistema efetivo de referência serão definidos de forma similar àquela dos planos do sistema de referência da ferramenta. São eles:

Capítulo 2

Plano de referência efetivo (Pre) - é o plano que passando pelo ponto de corte escolhido, é perpendicular à direção efetiva de corte.

Plano de corte efetivo (Pse) - é o plano que passando pelo ponto de corte escolhido, é tangente à aresta de corte e perpendicular ao plano de referência efetivo (Pre).

Plano ortogonal efetivo (Poe) - é o plano que passando pelo ponto de corte escolhido, é perpendicular aos planos de referência efetivo (Pre) e de corte efetivo (Pse).

Os planos auxiliares no sistema efetivo de referência, são:

Plano de trabalho (Pfe) - é o plano que passando pelo ponto de corte escolhido, contém as direções efetiva de corte e a direção de avanço.

Plano dorsal efetivo Ppe - é o plano que passando pelo ponto de corte escolhido, é perpendicular aos planos de referência efetivo (Pre) e de trabalho (Pfe).

2.3 - Ângulos da parte de corte

Os ângulos da parte de corte destinam-se à determinação da posição e da forma da cunha de corte. Serão definidos os ângulos do sistema de referência da ferramenta e os ângulos do sistema de referência efetivo. No sistema de referência da ferramenta os ângulos são identificados com o acréscimo da palavra ferramenta e no sistema de referência efetivo é adicionada a palavra efetivo.

Os ângulos são designados com letras gregas e recebem um identificador do plano e do sistema de referência sobre o qual são medidos. Todos os elementos (planos, ângulos, etc...), referidos à aresta secundária de corte, deverão ser qualificados pelo adjetivo "secundário" e deverão ter seus símbolos acrescidos de um apóstrofo (').

Os ângulos poderão ser positivos ou negativos. Uma regra geral prática para atribuição do sinal ao ângulo, é analisar a posição relativa entre o plano do sistema de referência que o define e a cunha da ferramenta, no ponto de corte escolhido: "quando o plano do sistema de referência não cortar a cunha, o ângulo será positivo".

2.3.1 - Ângulos da parte de corte no sistema de referência da ferramenta

Os ângulos definidos no sistema de referência da ferramenta chamam-se ângulos da ferramenta. Quando não houver possibilidade de troca com o ângulo efetivo, a palavra ferramenta pode ser omitida. Os ângulos da ferramenta referem-se ao ponto de corte escolhido. Os principais ângulos são:

Ângulo de posição da ferramenta (χ_r) (figuras 2.8, 2.10, 2.11 e 2.12) - é o ângulo entre o plano de corte da ferramenta (P_s) e o plano admitido de trabalho (P_f), medido sobre o plano de referência da ferramenta (P_r).

Ângulo de posição da aresta secundária da ferramenta (χ'_r) (figuras 2.8, 2.10, 2.11 e 2.12) - é o ângulo entre o plano de corte secundário da ferramenta (P'_s) e o plano admitido de trabalho (P_f).

Ângulo de Ponta da Ferramenta (ϵ) (figuras 2.8, 2.10, 2.11 e 2.12) - é o ângulo entre os planos principal de corte (P_s) e secundário de corte (P'_s), medido sobre o plano de referência da ferramenta.

Ângulo de Inclinação da Ferramenta (λ_s) (figuras 2.10, 2.11 e 2.12) - é o ângulo entre a aresta de corte e o plano de referência da ferramenta (P_r), medido sobre o plano de corte da ferramenta (P_s).

Ângulo de Saída da Ferramenta (figura 2.9) - é o ângulo entre a superfície de saída ($A\gamma$) e o plano de referência da ferramenta (P_r). Pode ser definido sobre um dos planos: plano ortogonal da ferramenta (P_o) - e será, neste caso, o ângulo de saída ortogonal da ferramenta (γ_o) (figuras 2.10, 2.11 e 2.12) - ou plano admitido de trabalho (P_f) - quando será o ângulo de saída lateral da ferramenta (γ_l) (figuras 2.9, 2.10, 2.11 e 2.12) - ou ainda plano dorsal da ferramenta (P_p) - quando será o ângulo de saída dorsal da ferramenta (γ_p) (figuras 2.10, 2.11 e 2.12).

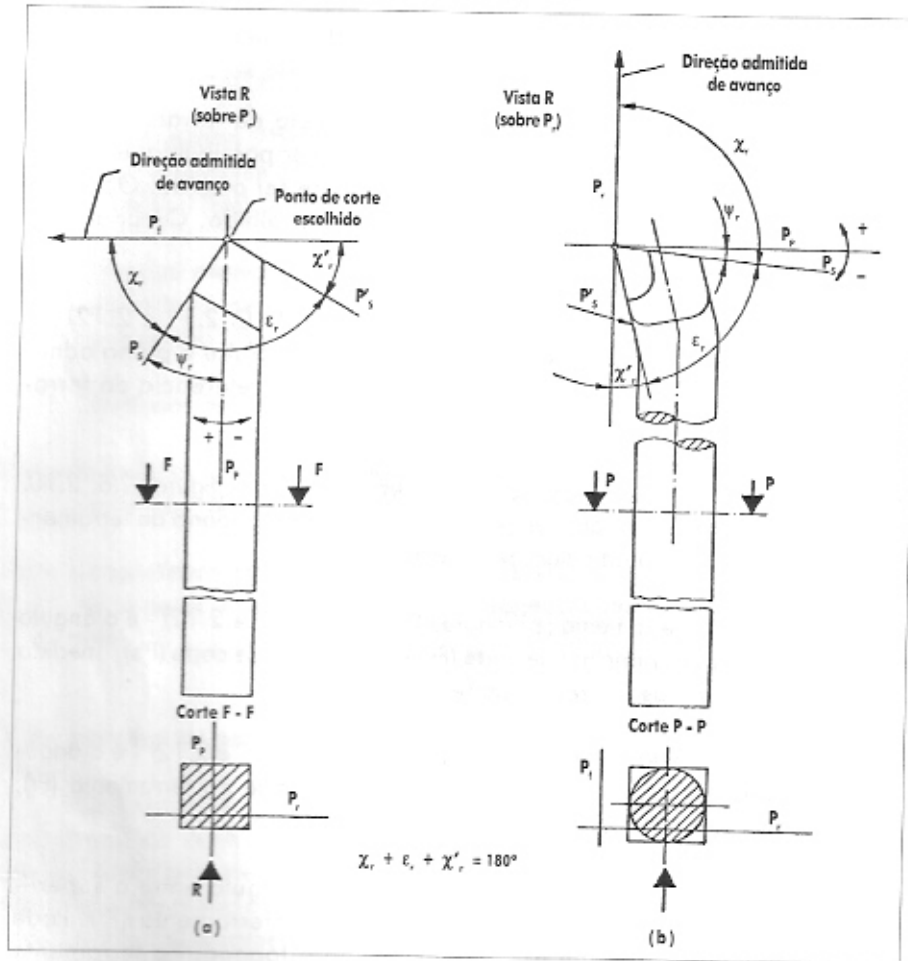
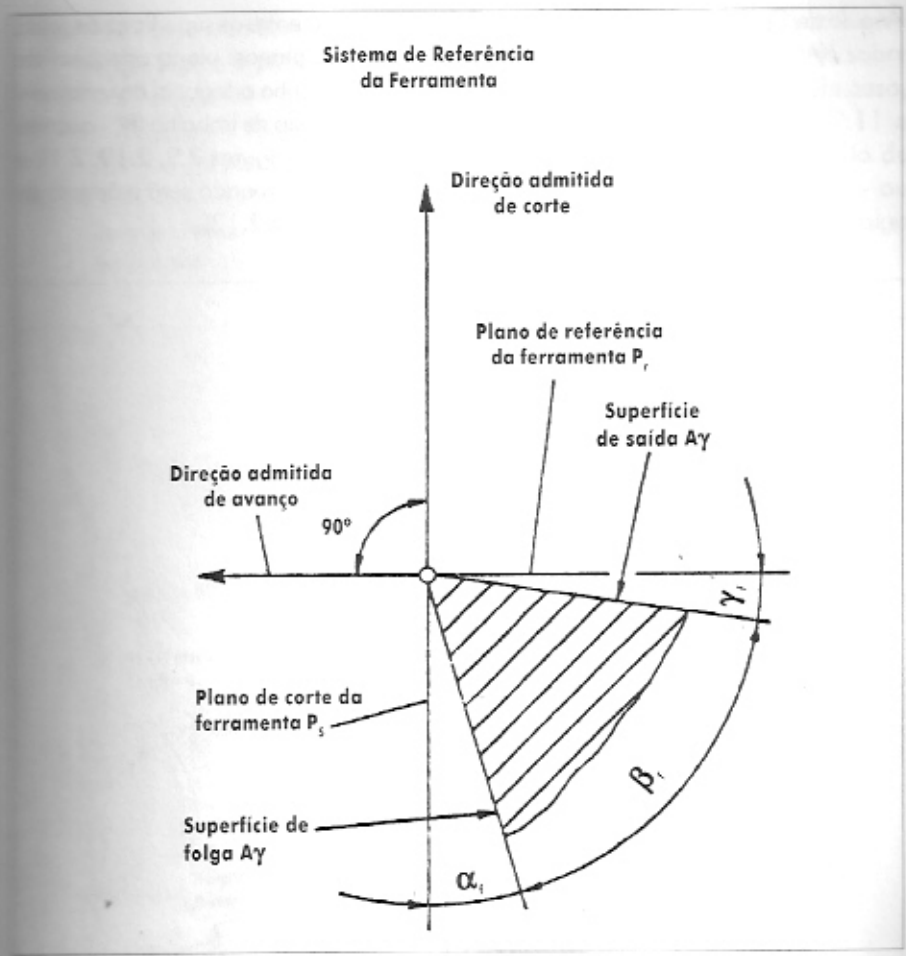


Figura 2.8 - Ângulos de Localização das Arestas de Corte no Sistema de Referência da Ferramenta, para Torneamento Cilíndrico (a) e Torneamento de Faceamento (b)

+



mento,

Figura 2.9 - Ângulos de Saída, de Cunha e de Folga da Ferramenta, representados no Plano Admitido de Trabalho

Ângulo de Cunha da Ferramenta (figura 2.9) - é o ângulo entre as superfícies de saída ($A\gamma$) e de folga ($A\alpha$). Pode ser definido num dos planos: plano ortogonal da ferramenta (P_o) - e será, neste caso, o ângulo de cunha ortogonal da ferramenta (β_o) (figuras 2.10, 2.11 e 2.12) - ou plano admitido de trabalho (P_t) - quando será o ângulo de cunha lateral da ferramenta (β_l) (figuras 2.9, 2.10, 2.11 e 2.12) - ou ainda plano dorsal da ferramenta (P_p) - quando será o ângulo de cunha dorsal da ferramenta (β_p) (figuras 2.10, 2.11 e 2.12).

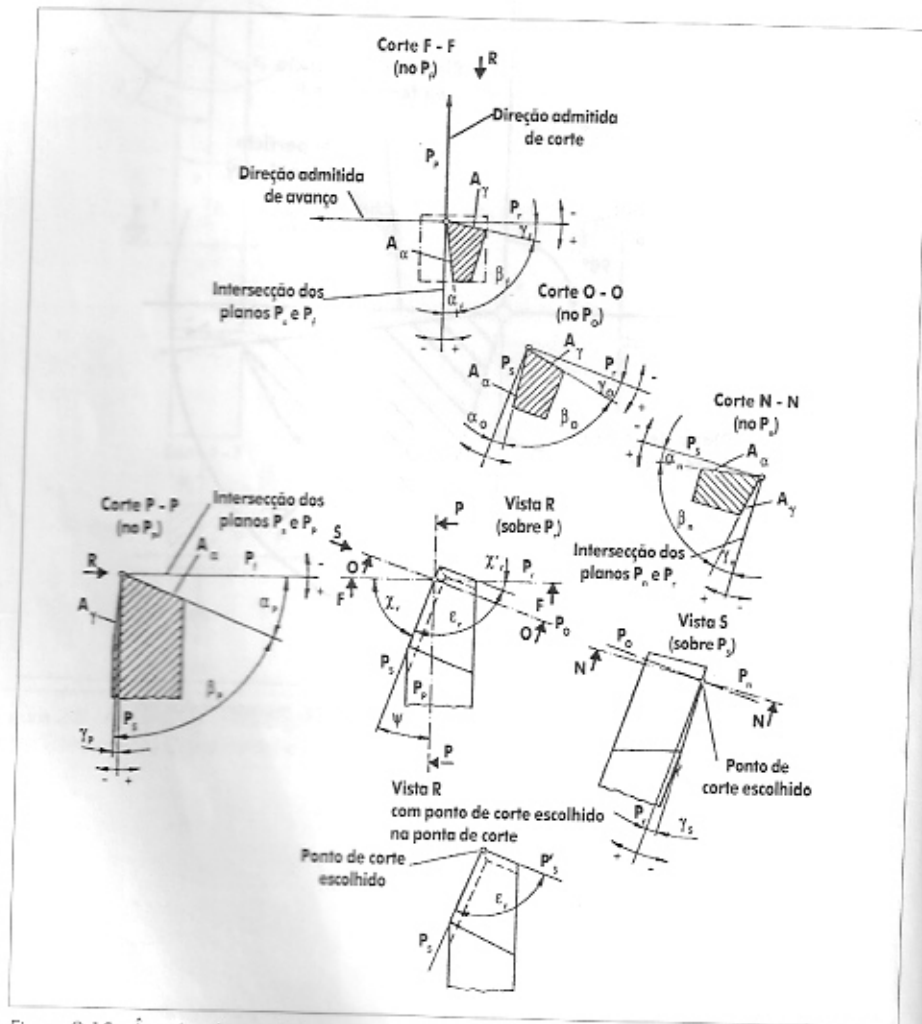


Figura 2.10 - Ângulos de uma Ferramenta de Torneamento

de saída
gonal da
erramen-
- quando
2.11 e
ângulo de

Ângulo de Folga da Ferramenta (figura 2.19) - é o ângulo entre a superfície de folga ($A\alpha$) e o plano de corte da ferramenta (P_s). Pode ser definido sobre um dos planos: plano ortogonal da ferramenta (P_o) - e será, neste caso, o ângulo de folga ortogonal da ferramenta (α_o) (figuras 2.10, 2.11 e 2.12) - ou plano admitido de trabalho (P_f) - quando será o ângulo de folga lateral da ferramenta (α_l) (figuras 2.9, 2.10, 2.11 e 2.12) - ou ainda, plano dorsal da ferramenta (P_p) - quando será o ângulo de folga dorsal da ferramenta (α_p) (figuras 2.10, 2.11 e 2.12).

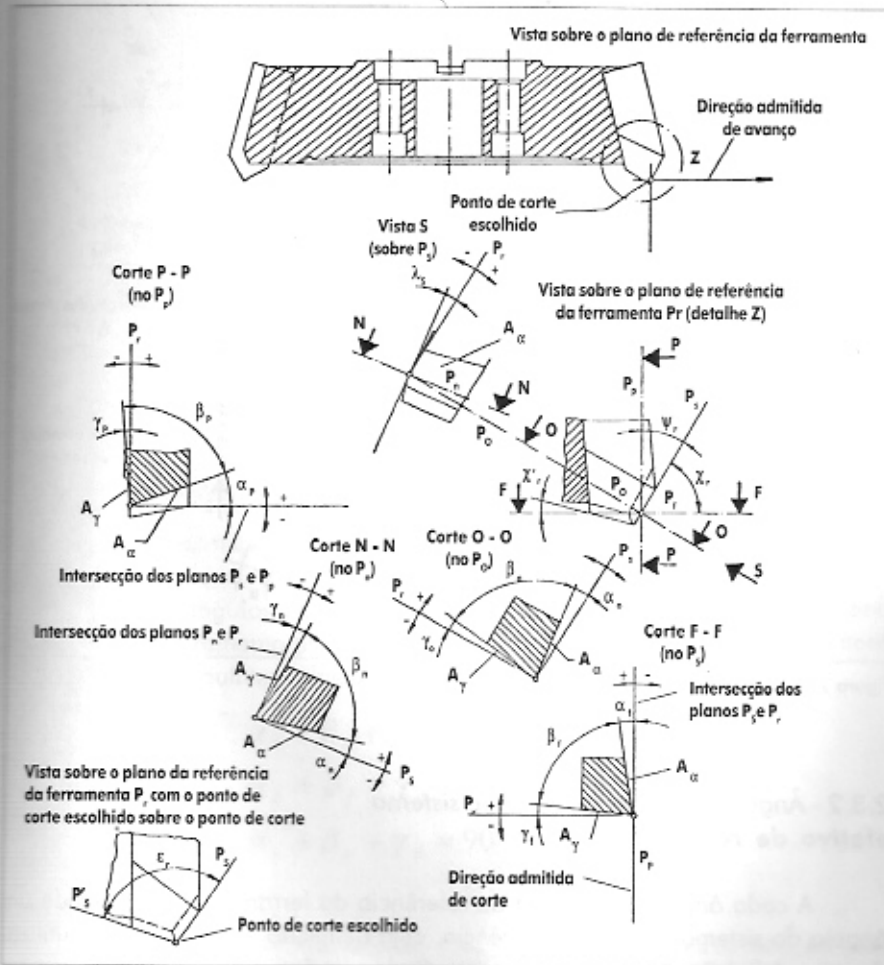


Figura 2.11 - Ângulos da Ferramenta numa Fresa de Faceamento

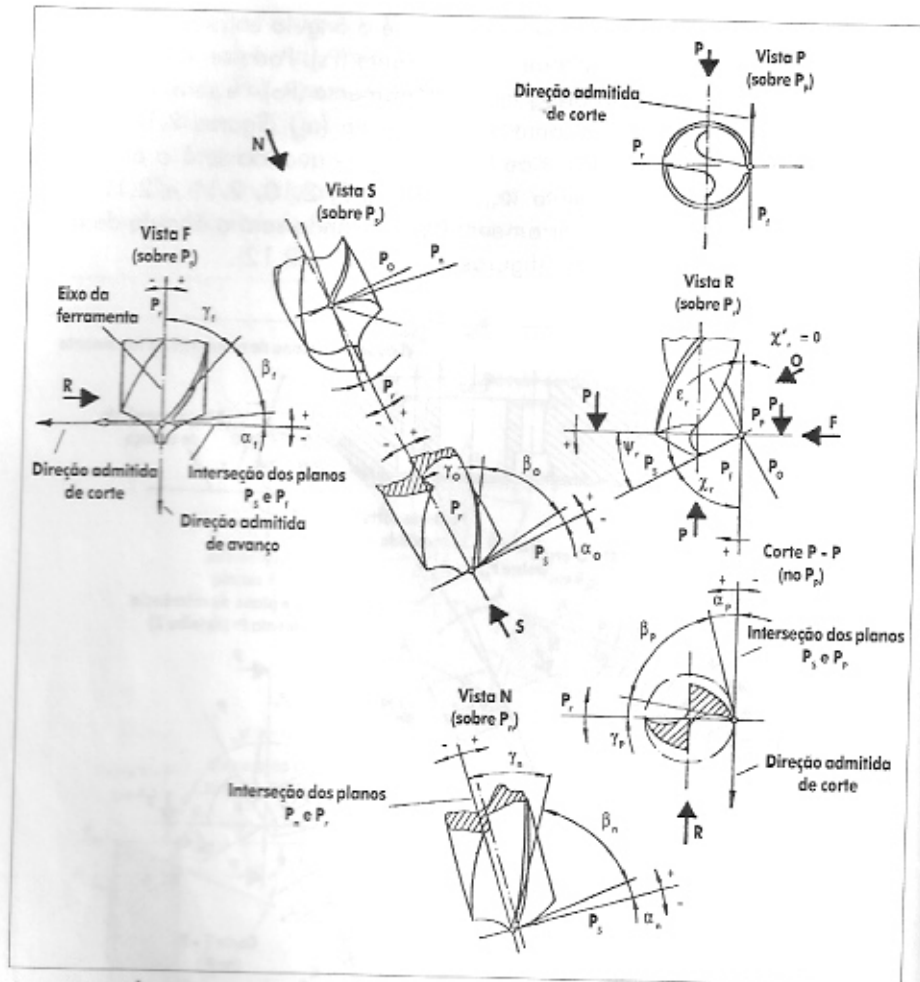


Figura 2.12 - Ângulos da Ferramenta numa Broca Helicoidal

2.3.2 - Ângulos da parte de corte no sistema efetivo de referência

A cada ângulo do sistema de referência da ferramenta corresponde um ângulo do sistema efetivo de referência, cuja definição é similar àquela utilizada para definição dos ângulos no sistema de referência da ferramenta.

Assim, para o sistema efetivo de referência são definidos os seguintes ângulos:

Ângulo de posição efetivo (χ_{ce}) - é o ângulo entre o plano de trabalho (Pfe) e o plano efetivo de corte (Pse), medido sobre o plano efetivo de referência.

Ângulo de inclinação efetivo (λ_{ce}) - é o ângulo entre a aresta principal de corte (S) e o plano efetivo de referência (Pre), medido sobre o plano efetivo de corte (Pse).

Ângulo de saída efetivo - é o ângulo entre a superfície de saída ($A\gamma$) e o plano efetivo de referência (Pre). O ângulo de saída pode ser (γ_{ce}), medido sobre o plano efetivo ortogonal (Poe), ou (γ_{ce}), medido sobre o plano de trabalho (Pfe), ou ainda, (γ_{pe}), medido sobre o plano efetivo dorsal (Ppe).

Ângulo de cunha efetivo - é o ângulo entre a superfície de folga ($A\beta$) e a superfície de saída ($A\gamma$). O ângulo de cunha pode ser (β_{ce}), medido sobre o plano efetivo ortogonal (Poe), ou (β_{ce}), medido sobre o plano de trabalho (Pfe), ou ainda, (β_{pe}), medido sobre o plano efetivo dorsal (Ppe).

Ângulo de folga efetivo - é o ângulo entre a superfície de folga ($A\beta$) e o plano efetivo de corte (Pse). O ângulo de folga pode ser (α_{ce}), medido sobre o plano efetivo ortogonal (Poe), ou (α_{ce}), medido sobre o plano de trabalho (Pfe), ou ainda, (α_{pe}), medido sobre o plano efetivo dorsal (Ppe).

2.4 - Relação entre Ângulos da Ferramenta

Para os ângulos de folga, de cunha e de saída definidos nos planos ortogonal da ferramenta (Po), admitido de trabalho (Pf) e dorsal da ferramenta (Pp), valem as seguintes relações:

$$\alpha_o + \beta_o + \gamma_o = 90^\circ$$

$$\alpha_f + \beta_f + \gamma_f = 90^\circ$$

$$\alpha_p + \beta_p + \gamma_p = 90^\circ$$

Bibliografia

- (1) Associação Brasileira de Normas Técnicas - ABNT - "Conceitos da Técnica de Usinagem - Geometria da Cunha de Corte" - NBR 6163 - Projeto de Revisão - 1989

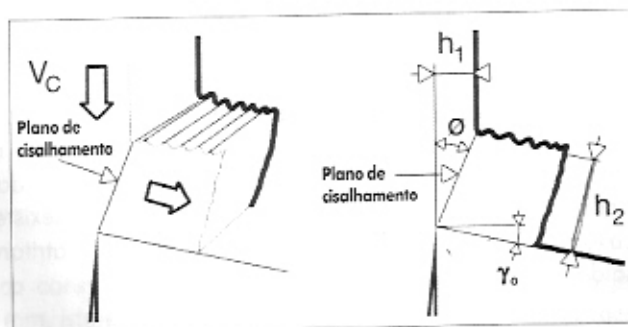
CAPÍTULO 3

MECANISMO DE FORMAÇÃO
DO CAVACO

A formação do cavaco influencia diversos fatores ligados à usinagem, tais como o desgaste da ferramenta, os esforços de corte, o calor gerado na usinagem, a penetração do fluido de corte, etc.. Assim, estão envolvidos com o processo de formação do cavaco aspectos econômicos e de qualidade da peça, a segurança do operador, a utilização adequada da máquina-ferramenta, etc.

O corte dos metais envolve o cisalhamento concentrado ao longo de um plano chamado plano de cisalhamento (zona primária de cisalhamento). O ângulo entre o plano de cisalhamento e a direção de corte é chamado de ângulo de cisalhamento (ϕ) (figura 3.1). Quanto maior a deformação do cavaco sendo formado, menor o ângulo de cisalhamento e maiores são os esforços de corte. Esta influência é marcante na usinagem de materiais dúteis, muito suscetíveis à deformação.

Figura 3.1 - Esquema da Formação do Cavaco mostrando o Plano de Cisalhamento



A parte de trás do cavaco é rugosa devido ao fato da deformação não ser homogênea. Isto é devido à presença de pontos de baixa resistência ou de concentração de tensão presente no metal sendo usinado. Um plano de cisalhamento passando através de um ponto de concentração de tensão, causa deformação a um valor de tensão mais baixo que aquele que deforma um ponto que não está sob concentração de tensão.

Capítulo 3

Em geral, a formação do cavaco nas condições normais de usinagem com ferramentas de metal duro ou de aço rápido, se processa da seguinte forma:

- a) uma pequena porção do material (ainda solidária à peça) é recalçada (deformações elásticas e plásticas) contra a superfície de saída da ferramenta.
- b) Esta deformação plástica aumenta progressivamente, até que as tensões de cisalhamento se tornem suficientemente grandes, de modo a se iniciar um deslizamento (sem que haja perda de coesão) entre a porção de material recalçada e a peça.
- c) continuando a penetração da ferramenta, haverá uma ruptura (cisalhamento) parcial ou completa do cavaco, acompanhando o plano de cisalhamento já citado anteriormente e dependendo da ductilidade do material e das condições de usinagem.
- d) prosseguindo, devido ao movimento relativo entre a ferramenta e a peça inicia-se um escorregamento da porção do material deformada e cisalhada (cavaco) sobre a superfície de saída da ferramenta. Enquanto isso, uma nova porção do material está se formando e cisalhando, a qual irá também escorregar sobre a superfície de saída da ferramenta, repetindo o fenômeno.

Conclui-se que o fenômeno de formação do cavaco é periódico. Essa periodicidade foi comprovada experimentalmente por meio da medida da frequência e da amplitude de variação da intensidade da força de usinagem.

Na usinagem de materiais dúteis, que tem grande zona plástica e, por isso, deformam-se bastante antes da ruptura, estas quatro fases são bem pronunciadas. Já em materiais frágeis, que possuem zona plástica bem pequena e, por isso, rompem-se com pouca deformação plástica quando submetidos à tensão, as fases a e b citadas acima são bem curtas, na fase c a ruptura do cavaco é total (não somente da peça, mas também das porções anteriores e posteriores de cavaco) e a fase d é praticamente inexistente, já que o pequeno cavaco formado pula fora da região de corte, não atritando com a superfície de saída da ferramenta.

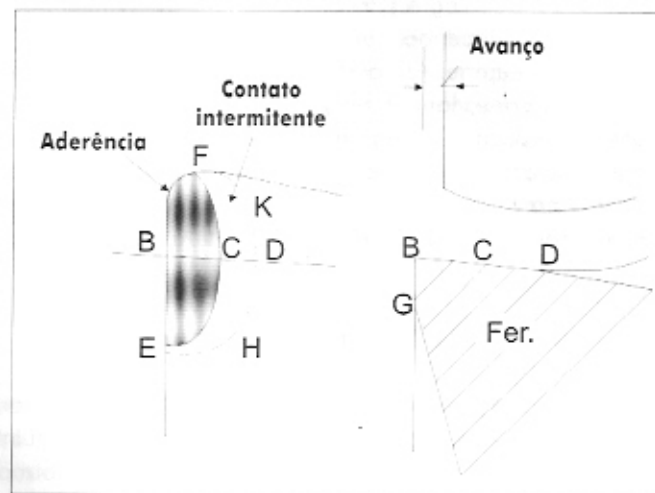
Foto
cavaco em
fase de
cisalhamento

3.1 - A Interface Cavaco-Ferramenta

O conceito clássico de atrito baseado nas leis de Amonton e Coulomb (a força de atrito é proporcional à força normal - $F_a = \mu \cdot N$) não é adequado na usinagem dos materiais, onde as pressões normais à superfície de saída da ferramenta são muito grandes.

Trent (citado por Machado e Silva, 1994) defende a teoria de que, na interface cavaco-superfície de saída da ferramenta, existe uma zona de aderência e, logo após esta, uma zona de escorregamento entre o cavaco e a ferramenta (figura 3.2), quando da usinagem de vários metais (os que formam cavacos contínuos, como vai ser definido mais a frente) com ferramentas de aço rápido e metal duro. Nestas condições, o movimento do cavaco na zona de aderência ocorre por cisalhamento do material do cavaco. Bem próximo da interface é formada uma zona de cisalhamento intenso (chamada de zona de fluxo). Ali existe uma camada de material estacionário na interface cavaco-ferramenta e a velocidade de saída do cavaco vai aumentando a medida que se percorre sua espessura, até que se chega ao fim da zona de fluxo, onde acaba o cisalhamento e a velocidade

Figura 3.2 - Área de Contato Cavaco-Ferramenta



de saída do cavaco fica constante. Esta zona de fluxo tem uma espessura da ordem de 0.01 a 0.08 mm, isto é, depois disso a velocidade de saída do cavaco se estabiliza (figura 3.3). Na zona de aderência, a área de contato entre cavaco e ferramenta é total, isto é, a área real de contato é igual à aparente. Ao lado da zona de aderência acontece uma zona de escorregamento, como mostrado na figura 3.2. Ali o contato se dá apenas nos picos das irregularidades das duas superfícies em contato. A zona de aderência ocorre devido às altas tensões de compressão, às altas taxas de deformação e à pureza do material da peça em contato com a ferramenta.

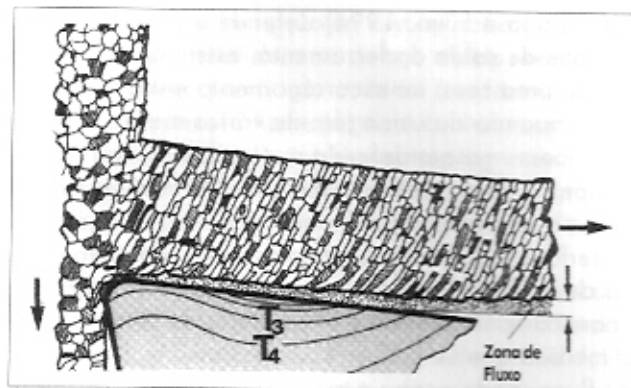


Figura 3.3 - Zona de Fluxo dentro do Cavaco

Segundo Wright (1979), as condições na interface, de escorregamento ou aderência, dependem do par ferramenta-peça, do tempo de usinagem e da velocidade de corte. As condições de aderência são favorecidas por altas velocidades de corte, longos tempos de usinagem e pequenas diferenças entre o material da peça e da ferramenta.. Quanto menor o ângulo de saída da ferramenta e, com isso, maior o comprimento de contato cavaco-superfície de saída da ferramenta e, com isso, maior a zona de aderência. Quanto maior a zona de aderência, maior a temperatura de corte e a força de usinagem.

3.2 - Controle da Forma do Cavaco

Diversos problemas práticos têm relação com a forma do cavaco produzido na usinagem, já que esta tem implicações nas seguintes áreas:

- 1 - *Segurança do operador* - um cavaco longo, em forma de fita (a definição das formas de cavaco será feita a seguir) pode, ao atingir o operador, machucá-lo seriamente.
- 2 - *Possível dano à ferramenta e à peça* - outra vez, um cavaco em forma de fita, pode se enrolar à peça, danificando seu acabamento superficial. Isto é um problema mais sério ainda em operações como o torneamento interno, onde o cavaco em fita não tem para onde sair e acaba danificando bastante o acabamento superficial da peça usinada. Além do dano à peça, um cavaco em fita pode também prejudicar a ferramenta. Em operações de torneamento, por exemplo, quando o cavaco se enrola sobre a peça, ele tenta penetrar entre a interface peça-ferramenta, podendo causar a quebra da ferramenta. Em operações de furação, o cavaco em fita

MATERIAIS
II

- pode, devido ao seu baixo fator de empacotamento e devido à dificuldade de sua expulsão pelo fluido de corte, entupir o canal helicoidal da broca e causar também a sua quebra.
- 3 - *Manuseio e armazenagem do cavaco* - logicamente, um cavaco longo em forma de fita, é muito mais difícil de manipular e requer um volume muito maior para ser armazenado, que um cavaco curto com o mesmo peso.
 - 4 - *Forças de corte, temperatura e vida da ferramenta* - ao se procurar deformar mais o cavaco visando a aumentar sua capacidade de quebra, pode-se aumentar bastante os esforços de corte, com conseqüente aumento da temperatura e diminuição da vida da ferramenta.

Materiais frágeis como o ferro fundido cinzento tendem a formar cavacos na forma de pequenas partículas. Por outro lado, materiais dúteis tendem a formar cavacos longos e contínuos que são perigosos e difíceis de manusear. Quando se formam cavacos longos em forma de fita, com todos seus inconvenientes citados acima, é necessário que o operador pare a máquina periodicamente para remover o cavaco amontoado. Isto representa uma perda de produtividade. Outras vezes, o operador tenta remover o cavaco com a máquina em funcionamento, o que representa um risco para o operador.

Por isso, muito se tem feito no sentido de aumentar a capacidade de quebra do cavaco de materiais dúteis. O item a seguir, trata sobre este tema.

3.2.1 - Classificação dos Cavacos

Os cavacos são classificados de diversas maneiras. Uma das maneiras mais didáticas é aquela que classifica o cavaco em tipos e formas (Ferraresi, 1977). Existem maneiras mais detalhadas de classificar os tipos e formas de cavacos, como por exemplo, a classificação que a norma ISO 3685 apresenta, mas para os objetivos deste livro, a classificação apresentada por Ferraresi é suficiente.

Os tipos de cavacos são:

- a) *cavaco contínuo* - apresenta-se constituído de lamelas justapostas numa disposição contínua. A distinção das lamelas não é nítida. Forma-se na usinagem de materiais dúteis (o aço, por exemplo), onde o ângulo de saída deve assumir valores elevados.
- b) *cavaco de cisalhamento* - apresenta-se constituído de lamelas justapostas bem distintas.

- c) *cavaco de ruptura* - apresenta-se constituído de fragmentos arrancados da peça usinada. A superfície de contato entre cavaco e superfície de saída da ferramenta é reduzida, assim como a ação do atrito; o ângulo de saída deve assumir valores baixos, nulos ou negativos.

Não há uma distinção muito nítida entre os cavacos contínuos e de cisalhamento. Conforme as condições de usinagem e a geometria da ferramenta, se estas impuserem uma deformação maior ao cavaco, pode-se passar do cavaco contínuo ao de cisalhamento, mas o principal fator determinante do tipo de cavaco é o material da peça usinada. Em geral, materiais dúteis (aços, alumínio) formam cavacos contínuos ou de cisalhamento e materiais frágeis (ferros fundidos e latões) formam cavacos de ruptura.

As formas de cavaco são (fig. 3.4):

- a) cavaco em fita;
- b) cavaco helicoidal;
- c) cavaco espiral;
- d) cavaco em lascas ou pedaços.

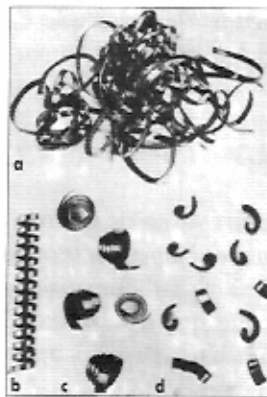


Figura 3.4 - Formas do Cavaco:
a) em fita; b) helicoidal; c) espiral; d) em lascas

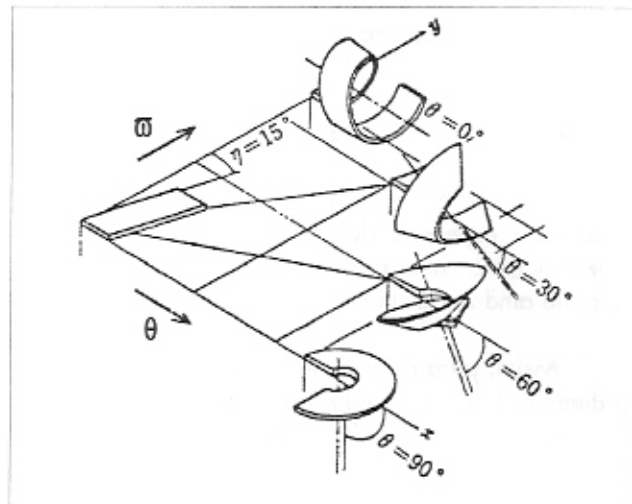
O cavaco em fita carrega consigo todos os inconvenientes já citados anteriormente. As outras formas de cavaco não tem inconvenientes mais sérios, dependendo do tipo de processo utilizado. Assim, por exemplo, o cavaco em lascas é preferido quando houver pouco espaço disponível, ou quando o cavaco deve ser removido por fluido refrigerante sob pressão, como no caso da furação profunda. Em fresamento frontal de faceamento, quando a remoção de material é elevada, prefere-se que se tenha a formação de cavacos helicoidais, pois estes saltam fora do bolsão de armazenamento de cavaco entre os dentes da fresa, não se tendo o risco de entupimento deste espaço. Logicamente, não tem sentido definir-se as formas de um cavaco se ele

o é do tipo de ruptura. Este cavaco é sempre muito pequeno, em geral em forma
 o de pó. Assim, a classificação das formas de cavaco dada acima, se presta aos
 e cavacos do tipo contínuo e de cisalhamento.

3.2.2 - Alteração da Forma do Cavaco

e Geometricamente a forma do cavaco é determinada pela combinação
 i- de: a) curvatura vertical (ω); b) curvatura lateral (θ) e c) ângulo do fluxo do
 o cavaco (η) como mostrado esquematicamente na figura 3.5.

Figura 3.5 - Variação da
 Forma do Cavaco
 através da Curvatura
 Vertical (ω), lateral (θ) e
 do Ângulo de Inclinação
 do Cavaco (η)



s A melhor maneira de se promover a curvatura vertical é a colocação
 ~ de um obstáculo no caminho do fluxo do cavaco, o qual é chamado de
 i, quebra-cavacos. O aumento da deformação do material sendo usinado
 ir via diminuição dos ângulos de saída e/ou inclinação da ferramenta e o
 - aumento do atrito cavaco-ferramenta, também promovem a curvatura ver-
 - tical. A curvatura lateral do cavaco ocorre quando há um gradiente de
 i, velocidade de corte (v , conseqüentemente da velocidade de saída do ca-
 o vaco) ao longo da aresta de corte, como é o caso da furação e do
 e torneamento de peças de pequeno diâmetro com alta profundidade de
 e corte. Ela também pode ser induzida pelo aumento da relação avanço/
 e profundidade de usinagem quando o ângulo de saída é pequeno, devido
 e à deformação lateral do cavaco causada.

É interessante que se promova a curvatura do cavaco a fim de se conseguir sua quebra e assim se evitar a formação de cavacos em forma de fita. Diversos tipos de quebra de cavacos podem ser observadas (figura 3.6), isto é, o cavaco pode se dobrar verticalmente e se quebrar ao atingir a peça (figura 3.6a), pode se dobrar verticalmente e se enrolar sobre si mesmo quando tocar a peça (figura 3.6b), pode se dobrar verticalmente e lateralmente e se quebrar quando atingir a superfície de folga da ferramenta (figura 3.6c) ou se dobrar lateralmente e se quebrar quando atingir a superfície da peça que ainda não foi usinada.. Na maioria destes casos, a quebra é iniciada na face rugosa do cavaco (face superior). A quebra ocorrerá quando a deformação aplicada ao cavaco alcançar a deformação limite na ruptura (ϵ_r) do material (figura 3.7). Para que a quebra do cavaco ocorra, a equação 3.1 deve ser satisfeita:

$$\epsilon_r \leq \alpha \cdot h_D \cdot \left(\frac{1}{R_0} - \frac{1}{R_1} \right) \quad (3.1)$$

onde h_D = espessura do cavaco, $\alpha \cdot h_D$ = distância entre a linha neutra e a superfície do cavaco, R_0 = raio de curvatura do cavaco e R_1 = menor valor de R_0 onde ainda se evita o choque com o porta-ferramenta ou outro obstáculo.

Assim, para se facilitar a quebra do cavaco, pode-se:

- diminuir ϵ_r , aumentando a fragilidade do material através de tratamento térmico ou de trabalho a frio (encruamento) do material. Partículas de MnS e Pb em aços de usinabilidade melhorada também tem uma ação de aumento da fragilidade do material.
- aumentar h_D através do aumento do avanço ou do ângulo de posição da ferramenta (χ_r), já que $h_D = f \cdot \text{sen} \chi_r$. Quanto menor a espessura do cavaco (h_D), mais flexíveis (dúteis) eles são e, assim, se tornam mais difíceis de quebrar.
- diminuir R_0 através da diminuição dos ângulos de saída (γ_r) ou inclinação (λ_r) ou da colocação de quebra-cavacos.
- aumentar R_1 ou limitar o espaço para o fluxo do cavaco.
- aumentar o coeficiente α - este coeficiente é 0.5 para cavacos com secção transversal retangular. Quebra-cavacos como o mostrado na figura 3.8 produzem cavacos com secção transversal curvada, que tem um valor de α grande. Este tipo de quebra-cavaco é útil para quebrar cavacos finos em corte de acabamento.

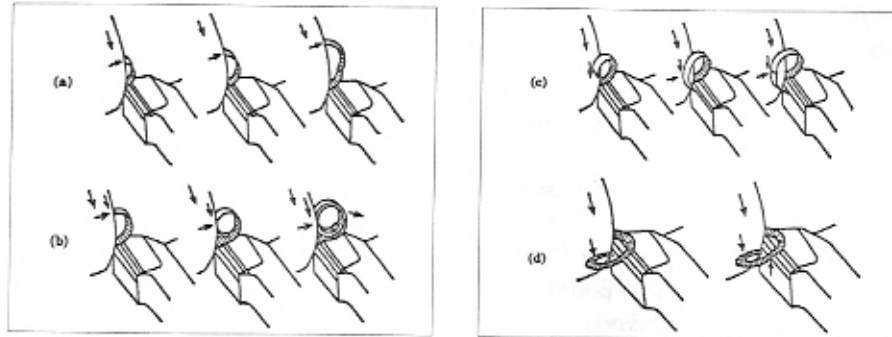


Figura 3.6 - Diferentes Tipos de Quebra de Cavacos

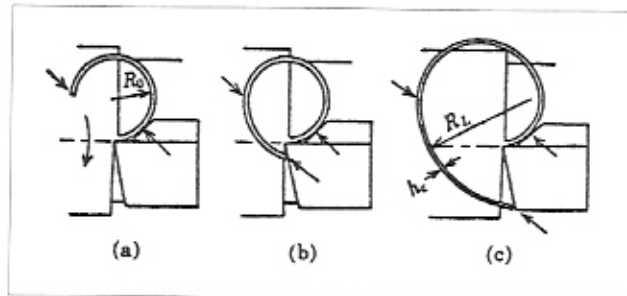


Figura 3.7 - Condição Limite para a Quebra do Cavaco

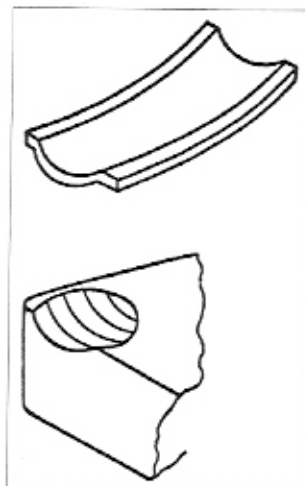


Figura 3.8 - Quebra-cavaco Adequada para a Obtenção de Altos Coeficientes α

Com relação à influência da velocidade de corte, da profundidade de usinagem e da geometria da ferramenta na capacidade de quebra do cavaco, pode-se dizer o seguinte:

- em baixas velocidades de corte os cavacos, geralmente, apresentam boa curvatura natural e, portanto, não costumam apresentar problemas com relação à quebra. Quando as velocidades de corte aumentam e

atingem a faixa que normalmente é utilizada quando se utiliza ferramentas mais resistentes ao desgaste como o metal duro (e outras mais resistentes que vão ser analisadas no capítulo 5), o problema da quebra do cavaco passa a ter muita importância;

- Grandes profundidades de usinagem auxiliam o aumento da capacidade de quebra do cavaco;
- A relação entre raio de ponta e profundidade de usinagem influencia na quebra do cavaco, como mostrado na figura 3.9. Quando a relação a_p/r é pequena, o cavaco se dobrará lateralmente, com grande ângulo de fluxo, formando um cavaco que não se quebra com facilidade. Quando esta relação é grande, além da curvatura lateral, haverá também curvatura vertical do cavaco e ele se dobrará no sentido de encontrar a superfície de folga da ferramenta e lá se quebrar.

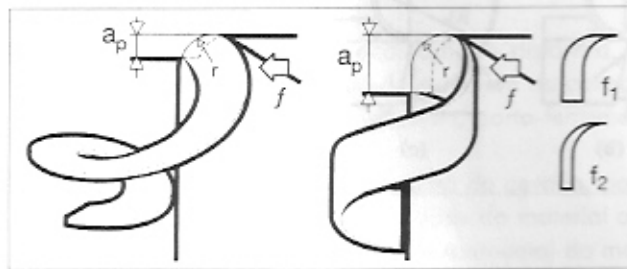


Figura 3.9 - Influência da Relação a_p/r na Curvatura e Quebra do Cavaco

quebra do cavaco
= leve

A mudança das condições de usinagem com o fim específico de se obter uma forma adequada do cavaco, deve ser o tanto quanto possível evitada, pois estas são fixadas levando-se em consideração requisitos técnicos e econômicos do processo. Os ângulos negativos de saída e de inclinação, quando exagerados, aumentam os esforços de corte, podendo ocasionar vibrações indesejáveis na ferramenta ou mesmo impossibilitar o corte, no caso da máquina-ferramenta não possuir potência suficiente. Assim, o meio mais adequado para se obter a quebra do cavaco é a utilização de elementos de forma colocados na superfície de saída da ferramenta denominados quebra-cavacos.

Os quebra-cavacos podem ser moldados na superfície de saída da ferramenta ou postigos (fig.3.10).

As dimensões do quebra-cavacos estão intimamente relacionadas com a espessura, velocidade e profundidade de usinagem, além do material usinado.

Esta dependência diminui a versatilidade do emprego da ferramenta com quebra-cavacos moldado na superfície de saída. Outra desvantagem deste tipo de quebra-cavacos é que ele dificulta ou impossibilita a afiação da ferramenta. Mesmo assim, ferramentas com este tipo de quebra-cavacos são bastante utilizadas, devido ao fato de que em uma produção seriada ou semi-seriada, existem muitas peças a serem usinadas em acabamento (avanço e profundidade de usinagem pequenos) e muitas em desbaste (avanço e profundidade de corte maiores) e, em geral, as máquinas podem ter em seu carro porta-ferramentas mais do que uma ferramenta. Além disso, o quebra-cavacos postiço exige que o operador o coloque na posição correta sobre a superfície de saída da ferra-

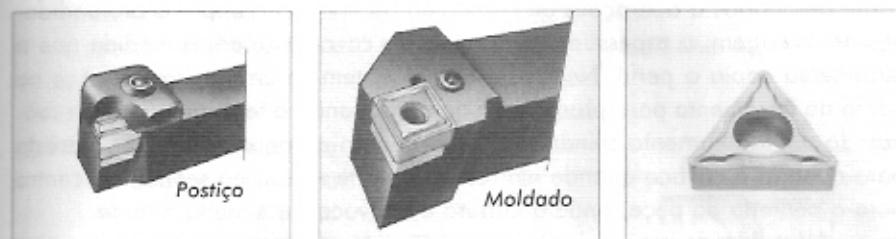


Figura 3.10 - Quebra-cavacos Postiços e Moldados na Superfície de Saída

menta, posição esta dependente do avanço e da profundidade de usinagem utilizadas. Isto nem sempre é realizado corretamente, o que faz com que, algumas vezes, o cavaco não se quebre adequadamente, mesmo com a presença do quebra-cavacos postiço. Outros pontos desvantajosos para o quebra-cavacos postiço é que ele também se desgasta e precisa ser substituído de tempos em tempos, sua utilização implica em mais um item de estoque e muitas vezes, por ser pequeno, é de difícil manipulação pelo operador. No cômputo geral das vantagens e desvantagens de um tipo de quebra-cavacos em relação ao outro, o quebra-cavacos moldado leva vantagem e, atualmente, a grande maioria das ferramentas de usinagem de materiais que formam cavacos contínuos, possuem quebra-cavacos moldados.

Assim, existem diversas geometrias de pastilhas intercambiáveis com quebra-cavacos moldados na superfície de saída destinadas a quebrar o cavaco em uma determinada faixa de condições de usinagem (principalmente avanço e profundidade de usinagem). A cada uma dessas geometrias corresponde um gráfico como o da figura 3.11, onde se tem a região de avanço-profundidade de corte típica para uma dada ferramenta. Por isso, por exemplo, uma ferramenta com quebra-cavacos moldados projetada para quebrar o cavaco em

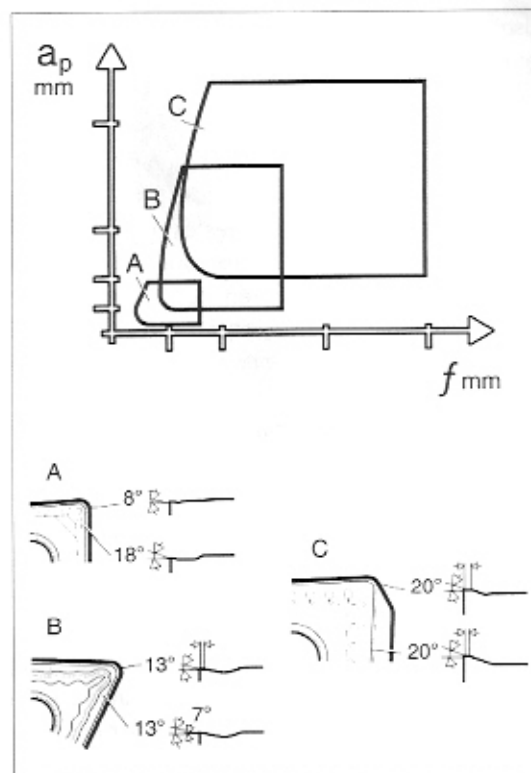
operações de desbaste médio (avanço e profundidades de usinagem médios), não quebra o cavaco se for utilizada em operações de acabamento (avanços e profundidades baixas) e nem em operações de desbaste pesado (avanços e profundidades altas) e vice-versa.

Para avanços e profundidades de usinagem pequenos (acabamento) os quebra-cavacos são mais estreitos e mais próximos da aresta de corte. A medida que avanço e profundidade de usinagem aumentam (desbaste), os quebra-cavacos vão ficando mais largos e distantes da aresta de corte, conforme pode ser visto na figura 3.11. Além disso, em operações de desbaste, o quebra-cavacos não pode estar muito próximo à aresta, para não fragilizá-la, levando-a à quebra. Já existem ferramentas com 2 quebra-cavacos na mesma aresta de corte, destinados à operações de copiagem de um perfil, onde as profundidades de usinagem, a espessura e a largura do cavaco variam a medida que a ferramenta copia o perfil. Nestas ferramentas, tem-se um quebra-cavacos na ponta da ferramenta para promover a quebra quando a ferramenta estiver realizando um torneamento cilíndrico e outro quebra-cavacos ao longo da aresta para quebrar o cavaco quando ela realiza o corte radial, no sentido do centro para a periferia da peça, onde a largura do cavaco (b) é muito grande.

Além de tudo isto, em muitas operações de usinagem, a forma do cavaco é instável, variando muito facilmente mesmo quando as condições do corte são mantidas constantes. As principais razões para que isto aconteça são:

- a) *Variação da força agindo no cavaco* - com o progresso do corte o peso do cavaco aumenta constantemente e o centro de gravidade muda de posição. Estas forças criam uma distribuição de tensão não uniforme na raiz do cavaco. Durante o corte o material na raiz do cavaco está em estado plástico e uma pequena mudança na distribuição de tensão muda a direção de máxima tensão e deformação de cisalhamento. Então um cavaco de geometria diferente é formado.
- b) *Fenômenos transientes no início do corte* - antes do corte, a superfície da ferramenta está coberta com lubrificante ou camadas de oxigênio e outros materiais. Com o progresso do corte estes materiais são removidos e o coeficiente de atrito, a espessura do cavaco, o raio da curvatura do cavaco e a temperatura de corte aumentam gradualmente, o que causa a mudança da forma do cavaco.
- c) *Variação da geometria da ferramenta* - é praticamente impossível conseguir geometrias idênticas em ferramentas de usinagem. A geometria

Figura 3.11 - Região de Avanço-Profundidade de Usinagem Adequada para cada Tipo de Quebra-Cavacos e Esquema dos Diversos Quebra-Cavacos



também varia durante o corte devido ao desgaste e ao lascamento da ferramenta.

- d) Não uniformidade do material da peça - o material usado na indústria não é muito uniforme no que concerne à sua composição química e quantidade de trabalho a frio, o que leva à variação do ângulo de

cisalhamento e consequentemente da forma do cavaco. Além disso, em muitas operações de usinagem, a camada a ser cortada é encruada em diferentes níveis pela operação anterior.

3.3 - Temperatura de Corte

Praticamente toda a energia mecânica associada à formação do cavaco se transforma em energia térmica (calor). As fontes geradoras de calor no processo de usinagem são a deformação e o cisalhamento do cavaco no plano de cisalhamento, o atrito do cavaco com a ferramenta e o atrito da ferramenta com a peça. As porcentagens do calor total devido à cada uma das fontes acima variam com o tipo de usinagem, o material da peça e da ferramenta, as condições de usinagem e a forma da ferramenta. Porém, numa primeira aproximação, pode-se dizer que a deformação e o cisalhamento do cavaco no plano de

cisalhamento são a principal fonte geradora de calor, seguida pelo atrito do cavaco com a superfície de saída da ferramenta e depois pelo atrito peça-superfície de folga da ferramenta.

Este calor é dissipado através do cavaco, da peça, da ferramenta e do fluido de corte. O percentual do calor gerado que é dissipado por cada um dos meios citados também varia com os diversos parâmetros da usinagem. A figura 3.12 apresenta a variação destas proporções em função da velocidade de corte. Pode-se verificar desta figura que a quantidade de calor que é dissipado pela ferramenta é pequena. Porém como a região da ferramenta que recebe este calor (região de contacto ferramenta-peça e cavaco-ferramenta) é reduzida e não muda com o tempo, como acontece com a peça, desenvolvem-se ali altas temperaturas (até 1200°C - figura 3.13) que muito contribuem para o desgaste da ferramenta.

O calor que vai para a peça pode resultar em dilatação térmica da mesma e, portanto, dificuldades na obtenção de tolerâncias apertadas, além de se correr o risco de danificação da estrutura superficial do material. No caso do processo de retificação, este fator é crítico, pois além de ser um processo que gera alta quantidade de calor (cerca de dez vezes mais calor gerado por unidade de volume de cavaco que o torneamento), muitas vezes é realizado depois da peça ter sido endurecida via tratamento térmico, o que faz com que uma danificação da estrutura superficial da peça seja um acontecimento com sérias consequências. Além disso, a retificação é geralmente a última operação em uma peça usinada e, por isso, visa alcançar tolerâncias apertadas, o que, como já visto, é difícil de ser obtido quando a peça recebe uma quantidade muito grande de calor. Por isso, a vazão de fluido de corte na retificação precisa ser muito maior que em outros processos.

A porcentagem do calor total que é dissipado pelo cavaco aumenta com o aumento da velocidade. Em velocidades de corte muito altas, a maior parte do calor é carregado pelo cavaco, uma pequena quantia pela peça e uma quantidade menor ainda pela ferramenta.

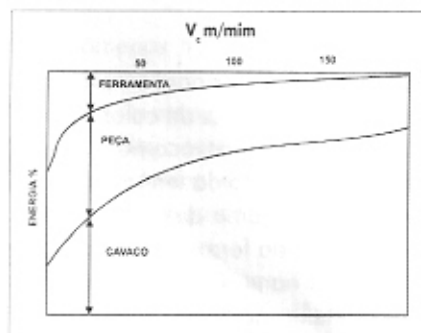
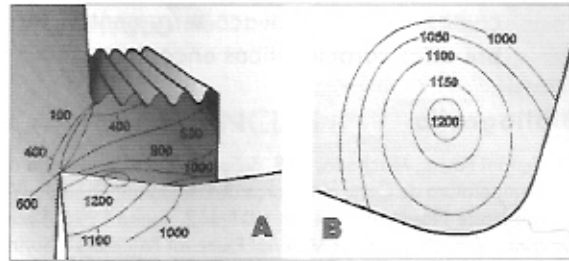


Figura 3.12 - Variação da Distribuição da Energia de Corte com a Velocidade de Corte

→ DEVIDO AO TEMPO DE EXPOSIÇÃO AO CALOR GERADO

Figura 3.13 -
Distribuição típica
de temperatura na
ponta de uma
ferramenta de
metal duro



Com relação à influência do material da peça nas porcentagens de calor dissipado por cada meio, quão melhor condutor de calor for o material da peça, mais calor é dissipado por ela. Assim, no torneamento com 100 m/min de velocidade de corte, 26% do calor gerado é dissipado pela peça se esta for de aço 1040, sendo que se a mesma for de alumínio esta porcentagem passa para 73%.

A quantidade de calor gerada na usinagem aumenta com a velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem. Este aumento da geração de calor e conseqüentemente da temperatura, acelera e é acelerado pelo desgaste da ferramenta, o qual aumenta o valor do coeficiente de atrito e conseqüentemente a força de corte. A temperatura da zona de corte também é influenciada pelo comprimento de contato entre cavaco e ferramenta e pelos esforços de corte. Por outro lado, para aumentar a produtividade do processo deve-se aumentar a velocidade, o avanço e a profundidade de usinagem. Portanto, deve-se tentar todos os meios para se diminuir a temperatura gerada ou para se conviver com ela sem grandes danos, sem perda de produtividade do processo. Os meios que atualmente tem sido tentado com estes fins são:

- desenvolvimento de materiais de usinabilidade melhorada (ou de corte livre) que possuem menor coeficiente de atrito com a ferramenta e que têm tensão de cisalhamento mais baixas, facilitando a formação do cavaco. Por exemplo, aços com elementos de liga como o chumbo ou o fósforo e aços inoxidáveis com sulfetos de manganês;
- desenvolvimento de materiais de ferramentas com maior resistência ao calor (maior dureza a quente). Por exemplo, metal duro com cobertura, material cerâmico e diamante;
- utilização de fluidos de corte que além do efeito refrigerante possuam também efeito lubrificante, isto é, além de retirar o calor da região de corte (efeito refrigerante), também consigam reduzir o calor gerado (efeito lubrificante). Para isto, o fluido tem que possuir características que possibilitem sua presen-

ça nas interfaces cavaco-ferramenta e ferramenta-peça. Detalhes sobre estas características encontram-se no capítulo "Fluidos de Corte".

Bibliografia

- Caldeirani Fo., J., Machado, A. R. & Sousa, E. M., Influência da Dutilidade do Material da Peça na Temperatura de Corte e na Força de Usinagem, Anais do IV Congresso de Engenharia Mecânica do Norte-Nordeste, vol. I, pp. 407-412, Junho 1996, Recife, PE, Brasil.
- DeVries, W. R., "Analysis of Material Removal Processes", Springer Verlag, New York, 1992.
- Ferraresi, D., "Fundamentos da Usinagem dos Metais", Editora Edgard Blucher, São Paulo, 1977.
- Koelsch, J. R., An Emerging Science, Manufacturing Engineering, January 1996, pp. 71-76.
- Komanduri, R., "Machining and Grinding - A Historical Review of the Classical Papers", Proceedings of the Symposium on US Contributions to Machining & Grinding Research in the 20th Century, vol. I, pp. 80-132, May 1993, Stillwater OK, USA.
- Machado, A. R. & Silva, M. B., "Usinagem dos Metais", (apostila do curso de Usinagem dos Metais da Universidade Federal de Uberlândia), Uberlândia, MG, 1994.
- Micheletti, G. F., "Mecanizado por Arranque de Viruta", Editorial Blume, Barcelona, Espanha, 1980.
- Nakayama, K., Basic Rules on the Form of Chip in Metal Cutting, "Annals of the CIRP", Vol. 27(1), 1978, pp. 17-21.
- Nakayama, K., Chip Control in Metal Cutting, "Bulletin of the Japan Society of Precision Engineering", Vol. 18(2), June 1984, pp. 97-103.
- Sandvik Coromant, "Modern Metal Cutting", AB Sandvik Coromant, Sandviken, Sweden, 1994.
- Wright, P. K., Horne, J. G. & Tabor, D., Boundary Conditions at the Chip-tool Interface in Machining: Comparisons between Seizure and Sliding Friction", Wear, Vol. 54, pp. 371-390.

CAPÍTULO 4

FORÇAS E POTÊNCIAS
DE CORTE

● conhecimento do comportamento e da ordem de grandeza dos esforços de corte nos processos de usinagem é de fundamental importância, pois eles afetam a potência necessária para o corte (a qual é utilizada para o dimensionamento do motor da máquina-ferramenta), a capacidade de obtenção de tolerâncias apertadas, a temperatura de corte e o desgaste da ferramenta. Existem pelo menos duas abordagens no estudo dos esforços de corte. A primeira delas é teórica, partindo da fenomenologia de formação do cavaco e, através de algumas simplificações como a suposição de que o corte é ortogonal (corte com componentes de força em somente 2 direções), computa os diversos esforços que ocorrem em torno do plano de cisalhamento do cavaco e da superfície de saída da ferramenta. A segunda abordagem é empírica. Nela os esforços de corte são equacionados utilizando-se coeficientes retirados de procedimentos experimentais. Neste livro, a segunda abordagem será utilizada, mas somada à ela, serão discutidos os aspectos da influência do material da peça, do material e geometria da ferramenta e das condições de usinagem, no comportamento e nos valores dos esforços de corte.

4.1 - Forças durante a Usinagem

As forças de usinagem são consideradas como uma ação da peça sobre a ferramenta. (figura. 4.1). A força total resultante que atua sobre a cunha cortante durante a usinagem é chamada de força de usinagem (F_u). A princípio, nem a direção, nem o sentido da força de usinagem são conhecidos, tornando-se impossível medi-la e conhecer melhor as influências de diversos parâmetros no seu valor. Então, não se trabalha com a força de usinagem propriamente, mas com suas componentes segundo diversas direções conhecidas. Estas componentes são descritas a seguir.

b) Componentes de F_u

A decomposição da força de usinagem que será aqui descrita está de acordo com a norma DIN 6584. Inicialmente, F_u é decomposta em uma componente que está no plano de trabalho, chamada força ativa (F_t) e em uma componente perpendicular ao plano de trabalho, chamada força passiva ou força de profundidade (F_p). A força ativa, por sua vez, é decomposta em diversas outras. A seguir, passar-se-á a comentar sobre estas componentes da força de usinagem

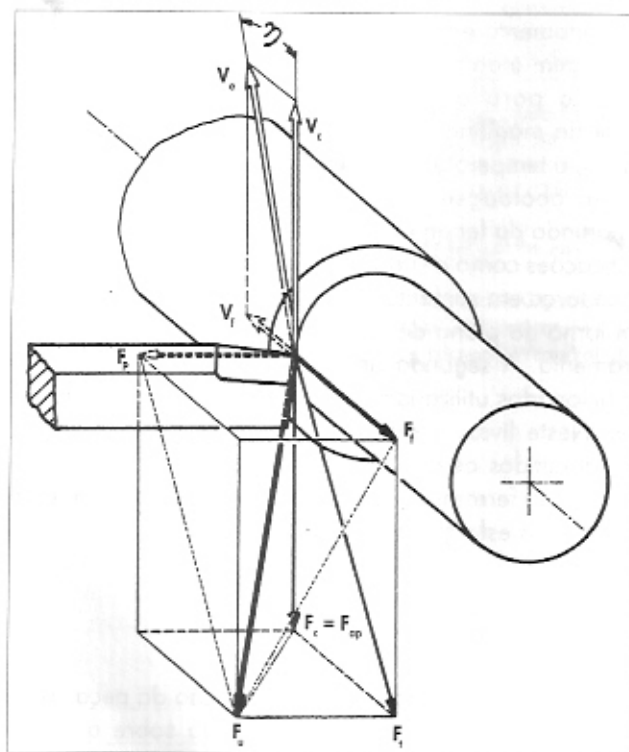


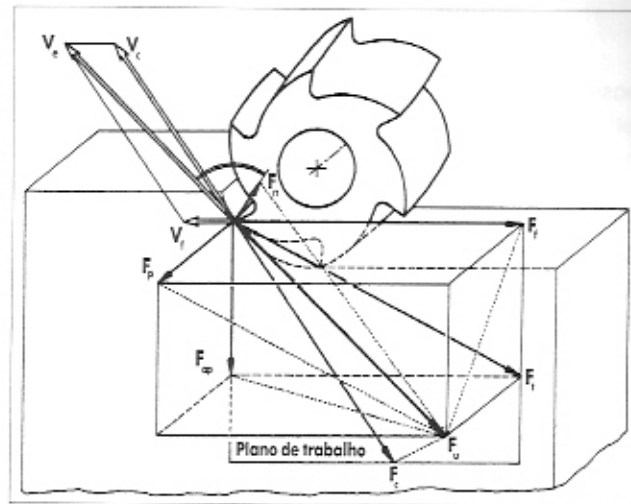
Figura 4.1 - Força de Usinagem e suas Diversas Componentes na Operação de Torneamento

b.) Componentes da Força Ativa (F_t - componente de F_u no plano de trabalho) – as componentes da força ativa contribuem para a potência de usinagem, pois estão no plano de trabalho, plano em que os movimentos de usinagem são realizados. São elas:

- Força de corte (F_c) - projeção de F_u sobre a direção de corte.
- Força de avanço (F_f) - projeção de F_u sobre a direção de avanço.

- Força de apoio (F_{ap}) - projeção de F_u sobre a direção perpendicular à direção de avanço, situada no plano de trabalho (figura 4.2)

Figura 4.2 - Força de Usinagem e suas Diversas Componentes na Operação de Fresamento



Assim, tem-se as seguintes equações:

$$F_t = \sqrt{F_{ap}^2 + F_f^2} \quad (4.1)$$

$$F_{ap} = \sqrt{F_t^2 - F_f^2} \quad (4.2)$$

Quando o ângulo da direção de avanço $\phi = 90^\circ$ (no torneamento, por exemplo)

$$F_t = \sqrt{F_c^2 + F_f^2} \quad (4.3)$$

$$F_c = \sqrt{F_t^2 - F_f^2} \quad (4.4)$$

- Força efetiva de corte (F_c) - projeção de F_u sobre a direção efetiva de corte.

- b.) Componente de F_u em um plano perpendicular ao plano de trabalho (F_p - força passiva ou de profundidade) - esta componente não contribui para a potência de usinagem, pois é perpendicular aos movimentos (é perpendicular ao plano de trabalho, onde ocorrem os movimentos de corte e de avanço). Porém é importante que se estude o comportamento

Capítulo 4

e o valor desta força, pois ela é responsável pela deflexão elástica da peça e da ferramenta durante o corte e, por isso, é responsável pela dificuldade de obtenção de tolerâncias de forma e dimensão apertadas.

Assim, tem-se a seguinte relação entre as forças de usinagem, ativa e passiva:

$$F_u = \sqrt{F_p^2 + F_t^2} \quad (4.5)$$

4.2 - Potências de Usinagem

Uma máquina-ferramenta gera potência para girar seu eixo-árvore e executar o movimento de corte e para executar o movimento de avanço. Assim, pode-se estabelecer as seguintes relações para as potências de corte e de avanço:

a) Potência de corte: $P_c = \frac{F_c \cdot v_c}{60.75} \quad [\text{CV}] \quad (4.6)$

Hg ← kg m/s

Normalmente, F_c é dada em (Kgf) e v_c em (m/min).

b) Potência de avanço: $P_f = \frac{F_f \cdot v_f}{1000.60.75} \quad [\text{CV}] \quad (4.7)$

kg ← kg m/s
rpm

onde v_f é dada em (mm/min).

c) Relação entre as Potências de corte e de avanço

Das equações 4.6 e 4.7, tem-se:

$$\frac{P_c}{P_f} = \frac{F_c \cdot v_c}{F_f \cdot v_f} \Rightarrow \frac{P_c}{P_f} = \frac{1000 \cdot F_c \cdot v_c}{F_f \cdot v_f} \quad (4.8)$$

Handwritten notes:
 $\frac{P_c}{P_f} = \frac{10^3 F_c v_c}{F_f v_f}$
 $P_c = \frac{10^3 F_c v_c}{F_f v_f}$
 $P_f = \frac{F_f v_f}{10^3}$
 $\frac{P_c}{P_f} = \frac{10^3 F_c v_c}{F_f v_f}$

mas $v_f = f \cdot n \quad [\text{mm/min}]$

$$e \quad v_c = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1000} \quad [\text{m/min}] \quad (4.10)$$

Handwritten note: O INDICADO TO E' VERDADEIRO

Então, das equações 4.8, 4.9 e 4.10, tem-se:

$$\frac{P_c}{P_f} = \frac{F_c}{F_f} \cdot \frac{\pi \cdot d \cdot n}{f \cdot n} = \pi \cdot \frac{F_c}{F_f} \cdot \frac{d}{f}$$

No torneamento tem-se que $F_c \sim 4,5 \cdot F_f$

Tomando-se, por exemplo, $d = 10 \text{ mm}$ e $f = 1 \text{ mm/volta}$, que são limites extremos para esta análise, isto é, d é muito pequeno e f é muito grande, a fim de tornar a relação P_c/P_f a menor possível, tem-se:

$$\frac{P_c}{P_f} = \pi \cdot 4,5 \cdot 10 \cong 140 \rightarrow \frac{P_c}{P_f} = 141,42856$$

Ou seja, a potência de avanço, em uma situação extrema, é 140 vezes menor que a potência de corte. Esta diferença entre potência de corte e potência de avanço, permite desprezar a potência de avanço no dimensionamento do motor da máquina, naquelas máquinas em que somente um motor é responsável tanto pelo movimento de avanço, quanto pelo movimento de corte. Quando a máquina possui motor independente para o movimento de avanço, verifica-se que este motor é sempre muito menor que o motor responsável pelo movimento de corte.

d) Potência fornecida pelo motor (P_m)

MÁQUINAS FERRAMENTA (TORNEAS/FRESADORAS/ETC)

Nas máquinas operatrizes que apresentam um único motor para o movimento de corte e avanço, como P_c é muito maior que P_f , despreza-se P_f e faz-se

$$P_m = \frac{P_c}{\eta} \tag{4.11}$$

onde η = rendimento da máquina operatriz (60 a 80 % em máquinas convencionais, que possuem caixa de engrenagens para transmissão do movimento e maior que 90% em máquinas CNC onde o motor tem variação contínua de rotação e a transmissão de movimentos do motor é realizada com poucos (ou nenhum) elementos de transmissão).

4.3 - Variação da Força de corte com as condições de trabalho

A força de corte pode ser expressa pela relação:

$$F_c = K_s \cdot A \tag{4.12}$$

onde

K_s = pressão específica de corte

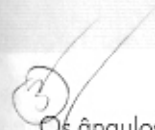
A = área da secção de corte

$$\text{No torneamento: } A = b \cdot h = a_p \cdot f \quad (4.13)$$

a) Fatores que influenciam a pressão específica de corte (K_s)

• Material da peça - a medida que aumenta a porcentagem de carbono dos aços, K_s aumenta. O aumento da porcentagem de fósforo causa uma diminuição do valor de K_s . Diversos outros elementos como o chumbo, o boro, sulfeto de manganês, etc. atuam no mesmo sentido. Durante a formação do cavaco estes elementos deformam-se plasticamente e produzem planos de baixa resistência, onde a energia requerida para a ruptura do cavaco é menor. Além disso, estas inclusões também funcionam como um lubrificante na interface cavaco-superfície de saída da ferramenta (Sandvik, 1994). Nos aços inoxidáveis a presença de sulfeto de manganês diminui sensivelmente o valor de K_s . Em geral, quando a dureza da peça cresce, K_s também cresce, mas isto não pode ser tomado como uma regra. Materiais com durezas semelhantes podem ter valores de pressão específica de corte muito diferentes, devido a diversos fatores, dentre eles a presença dos elementos de liga citados acima. Dentre as propriedades de um material, a que mais pode ser correlacionada com a pressão específica de corte é a tensão de ruptura (ou de escoamento) ao cisalhamento do material (τ), já que a formação do cavaco é um processo que envolve bastante cisalhamento. Mesmo assim, esta correlação deve ser feita com cuidados, pois esta tensão de ruptura de um material é obtida em ensaios estáticos e o processo de formação de cavaco acontece em uma frequência bastante alta.

• Material e Geometria da Ferramenta - com a variação do material da ferramenta ocorre uma pequena variação do coeficiente de atrito entre cavaco e superfície de saída da ferramenta, mas esta variação não chega a influir significativamente nos valores de K_s . Nakayama e Arai (1976) mostraram que quando se varia o material da ferramenta entre as diversas classes P de metal duro adequado para a usinagem de aços, a variação dos esforços de corte é desprezível. Ferramentas com cobertura de nitreto de titânio tendem a diminuir o coeficiente de atrito entre cavaco-ferramenta e ferramenta-peça e, com isso, propiciam valores de K_s menores que os das outras ferramentas.



Os ângulos de saída (γ) (principalmente) e de inclinação (λ) provocam uma diminuição de K_c a medida que seus valores aumentam, pois a deformação do cavaco diminui. Deve-se notar, no entanto, que o aumento de γ diminui a resistência da ferramenta e aumenta sua sensibilidade aos choques. Esta influência é marcante quando se usina materiais dúteis, que se deformam bastante antes de se romperem. Na usinagem de materiais frágeis, como o ferro fundido, que deforma-se bem pouco antes da ruptura, a influência destes ângulos na pressão de corte é desprezível, pois à menor deformação a ruptura ocorre, sendo de muito pouca influência uma variação dos ângulos de saída e de inclinação. Assim, no corte de materiais frágeis, a utilização de ângulos de saída e de inclinação negativos é recomendada, porque eles não influenciam nos esforços de corte e propiciam uma maior resistência da cunha da ferramenta. Isto é bastante desejável no corte de materiais como o ferro fundido, pois este normalmente é um material heterogêneo, com presença de poros e com micro-dureza irregular, o que faz com que o corte se pareça com o corte interrompido, necessitando de uma geometria de ferramenta resistente aos choques. Além disso, o próprio mecanismo de formação de cavaco de materiais frágeis gera um tipo de corte interrompido, pois uma porção de cavaco, ao sofrer a deformação inerente ao processo de usinagem, logo se rompe totalmente e é impulsionada para fora da região de corte (como explicado anteriormente), fazendo com que a ferramenta tenha que percorrer uma pequena distância em vazio, até encontrar outra porção de cavaco.

Em geral, também se recomenda ferramentas com geometria negativa (principalmente no torneamento) mesmo quando se usina materiais dúteis, pois sempre é bom que a cunha da ferramenta possua uma maior resistência ao choque (mesmo quando o material não é heterogêneo) e também pelo fato de que, pastilhas intercambiáveis com geometria negativa possuem arestas dos dois lados da pastilha, fazendo com que o custo por aresta da pastilha seja menor, já que os preços de pastilhas positivas e negativas são similares. Geometrias positivas (γ e λ positivos) somente são recomendadas no corte de materiais dúteis quando baixas forças de corte são necessárias, como nos casos em que a máquina possui potência e/ou rigidez pequenas, na usinagem de peças com paredes finas, de eixos finos e compridos e torneamento interno em acabamento, onde a ferramenta é pouco rígida e a obtenção de bons acabamentos superficiais é imposição do projeto da peça.

Quando o ângulo de folga (α) diminui, aumenta o atrito entre a peça e a ferramenta e com isso cresce também o valor de K_c . Isto é crítico quando α é pequeno (menor que 5 graus). Um aumento do ângulo de folga muito acima de 5 graus, praticamente não tem influência no valor da pressão de corte e diminui a cunha da ferramenta, diminuindo sua resistência aos choques.

Capítulo 4

O ângulo secundário de posição (χ') deve ser maior que 5° para que não haja interferência entre a aresta lateral de corte com a superfície trabalhada da peça.

- Secção de corte (A) - a pressão específica de corte diminui com a área da secção de corte. Essa diminuição de K_s é devida principalmente ao aumento do avanço f , como se pode constatar das figuras 4.3 e 4.4. Durante o processo de formação do cavaco, parte do volume de material da peça deformado não se transforma em cavaco, mas, sim, escorrega entre a peça e a superfície de folga da ferramenta, gerando o chamado fluxo lateral de cavaco (Shaw, 1984).

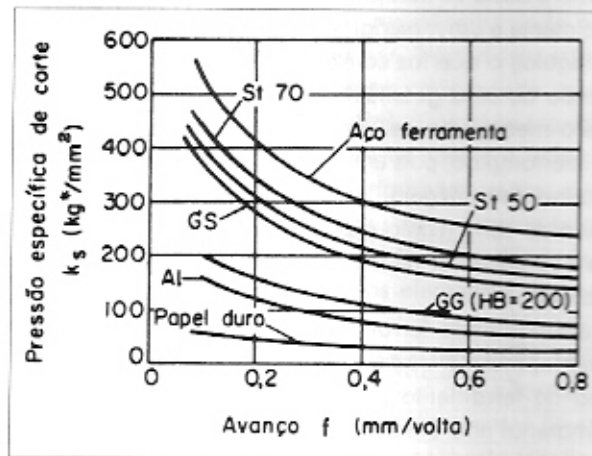


Figura 4.3 - Variação da Pressão Específica de Corte com o Avanço

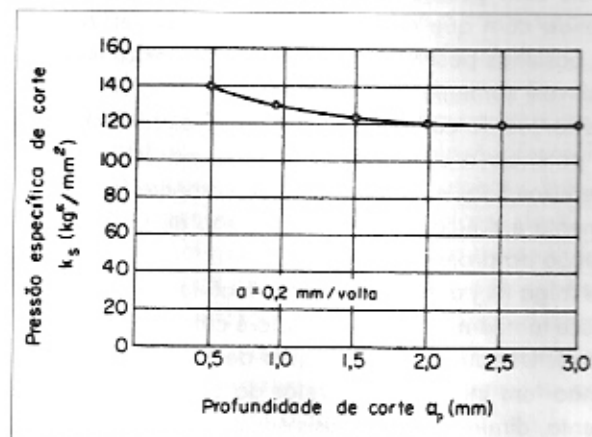


Figura 4.4 - Variação da Pressão Específica de Corte com a Profundidade de Usinagem

A força consumida por este fenômeno é relativamente grande quando se tem avanço (ou espessura de corte - h) pequenos, pois o volume de material que se transforma em cavaco não é muito maior que o volume de material que flui lateralmente. A medida que f ou h crescem o fluxo lateral de cavaco é relativamente menor, pois agora quase todo o volume de material deformado se transforma em cavaco, fazendo com que a pressão específica de corte diminua. Outro fator que causa a diminuição de K_s com o crescimento do avanço é que, com o crescimento de f aumenta a velocidade de avanço e, conseqüentemente o coeficiente de atrito diminui, pois o corte se torna mais dinâmico. O aumento da profundidade de usinagem (a_p) praticamente não altera o valor de K_s (figura 4.4), a não ser para pequenos valores de a_p , pois o crescimento da profundidade de usinagem só faz aumentar o comprimento de contato ferramenta-peça, sem aumentar as velocidades envolvidas. Portanto, pode-se dizer que o crescimento da força de corte é diretamente proporcional ao da profundidade de usinagem (ver equações 4.12 e 4.13), mas, quando o avanço cresce, a força de corte também cresce, entretanto não na mesma proporção, já que ocorre diminuição do valor de K_s .

- **Velocidade de corte (v_c)** - a presença da aresta postíça de corte (APC - fenômeno que será detalhado no capítulo 5) tende a diminuir o valor da pressão específica de corte devido ao efeito de aumento do ângulo efetivo de saída que a aresta postíça de corte proporciona. Assim, no corte de materiais dúcteis com velocidades de corte baixas (onde há a ocorrência de APC), os valores de K_s variam dependendo do tamanho e geometria da APC. Em velocidades de corte usualmente utilizadas (sem APC), os valores de K_s tendem a diminuir levemente com o crescimento da velocidade de corte devido à diminuição da deformação e da dureza do cavaco e também dos coeficientes de atrito que o aumento de v_c (e conseqüentemente da temperatura de corte) proporciona. A figura 4.5 mostra o comportamento típico da variação de K_s com a velocidade de corte. Pode-se notar nesta figura que, na faixa das velocidades de trabalho com ferramenta de metal duro (acima de 150 m/min) a diminuição de K_s já não é tão acentuada. Nestes valores de velocidade de corte, pode-se dizer que a a força de corte não é influenciada pela velocidade de corte e, assim, a potência de corte é diretamente proporcional à velocidade de corte (ver equações 4.6 e 4.12).

- **Condições de Lubrificação e Refrigeração** - influi sobre a pressão específica de corte modificando as condições de atrito entre cavaco e ferramenta.

Quanto mais eficiente for a penetração do fluido de corte e quão maior for o efeito lubrificante deste fluido, maior será a diminuição de K_s . Em altas velocidades de corte esta penetração é dificultada.

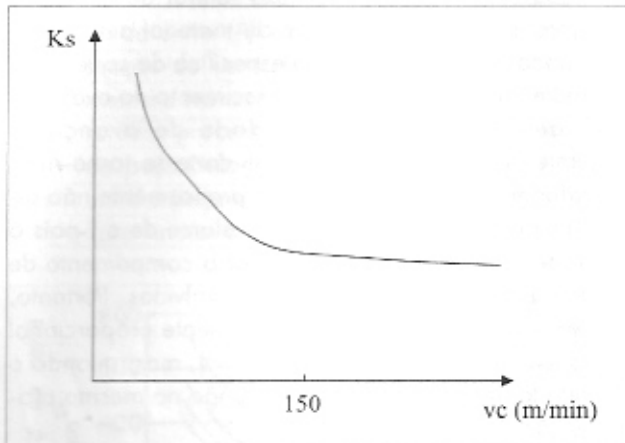


Figura 4.5 - Comportamento da Pressão Específica de Corte com a Velocidade de Corte



- **Estado de afiação da ferramenta** - na presença somente do desgaste de flanco (V_f) (ver definição de desgaste de flanco no capítulo 6), a pressão específica de corte aumenta a medida que o desgaste cresce, devido ao crescimento do atrito peça-ferramenta, conforme mostra a figura 4.6. Quando o desgaste de cratera (definição no capítulo 6) aparece juntamente com o desgaste de flanco o crescimento de K_s já não é tão proeminente. A figura 4.7 mostra o comportamento típico do crescimento da força de corte quando os desgastes de flanco e de cratera ocorrem simultaneamente. A variação dos esforços de corte podem ser divididos em três regiões nesta figura. Os valores crescem rapidamente nos estágios iniciais do corte (região 1), depois sua taxa de crescimento diminui bastante tornando-se quase constante com o tempo de corte (região 2) para, no fim da vida da ferramenta, voltar a crescer rapidamente (região 3). O aumento dos valores da força na região 1 é causado principalmente pelo fato de que o crescimento do desgaste de flanco ocorre, inicialmente, mais rapidamente que o crescimento do desgaste de cratera. Assim, os maiores atritos gerados por este tipo de desgaste, causam o crescimento da força. Com o crescimento do desgaste de cratera, o ângulo de saída efetivo da ferramenta aumenta, diminuindo os esforços de deformação do cavaco e, com isto, compensando a contribuição do desgaste de flanco para o aumento da força, o que faz com que os valores das componentes da força se

estabilizem. O crescimento dos esforços na fase final da vida da ferramenta (região 3) se dá pela excessiva deformação já causada à aresta de corte, com valores altos dos desgastes de flanco e de cratera. Uma curva típica do crescimento da força de corte (e, conseqüentemente da pressão específica de corte) com o tempo de corte (e, conseqüentemente, com os desgastes da ferramenta) no torneamento de aços com ferramenta de metal duro com cobertura, está mostrada na figura 4.8 (Costa e Diniz, 1995). Neste tipo de ferramenta, pode-se dizer que o desgaste de cratera não ocorre e que o crescimento do desgaste de flanco é bem lento. Assim, a força de corte cresce lentamente com o tempo de corte até que se atinja um determinado valor de desgaste de flanco, a partir do qual o substrato da ferramenta passa a ter contato com a peça e o desgaste de flanco passa a crescer rapidamente, fazendo com que a força de corte também cresça muito rápido.

Figura 4.6 - Força de Corte X Desgaste de Flanco para Diversos Avanços

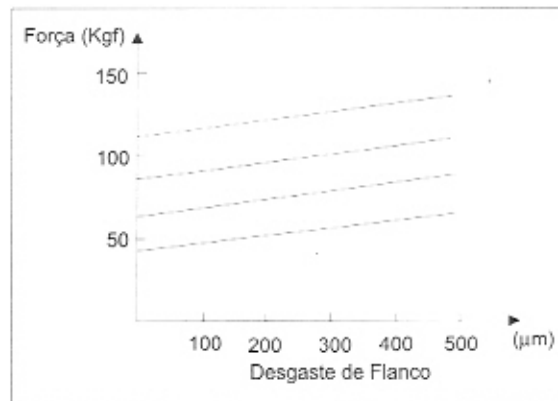
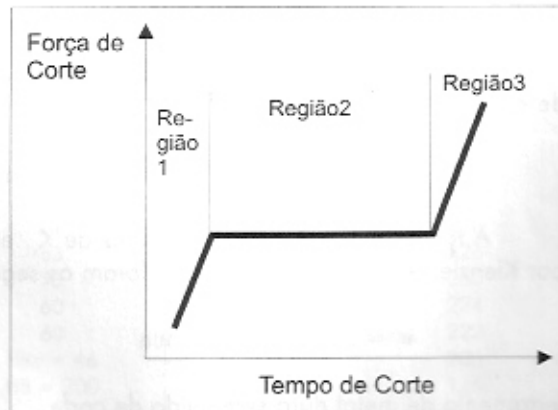


Figura 4.7 - Força de Corte na Presença dos Desgastes de Flanco e de Cratera



r
s

o
-
-
-
e
-
e
-
s
i-
e
o
e
i-
s
1.
o
o
ie

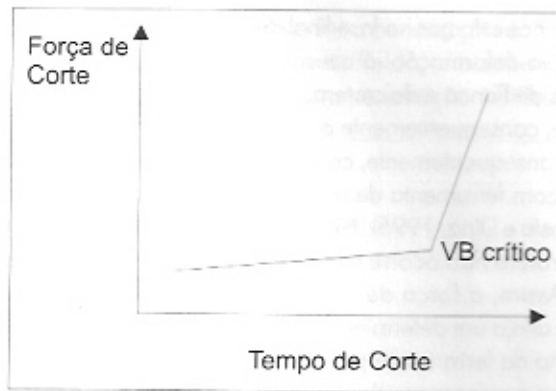


Figura 4.8 - Força de Corte no Torneamento com Ferramentas de Metal Duro Recobertas

4.4 - Cálculo da Pressão Específica de Corte (K_s)

Vários autores e instituições já propuseram fórmulas para o cálculo de K_s , dentre eles: Taylor, ASME, AWF, Hucks e Kronenberg.

Kienzle apresentou uma fórmula suficientemente precisa para o cálculo de K_s . Nesta fórmula, K_s figura como função da espessura de corte h . O aumento de K_s com a diminuição de h é uma propriedade geral, que vale para todas as operações de usinagem.

A figura 4.9 mostra a representação gráfica do valor de K_s em função de h para um determinado par ferramenta-peça. A equação desta curva pode ser dada por:

$$K_s = \frac{K_{s1}}{h^z} = K_{s1} \cdot h^{-z} \quad (4.15)$$

onde K_{s1} e z = constantes do material

Substituindo as equações 4.13 e 4.15 em 4.12, tem-se para a força de corte (F_c):

$$F_c = K_s \cdot h \cdot b = K_{s1} \cdot h^{1-z} \cdot b \quad (4.16)$$

A tabela 4.1 apresenta os valores de K_{s1} e $1-z$ dos materiais ensaiados por Kienzle. As condições de ensaio foram as seguintes:

$$v_c = \text{de } 90 \text{ a } 120 \text{ m/min}$$

$$h = \text{de } 0.1 \text{ a } 1.4 \text{ mm}$$

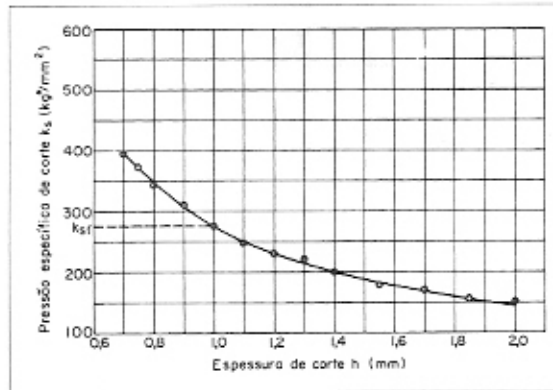
ferramenta de metal duro sem fluido de corte

ferramenta afiada (para ferramentas no fim de vida considerar um aumento de K_{s1} de até 30%).

A geometria das ferramentas utilizadas nos ensaios era:

geometria da ferramenta	α_o	χ	γ_o	λ_s	ϵ	a_p (mm)
usinagem em aço	5	79	6	-4	90	1
usinagem em fofo	5	83	2	-4	90	1

Figura 4.9 - Variação da Pressão Específica de Corte com a Espessura de Corte



Com relação à influência do ângulo de saída sobre o valor de K_s , Kienzle sugere um aumento ou diminuição de 1 a 2% de K_s para cada diminuição ou aumento de 1° do ângulo, respectivamente. Os valores da tabela 4.1 são válidos somente quando não se tem a presença da aresta postiça de corte.

Tabela 4.1 - Valores dos parâmetros $1-z$ e K_{s1} para diversas materiais

MATERIAL	s_1 (Kgf/mm ²)	$1-z$	K_{s1}
Aço ABNT 1030	52	0,74	199
1040	62	0,83	211
1050	72	0,70	226
1045	67	0,86	222
1060	77	0,82	213
8620	77	0,74	210
4320	63	0,70	226
4140	73	0,74	250
4137	60	0,79	224
6150	60	0,74	222
Ferro Fundido	HRC = 46	0,81	206
Ferro Fundido GG26	HB = 200	0,74	116

Capítulo 4

Sandvik Coromant, 1993 ao invés de tabelar os valores de K_{11} e $1-z$, preferiu tabelar o valor de K_1 para $h = 0,4$ mm e apresentar uma equação de correção para K_1 , quando a espessura de corte é diferente deste valor. As tabelas da Sandvik também foram levantadas para ângulo de saída da ferramenta de 6° . As tabelas para os valores de K_1 para os diferentes materiais estão apresentadas nos diversos catálogos de ferramentas de torneamento desta empresa e a equação para a correção de K_1 está mostrada a seguir:

$$K_{\text{corrigido}} = K_{\text{tabelado}} \cdot \left(\frac{0,4}{h}\right)^{0,29} \quad (4.17)$$

4.5 - Fatores que influenciam as forças de avanço e de profundidade

Muitos dos fatores que influenciam os valores da força de corte, também influenciam as forças de avanço e de profundidade, mas alguns fatores, como o raio de ponta da ferramenta e os ângulos de posição (χ_s) e de inclinação (λ_s) tem uma influência mais marcante nestas 2 componentes da força de usinagem. As figuras 4.10, 4.11 e 4.12 mostram estas influências. Pode-se notar nestas figuras que a medida que o raio de ponta cresce a força de profundidade aumenta de uma maneira substancial e a força de avanço diminui (figura 4.10).

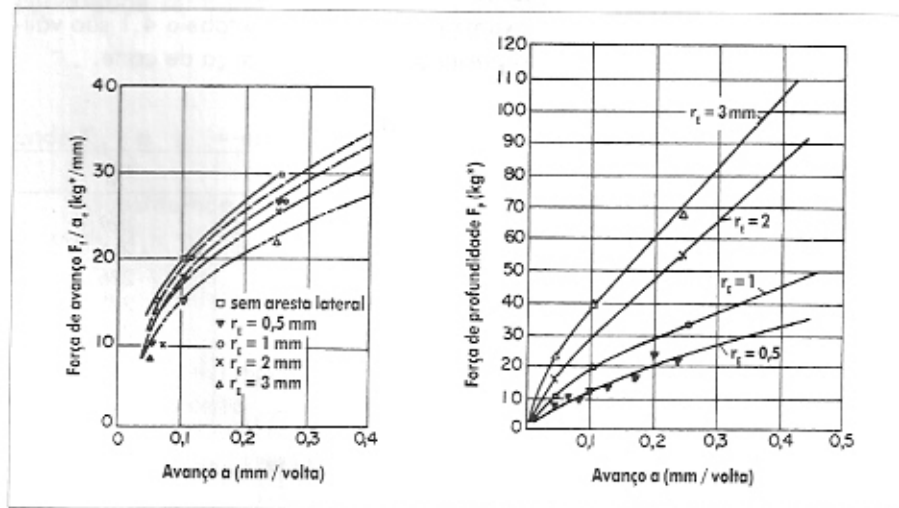


Figura 4.10 - Influência do Raio de Ponta da Ferramenta nas Forças de Avanço e de Profundidade

Na figura 4.11 pode-se ver que o crescimento de χ_r gera um aumento da força de avanço, principalmente quando χ_r é pequeno. Já com a força de profundidade acontece o oposto, isto é, ela decresce sensivelmente com o aumento de χ_r . A influência do ângulo de inclinação (λ_s) nos valores da força de profundidade é inversa (figura 4.12), isto é, F_p cresce com a diminuição de λ_s .

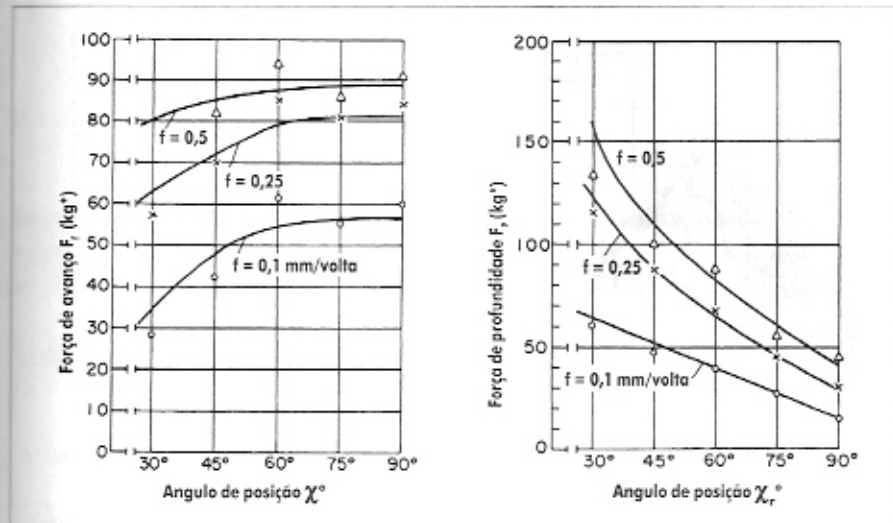
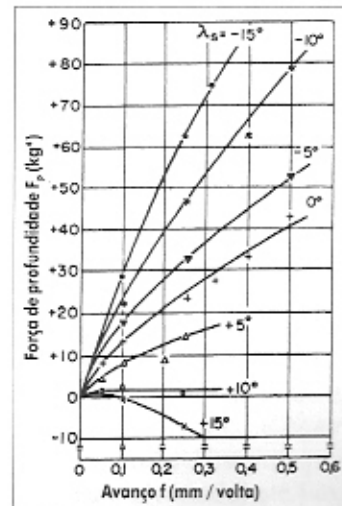


Figura 4.11 - Influência dos Ângulos de Posição nas Forças de Avanço e Profundidade

Figura 4.12 - Influência do Ângulo de Inclinação da Ferramenta na Força de Profundidade



Capítulo 4

A variação de F_f e F_p com a velocidade de corte é bem maior que a da força de corte F_c . Pode-se ver na figura 4.13 que, mesmo com valores de v_c acima de 100 m/min, os valores de F_f e F_p continuam a cair com o crescimento da velocidade de corte, o que não acontece com a força de corte, que tende a se estabilizar quando v_c ultrapassa estes valores.

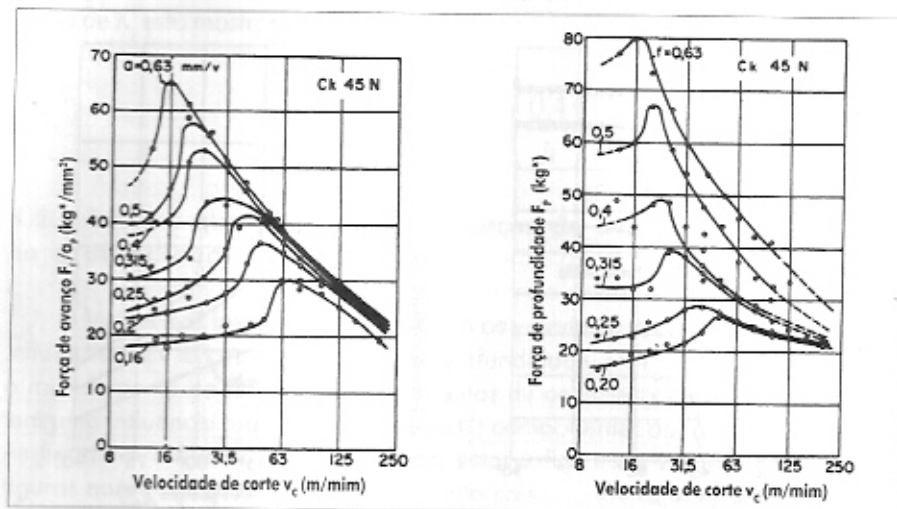


Figura 4.13 - Influência da Velocidade de Corte nas Forças de Avanço e de Profundidade

Bibliografia

- Diniz, A. E. & Costa, C. E., 1995 - "A Corrente Elétrica do Motor da Máquina mostra o Fim da Vida da Ferramenta", Revista Máquinas e Metais, No. 354, pp 41-52.
- Ferraresi, D., 1997 - "Fundamentos da Usinagem dos Metais" - Editora Edgard Blucher, SP
- Micheletti, G. F., "Mecanizado por Arranque de Viruta", Editorial Blume, Barcelona, Espanha, 1980.
- Nakayama, K. & Arai, M., 1976 - "On the Storage of Data on Metal Cutting Forces", Annals of the CIRP, Vol. 25/1/76, pp. 13-18.
- Sandvik Coromant, 1994 - "Modern Metal Cutting - A Practical Handbook", AB Sandvik Coromant, Suécia
- Sandvik Coromant, 1993, "Herramientas de Tornear", AB Sandvik Coromant, Suécia, Catálogo C-1000:4-SPA

CAPÍTULO 5

MATERIAIS PARA FERRAMENTAS

5.1 - Introdução

Para a seleção criteriosa do material da ferramenta, uma série de fatores devem ser ponderados, dentre os quais podem ser mencionados os seguintes:

- material a ser usinado - a dureza e o tipo de cavaco formado são duas das características do material da peça que devem ser levadas em conta na escolha do material da ferramenta;
- processo de usinagem - alguns tipos de processo que utilizam ferramentas rotativas de pequeno diâmetro, ainda utilizam bastante materiais de ferramentas mais antigos (como o aço rápido), devido às altas rotações necessárias para se conseguir as velocidades de corte compatíveis com materiais mais nobres de ferramentas;
- condição da máquina operatriz (potência, gama de velocidades, estado de conservação, etc...) - máquinas-ferramentas antigas, com folgas, baixa potência e rotação exigem materiais de ferramentas mais tenazes e que não requeiram alta velocidade de corte;
- forma e dimensões da ferramenta - ferramentas de forma não padronizadas, muitas vezes são feitas de aço rápido ou de um tipo de metal duro que possa ser soldado ao cabo (metal duro que suporte choques térmicos). Ferramentas rotativas de pequeno diâmetro são geralmente feitas de aço rápido devido ao fato de necessitarem de rotações muito altas para conseguirem velocidades de corte compatíveis com um material de ferramenta mais nobre;
- custo do material da ferramenta - alguns materiais de ferramenta, apesar de conseguirem maior vida da ferramenta e/ou maior produção, muitas vezes não apresentam uma relação custo/benefício razoável;
- condições de usinagem - condições de usinagem típicas de acabamento (alta velocidade de corte, baixos avanço e profundidade de usinagem, em peças que já sofreram uma operação anterior de usinagem e, portanto, não apresentam excentricidade, casca endurecida, etc.) exi-

gem ferramentas mais resistentes ao desgaste. Em operações de desbaste (baixa velocidade de corte, altos avanço e profundidade de usinagem, com peças que apresentam camada endurecida, excentricidade, etc..) a ferramenta deve apresentar maior tenacidade, em detrimento da resistência ao desgaste;

- condições da operação - se o corte for do tipo interrompido e/ou o sistema máquina-ferramenta-dispositivo de fixação-peça for pouco rígido, exige-se uma ferramenta mais tenaz.

Qualquer que seja o material para ferramenta em consideração, é necessário que ele apresente uma série de requisitos de menor ou maior importância, dependendo dos diversos fatores citados acima. Três das principais características são:

- a) dureza a quente - dependendo do tipo de operação, a temperatura da ferramenta pode ultrapassar 1000°C . Então, cada vez mais se procura materiais de ferramentas que possam atingir esta temperatura com dureza suficiente para suportar as tensões do corte;
- b) resistência ao desgaste - significa principalmente resistência ao desgaste por abrasão, isto é, resistência ao atrito. Esta propriedade está muito ligada à dureza a quente do material;
- c) tenacidade - que representa a quantidade de energia necessária para romper o material. Uma ferramenta tenaz resiste bem aos choques inerentes do processo;
- d) estabilidade química - para evitar o desgaste por difusão que, como vai ser visto no capítulo 6, é bastante importante em altas velocidades de corte.

Para o caso de aços para ferramentas, pode-se acrescentar outras características como temperabilidade, tamanho de grão, etc.. Uma outra propriedade importante é a resistência aos choques térmicos (principalmente em processos com corte interrompido, como o fresamento).

Não existe uma classificação geral de materiais para ferramentas. Entretanto, com base nos seus característicos químicos, eles podem ser agrupados da seguinte maneira:

- aços rápidos;
- aços rápidos com cobertura;
- coronite;
- metal duro;
- metal duro com cobertura;
- material cerâmico;
- nitreto de boro cúbico;
- diamante.

Os materiais citados acima estão em ordem crescente de dureza a quente e resistência ao desgaste por abrasão. Em geral, quando se aumenta a dureza a quente e a resistência ao desgaste por abrasão, cai a tenacidade do material. Uma discussão pormenorizada destas características para cada um dos materiais para ferramentas será levada a cabo a seguir.

Existem outros dois tipos de materiais para ferramentas que são a liga fundida (estelita) e o aço carbono (com ou sem liga), mas que praticamente não são utilizados no ambiente industrial (tem importância somente histórica e/ou em aplicações muito específicas) e, por isso, não serão descritos neste livro.

5.2 - Descrição dos Materiais para Ferramentas

a) Aços Rápidos

O Aço Rápido é um aço ferramenta de alta liga de tungstênio, molibdênio, cromo, vanádio, cobalto e nióbio, assim designado pois quando do seu desenvolvimento, em 1905, era o material de ferramenta que suportava as maiores velocidades de corte.

É um material tenaz, de elevada resistência ao desgaste e elevada dureza a quente, (se comparado com os aços carbono usados para ferramentas), podendo ser utilizados até temperaturas de corte da ordem de 600° C. A estrutura metalográfica do aço rápido no estado temperado é martensítica básica com carbonetos encrustados. A estrutura básica confere ao material a sua dureza a quente, a qual é tanto maior quanto mais elementos de liga são dissolvidos durante o tratamento térmico e permanecem dissolvidos depois. O tipo e o número de carbonetos duros que se formam são responsáveis pela resistência à abrasão. A tenacidade do aço rápido depende dos elementos de liga e do grau de dissolubilidade destes. Em geral os aços rápidos resistentes à abrasão são pouco tenazes e vice-versa. Outra propriedade do aço rápido é sua alta dureza em temperatura ambiente.

Os tipos convencionais de aços rápidos estão representados na tabela 5.1. Em princípio, há duas categorias de aços rápidos: a categoria "T" que compreende os tipos predominantemente ao tungstênio e a categoria "M" que compreende os tipos predominantemente ao molibdênio. Estas categorias, por sua vez, são divididas em duas subcategorias contendo ambas cobalto. Tem-se pois os tipos ao W, indicados nas classificações AISI e SAE com a letra "T", os tipos W-Co ainda indicados naquelas classificações com a letra "T", os tipos ao Mo e ao Mo-Co, ambos indicados nas classificações AISI e SAE com a letra "M". Como se pode verificar na tabela 5.1, todos os tipos de aço rápido contém ainda cromo e vanádio.

Capítulo 5

Tabela 5.1 - Composição e Características das Aços Rápidos (Chiaverini, 1981)

Tipo de aço	Classificação SAE	% C <i>Carbono</i>	% Mn <i>Manganês</i>	% Si <i>Silício</i>	% Cr <i>Cromo</i>	% V <i>Vanádio</i>	% W <i>Tungstênio</i>	% Mo <i>Molibdênio</i>	% Co <i>Cobalto</i>	Tenacidade	Resistência ao desgaste	Dureza a quente
ao W	T1	0.70	0.30	0.25	4.00	1.00	18.00	-	-	Baixa	Muito Boa	Muito Boa
	T2	0.85	0.30	0.25	4.00	2.00	18.00	-	-			
	T3	1.00	0.30	0.25	4.00	3.00	18.00	-	-			
	T7	0.80	0.30	0.25	4.00	2.00	14.00	-	-			
	T9	1.20	0.30	0.258	4.00	4.00	18.00	-	-			
ao W-Co	T4	0.75	0.30	0.25	4.00	1.00	18.00	-	5.00	Baixa	Muito Boa	Excelente
	T5	0.80	0.30	0.25	4.00	2.00	18.00	-	8.00			
	T6	0.80	0.30	0.25	4.00	1.50	20.00	-	12.00			
	T8	0.80	0.30	0.25	4.00	2.00	14.00	-	5.00			
ao Mo	M1	0.80	0.30	0.25	4.00	1.00	1.50	8.00	-	Baixa	Muito Boa	Muito Boa
	M2	0.85	0.30	0.25	4.00	2.00	6.00	5.00	-			
	M3	1.00	0.30	0.25	4.00	2.75	6.00	5.00	-			
	M4	1.30	0.30	0.25	4.00	4.00	5.50	4.50	-			
	M10	0.85	0.30	0.25	4.00	2.00	-	8.00	-			
ao Mo-Co	M6	0.80	0.30	0.25	4.00	1.50	4.00	5.00	12.00	Baixa	Muito Boa	Excelente
	M30	0.85	0.30	0.20	4.00	1.25	2.00	8.00	5.00			
	M34	0.85	0.30	0.25	4.00	2.00	2.00	8.00	8.00			
	M35	0.85	0.30	0.25	4.00	2.00	6.00	5.00	5.00			
	M36	0.85	0.30	0.25	4.00	2.00	6.00	5.00	8.00			

a.) Efeito dos Elementos de Liga nos Aços Rápidos

- (c) • Carbono - como nos aços carbono, atua no sentido de aumentar a dureza do material. Também possibilita a formação de carbonetos, que são partículas duras resistentes ao desgaste.
- (W/Mo) • Tungstênio e Molibdênio - O tungstênio está sempre presente nos aços rápidos. O molibdênio é introduzido como seu substituto, gerando a outra classe de aços rápidos. Ambos formam carbonetos responsáveis pela elevada resistência ao desgaste e dureza a quente destes aços. Como o molibdênio tem um peso atômico menor que o do tungstênio (cerca de metade), ao ser adicionado na mesma porcentagem em peso, produzirá o dobro de átomos para ligar-se ao carbono do aço. Nestas condições, usa-se 1% de molibdênio para substituir 1,6 a 2,0% de tungstênio.
- (V) • Vanádio e Nióbio - A cada 1% de vanádio acrescentado precisa-se aumentar o teor de carbono em 0,25% para a formação de carbonetos. O carboneto de vanádio é o carboneto mais duro encontrado nos aços rápidos. Os

aços com alto teor de carbono e vanádio são os que possuem melhor resistência ao desgaste. O vanádio tem sido substituído pelo nióbio, que tem características semelhantes e, no Brasil, é mais barato.

- **Cromo** - juntamente com o carbono é o principal responsável pela alta temperabilidade dos aços rápidos.
- **Cobalto** - aumenta a dureza a quente elevando, em consequência, a eficiência do corte quando este é tal que temperaturas elevadas são alcançadas. Devido a esta característica, aços rápidos ao cobalto são recomendados para cortes em desbaste pesado e para a usinagem de materiais que apresentam cavacos curtos como o ferro fundido, onde a temperatura se eleva bastante devido à impossibilidade de utilização de fluido de corte.

a.) Aços Rápidos com Cobertura

Para diversas ferramentas de usinagem tais como brocas, machos, alargadores, brochas, cortadores de dentes de engrenagens e alguns tipos de fresas, a aplicação de materiais mais resistentes ao desgaste que o aço rápido como o metal duro ou material cerâmico é muito restrita, devido à forma e dimensão destas ferramentas e às condições das operações de usinagem que as empregam. Assim, o desenvolvimento destas ferramentas tem caminhado no sentido da melhoria das condições do próprio aço rápido, através, principalmente, da aplicação de uma camada de cobertura de um material mais resistente ao desgaste como o nitreto de titânio (mais utilizado) e o carbonitreto de titânio.

Tal camada possui as seguintes características:

- alta dureza, da ordem de 2300 HV;
- elevada ductilidade;
- redução sensível do aquecimento a frio (evita a formação da aresta postiça de corte);
- baixo coeficiente de atrito;
- quimicamente inerte;
- espessura de 1 a 4 μm ;
- ótima aparência.

A aplicação em escala industrial de revestimentos de nitreto de titânio (TiN) em ferramentas de usinagem começou na década de 60 quando, através do processo CVD (deposição química a vapor), começou-se a revestir ferramentas de metais duros. Tal revestimento não pôde na época ser aplicado ao aço rápido, pois este processo de revestimento é realizado em temperaturas da ordem de 1000^o C, acima da temperatura de revenimento dos aços. Por volta de 1980 foi desenvolvido o processo PVD (deposição física a vapor) que é realiza-

do em temperaturas na faixa de 450 a 500° C, temperatura esta que não prejudica o tratamento térmico já realizado nos aços rápidos. O PVD é realizado em uma câmara de alto vácuo com a presença de um gás inerte, o argônio.

A presença da camada de revestimento de TiN faz com que o corte aconteça com esforços menores, devido ao seu baixo coeficiente de atrito. Devido ao fato desta camada possuir alta dureza (tanto a frio, quanto a quente) e também ao pequeno atrito, os desgastes são menores, principalmente o desgaste na superfície de folga da ferramenta. Existe uma menor tendência à formação da aresta postiça de corte, porque, como foi visto acima, uma das características desta camada é a redução do caldeamento a frio. Nas mesmas condições de corte então, a ferramenta revestida tem uma vida bem maior que a não revestida. Além disto, mesmo depois de reafiada, a ferramenta revestida ainda é ligeiramente mais eficiente que uma não revestida, pois com a afiação, a ferramenta perde a camada de revestimento somente em sua superfície de saída (ou de folga, dependendo da afiação), mantendo a camada na outra superfície.

A figura 5.1 mostra duas curvas de profundidade total usinada durante uma vida de brocas de aço rápido versus velocidade de corte e avanço, mostrando a melhoria que o revestimento de TiN provoca no desempenho da ferramenta. A tabela 5.2 mostra que este revestimento também é eficiente quando aplicado em fresas.

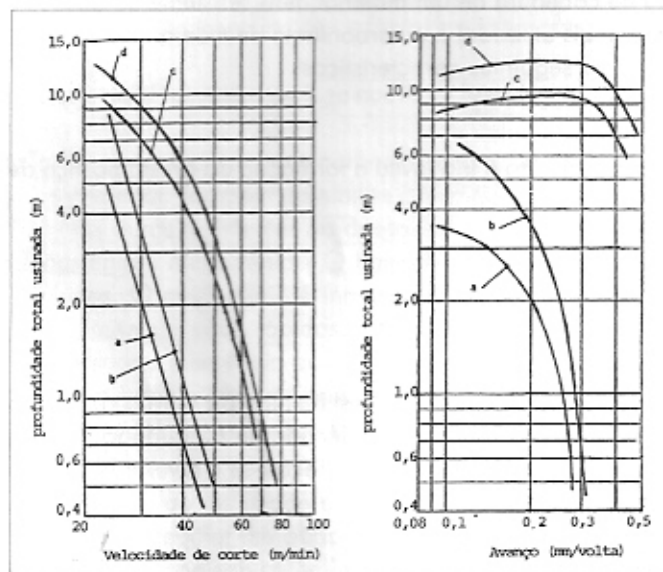


Figura 5.1 - Influência da Cobertura na Vida da Broca de Aço Rápido (Rauscher, 1990)

a - aço rápido; b- aço rápido nitretado; c - TiN reafiada; d - TiN nova

Tabela 5.2 - Comparação da vida de fresas revestidas e não revestidas (Lefebvre et al, 1990)

Critério de fim de vida da ferramenta: $V_g = 0.2 \text{ mm}$.

Material da peça: aço 30NCD8 com nível de resistência de 900 N/mm^2 .

Ferramenta	Tempo de corte (min)		Comprimento usinado (mm)		Índice de duração de vida	
	$v_c = 44$	$v_c = 57$	$v_c = 44$	$v_c = 57$	$v_c = 44$	$v_c = 57$
	m/min		m/min		m/min	
Não revestida	62	32	8680	5760	1	1
(TiN) ₁	136.5	83.5	19110	15030	2.2	2.6
Ti(C,N)	110.5	97	15470	17470	1.8	3
(TiN) ₂	120	91.5	16800	16470	1.9	2.9

É lógico que uma ferramenta revestida é bem mais cara que uma não revestida. Mas quando se leva em conta que a vida da ferramenta é maior e que o tempo de corte é menor devido às maiores velocidades de corte e avanço que ela possibilita, tem-se que o tempo para a usinagem total de uma peça pode diminuir bastante, não só pela diminuição do tempo de corte, mas também pela diminuição do número de paradas da máquina para a troca de ferramentas. Assim, muitas vezes a utilização de uma ferramenta revestida se justifica economicamente, principalmente quando as máquinas que realizam a usinagem são caras, como é o caso de centros de usinagem a controle numérico que perfazem boa parte dos processos atuais que utilizam ferramentas de Aço Rápido. Também quando a ferramenta é cara, tanto no que diz respeito à sua produção, quanto à sua afiação (como é o caso dos cortadores de dentes de engrenagens e das brochas), o custo do recobrimento com TiN, relativamente não é tão alto e, assim, a maioria destas ferramentas é utilizada com cobertura.

Um outro ponto de interesse na utilização de brocas revestidas com TiN é a qualidade obtida no furo. Em ensaios realizados por Rauscher (1990) constatou-se que após o 50º furo usinado por uma broca não revestida, a rugosidade do furo era $R_a = 27 \mu\text{m}$ e $R_z = 10 \mu\text{m}$, enquanto uma broca revestida obteve $R_a = 8 \mu\text{m}$ e $R_z = 4 \mu\text{m}$. Esta mesma broca conseguiu uma rugosidade superficial do 300º furo de $R_a = 13 \mu\text{m}$ e $R_z = 6 \mu\text{m}$.

Devido à formação diferente do cavaco e à utilização de maiores avanços e velocidades de corte, existe a necessidade de modificação da geometria da ferramenta quando o TiN é aplicado em brocas, a fim de que o maior volu-

me de cavaco formado possa ser removido sem danos para a peça ou ferramenta. Assim, novas geometrias já foram desenvolvidas que incorporam um maior ângulo de hélice (ou de saída) da broca e uma nova geometria dos canais da broca que facilitam esta remoção. Além disto, estas brocas com novas geometrias possuem aresta principal de corte convexa, ângulo de ponta de 130° (ao invés dos 118° da geometria convencional) e aresta transversal de corte afinada pela afiação em cruz. Este tipo de broca resulta em menores esforços de corte e maior vida da ferramenta.

Pode-se dizer que, atualmente, a grande maioria das ferramentas mais caras de aço rápido, como brochas e cortadores de dentes de engrenagens são recobertas com TiN e outros tipos de ferramentas, como brocas helicoidais e fresas de aço rápido também apresentam uma percentagem relevante recobertas.

b) Coronite

O Coronite é um material para ferramenta recente (desenvolvimento da Sandvik Coromant), utilizado principalmente em fresas de topo, que são ferramentas de pequeno diâmetro que, quando fabricadas de aço rápido não propiciam a eficiência que se deseja da operação e, quando fabricadas de metal duro, possuem a limitação de não poderem atingir as altas velocidades de corte requeridas pelo metal duro, devido às altas rotações necessárias.

O Coronite é composto de finas partículas de nitreto de titânio (partículas de cerca de $0.1 \mu\text{m}$ de diâmetro, muito menores que as partículas duras do metal duro, cujo tamanho varia de 1 a $10 \mu\text{m}$) dispersas numa matriz de aço temperado. As partículas de TiN são 35 a 60% do volume do material. Esta proporção de partículas duras é bem maior do que o volume de partículas duras possível de ser obtido no aço rápido (carbonetos), mas menor que o volume de partículas duras do metal duro (que será visto mais a frente).

As principais propriedades do Coronite são:

- tenacidade similar ao aço rápido (bem maior que a do metal duro);
- módulo de elasticidade (que tem a ver com a rigidez do material) menor que o do metal duro, mas maior que o do aço rápido;
- dureza a quente e resistência ao desgaste bem maior que a do aço rápido;
- baixa tendência à craterização (formação do desgaste na superfície de saída da ferramenta), devido ao fato de que o TiN é muito estável quimicamente;
- capacidade de produzir superfícies com bons acabamentos maior que a do aço rápido e do metal duro.

1 ou ferramenta.
 m maior ângulo
 is da broca que
 etrias possuem
 és dos 118° da
 iela afiação em
 a maior vida da

as ferramentas
 ntes de engre-
 as, como bro-
 uma percenta-

ssenvolvimento
 de topo, que
 das de aço rá-
 ão e, quando
 sem atingir as
 do às altas ro-

reto de titânio
 s que as partí-
 μm) dispersas
 35 a 60% do
 bem maior do
 no aço rápido
 do metal duro

l duro);
 rial) menor que

do aço rápido;
 ficie de saída da
 quimicamente;
 maior que a do

Uma das principais causas destas características do Coronite é o fato de possuir partículas duras de TiN extremamente finas. Com isto fica mais fácil conseguir aresta afiada da ferramenta e as partículas que são levadas embora da aresta durante o processo de desgaste são menores (fazendo com que, mesmo depois de um certo desgaste, a aresta ainda esteja afiada).

Na maioria das vezes, a ferramenta de Coronite não é composta totalmente deste material. Normalmente ela é composta de três partes:

1. um núcleo de aço rápido ou de aço mola, que adiciona tenacidade à ferramenta;
2. uma camada de Coronite circundando o núcleo que representa cerca de 15% do diâmetro da fresa;
3. uma camada de cobertura de TiN ou TiCN com espessura aproximada de 2 μm.

A alta afinidade físico-química das camada de TiCN ou TiN da cobertura com o Coronite criam uma forte ligação entre o substrato e a cobertura, diminuindo a possibilidade de lascamento. A camada de cobertura tem uma alta resistência ao desgaste da superfície de folga da ferramenta e o Coronite tem alta resistência ao desgaste de cratera. Assim, quando uma ferramenta deste tipo é afiada na sua superfície de saída (retirando dali toda a camada de cobertura) não precisa ser coberta de novo e, mesmo assim, mantém uma alta resistência ao desgaste.

c) Metal Duro

O metal duro é um produto da metalurgia do pó feito de partículas duras finamente divididas de carbonetos de metais refratários, sinterizados com um ou mais metais do grupo do ferro (ferro, níquel ou cobalto) formando um corpo de alta dureza e resistência à compressão. As partículas duras são carbonetos de tungstênio, usualmente em combinação com outros carbonetos, como carbonetos de titânio, tântalo e nióbio. O tamanho destas partículas varia entre 1 a 10 μm e ocupam de 60 a 95% do volume do material. O metal aglomerante é, na grande maioria das vezes, o cobalto. A utilização do metal duro é feita, na grande maioria das vezes, na forma de pastilhas soldadas ou fixadas mecanicamente (intercambiáveis) sobre um porta-ferramentas de aço.

Como já se viu no início deste capítulo, a dureza em altas temperaturas e a tenacidade (ou capacidade de resistência ao choque), são propriedades que se exigem de qualquer material utilizado em ferramentas de usinagem e que encontram um compromisso bastante bom no metal duro, isto é, pode se ter metais duros de elevada tenacidade, como também pode-se conseguir metais

duros com alta resistência ao desgaste ou dureza a quente. Outras características que são normalmente controladas, pois afetam a capacidade de corte do metal duro, são a porosidade e a microestrutura. Porém, atualmente o metal duro recoberto (que será descrito no item c2) tem ocupado grande parte da fatia de mercado do metal duro sem cobertura, o qual tem sido utilizado somente para a usinagem do alumínio e para operações especiais.

A figura 5.2 apresenta a variação da dureza em função da temperatura, mostrando duas curvas para metal duro com teores diferentes de cobalto e uma terceira relativa ao aço rápido como padrão de comparação. Vê-se que, a medida que a quantidade de cobalto diminui e, portanto, aumenta a porcentagem de carbonetos, a dureza a quente aumenta.

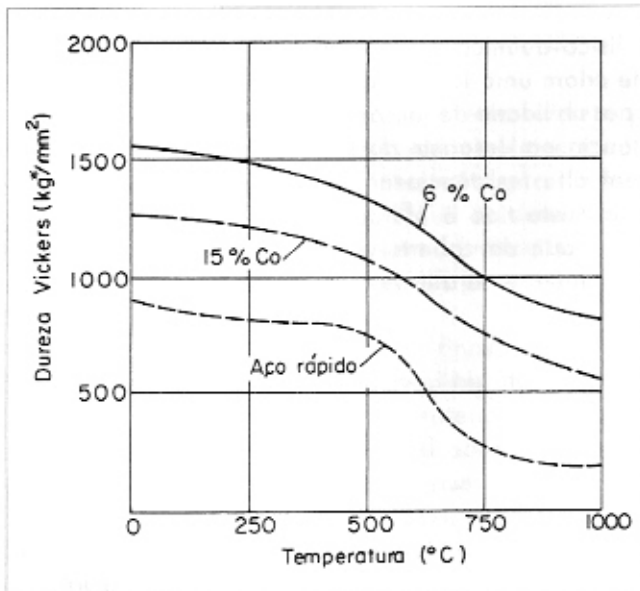


Figura 5.2 - Influência da Porcentagem de Cobalto e da Temperatura na Dureza do Metal Duro

Uma outra característica que deve ser levada em conta quando da aplicação do metal duro é o seu coeficiente de dilatação térmica. O valor deste coeficiente para o metal duro é de cerca da metade do valor do aço, em temperaturas desde a ambiente até 675^o C. A importância dessa diferença reside no fato de que a aplicação do metal duro em ferramentas de corte é feita em formas de pastilhas presas ao suporte porta-ferramenta, que é geralmente de aço, ou mecanicamente ou por solda. Se a fixação se der por intermédio de solda, ocasionam-se tensões em ambas as peças,

assim que o ferramenta e as gomas precisão para que livremente.

A tabcas corresp tabela que e a dureza c a tenacidad tuição de Ti ponto de vis aumento si usinagem, j Vê-se tamb (e, com issc resistência c

Uma nho de grão enquanto pa e resistente.

c.) Classes e

Os di grupos desiq cada um de P50, M01 a

O gr que lhes co indicado pa

e materiais grande com peratura de cratera).

Co mais do que cratera (prin reagirem cor

Tabela 5.3 - Ca

assim que o calor desenvolvido na usinagem faça com que a temperatura da ferramenta e do porta-ferramenta cresça, sendo pois necessário se tomar algumas precauções quando se realiza a solda, no sentido de possibilitar espaço para que tanto o metal duro, quanto o aço do porta-ferramenta se dilatam livremente.

A tabela 5.3 apresenta a composição química e algumas características correspondentes a diversas classes de metal duro. Pode-se ver nesta tabela que a medida que a quantidade de $TiC + TaC$ sobe, a densidade cai e a dureza aumenta. Quando se introduz TaC (com ou sem nióbio), melhora a tenacidade em relação às composições isentas deste carboneto. A substituição de TiC pelo TaC aparentemente não traz vantagens apreciáveis sob o ponto de vista de melhora da capacidade de corte. Entretanto é certo que o aumento simultâneo dos dois carbonetos produz melhores resultados na usinagem, provavelmente devido à dureza a quente dessas composições. Vê-se também nesta tabela que a medida que o volume de cobalto cresce (e, com isso, diminui o volume de carbonetos) a tenacidade (medida pela resistência à ruptura transversal) aumenta.

Uma última característica do metal duro que deve ser analisada é o tamanho de grão das partículas duras. Partículas grandes produzem maior tenacidade, enquanto partículas pequenas auxiliam na obtenção de um metal duro mais duro e resistente.

c.) Classes e Critérios de Seleção do Metal Duro

Os diversos tipos de metal duro são classificados pela norma ISO em três grupos designados pelas letras P, M e K. Existe ainda uma subdivisão dentro de cada um destes grupos usando números. Assim, existem os sub-grupos P01 a P50, M01 a M40 e K01 a K40.

O grupo P é constituído de metais duros de elevado teor de $TiC + TaC$, que lhes confere uma elevada dureza a quente e resistência ao desgaste. É indicado para a usinagem de materiais que produzem cavacos contínuos (aços e materiais dúteis em geral) que, por formarem uma área de atrito bastante grande com a superfície de saída da ferramenta, desenvolvem uma alta temperatura de corte e tendem a desgastar bastante a ferramenta (desgaste de cratera). Como será descrito no capítulo 6, o metal duro desta classe, resiste mais do que as classes K e M ao mecanismo de geração do desgaste de cratera (principalmente difusão), pois exigem temperaturas mais altas para reagirem com o ferro dos aços.

Tabela 5.3 - Composição Química e Características dos Metais Duros (Ferraresi, 1977)

Tabela 5.3 - Composição Química e Características dos Metais Duros (Ferraresi, 1977)

Designação ISO	% WC.	%TiC+ TaC	%Co	Densidade (g/cm ³)	Dureza (HV)	Resistência à Ruptura Transv. (kgf/mm ²)
P01	30	64	6	7.2	1800	75
P10	55	36	9	10.4	1600	140
P20	76	14	10	11.9	1500	150
P30	82	8	10	13.0	1450	170
P40	77	12	11	13.1	1400	180
P50	70	14	16	12.9	1300	200
M10	84	10	6	13.1	1650	140
M20	82	10	8	13.4	1550	160
M30	81	10	9	14.4	1450	180
M40	78	7	15	13.5	1300	200
K10	92	2	6	14.8	1650	150
K20	91.5	2.5	6	14.8	1550	170
K30	89	2	9	14.5	1450	190
K40	88	-	12	14.3	1300	210

O grupo K foi o primeiro tipo de metal duro a ser desenvolvido. São compostos de carbonetos de tungstênio aglomerados pelo cobalto. Este tipo de metal duro não é resistente ao mecanismo que gera o desgaste de cratera e, assim, os metais duros desta classe são indicados para a usinagem de materiais frágeis que formam cavacos curtos (ferros fundidos e latões) que não atritam muito com a superfície de saída da ferramenta, pois ao sofrerem uma pequena deformação, já se rompem e pulam fora da região de corte.

O grupo M é um grupo com propriedades intermediárias, sendo destinado a ferramentas com aplicações múltiplas.

A representação esquemática da figura 5.3 apresenta a subdivisão dos referidos grupos citada acima, mostrando a tendência de variação das características de dureza, resistência ao desgaste e tenacidade. Pode-se ver nesta figura que uma ferramenta P35 é mais tenaz que uma P10, mas menos resistente ao desgaste. Assim, a ferramenta com metal duro P35 é recomendada para desbaste de aços (operação onde se exige mais tenacidade) e a ferramenta com

me
ret
fer
me
se

su
to
al
El
de
fu
de
de
fe
gr
ni
cc
cl
m
q

pr

•

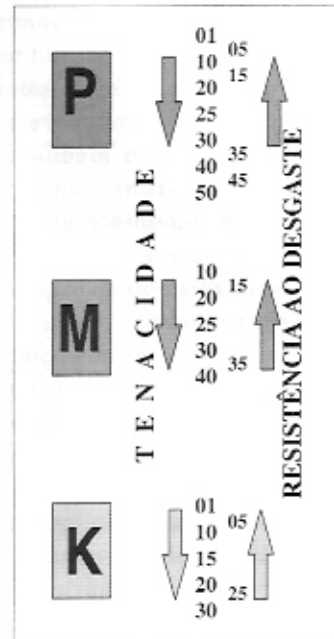
•

si, 1977)

Resistência à Ruptura Transv. (kgf/mm ²)
75
140
150
170
180
200
140
160
180
200
150
170
190
210

metal duro P10 é recomendada para acabamento de aços (onde se exige bastante resistência ao desgaste). O mesmo pode ser dito com relação à classe K. Uma ferramenta K10, por ser mais resistente ao desgaste, é recomendada para acabamento de materiais de cavacos curtos (ferro fundido) e uma ferramenta K35, por ser mais tenaz, é recomendada para desbaste destes mesmos materiais.

Figura 5.3 - Tendência de Crescimento de Características das Classes de Metal Duro



Ferramentas de metal duro são usadas com sucesso em operações de usinagem tais como torneamento, fresamento, mandrilamento e em alguns casos furação, aplainamento e serramento. Elas podem usinar qualquer tipo de material, desde que sua dureza não ultrapasse 45 HRc. Por funcionar mais eficientemente a altas velocidades de corte e por resistirem a mais altas temperaturas de corte que qualquer aço rápido, a utilização de ferramentas de metal duro exige máquinas com gama de velocidades maiores e também máquinas mais rígidas, a fim de que se evite a vibração causada no processo pelas possíveis folgas da máquina-ferramenta, que causaria choques entre ferramenta e peça, os quais poderiam quebrar a ferramenta com mais facilidade do que se esta fosse de aço rápido, já que este material é mais tenaz que o metal duro.

Outros fatores além dos já citados que influem na seleção do metal duro para uma determinada aplicação são:

- *severidade da operação de usinagem* - operações com grandes avanço e profundidade de usinagem (desbaste) ou cortes interrompidos criam tensões elevadas na ferramenta, exigindo-se o emprego de classes com maior tenacidade (maior teor de Co).
- *velocidade de corte* - a medida que a velocidade de corte cresce e a peça já sofreu uma operação anterior que retirou excentricidade, casca endure-

envolvido. São o. Este tipo de de cratera e, n de materiais e não atritam uma pequena

sendo destina-

ubdivisão dos o das caracte- a-se ver nesta nenos resisten- mendada para rramenta com

cida, etc. (operações de acabamento) aumenta a adequação da utilização de classes com maior resistência ao calor e à abrasão (menos Co e mais carbonetos).

c.) Metal Duro com Cobertura

Ultimamente vem sendo bastante utilizadas pastilhas de metal duro com cobertura de carboneto de titânio e/ou óxido de alumínio, nitreto de titânio e carbonitreto de titânio. A finalidade principal destas camadas é aumentar a resistência ao desgaste da camada superior que entra em contacto com o cavaco e com a peça, sendo que o núcleo da pastilha permanece com a tenacidade característica do metal duro mais simples (WC + Co). Assim, consegue-se, em muitos casos, aumentar bastante a vida da ferramenta e diminuir-se os esforços de corte. Com isto, consegue-se conjugar no mesmo material, características que eram até então inconciliáveis, quais sejam, tenacidade com resistência ao desgaste e dureza a quente.

Existem pastilhas com uma duas e até três camadas de cobertura. Embora outros materiais possam também ser usados para este fim (carboneto e nitreto de háfnio, carbonitreto de titânio, etc..) os materiais mais usados são o carboneto de titânio, óxido de alumínio e nitreto de titânio. Geralmente a primeira camada, logo acima do núcleo é o carboneto de titânio ou o carbonitreto de titânio, que algumas vezes é a única camada de cobertura. As pastilhas com duas camadas de cobertura tem, em geral, uma camada de óxido de alumínio ou de nitreto de titânio por cima da camada de TiC. As pastilhas com três camadas tem, em geral, uma camada de TiN recobrendo uma camada intermediária de Al_2O_3 que, por sua vez, recobre uma camada de TiC que está por cima do núcleo de metal duro.

Estas camadas são, em geral, aplicadas utilizando-se o processo CVD (deposição química a vapor). Por exemplo, para a deposição de uma camada de TiC, vaporiza-se uma mistura de tetracloreto de titânio ($TiCl_4$) e metano (CH_4). Esta mistura é colocada em um forno com atmosfera protetora de hidrogênio, temperatura da ordem de $1000^\circ C$ e pressão levemente negativa, onde se encontram as pastilhas de metal duro que receberão o recobrimento. Neste ambiente, acontece uma reação química cujo resultado é o vapor de TiC que condensa sobre o metal duro formando a camada de revestimento. As outras camadas também são produzidas e depositadas em processo semelhante.

As principais características de cada uma destas camadas são:

- carboneto de titânio (TiC) - possui excelente resistência ao desgaste por abrasão, além de funcionar como elemento que promove a adesão

das
óxic
não
con
únic
out
tod
Out
solc
são
dile
carl
dur
de .

- óxido de ras
tarr
resi
pel
tas
cia
- nitreto d
qui
dif

A e
a 12 μm .
gaste aun
ao lascan

- d) Materic
O i
desde a d
só passar
cado de t
consequic
O
ressantes
frio, resis

da utilização
os Co e mais

o metal duro
o, nitreto de
camadas é
entra em
da pastilha
mais simples
r bastante a
isto, conse-
m até então
desgaste e

bertura. Em-
(carboneto e
isados são o
eralmente a
itânio ou o
obertura. As
camada de
de TiC. As
l recobrando
ma camada

ocesso CVD
ma camada
etano (CH_4).
hidrogênio,
onde se en-
. Neste am-
de TiC que
o. As outras
ante.

ção:
desgaste por
e a adesão

das camadas de cobertura com o metal duro do núcleo, já que o óxido de alumínio (camada que normalmente está por cima do TiC) não possui alta afinidade físico-química com o metal duro a fim de conseguir uma forte adesão com o núcleo. Por isso, em geral, ou é a única camada de cobertura, ou é a camada que está por debaixo das outras camadas. Sua dureza é de 3000 HV, maior que a dureza de todos os outros materiais utilizados como cobertura do metal duro. Outras características importantes deste material: baixa tendência de soldagem com o material da peça, dificultando o desgaste por adesão e a formação de aresta postiça de corte e baixo coeficiente de dilatação térmica. A espessura da camada é de 4 a 8 μm . O carbonitreto de titânio (TiCN), também usado como cobertura do metal duro, tem propriedades similares ao TiC, a menos de seu coeficiente de atrito, que é mais baixo que o do TiC.

- óxido de alumínio - garante a estabilidade térmica necessária em temperaturas elevadas devido ao fato de ser um material cerâmico refratário e também possui alta resistência ao desgaste por abrasão, além de alta resistência a ataques químicos e à oxidação. É a principal responsável pela baixa tendência de formação de desgaste de cratera das ferramentas de metal duro recoberto. Por outro lado apresenta pequena resistência a choques térmicos e mecânicos.
- nitreto de titânio - reduz o coeficiente de atrito entre a pastilha e o cavaco. É quimicamente mais estável que o TiC, ou seja, tem menor tendência à difusão com aços. A espessura de camada é entre 5 a 7 μm .

A espessura total das camadas que recobrem o metal duro varia entre 2 a 12 μm . Quando se aumenta a espessura da cobertura, a resistência ao desgaste aumenta, porém a tenacidade diminui e começa a aumentar a tendência ao lascamento das arestas.

d) Material Cerâmico

O material cerâmico é citado na literatura como ferramenta de usinagem desde a década de 50, quando as primeiras ferramentas foram utilizadas, mas só passaram a ser um material com uma porcentagem não desprezível do mercado de ferramentas de corte na década de 80, depois dos desenvolvimentos conseguidos no campo das propriedades da cerâmica.

O material cerâmico possui algumas propriedades que são muito interessantes para uma ferramenta de usinagem, tais como: dureza à quente e à frio, resistência ao desgaste e excelente estabilidade química (o que evita a

difusão, o que é muito importante quando se usina em altas velocidades e temperaturas). Algumas propriedades destes materiais, porém, fazem com que sua utilização na usinagem não seja tão fácil, que são: baixa condutividade térmica, o que, logicamente, dificulta a transferência de calor e faz com que a região próxima do contacto cavaco-ferramenta e peça-ferramenta atinja temperaturas muito altas e, principalmente, baixa tenacidade, o que facilita o trincamento e a quebra da ferramenta. Esta baixa tenacidade foi a principal razão que fez com que o material cerâmico não fizesse parte do mercado de ferramentas de corte há mais tempo. Nos últimos anos, grande esforço tem sido feito no sentido de aumentar a tenacidade deste material e bons resultados têm sido obtidos.

Pode-se classificar as ferramentas cerâmicas como segue:

- 1) à base de óxido de alumínio (Al_2O_3 - alumina) - dividem-se em cerâmicas puras (muitas vezes chamadas de brancas, pois quando prensadas a frio apresentam esta cor. Porém, quando prensadas a quente estas cerâmicas são de cor cinza), cerâmicas mistas e alumina reforçada com "whiskers". As cerâmicas puras são aquelas constituídas somente de óxidos. Podem ser a alumina pura, constituída basicamente de finos grãos de Al_2O_3 sinterizados, podendo ter também algum teor de MgO para inibir o crescimento de grão e óxido de cromo, titânio e níquel para aumentar a resistência mecânica, ou alumina com baixos percentuais de óxido de zircônio (ZrO_2), que aumenta a tenacidade do material. As cerâmicas mistas contém além da alumina, ou o carboneto de titânio (TiC) ou o nitreto de titânio (TiN). A alumina reforçada com "whiskers" é constituída por inclusões de monocristais de SiC chamadas "whiskers" em uma matriz cerâmica (Al_2O_3).
- 2) à base de nitreto de silício (Si_3N_4) - são cristais de Si_3N_4 com uma fase intergranular de SiO_2 que são sinterizados na presença da alumina (sialon) e/ou óxido de ítrio (Y_2O_3) e manganês (MgO).
- 3) CERMETS - recebem este nome pois contém uma fase cerâmica e uma fase metálica. É composto de partículas duras de TiC, TiN e/ou TiCN e geralmente o Ni como elemento de ligação.

A tabela 5.4 mostra algumas propriedades relativas dos diversos tipos de materiais cerâmicos comparados com o metal duro. Pode-se notar nesta tabela que:

- a cerâmica pura é ótima com relação à estabilidade química, mas é sofrível com relação à tenacidade e dureza a quente e péssima com relação à resistência ao

choc
(ond
do, c
gast
• a cerâmi
quer
pou
Assi
tom
dure
é ge
• os Sialon
co €
estc
do f
sup
estc
resi:
(on:
• os cerme
mo
cer
que
velc
cidi
• as cerân
inte
me

Tabela 5.4 - I

Cerâmica Pur
Cerâmica Mis
Cerâmica c/V
Sialon
Metal Duro

velocidades e fazem com que a condutividade térmica seja alta, o que facilita o resfriamento. A principal vantagem do mercado de ferramentas de corte tem sido os resultados têm

em cerâmicas prensadas a quente estas reforçada com SiC e somente de SiC e de finos teor de MgO e níquel com baixos tenacidade do u o carboneto reforçada com SiC chama-

com uma fase alumina (sialon)

ca e uma fase TiCN e geral-

versos tipos de esta tabela que: é sofrível com à resistência ao

- choque térmico. Por isso, ela é utilizada somente em operações de acabamento (onde não se precisa de muita tenacidade) de peças endurecidas e/ou ferro fundido, onde as temperaturas atingidas são altas e também onde a tendência ao desgaste por difusão é grande (necessita-se de estabilidade química);
- a cerâmica mista apresenta um compromisso um pouco melhor entre dureza a quente e estabilidade química que a cerâmica pura (estabilidade química um pouco pior e dureza a quente pouco melhor). Porém a tenacidade é péssima. Assim, ferramentas com este material são a primeira recomendação para o torneamento em acabamento de aços endurecidos, onde se necessita tanto dureza a quente, quanto estabilidade química e, como este tipo de operação é geralmente um acabamento fino, a tenacidade não é tão importante.
- os Sialons são ótimos em termos de dureza a quente e resistência ao choque térmico e são bons com relação à tenacidade, porém são péssimos com relação à estabilidade química. Devido a isto, são principalmente utilizados na usinagem do ferro fundido (onde o cavaco curto formado não tende a causar difusão na superfície de saída da ferramenta - não é necessário que a ferramenta tenha estabilidade química), principalmente em desbaste, onde dureza a quente, resistência ao choque térmico e tenacidade são fundamentais ou em fresamento (onde se deseja resistência ao choque térmico e tenacidade).
- os cermets são utilizados principalmente na usinagem em acabamento fino de aços moles, devido ao fato de possuírem propriedades intermediárias entre os cerâmicos e os metais duros. Assim, por serem mais resistentes ao desgaste que os metais duros, são bons para acabamento de aços moles, onde as velocidades de corte são bem altas. Porém, para a usinagem de aço endurecidos, sua dureza a quente não é suficiente.
- as cerâmicas reforçadas com whiskers tem todas as suas propriedades em um nível intermediário. Provavelmente devido a isto, é o tipo de ferramenta cerâmica menos utilizada.

Tabela 5.4 - Propriedades Relativas dos Materiais Cerâmicos comparados com o Metal Duro (Sandvik, 1990)

	Tenacidade	Dureza a quente	Resistência ao choque térmico	Estabilidade química (Fe)	Estabilidade química (Ni)
Cerâmica Pura	2	2	1	5	5
Cerâmica Mista	1	3	2	4	4
Cerâmica c/ Whiskers	4	3	3	2	3
Sialon	3	5	4	1	2
Metal Duro	5	1	5	3	1

Devido à sua fragilidade, a utilização do material cerâmico no processo de usinagem deve vir acompanhada de alguns cuidados para evitar quebra ou lascamento da aresta de corte. Assim, em geral, as pastilhas cerâmicas possuem um chanfro na região da aresta de corte cuja dimensão varia de 0.05 a 0.3 mm, com ângulos entre 20 e 30°. É importante que o ângulo do chanfro não seja muito grande pois ele tende a aumentar os esforços de corte.

Outro cuidado a ser tomado é a usinagem de um chanfro na peça antes da operação com a ferramenta cerâmica, a fim de que o primeiro contacto ferramenta-peça se dê em condições mais suaves. Além disso, em operações de desbaste as pastilhas cerâmicas costumam ser mais espessas que as pastilhas de metal duro, exceto as de Si_3N_4 que, por serem mais dúteis, não necessitam de uma maior área para resistir aos esforços de corte e aos choques.

d1) Aplicações da Cerâmica como Material de Ferramenta

d1.1) Usinagem do ferro fundido

A usinagem de ferro fundido em peças da indústria automobilística ainda é a área de maior aplicação dos cerâmicos e todas as três categorias de cerâmicos podem ser usadas, dependendo da aplicação. Quando os fundidos são de boa qualidade (sem impurezas ou poros) e pré-usinados (sem casca de fundição e sem excentricidade) os cerâmicos puros são recomendados, pois nestes casos a possibilidade de choques (causados pelas impurezas ou pelos poros) ou variação térmica (causada pela variação da profundidade de usinagem de peças excêntricas) é menor e portanto não se exige grande tenacidade e resistência ao choque térmico. Quando a variação térmica está presente exige-se material que resiste mais à trinca térmica e assim os cerâmicos mistos (principalmente os com TiN) e os a base de Si_3N_4 funcionam melhor que os cerâmicos brancos (os nitretos de silício são primeira escolha neste caso).

Portanto, os cerâmicos a base de nitreto são mais adequados para torneamento em desbaste e operações com corte interrompido ou variação térmica (fresamento, por exemplo), enquanto os cerâmicos a base de óxidos são mais adequados para a usinagem em acabamento e semi-acabamento de fundidos de boa qualidade sob condições de usinagem estáveis.

d1.2) Usinagem de Aços

Na usinagem de aços endurecidos (em substituição à retificação) as cerâmicas puras, as mistas e as reforçadas com whiskers podem ser utilizadas. Em geral, a medida que a dureza da peça ou a velocidade de corte crescem, mais adequada é a utilização das cerâmicas mistas, que resistem melhor a tensões

térmica
desgast
cermets
usinage
em ope
mais gr
tura ain

d1.3) U
A
co (des
co com
enfrent
microte
não é p
cratera
são os
cerâmico
 Al_2O_3 r

e) Diam
C
trados r
tas de u
mente i
como n

A
ta de c
apreser
te sintét
te mate
e densi
de dian
temper
essessu
então é
metal c
mada c
de usin

térmicas e ao efeito combinado de alta temperatura e esforços de corte (que desgastam a ferramenta por abrasão ou difusão) que as cerâmicas puras. Os cermets também são utilizados na usinagem de aços, mas principalmente na usinagem de aços não endurecidos (antes do tratamento térmico de têmpera) em operações de acabamento fino. Em operações de acabamento um pouco mais grosseiro ou em operações de desbaste de aço, o metal duro com cobertura ainda é a melhor solução, devido à fragilidade dos cerâmicos.

d) Usinagem de Ligas de titânio e níquel resistentes ao calor

A usinagem destas ligas é crítica devido ao elevado desgaste em sulco (desgaste causado nos dois pontos de começo e fim do contacto do cavaco com a aresta de corte) que elas geram. Este tipo de desgaste é melhor enfrentado por um material que possua fraca adesão com o cavaco e boa microtenacidade, já que o mecanismo de geração deste tipo de desgaste não é principalmente a abrasão, como no caso dos desgastes de flanco e de cratera. Os cerâmicos a base de nitreto de silício (principalmente o sialon) são os que tem tido maior sucesso na usinagem destes materiais. Outro cerâmico que também é usado com sucesso na usinagem destas ligas é o Al_2O_3 reforçado com "whiskers".

e) Diamante

Os diamantes naturais (monocristalinos) são, dentre os materiais encontrados na natureza, os de maior dureza. Seriam ótimos materiais para ferramentas de usinagem não fosse o seu elevado preço. Devido a isto são usados somente quando se deseja alta precisão de medidas e acabamento brilhante, como no caso de usinagem de espelhos e lentes.

A partir da dificuldade de se utilizar o diamante natural como ferramenta de corte, partiu-se para a obtenção artificial do diamante. Em 1973 foi apresentada pela primeira vez uma ferramenta com uma camada de diamante sintético policristalino (sigla PCD), constituído de partículas muito finas deste material, de granulação definida para se obter o máximo de homogeneidade e densidade. A camada de PCD é produzida pela sinterização das partículas de diamante com cobalto num processo de alta pressão (6000 a 7000 MPa) e temperatura (1400^o a 2000^o C). A camada de aproximadamente 0.5 mm de espessura ou é aplicada diretamente sobre uma pastilha de metal duro ou então é ligada ao metal duro através de brasagem. A este conjunto de PCD e metal duro dá-se o nome de plaqueta. Normalmente o comprimento da camada de diamante é de alguns milímetros, pouco maior que a profundidade de usinagem que será utilizada, a fim de se economizar material. Por causa

da distribuição irregular dos grãos de diamante, a camada de PCD é anisotrópica, isto é, possui maior resistência em uma determinada direção. Sua dureza é sempre menor que a do diamante natural, mesmo se a direção de máxima dureza for considerada. As plaquetas de PCD são brasadas em um inserto comum de metal duro, o qual pode ser soldado ou preso mecanicamente em porta-ferramentas padronizados.

Dentre as propriedades do PCD, algumas são muito vantajosas no que diz respeito à sua utilização em ferramentas de usinagem e outras limitam esta utilização. Dentre as propriedades positivas, tem-se: alto valor de condutividade térmica (de 1 a 5 vezes o valor do metal duro classe K) o que dificulta a formação de pontos quentes na ferramenta, altíssima dureza (cerca de 4 vezes a do metal duro classe K e 3 vezes a da alumina) e altíssima resistência ao desgaste por abrasão. Sua tenacidade pode ser considerada alta se considerar-se sua alta dureza (maior que a dos cerâmicos baseados em nitretos e menor que a do metal duro). Algumas características, porém, limitam sua utilização na usinagem. Dentre elas estão a anisotropia, que faz com que haja a necessidade de uma cuidadosa lapidação do PCD para que a direção mais resistente coincida com aquela que está resistindo aos esforços de corte e, principalmente, o fato do diamante reagir com o ferro em temperaturas moderadas, fazendo com que ocorra um elevado desgaste da ferramenta por difusão.

A composição química dos diversos PCDs encontrados no mercado praticamente não varia, mas suas propriedades variam com o tamanho das partículas de diamante do material, que variam de 2 a 25 μm de diâmetro. A medida que o tamanho do grão cresce a resistência ao desgaste aumenta, com conseqüente queda da tenacidade.

Devido a estas propriedades o diamante não pode ser usado na usinagem de metais ferrosos como o aço ou o ferro fundido, sendo utilizado na usinagem de metais não ferrosos e materiais não metálicos, como ligas de alumínio e de cobre, plásticos abrasivos, resinas reforçadas com fibras de carbono e de vidro, cerâmicos, metais duros, madeira abrasiva, pedras naturais e concreto.

Sua mais larga utilização na indústria manufatureira é na usinagem de ligas de alumínio-silício, quando se deseja tolerâncias apertadas e ótimo acabamento superficial da peça. Este tipo de liga tem substituído outros materiais (em especial o ferro fundido) em muitas aplicações da indústria automobilística, com o fim de redução de peso do veículo. O alumínio puro é um material de fácil usinagem, quando se pensa em termos de desgaste da ferramenta e esforços de corte e seu corte tem sido realizado de maneira satisfatória pelo aço

rá
de
lig
a
mi
ca
nã
dil
ar
o
us
fer
ob
ne
•
•
•
•
•
•
da
e
inc
20
for
eq
qu
lot
mu
ge
a v
mé
do
se

rápido e pelo metal duro. Quando se pensa em termos de ligas alumínio silício, deve-se notar que o silício, que se encontra dissolvido na matriz de alumínio da liga e também disperso no material formando pontos de silício puro, é cerca de 6 a 7 vezes mais duro que o alumínio. Assim, devido a estes pontos duros do material, sua usinagem se torna difícil com as ferramentas tradicionais, fazendo com que a velocidade de corte tenha que cair bastante. Pontos duros na peça não são problemas para o diamante dada a sua alta dureza. Outro fator que dificulta a usinagem de qualquer liga de alumínio é sua tendência à geração da aresta postiça de corte. Isto não acontece com o diamante, dado ao fato de que o alumínio não se solda facilmente no PCD. A vida da ferramenta de PCD na usinagem das ligas Al-Si é mais do que cem vezes maior do que a vida da ferramenta de metal duro. Para que estes resultados sejam possíveis e ainda se obtendo os acabamentos e tolerâncias da peça desejados, alguns cuidados são necessários, quais sejam:

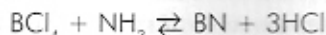
- a ferramenta deve possuir arestas afiadas e ângulos positivos
- devido à sua relativa fragilidade, as condições de usinagem deve ser estáveis, máquinas, ferramentas e dispositivos de fixação devem ser rígidos
- Fluido de corte pode ser usado, normalmente para refrigeração (não para lubrificação)
- Baixos avanços e profundidades de usinagem com alta velocidade de corte devem ser utilizados (condições de acabamento)
- Corte interrompido e choques devem ser evitados

O PCD tem sido usado principalmente no torneamento e fresamento das ligas citadas acima, mas também é utilizado na furação, mandrilamento e alargamento.

Um grande problema para uma mais larga utilização do PCD na indústria é o seu custo. Uma ferramenta de PCD simples custa cerca de 20 a 30 vezes mais que o metal duro, enquanto que uma ferramenta de forma mais complexa custa de 50 a 150 vezes mais que uma ferramenta equivalente de metal duro. Porém, deve-se levar em conta outros fatores quando se pensa em custos, principalmente se tem-se uma produção com lotes grandes. O primeiro fator é a qualidade da peça usinada que é muito boa, devido ao fato do pequeno desgaste da ferramenta, o que gera boas tolerâncias e baixa rugosidade superficial. Além disto, porque a vida da ferramenta é muito maior, economiza-se o tempo de parada da máquina para retirada da ferramenta gasta e ajustagem da nova, fazendo com que, muitas vezes, o custo por peça usinada seja menor quando se utiliza o PCD como ferramenta.

g) Nitreto Cúbico de Boro (Borazon, CBN ou PCB)

O nitreto cúbico de boro é um material sintético obtido pela reação química:



onde o composto BN tem uma estrutura de grafite hexagonal com aproximadamente um número igual de átomos de boro e nitrogênio arranjados alternadamente. Este composto tem estrutura cúbica hexagonal e, como o carbono que pode ser transformado de uma estrutura hexagonal (grafite) para uma estrutura cúbica (diamante), também o boro pode passar por transformação similar, através de um processo com pressões de 5000 a 9000 MPa e temperaturas de 1500° a 1900° C, na presença de um catalizador (geralmente o lítio). Plaquetas (blanks) de CBN são produzidas de forma análoga às de PCD. Uma camada de 0.5 mm de espessura de partículas de nitreto de boro cúbico é sinterizada com a presença de uma fase ligante, efetivando-se simultaneamente a fixação sobre uma base de metal duro. Estas plaquetas, como no caso do PCD, são posteriormente soldadas a um inserto intercambiável de metal duro ou soldadas diretamente a um porta-ferramenta de aço.

O CBN é quimicamente mais estável que o diamante, podendo, portanto, usar ligas ferrosas sem o problema de grande desgaste por difusão. Sua tenacidade é similar ao material cerâmico baseado em nitretos e cerca de duas vezes a da alumina. Sua dureza só é superada pelo diamante, sendo quase duas vezes a dureza da alumina.

Existem diversos tipos de CBN no mercado. Cada fabricante usa diferentes materiais e quantidades de aglomerantes (material de segunda fase) e diferentes tamanhos e distribuição de partículas. Mas, de uma maneira geral, pode-se dividir os CBNs em duas categorias, segundo suas aplicações:

- CBNs para usinagem em desbaste (a_p entre 0.5 e 8 mm)
- CBN para usinagem em acabamento (a_p menor que 0.5 mm)

Os CBNs para desbaste possuem maior concentração de nitreto de boro cúbico (90% em volume) o que aumenta a ligação cristal com cristal e faz sua tenacidade aumentar. Além disto, devido ao alto teor de CBN, estes materiais são os que apresentam maior dureza dentre os CBN. Dada estas propriedades, estes CBNs são muito eficientes quando o mecanismo predominante de desgaste é a abrasão e/ou onde estão presentes forças de corte muito altas ou corte interrompido, como torneamento e fresamento em desbaste de aços endurecidos e ferro fundido cinzento (dureza entre 45 e 65 HRC).

química:

aproximados como o grafite) usar por 3000 a n cata- idas de de par- na fase de me- nte sol- amente

portan- ão. Sua de duas o quase

diferen-) e dife- l, pode-

de boro- s faz sua materiais iedades, de des- altas ou os endu-

Estes tipos de CBNs não se comportam tão bem quando se necessita de algumas características químicas e térmicas. Por outro lado, ferramentas cerâmicas não possuem tamanha tenacidade e dureza, mas tem resistências química e térmica excelentes. Os CBNs próprios para acabamento são aqueles onde uma fase cerâmica é adicionada, de tal maneira que as ferramentas resultantes possuem menor tenacidade e dureza, mas melhor estabilidade química e térmica que os CBNs para desbaste, combinando as propriedades das duas fases presentes (CBN e cerâmica). Em operações de acabamento os cavacos produzidos são pequenos, devido aos pequenos avanços e profundidades de usinagem. A pequena massa de cavaco gerada não é suficiente para levar embora todo o calor gerado pelo corte e, por isso, a ferramenta atinge altas temperaturas, o que faz com que propriedades como estabilidade térmica e química (para impedir a difusão que é incentivada pela alta temperatura) sejam imprescindíveis. Embora menores, a tenacidade e dureza ainda são suficientes para manter a integridade da aresta de corte, tornando possível a obtenção de tolerâncias apertadas e bom acabamento superficial ao longo da vida da ferramenta.

As ferramentas de CBN são empregadas na usinagem de aços duros (de 45 a 65 HRC - em aços moles, que formam cavacos longos, o CBN não se comporta bem devido à excessiva craterização), mesmo em condições difíceis (corte interrompido, por exemplo), aços-ferramenta, aços rápidos, ligas ferrosas resistentes a altas temperaturas a base de níquel e cobalto, metais duros e revestimentos duros com altas porcentagens de carboneto de tungstênio ou Cr-Ni, aplicadas por soldagem de deposição ou jato de material liquefeito por chama. Em geral, as aplicações onde o CBN é utilizado são aquelas onde o diamante policristalino não pode ser usado e o metal duro não possui dureza suficiente para poder realizar a tarefa, ou quando possui, a velocidade de corte que deve ser usada é muito menor que a que pode ser usada com CBN. O CBN compete então com o processo de retificação (substituição da retificação por torneamento, por exemplo) e, nos processos de fresamento, torneamento e mandrilamento, com as ferramentas de material cerâmico. O custo do inserto de CBN é mais alto que o de material cerâmico, mas devido à maior vida da ferramenta de CBN, o custo do ferramental muitas vezes é compensado não somente pelo maior número de peças usinadas por aresta de corte, como também pela consequente diminuição do tempo em que a máquina permanece parada para retirada da ferramenta gasta e ajustagem da nova.

Seguem algumas aplicações do CBN na indústria, comparando-o com o material cerâmico ou com o processo de retificação:

1) *Torneamento de disco de freio*

Material: Ferro Fundido Cinzento (200 HB)

$v_c = 300-480$ m/min; $f = 1.27$ mm/volta; $a_p = 1.4$ mm (condições típicas de desbaste)

Refrigerante: a seco

Resultados: CBN - 3000 peças por aresta; Si_3N_4 - 100 a 200 peças por aresta de corte

2) *Mandrilamento de Bloco de Motor Diesel*

Material - Ferro Fundido Cinzento

$v_c = 730$ m/min; $f = 0.2$ mm/volta; $a_p = 0.25$ mm (condições típicas de acabamento)

Resultados: CBN - 1475 peças por aresta; Cerâmico - 25 peças por aresta.

3) *Mandrilamento em Acabamento de Pinhão tratado termicamente*

Material: aço 5120 temperado e cementado (dureza maior que 60 HRC)

$v_c = 110-150$ m/min; $f = 0.07-0.1$ mm/volta;

Inserto redondo de 6mm com 6 graus negativos de ângulo de saída

Tolerâncias requeridas: $R_o = 0.63$ mm; $\phi_{\text{int}} = +0.01$ mm; paralelismo: 0.006 mm

Resultados: cinco tornos foram suficientes para substituir a produção de dez retificadoras.

Alguns cuidados devem ser tomados quando se utiliza ferramentas de CBN, dentre eles:

- Materiais fáceis de serem cortados por outros materiais de ferramenta como aços não endurecidos, não devem ser usinados com CBN;
- O sistema máquina-ferramenta-dispositivo de fixação-peça deve ser o mais rígido possível;
- A geometria da ferramenta deve ser negativa (normalmente $\gamma = -5^\circ$) para garantir a resistência aos choques, com ângulo de folga $\alpha = 5-9^\circ$ e o maior possível ângulo lateral de posição (no mínimo 15°) para minimizar trincas na aresta;
- A aresta de corte deve ser chanfrada (chanfro de 0.1 mm x 20 a 45°) o que direciona os esforços de corte para o centro da ferramenta e, assim, diminui a possibilidade de quebra da aresta;
- Sempre que possível fluido de corte deve ser utilizado. Na usinagem do ferro fundido cinzento, onde a utilização de óleo de corte não é recomendada, pode-se tentar a utilização de ar comprimido.

Bibliografia

icas de

r aresta

acaba-

esta.

c)

006 mm
de dez

ntas de

a como

o mais

5^o) para
5-9^o e o
inimizar

o) o que
, assim,

do ferro
endoda,

- Abrão, A. M. & Aspinwall, D. K., "A Utilização de Ferramentas Cerâmicas na Usinagem de Metais", *Anais do IV Congresso de Engenharia Mecânica do Norte-Nordeste*, Vol. 1, pp. 243-248, 1996.
- Aspinwall, D. K. & Myott, G., "The Machining of Cast Aluminium Alloys", *Aluminium Industry*, Vol. 4(3), pp. 13-19, May 1985.
- Aspinwall, D. K., "Recent Developments in the Application of Polycrystalline Diamond Tooling", *Proceedings of the 1st International Material Removal Conference*, pp. 1-9, 1983 (paper MR83-201)
- Aspinwall, D.K., Radford, M. & Wise, M. L. H., "Machining of Hardened AISI H13 Hot Work Die Steel Using Advanced Tool Materials", *IMechE*, pp. 221-225, 1991
- Buschmohle, N., "Hard Turning with Ceramics", *Proceedings of the 1st International Machining and Grinding Conference*, pp. 981-987, 1995, (paper MR95-216)
- Chiaverini, V., "Aços e Ferros Fundidos", Associação Brasileira de Metais, São Paulo, 1981.
- Chou, Y. S. & Barash, M. M., "Review on Hard Turning and CBN Cutting Tools", *Proceedings of the 1st International Machining and Grinding Conference*, pp. 951-962, 1995 (paper MR95-214)
- Ferraresi, D., "Fundamentos da Usinagem dos Metais" - Editora Edgard Blucher - São Paulo, 1977
- Gabor, H., "Ferramentas para Máquinas de Controle Numérico CNC de HSS-E, ADX e TiN", Seminário apresentado no Grupo de Tecnologia de Usinagem da SOBRACON, 1990
- Lefebvre, M., Crapart, J. C., Peyre, P., Cherry, P. & Tournier, C., "Fresas Revestidas por PVD são Duas Vezes mais Duráveis", *Revista Máquinas e Metais*, pp. 34-36, Maio 1990.
- Rauscher, A., "Ferramentas de Usinagem Revestidas com Nitreto de Titânio depositado pelo Processo PVD", *Anais do 1o. Simpósio Brasileiro de Tecnologia de Usinagem - SOBRACON*, 1990
- Sandvik Coromant, "Herramientas de Tornear", AB Sandvik Coromant, Sandviken, Sweden, Catálogo C-1000:-SPA, 1993/94
- Sandvik Coromant, "Properties, Manufacture and Utilization of Ceramics", *Publicação Interna*, 1990
- Tonshoff, H. K., Brandt, D. & Wobker, H. G., "Potential and Limitation of Hard Turning", *Proceedings of the 1st International Machining and Grinding Conference*, pp. 965-978 (paper MR95-215)

CAPÍTULO 6

AVARIAS E DESGASTES DA FERRAMENTA

Diversos são os tipos de desgastes e avárias que acontecem em uma ferramenta de usinagem. Dentre eles os principais são:

- a) *Desgaste Frontal (ou de flanco)* - ocorre na superfície de folga da ferramenta, causado pelo contato entre ferramenta e peça. É o tipo de desgaste mais comum. Todo processo de usinagem causa desgaste frontal (figura 6.1). Sempre existe a formação do desgaste indicado pela letra **a** na figura 6.1. Em algumas ocasiões também ocorre a formação dos desgastes indicados como **b** e **c** na figura, sempre nos dois extremos de contato entre a superfície de folga da ferramenta e a peça, que são também chamados de desgaste de entalhe. Este tipo de desgaste ocasiona deterioração do acabamento superficial da peça e, porque modifica totalmente a forma da aresta de corte original, faz com que a peça mude de dimensão, podendo sair de sua faixa de tolerância. É incentivado pelo aumento da velocidade de corte.

- b) *Desgaste de Cratera* - é o tipo de desgaste que ocorre na superfície de saída da ferramenta, causado pelo atrito entre ferramenta e cavaco (figura 6.2). Pode não ocorrer em alguns processos de usinagem, principalmente quando se utiliza ferramentas de metal duro recobertas (a cobertura de Al_2O_3 é a mais eficiente contra a craterização), ferramentas cerâmicas e quando o material da peça é frágil (gera cavacos curtos). O crescimento do desgaste de cratera gera a quebra da ferramenta, quando tal desgaste se encontra com o desgaste frontal.

- c) *Deformação Plástica da Aresta de Corte* - é um tipo de avaria da ferramenta. Muitas vezes, a pressão aplicada à ponta da ferramenta somada à alta temperatura gera deformação plástica da aresta de corte, que toma uma forma bem típica, conforme mostrada na figura 6.3. Tais deformações provocam deficiências do controle de cavacos e deterioração do acabamento superficial da peça. O crescimento desta deformação pode gerar

maior
com
maior
com

o dano da aresta de corte. É evitada pelo emprego de uma ferramenta com maior dureza e maior resistência à deformação plástica, ou pela mudança das condições de usinagem e/ou geometria da ferramenta, visando a diminuição dos esforços e da temperatura de corte.

e) Tr

b) Lascamento - é um tipo de avaria da ferramenta, pois ao contrário dos desgastes frontal e de cratera que retiram continuamente partículas muito pequenas da ferramenta, no lascamento (figura 6.4), partículas



Figura 6.1 - Desgaste frontal

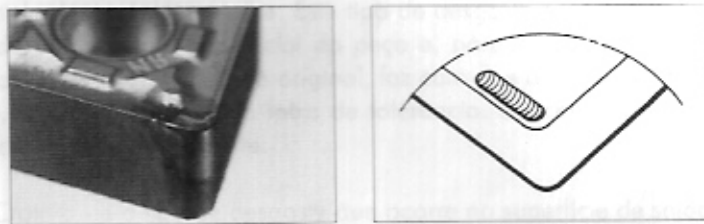


Figura 6.2 - Desgaste de Cratera

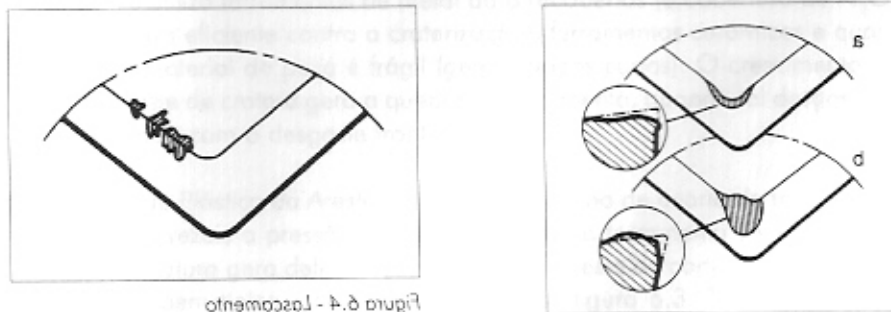


Figura 6.3 - Deformação Plástica da Aresta de Corte

Figura 6.4 - Lascamento

a) C

rramenta
plástica,
da ferra-
corte.

ário dos
articulas
articulas



maiores são retiradas de uma só vez. Ocorrem principalmente em ferramentas com material frágil e/ou quando a aresta de corte é pouco reforçada. Prejudicam o acabamento superficial da peça e, se continuam crescendo, provocam a quebra da ferramenta.

e) *Trincas* - outro tipo de avaria da ferramenta. São causadas pela variação da temperatura e/ou pela variação dos esforços mecânicos. Quando as trincas tem origem térmica (variação da temperatura), elas ocorrem perpendicularmente à aresta de corte (figura 6.5) e quando tem origem mecânica são paralelas à aresta (figura 6.6). Alguns fatores que geram variação de temperatura ou de esforços mecânicos na usinagem são: corte interrompido, acesso irregular do fluido de corte, variação da espessura de corte (típica do fresamento) e solda da pastilha no porta-ferramenta. Este último ocorre pois o coeficiente de dilatação térmica do metal duro é aproximadamente a metade do coeficiente do aço, que é o material do porta-ferramenta. Assim, quando a interface pastilha-porta-ferramenta atinge temperatura alta que tenta dilatar os dois corpos, o aço se dilata mais que o metal duro, gerando tensões na interface que levam à trinca do material mais frágil, o metal duro. O crescimento das trincas leva à quebra da ferramenta. Para se evitar a formação das trincas pode-se, dentre outros procedimentos, escolher uma ferramenta mais tenaz, diminuir o avanço por dente e posicionar a fresa corretamente em relação à peça (estes dois últimos fatores, é lógico, no processo de fresamento).

f) *Quebra* - como foi visto acima, todos os desgastes e avarias da ferramenta, ao crescerem podem gerar a quebra da ferramenta. Algumas vezes, porém, a quebra (figura 6.7) pode ocorrer inesperadamente devido à alguns fatores como: ferramenta muito dura (em geral, quão mais resistente ao desgaste é a ferramenta, menos tenaz e menos resistente ao choque ela é), carga excessiva sobre a ferramenta, raio de ponta, ângulo de ponta ou ângulo de cunha pequenos, corte interrompido, parada instantânea do movimento de corte, entupimento dos canais de expulsão de cavacos ou dos bolsões de armazenamento dos cavacos, etc.. A quebra da ferramenta ocasiona não somente dano na ferramenta (as vezes não somente a aresta quebrada é danificada, mas toda a pastilha), mas também no porta-ferramenta (caso o corte não seja interrompido imediatamente após a quebra) e na própria peça.

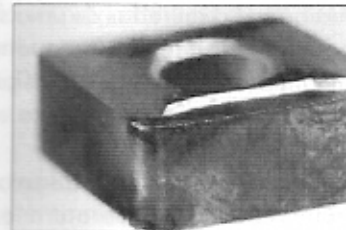
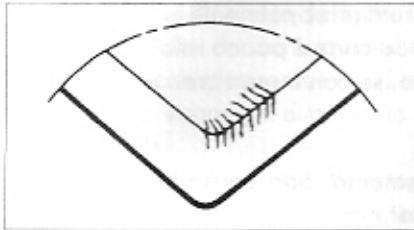


Figura 6.5 - Trincas de Origem Térmica

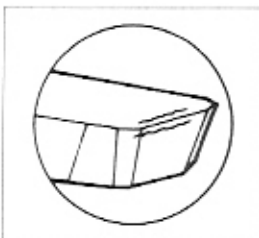


Figura 6.6 - Trincas de Origem Mecânica

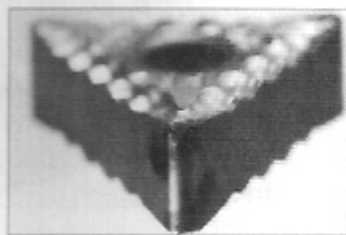
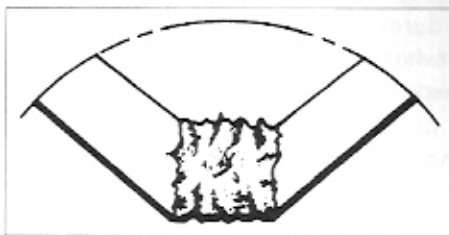


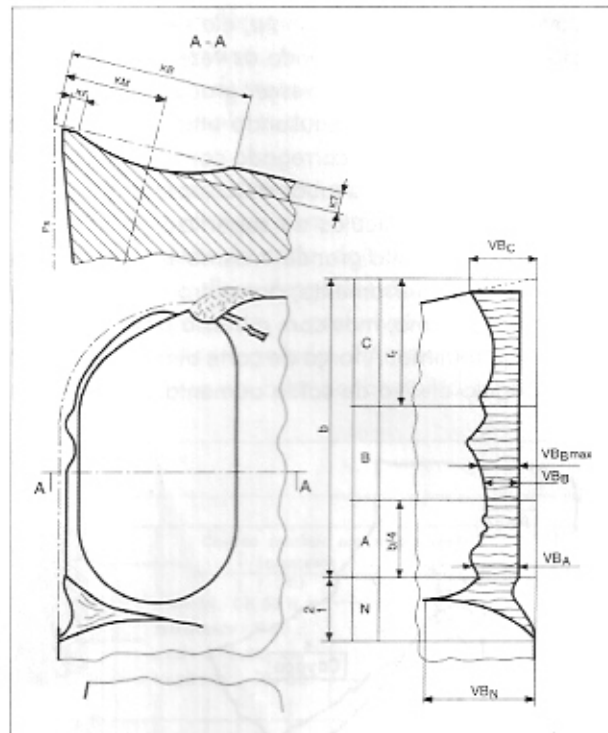
Figura 6.7 - Quebra da Ferramenta

6.1 - Medição dos Desgastes da Ferramenta

Convencionou-se medir os desgastes no plano ortogonal da ferramenta. Distinguem-se os desgastes na superfície de saída e na superfície de folga da ferramenta.

Na superfície de saída tem-se os desgastes (figura 6.8): profundidade de cratera (KT), largura da cratera (KB) e distância do centro da cratera à aresta de corte (KM). Na superfície de folga mede-se a largura do desgaste de flanco (V_B) mostrado na figura 6.8, que é um valor médio do desgaste na superfície de folga e a largura máxima do desgaste de flanco ($V_{B_{max}}$). Mede-se ainda o valor dos desgastes gerados na superfície de folga pelos entalhes (V_{B_N} e V_{B_C}).

Figura 6.8 - Desgastes da Ferramenta



6.2 - Mecanismos Causadores do Desgaste da Ferramenta

Vários são os fenômenos causadores dos desgastes da ferramenta. Os principais deles são:

a) Aresta Postiça de Corte

Muitas vezes na 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 este contato sem movimento relativo 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 esta camada

de cavaco já presa à ferramenta, ela se deforma e se encrua, aumentando sua resistência mecânica e fazendo as vezes de aresta de corte. A aresta postiça de corte (figura 6.9) 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, prejudicando sensivelmente o acabamento superficial da mesma. Ao se romper, a aresta postiça arranca partículas da superfície de folga da ferramenta, gerando um desgaste frontal muito grande, mesmo em velocidades de corte baixas. A superfície de saída da ferramenta, por outro lado, é protegida (já que o cavaco não atrita com a mesma, mas com a aresta postiça) fazendo com que o desgaste de cratera seja mínimo. A força de corte diminui com a formação da aresta postiça, pois o ângulo efetivo de saída aumenta.

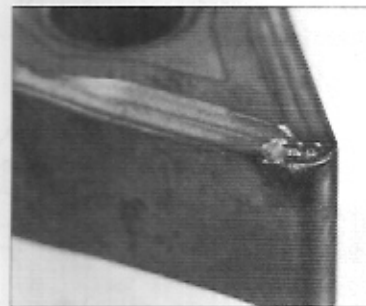
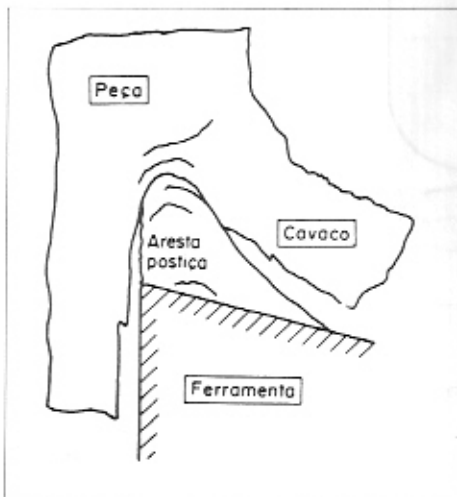


Figura 6.9 - Aresta Postiça de Corte

A medida que a velocidade de corte cresce, a temperatura de corte também cresce. Quando a temperatura de recristalização do material do cavaco é ultrapassada, não há mais formação de aresta postiça, pois com a formação de novos grãos no cavaco não existe mais a possibilidade de encruamento do mesmo, fator fundamental para a formação da aresta postiça de corte. Assim, como pode ser visto na figura 6.10, existe um valor de velocidade de corte acima do qual não ocorre mais a formação da aresta postiça, chamada de velocidade crítica (ponto m na figura 6.10). Tal velocidade está relacionada com diversos fatores da usinagem. Todas as variações que podem ser feitas no processo e que aumentam a temperatura de corte, tais como aumento do avanço e da profundidade de usinagem,

diminuir etc., dutilidade aresta super

da ar desg de fo gran maior cavaco. peça

F
fn
re
A

da foi maior modo relação aresta

b) Ab

da fei ser ge tal, já

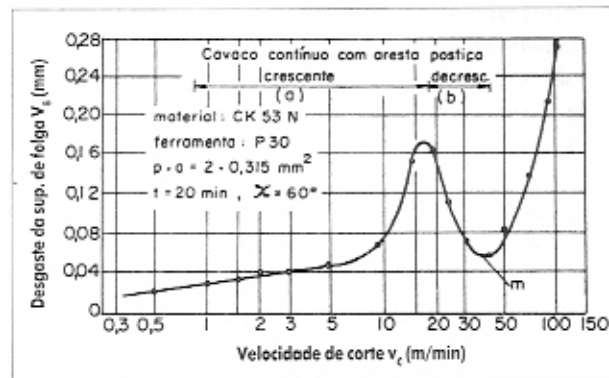
do sua
stiça de
mento
a aresta
prejudi-
a aresta
ndo um
super-
ico não
aste de
postiça,



diminuição dos ângulos de saída e de inclinação, retirada da refrigeração, etc., tendem a diminuir a velocidade crítica. Além disso, a medida que a utilidade do material da peça diminui, decresce também a ocorrência da aresta postiça, pois os cavacos ficam mais curtos e atiram menos com a superfície de saída da ferramenta.

A mesma figura 6.10 mostra a inconveniência da usinagem na presença da aresta postiça. Nesta figura pode-se ver que, para um determinado valor de desgaste, existem três valores de velocidade de corte, dois deles dentro da faixa de formação da aresta postiça e um fora. Para desgastes da mesma ordem de grandeza depois de um certo tempo de corte, é preferível a usinagem com maiores velocidades de corte, pois aí ter-se-á gerado um maior volume de cavaco. Além disto, é impossível conseguir-se um bom acabamento superficial da peça na presença da aresta postiça.

Figura 6.10 - Desgaste Frontal X Velocidade de Corte mostrando a região de formação da Aresta Postiça de Corte



A forma do desgaste de flanco na presença da aresta postiça é diferente da forma que se observa normalmente. Enquanto que nas velocidades de corte maiores, onde não há aresta postiça de corte, a marca do desgaste é aproximadamente paralela à direção de corte, esta marca se apresenta inclinada em relação à direção de corte, quando a usinagem se processa na presença da aresta postiça de corte (figura 6.11).

b) Abrasão Mecânica

A abrasão (ou atrito) mecânica é uma das principais causas de desgaste da ferramenta. Tanto o desgaste frontal, quanto o desgaste de cratera podem ser gerados pela abrasão, porém ela se faz mais proeminente no desgaste frontal, já que a superfície de folga atrita com um elemento rígido que é a peça,

ambém
trapas-
novos
o, fator
de ser
ial não
onto m
ragem.
npera-
ragem,

enquanto que a superfície de saída atrita com um elemento flexível que é o cavaco. O desgaste gerado pela abrasão é incentivado pela presença de partículas duras no material da peça e pela temperatura de corte, que reduz a dureza da ferramenta. Assim, quanto maior a dureza a quente da ferramenta, maior sua resistência ao desgaste abrasivo. As vezes, partículas duras arrancadas de outra região da ferramenta por aderência ou mesmo por abrasão e arrastadas pelo movimento da peça, causam o desgaste abrasivo em um área adjacente da ferramenta.

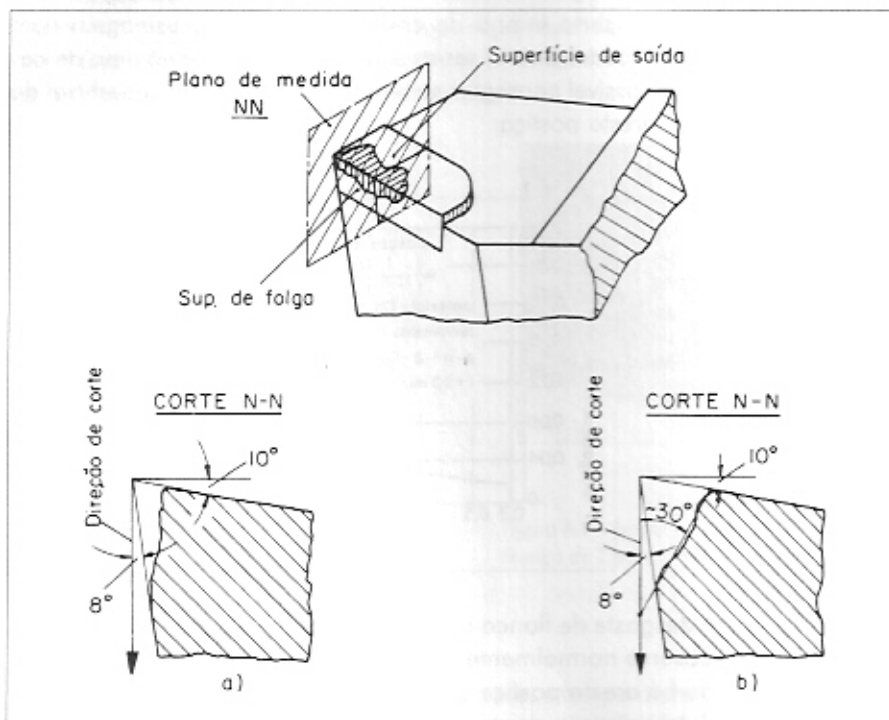


Figura 6.11 - Desgaste Frontal com e Sem a Presença da Aresta Postiça de Corte

c) Aderência

Se duas superfícies metálicas são postas em contato sob cargas moderadas, baixas temperaturas e baixas velocidades de corte, forma-se entre elas um extrato metálico que provoca aderência. A resistência deste extrato é elevada a tal ponto que, na tentativa de separar as superfícies, ocorre ruptura em um dos metais e não na superfície de contato. Assim partículas da superfície de um

metal na for
mesm desgc
utiliza recob
nitret
rêncic
rigide
de de

d) Di

do pe
transl
durac
zona
(199
ferrai
equil
quím
formi
rapic
ma c
crate
carb
tung:
são
muit
aque
A pc
afini
difus
desç
da fi
temç
cont
saíd
defi

que é o
de par-
eduz a
menta,
ranca-
asão e
n área

metal migram para a superfície do outro. O fenômeno da aderência está presente na formação da aresta postiça de corte, mas pode-se ter desgaste por aderência mesmo sem a formação da aresta postiça. Também é importante na formação do desgaste de entalhe. Tem grande influência na diminuição deste tipo de desgaste, a utilização adequada do fluido de corte (principalmente com efeito lubrificante) e o recobrimento da ferramenta com materiais de baixo coeficiente de atrito como o nitreto de titânio. Em geral, a zona de escorregamento (ao invés da zona de aderência), o corte interrompido, profundidade de usinagem irregular ou a falta de rigidez promovem o fluxo irregular de cavaco e, portanto, facilitam o mecanismo de desgaste por aderência.

d) Difusão

A difusão entre ferramenta e cavaco é um fenômeno microscópico ativado pela temperatura na zona de corte. A difusão no estado sólido consiste na transferência de átomos de um metal a outro. Depende da temperatura, da duração do contato e da afinidade físico-química dos dois metais envolvidos na zona de fluxo (zona de cisalhamento secundário). Koenig, citado por Gomes (1996), explica que a difusão dos átomos de ferro do aço do cavaco para a ferramenta, principalmente se esta for de metal duro, muda as condições de equilíbrio entre os elementos constituintes da mesma, levando a uma reação química entre eles. Estas reações químicas, no caso de metal duro, provocam a formação de carbonetos complexos ($FeWC_{26}$), que são menos resistentes e são rapidamente removidos por abrasão. Trent, citado por Komanduri (1993) afirma que este fenômeno explica a maior resistência à formação do desgaste de cratera da ferramenta de metal duro com carboneto de titânio. Segundo ele, o carboneto complexo de ferro e titânio é muito mais resistente que o de ferro-tungstênio e, assim evita a craterização da ferramenta. Também se verifica difusão de átomos da ferramenta para o cavaco que, porém, gera um volume muito pequeno de desgaste. Outro exemplo típico de desgaste por difusão é aquele que acontece na ferramenta de diamante quando se usina ligas ferrosas. A partir de temperaturas não muito altas (em torno de $600^{\circ}C$), devido à alta afinidade entre o carbono do diamante e o ferro do cavaco, o processo de difusão é grandemente incentivado. A difusão é responsável principalmente pelo desgaste de cratera em altas velocidades de corte, pois é na superfície de saída da ferramenta que se tem as condições necessárias para a difusão, isto é, alta temperatura (devido às altas velocidades e à zona de aderência) e tempo de contato cavaco-ferramenta (devido à zona de aderência, onde a velocidade de saída do cavaco é zero). A saturação da zona de aderência (ver no capítulo 3 a definição de zona de aderência) poderá funcionar como uma barreira à difu-

ndera-
as um
ada a
m dos
de um

são. Entretanto, esta zona não é estável e se renova periodicamente, garantindo assim o fluxo difusivo. Ela não ocorre nas ferramentas de aço rápido (pois em geral não se utiliza altas velocidades de corte com estas ferramentas) e nas ferramentas de material cerâmico (que não tem afinidade físico-química com materiais ferrosos). Também o metal duro recoberto com camada de Al_2O_3 (cerâmico) sofre muito pouco difusão e, por isso, quase não apresenta desgaste de cratera.

e) Oxidação

Altas temperaturas e a presença de ar e água (contida nos fluidos de corte) geram oxidação para a maioria dos metais. O tungstênio e o cobalto durante o corte formam filmes de óxidos porosos sobre a ferramenta, que são facilmente levados embora pelo atrito, gerando desgaste. Porém, alguns óxidos como o óxido de alumínio, são mais duros e resistentes. Assim, alguns materiais de ferramenta (que não contém óxido de alumínio) desgastam-se mais facilmente por oxidação. O desgaste gerado pela oxidação se forma especialmente nas extremidades do contato cavaco-ferramenta devido ao acesso do ar nesta região, sendo esta uma possível explicação para o surgimento do desgaste de entalhe.

Sumarizando, o desgaste de flanco é causado principalmente por abrasão (em altas velocidades de corte) e pelo cisalhamento da aresta postiça de corte. O desgaste de cratera é devido principalmente à difusão e o desgaste de entalhe à aderência e à oxidação.

Finalizando: a separação quantitativa da contribuição de cada um destes fenômenos para a formação do desgaste é praticamente impossível, porém o quadro qualitativo visualiza a importância de cada componente nas diferentes velocidades de corte. Assim, em velocidades de corte baixas, o desgaste é relativamente elevado por causa do cisalhamento da aresta postiça de corte e da aderência. Em velocidades de corte maiores, o desgaste é causado principalmente pelos fatores cuja intensidade depende da temperatura de corte como a abrasão mecânica, a difusão e a oxidação.

Bibliografia

- Ferraresi, D., "Fundamentos da Usinagem dos Metais", Editora Edgard Blucher, São Paulo, 1977
- Gomes, J. O., "Característica da Usinabilidade de Aços Inoxidáveis Austeníticos SAE 304 e SAE 316 com a Variação dos Parâmetros Metalúrgicos", Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Santa Catarina, 1996.

rantim-
o (pois
) e nas
ia com
 Al_2O_3
sgaste

- Komanduri, R., "Machining and Grinding - A Historical Review of the Classical Papers", Proceedings of the Symposium on US Contributions to Machining & Grinding Research in the 20th Century, vol. 1, pp. 80-132, May 1993, Stillwater OK, USA.
- Machado, A. R. & Silva, M. B., "Usinagem dos Metais", (apostila do curso de Usinagem dos Metais da Universidade Federal de Uberlândia), Uberlândia, MG, 1994
- Sandvik Coromant, "Modern Metal Cutting", AB Sandvik Coromant, Sandviken, Sweden, 1994.
- Sandvik Coromant, "Desgastes das Ferramentas", São Paulo, Brasil, 1990.

dos de
obalto
je são
ns óxi-
alguns
am-se
forma
do ao
ara o

rasão
corte.
e enta-

m des-
porém
liferen-
gaste é
corte e
princi-
e como

o, 1977
4 e SAE
rsidade

CAPÍTULO 7

DESGASTE E VIDA
DA FERRAMENTA

Vida da ferramenta é o tempo que a mesma trabalha efetivamente (deduzidos os tempos passivos), até perder sua capacidade de corte, dentro de um critério previamente estabelecido. Atingido este tempo a ferramenta deve ser reafiada ou substituída.

O percurso de corte (L_c) e o percurso de avanço (L_f) para uma vida de T minutos, são dados por:

$$L_c = \frac{v_c \cdot T}{1000} \quad [\text{Km}] \quad (7.1)$$

$$L_f = f \cdot n \cdot T \quad [\text{mm}] \quad (7.2)$$

(L_c) e (L_f) podem ser também utilizados para expressar a vida de uma ferramenta.

Os fatores que determinam a fixação de um determinado valor limite de desgaste para o fim da vida da ferramenta são vários. A ferramenta deve ser retirada de uso quando:

- os desgastes atingirem proporções tão elevadas que se receia a quebra da aresta de corte. Isto é crítico em operações de desbaste onde, por não ser necessária a obtenção de tolerâncias apertadas e bons acabamentos superficiais, permite-se que os desgastes cheguem a valores altos;
- devido ao desgaste da superfície de folga da ferramenta não é mais possível a obtenção de tolerâncias apertadas e/ou de bons acabamentos superficiais da peça. Isto é crítico em operações de acabamento;
- os desgastes crescem muito, fazendo com que a temperatura da aresta cortante ultrapasse a temperatura na qual a ferramenta perde o fio de corte (a aresta de corte se decompõe). Isto é crítico em ferramentas de aço rápido que suportam temperaturas menores que outros materiais para ferramentas;
- o aumento da força de usinagem, proveniente dos desgastes elevados da ferramenta, interfere no funcionamento da máquina.

Nas ferramentas de metal duro o desgaste frontal é geralmente maior que o desgaste de cratera. Os desgastes aumentam progressivamente até a quebra da cunha cortante, que deve ser evitada devido às suas consequências danosas. Na usinagem de muitos materiais esta quebra se dá para valores de V_B de 0.8 a 1.5 mm. Em operações de acabamento, a ferramenta deve ser retirada muito antes do desgaste atingir valores que ponham em risco a aresta de corte, a fim de não comprometer a precisão da peça e seu acabamento superficial. Nestas operações o valor de V_B não deve exceder 0.2 mm para uma qualidade IT7 e 0.3 mm para uma qualidade IT8 em operações de torneamento.

Quando se utiliza ferramentas de metal duro com cobertura, o desgaste de flanco da ferramenta (nestas ferramentas o desgaste de cratera, em geral, é muito pequeno ou inexistente) cresce bastante lentamente, devido à alta resistência ao desgaste das camadas de cobertura da ferramenta, até atingir valores de V_B da ordem de 0.3 a 0.4 mm. Neste momento, as camadas de cobertura já estão quase que totalmente consumidas pelo desgaste e, então, o corte passa a ser realizado pelo substrato da ferramenta, que é bem menos resistente ao desgaste, o que faz com que o desgaste de flanco passe a crescer bem rapidamente, chegando em valores da ordem de 0.8 a 1.0 mm num tempo muito curto. Assim, a ferramenta deve ser substituída quando este momento é atingido.

Na usinagem com ferramenta de aço rápido a destruição da aresta de corte é devida principalmente à diminuição de sua dureza, proveniente do aumento da temperatura de corte. Este fato se dá em temperaturas da ordem de 600 °C. Tal ocorrência pode ser evidenciada de dois modos: pela formação de anel brilhante na superfície de corte da peça, geralmente acompanhado por um ruído estridente e pelo aumento das componentes de avanço e de profundidade da força de usinagem. Em operações de acabamento, de um modo geral, valem as mesmas considerações vistas para o metal duro. Porém as velocidades de corte quando se utiliza o aço rápido são relativamente pequenas, prejudicando o acabamento da peça. Os desgastes, limitados pelas exigências de tolerância e rugosidade das peças originam uma vida da ferramenta muito curta.

Nas ferramentas cerâmicas verifica-se geralmente a quebra de pequenos fragmentos da aresta cortante (lascamento) antes que os desgastes V_B e K_f atinjam valores acentuados.

A observação das ocorrências citadas nos itens a e b acima (que são as motivações mais frequentes para o fim da vida da ferramenta) são muito difíceis de serem detectadas no meio industrial, onde, geralmente, o estabelecimento do fim da vida da ferramenta fica a cargo do operador. Em operações de desbaste, onde se tolera altos valores de desgaste, o operador, por temer a quebra da ferramenta com seus efeitos danosos, costuma trocar a ferramenta bem an-

tes, cor
avaria.
da peç
rância:
sa ou c
Porém
é poss
aresta
na CN
rugosi
um ruç
peça t
em pr
condiç
O resi
dificul
ta, ele
causa
monit
de em
e/ou c
o mor

médic
de 6l
antes
dado
corre
ca de
visua
despi

7.1

a) C

de c
Assir
men

tes, com valores de desgaste bastante inferiores àqueles que poderiam provocar tal avaria. Em operações de acabamento, é mais fácil detectar quando as dimensões da peça, devido aos valores de desgaste da ferramenta, saem das faixas de tolerâncias projetadas (normalmente o operador utiliza um calibre passa-não passa ou algum outro instrumento de medição e procede à medição por amostragem). Porém neste caso, não é necessário trocar a ferramenta imediatamente, pois ainda é possível corrigir a posição da ferramenta e continuar a usinagem com a mesma aresta de corte (principalmente se a usinagem estiver sendo realizada em máquina CNC). Então torna-se muito importante que o operador tenha uma idéia da rugosidade superficial da peça. Como normalmente o operador não conta com um rugosímetro ao lado da máquina e como a comparação da rugosidade da peça usinada com uma peça padrão que tenha a rugosidade limite estabelecida em projeto é um procedimento extremamente impreciso, o operador não tem condições objetivas para decidir sobre o momento ótimo de troca da ferramenta. O resultado, geralmente, é o grande desperdício de ferramentas, pois dada a dificuldade que o operador encontra para estabelecer o fim da vida da ferramenta, ele o faz de uma maneira bem conservadora para não estragar a peça e não causar algum outro dano à produção. A solução para este problema está no monitoramento indireto do desgaste da ferramenta usando sensores de vibração, de emissão acústica, de parâmetros elétricos da máquina ou de força de usinagem e/ou educar o operador a fim de que ele tenha mais subsídios para poder decidir o momento de troca da ferramenta.

Pires e Diniz (1996) realizaram um trabalho em uma fábrica de usinagem média e pesada no qual verificaram, em um levantamento inicial, que cerca de 68% das arestas de pastilhas de torneamento utilizadas eram trocadas antes (e as vezes bem antes) do momento adequado. Após um treinamento dado aos operadores, que incluía, dentre outros assuntos, a técnica de correlacionar o desgaste da ferramenta com o crescimento da corrente elétrica do motor de acionamento da máquina, ao qual o operador tinha acesso visual num amperímetro instalado na máquina, a porcentagem de arestas desperdiçadas caiu para 16.6%.

7.1 - Fatores de Influência no Desgaste e Vida da Ferramenta

a) Condições de Usinagem

A progressão do desgaste é influenciada principalmente pela velocidade de corte, depois pelo avanço e por último pela profundidade de usinagem. Assim, por exemplo, a diminuição da vida da ferramenta causado por um aumento de 10% na velocidade de corte é muito maior do que aquele que ocorre

mento de 10% na velocidade de corte é muito maior do que aquele que ocorreria se o avanço fosse aumentado na mesma proporção. A velocidade de corte é o parâmetro que mais influencia no desgaste, pois com o aumento da mesma, aumenta a energia (calor) que é imputada ao processo, sem um aumento da área da ferramenta que recebe este calor. O aumento do avanço, por sua vez, também aumenta a quantidade de calor imputada ao processo, porém também aumenta a área da ferramenta que recebe este calor. A tabela 7.1 mostra alguns dados da vida da ferramenta para vários avanços e velocidades de corte diferentes (Bonifácio e Diniz, 1994). O critério de fim de vida neste caso foi a elevação da rugosidade superficial da peça. Pode-se constatar aí a grande influência da velocidade de corte e a menor influência do avanço na vida da ferramenta. A influência da profundidade de usinagem é menor, já que ao ser aumentada, a profundidade de usinagem não mexe com a energia destinada ao corte por unidade de área, nem com a velocidade de retirada do cavaco, mas somente faz com que um maior volume seja retirado através da utilização de uma maior porção da aresta de corte.

Tabela 7.1 - Vida de Ferramenta (Percurso de Corte) de Torneamento para Diversos Avanços e Velocidades de Corte
($a_p = 1 \text{ mm}$, Material da Peça: aço 4340, Ferramenta de Metal Duro Recoberto classe P35)

f (mm/volta)	v_c (m/min)	Vida (m)
0.16	300	1450
0.20	300	1530
0.24	300	1550
0.20	250	2600
0.20	300	1530
0.20	350	650

b) Geometria da Ferramenta

Uma diminuição do ângulo de posição χ_r para mesmo avanço e mesma profundidade de usinagem, acarreta uma diminuição da espessura de corte h ($h = f \cdot \text{sen} \chi_r$) e ao mesmo tempo um aumento da largura de corte b ($b = a_p / \text{sen} \chi_r$). Esta variação de χ_r permite maior vida da ferramenta, pois resulta numa melhor distribuição da temperatura de corte num trecho da ferramenta b maior.

O ângulo de ponta ϵ_r deve ser o maior possível para não enfraquecer a ponta da ferramenta. Algumas vezes, como em operações de copiagem, onde

a fe
grar
igua
men

Poré
usin-
saíd
rial :
uso
cavc
recc
talex
ferrc
nal :
núm
cavc
mác
rígic
Há :
neg
posi
ção
que
tem
mer
alér
form

redt
peq
que
res |

7.2

sist
mei

correte é o imensa da mbém ento a a vida scio e idade : corte lidade n não idade tirado

ções e
35)

mesma
corte h
($\sin \chi_1$).
melhor

uecer a
n, onde

a ferramenta vai entrar e sair de reentrâncias, ϵ , precisa ser pequeno (e χ_1' grande) para que o corte possa ser feito. O valor de χ_1' deve ser no mínimo igual a 2° , para evitar o atrito da aresta secundária de corte com a peça.

Quanto maior o ângulo de saída γ_0 , menor a deformação do cavaco e menor a temperatura, a pressão específica de corte e o desgaste da ferramenta. Porém, com o aumento de γ_0 diminui a resistência da cunha da ferramenta. Na usinagem de materiais com cavacos curtos, onde a influência do ângulo de saída na temperatura e na pressão específica de corte é pequena, pois o material se deforma pouco antes de se romper e se tornar cavaco, é recomendável o uso de ângulos de saída negativos. Mesmo no corte de materiais que formam cavacos longos, onde a obtenção de baixa força de corte não é prioritária, recomenda-se a utilização de ferramentas com geometrias negativas para fortalecer a aresta de corte, já que a influência do ângulo de saída na vida da ferramenta não é muito pronunciada. Estas ferramentas tem a vantagem adicional de possuírem arestas de corte nas 2 faces da pastilha, resultando num maior número de arestas por pastilha. Somente em operações em materiais que formam cavacos longos e onde se necessita baixas forças de corte, como operações em máquinas de baixa potência, torneamento interno ou quando a peça não é muito rígida é que se recomenda a utilização de ferramentas com geometrias negativas. Há que se notar aqui que ferramentas de torneamento chamadas de geometria negativa, são aquelas onde o encaixe da pastilha no porta-ferramenta está posicionado de maneira negativa (tanto o ângulo de saída, quanto o de inclinação). À este ângulo negativo, deve ser somado o ângulo positivo formado pelo quebra-cavacos e, assim, muitas vezes, uma ferramenta de geometria negativa tem ângulos efetivos de saída e de inclinação positivos. Note-se ainda que ferramentas chamadas de geometria positiva tem ângulos efetivos bem positivos, pois além dos ângulos positivos gerados pelo porta-ferramenta, tem-se os ângulos formados pelo quebra-cavacos.

O crescimento do ângulo de folga α_0 diminui o desgaste frontal, porque reduz a área de atrito entre a ferramenta e a peça, principalmente para valores pequenos de α_0 (menores que 5°). Por outro lado, seu crescimento também enfraquece a cunha de corte. Por isso, é recomendado a utilização dos menores valores possíveis de α_0 , sempre em torno dos 5° .

7.2 - Fatores de Influência na Rugosidade da Peça

O aumento do raio de ponta torna a ponta da ferramenta mais resistente, mas também aumenta a vibração da ferramenta devido ao aumento do atrito causado pela maior área de contato entre a ferramenta e a

peça. O acabamento da superfície depende muito da relação entre avanço e raio de ponta. Este par $(f - r)$ tem uma contribuição geométrica à rugosidade superficial da peça dada pela equação 7.3 e mostrada na figura 7.1.

$$R_{\max \text{ teor}} = \frac{f^2}{8r_e} \quad (7.3)$$

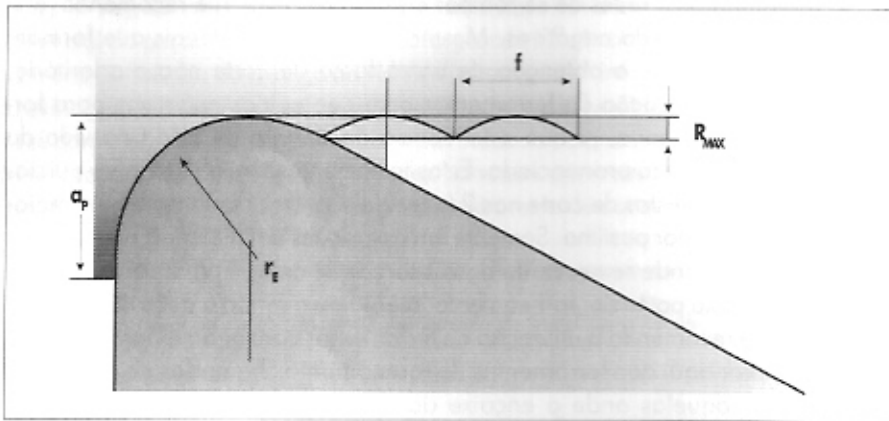


Figura 7.1 - Perfil Teórico de rugosidade de uma Peça Torneada

Este é o menor valor de rugosidade máxima possível de ser obtido em um processo de torneamento. Normalmente a rugosidade real obtida é maior (e as vezes bem maior) do que a obtida usando a equação 7.3, devido a fatores como vibração (um grande raio de ponta, por um lado diminui a rugosidade pela diminuição da contribuição geométrica, mas por outro aumenta a rugosidade devido ao aumento da vibração, como visto anteriormente - no total o aumento do raio de ponta diminui a rugosidade, mas não como seria esperado ao se analisar a equação 7.3), deformação do cavaco, fluxo lateral do cavaco e etc..

As figuras 7.2, 7.3, 7.4 e 7.5 (Bonifácio, 1993) mostram a influência da velocidade de corte (figura 7.2), profundidade de usinagem (figura 7.3) e avanço (figuras 7.4 e 7.5) nos parâmetros de rugosidade R_a e R_{\max} , para o torneamento do aço ABNT 4340 com pastilhas de metal duro recobertas. Destas figuras, os seguintes comentários podem ser feitos:

• a |

• n |

Figura 7.1 - Perfil Teórico de rugosidade de uma Peça Torneada

Fig.

avan-
frica à
da na

(7.3)

- a rugosidade oscila (principalmente o R_{max}) entre valores altos e baixos a medida que a velocidade de corte cresce (figura 7.2). Nas velocidades de corte utilizadas para a construção desta figura, já não existe mais a formação da aresta postiça de corte, que aumentaria substancialmente o valor da rugosidade. O fenômeno que pode explicar a oscilação da rugosidade com a velocidade é a resposta que o sistema máquina-ferramenta-dispositivo de fixação-peça (MFDP) dá, em termos de vibração, ao crescimento da velocidade de corte. Assim, se outro sistema MFDP fosse utilizado, muito provavelmente a oscilação da rugosidade também aconteceria, mas com altos e baixos diferentes dos mostrados na figura 7.2;
- não existe uma influência marcante da profundidade de usinagem na rugosidade (figura 7.3), pelo menos para a_p menor que 1 mm. A partir deste valor houve um pequeno decréscimo de rugosidade (principalmente de R_{max}). Uma possível explicação para este pequeno decréscimo é o fato de que a profundidade de usinagem passou a ser maior que o raio de ponta da ferramenta, que no caso era 0.8 mm. Assim, parte do contato peça-ferramenta passou a ser feito na porção reta da aresta de corte, o que proporcionalmente diminuiu a força de profundidade e facilitou a formação de um bom acabamento superficial;

em um
or (e as
atores
sidade
ento a
e - no
o seria
lateral

influ-
agem
idade
as de
odem

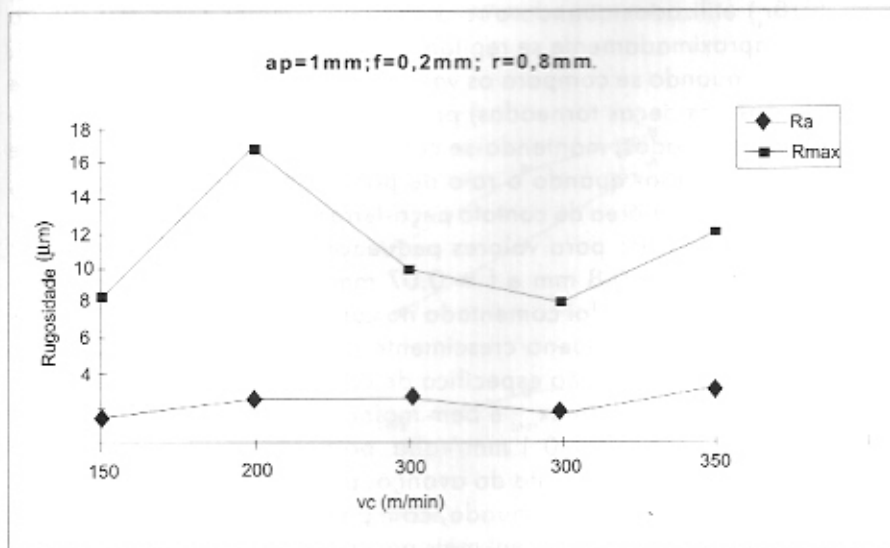


Figura 7.2 - Rugosidade da Peça X Velocidade de Corte (torneamento do Aço 4340)

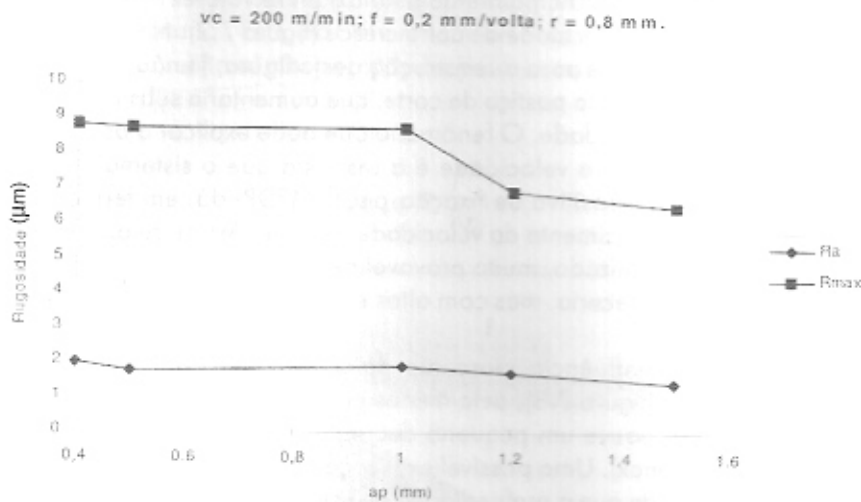


Figura 7.3 - Rugosidade da Peça X Profundidade de Usinagem (torneamento do Aço 4340)

- Nas figuras 7.4 e 7.5, os valores de avanço e raio de ponta da ferramenta foram escolhidos de tal maneira, que os 5 valores de $R_{max_{teórica}}$ ($f^2/8r_e$) utilizados quando o raio de ponta é igual a 0.8 mm (figura 7.4) aproximadamente se repetam quando $r_e = 0.4$ mm (figura 7.5). Então, quando se compara os valores de $R_{max_{real}}$ (valores realmente obtidos nas peças torneadas) para os dois raios de ponta da ferramenta ensaiados, mantendo-se constante o $R_{max_{teórica}}$, vê-se que ele é sempre maior quando o raio de ponta é o maior ($r_e = 0.8$ mm), devido à maior área de contato peça-ferramenta (maior atrito e maior vibração), exceto para valores pequenos de avanço ($f = 0.1$ mm/volta para $r_e = 0.8$ mm e $f = 0.07$ mm/volta para $r_e = 0.4$ mm). Recordando o que foi comentado no capítulo 4, para baixos valores de avanço, um pequeno crescimento do avanço gera uma grande diminuição da pressão específica de corte (K_s). Assim, quando $f = 0.07$ mm/volta, o $R_{max_{real}}$ é bem maior que o teórico, o que já não acontece quando $f = 0.1$ mm/volta, pois o decréscimo no valor de K_s devido ao crescimento do avanço, proporcionou uma deformação do cavaco mais adequada, com pouco fluxo lateral de cavaco e, com isso, rugosidade real mais próxima da teórica;

- Ra
- Rmax

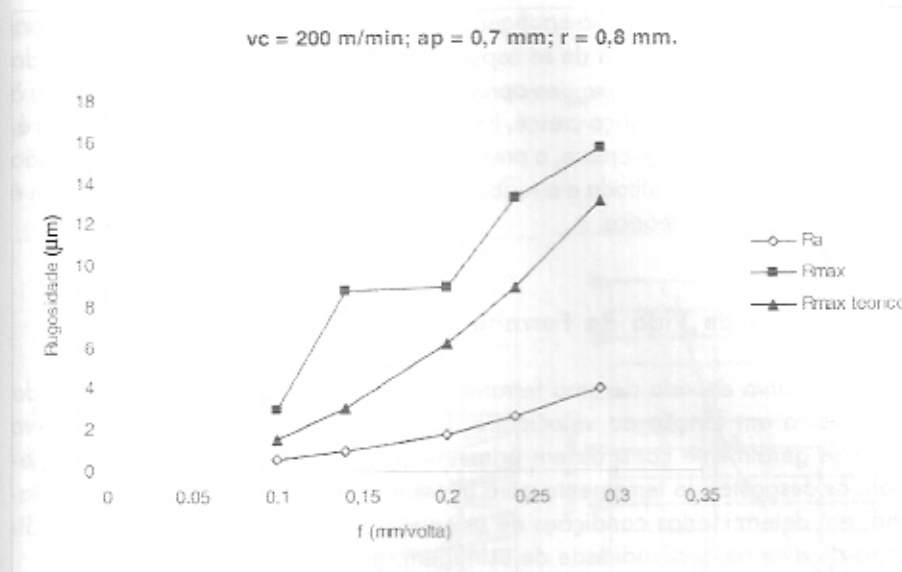


Figura 7.4 - Rugosidade da Peça X Avanço (torneamento do Aço 4340)

erra-
X teórico
igura
7.5).
tente
erra-
e ele
mm),
nair
mm/
mm).
lores
ande
f =
não
or de
rma-
vaco

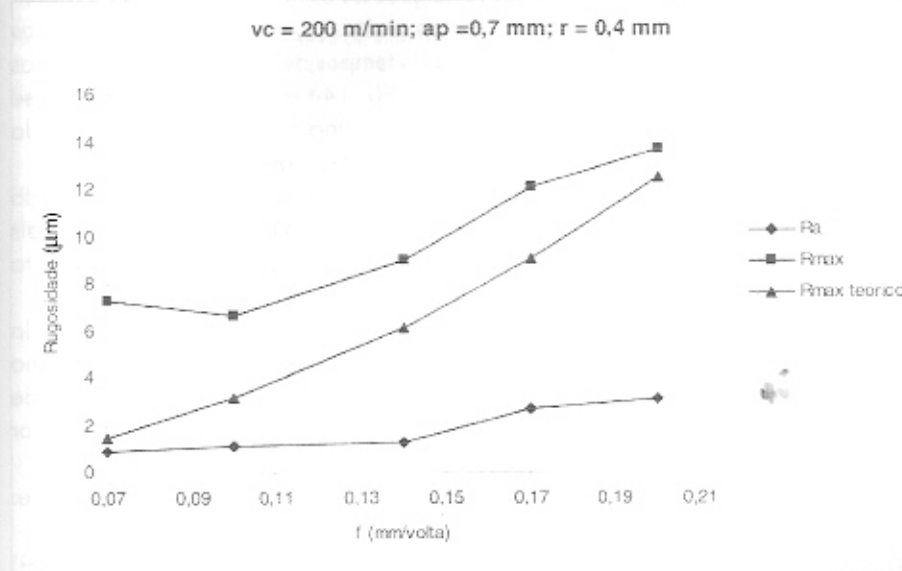


Figura 7.5 - Rugosidade da Peça X Avanço (torneamento do Aço 4340)

- outro fato que pode ser visto nas figuras 7.4 e 7.5 é que a rugosidade cresce com o avanço (como era de se esperar devido à contribuição geométrica do avanço), mas o $R_{max_{real}}$ se aproxima do teórico (em termos percentuais) à medida que o avanço cresce. Isto confirma o citado no item anterior, isto é, quando o avanço cresce, a pressão específica de corte diminui, a formação do cavaco é facilitada e a rugosidade da peça se aproxima da ideal, que é a rugosidade teórica.

7.3 - Curva de Vida da Ferramenta

A curva de vida de uma ferramenta é um ábaco que fornece a vida da ferramenta em função da velocidade de corte. Para a execução desta curva deve-se geralmente construir em primeiro lugar gráficos auxiliares, que forneçam os desgastes da ferramenta para diferentes velocidades e tempos de trabalho, em determinadas condições de usinagem do par ferramenta-peça (condições de avanço, profundidade de usinagem, geometria da ferramenta, etc.).

A figura 7.6a apresenta a variação do desgaste V_b em função do tempo de usinagem com pastilhas de metal duro para diferentes velocidades de corte. De posse destas curvas, pode-se fixar o valor do desgaste (por exemplo $V_b = 0.8$ mm) que definirá a vida da ferramenta nas condições de usinagem desejadas. Obtém-se assim nesta figura, para $V_b = 0.8$ mm os pontos *m*, *n* e *o* nas curvas para as diferentes velocidades, as quais fornecerão os tempos de efetivo corte, ou seja, as vidas da ferramenta para as velocidades de 180, 144 e 128 m/min. Constrói-se desta forma a curva $T \times v_c$ (figura 7.6b) tendo como critério de fim de vida da ferramenta $V_b = 0.8$ mm, nas condições de usinagem pré-fixadas.

Pode-se construir também curvas que fornecem o desgaste em função da velocidade de corte para um determinado tempo de usinagem (figura 7.3). Tais gráficos permitem uma melhor visualização das condições técnicas, enquanto as curvas de vida constituem o fundamento das condições econômicas.

A figura 7.7 divide sua curva em três regiões: *a*, *b* e *c*. A região *c* da figura é economicamente a mais interessante, apesar do desgaste ser menor no trecho *b*. O trecho *a* é aquele que corresponde à formação da aresta postiça de corte. Na região *c* tem-se uma velocidade de corte maior, permitindo maior produtividade e uma maior vida da ferramenta.

A equação da curva ($T = f(v_c)$) de vida da ferramenta para o trecho *c* da curva é:

$$T = K \cdot v_c^{-x} \quad (7.4)$$

propost
condiçã
↑
a formc

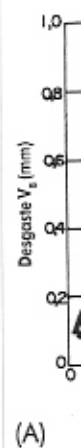


Figura 7. Função de Condição

ferram
de cort

Ve

isce com
étrica do
ntuais) à
or, isto é,
ormação
al, que é

proposta por Taylor, onde K e x são constantes do material para determinadas condições de usinagem.

Muitas vezes encontra-se na literatura a equação de Taylor expressa sob a forma:

$$v_c \cdot T^y = C \quad (7.5)$$

vida da
ta curva
e forne-
le traba-
i (condi-
, etc.).
empo de
orte. De
0,8 mm)
Obtém-
para as
seja, as
nstrói-se
vida da

nção da
'3). Tais
nquanto
i.
ão e da
tenor no
stiça de
o maior

curva é:

$$(7.4)$$

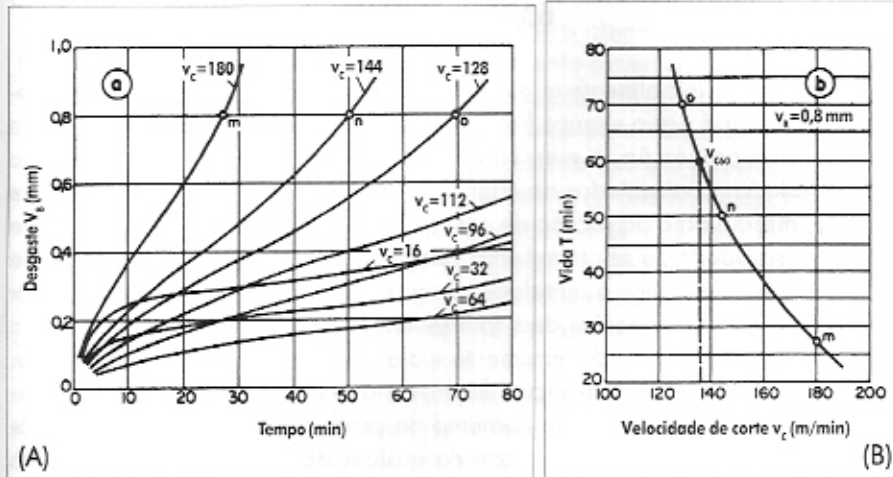
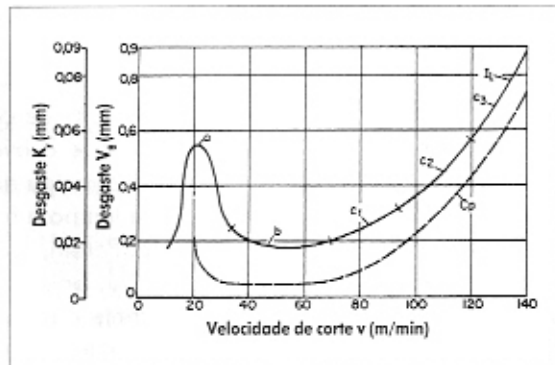


Figura 7.6 - Determinação da Curva de Vida de uma Ferramenta: a) Curvas de Desgaste em Função do Tempo de Usinagem, para diferentes Velocidades de Corte, em determinadas Condições de Usinagem; b) Curva de Vida da Ferramenta para o Desgaste $V_g = 0.8$ mm

Os parâmetros y e C (ou x e K) variam com o material da peça e da ferramenta, área e forma da secção de corte, geometria da ferramenta, fluido de corte e critério de fim de vida da ferramenta.

Figura 7.7 - Desgastes da Ferramenta em Função da Velocidade de Corte para um Determinado Tempo de Usinagem



7.4 - Escolha do Avanço, da Profundidade de Usinagem e da Velocidade de Corte

Como já foi visto, a potência de corte é dada por:

$$P_c = \frac{F_c \cdot v_c}{60.75} = \frac{K_s \cdot v_c \cdot f \cdot a_p}{60.75} \quad (7.6)$$

Admita-se inicialmente que a área da secção de corte permaneça constante. Aumentando-se o avanço f e diminuindo-se a profundidade de usinagem a_p na mesma proporção, a pressão específica de corte K_s diminui, de acordo com os estudos apresentados no capítulo 4. Logo, para a mesma potência de corte P_c , mesma área da secção de corte A , tem-se, de acordo com a equação 7.6, a possibilidade de se utilizar uma velocidade de corte maior. Isto permitirá uma remoção de maior quantidade de cavaco na unidade de tempo e por unidade de potência. Porém dois fatores importantes devem ser levados em consideração: o desgaste da ferramenta e o acabamento da superfície usinada. Como visto no ítem 7.1, o avanço influencia mais no desgaste do que a profundidade de usinagem. Logo, um aumento da produção de cavaco proveniente do aumento do avanço e diminuição da profundidade de usinagem, acarreta um desgaste maior da ferramenta, maior ainda se este aumento de avanço for acompanhado pelo crescimento da velocidade de corte (como sugerido acima). Também já foi visto que o aumento do avanço contribui para o aumento da rugosidade superficial da peça. Portanto a solução encontrada acima para diminuir a potência (aumentar f e diminuir a_p na mesma proporção) ou para manter a potência constante e retirar maior volume de cavaco na unidade de tempo (aumentar f e diminuir a_p na mesma proporção e aumentar v_c) trará danos para o desgaste da ferramenta e para o acabamento da peça e só deve ser usada quando se tem problemas de potência na máquina, ou em algum outro caso específico.

No ítem 7.1 viu-se que a velocidade de corte tem uma influência bem maior no desgaste da ferramenta do que o avanço. Assim, se o avanço é aumentado e a velocidade de corte diminuída na mesma proporção, o volume de cavaco retirado na unidade de tempo é mantido constante e a vida da ferramenta cresce consideravelmente. Porém, com isso, a força de corte cresce (a força cresce, mas a potência cai, pois K_s diminui com o aumento do avanço e o produto $v_c \cdot f \cdot a_p$ fica constante - equação 7.6), o que pode causar vibração. Além disto existem outras limitações a este procedimento: a dimi-

nu
de
de
de
lin
mi
mi
pe
dc
çã
so
pe
e s
co
de
su
us
qu
O
av
ec

Bi

- E
- E
- E
- F
- F
- S
- S

cidade

(7.6)

a consi-
inagem
acordo
ncia de
quação
ermitirá
o e por
idos em
usinada.
a profun-
veniente
acarreta
anço for
acima).
ento da
para di-
ora mon-
de tempo
nos para
ser usada
utro caso

ncia bem
avanço é
o, o volu-
a vida da
orte cres-
mento do
de causar
o: a dimi-

nuição da velocidade de corte não pode ser tal que ultrapasse o valor da velocidade crítica e comece a produzir aresta postiça de corte e consequente maior desgaste da ferramenta. O aumento do avanço causa aumento da rugosidade da peça (deve ser feita com muito cuidado em operações de acabamento) e é limitado pelo raio de ponta da ferramenta. Como regra geral, se o avanço for maior do que metade do raio de ponta em operações de torneamento, a ferramenta corre o risco de se quebrar.

Então, em operações de desbaste, onde o objetivo é retirar material da peça sem muita preocupação com o acabamento superficial, o avanço (limitado pela resistência da ferramenta e pela força de corte que pode causar vibração) e a profundidade de usinagem (limitada pela força de corte e pelo sobrematerial da peça) devem ser os maiores possíveis e a velocidade de corte pequena. Assim, grande quantidade de cavaco é retirada na unidade de tempo e se otimiza a vida da ferramenta. O quão pequena deve ser esta velocidade de corte, depois de escolhido o avanço e a profundidade de usinagem, depende de considerações econômicas que serão abordadas no capítulo 8.

Em operações de acabamento, onde o objetivo é conseguir qualidade superficial, dimensional e geométrica da peça, o avanço e a profundidade de usinagem devem ser pequenos e a velocidade de corte deve ser mais alta, para que seja removida uma quantidade de cavaco razoável na unidade de tempo. O quão mais alta deve ser esta velocidade de corte, depois de escolhido o avanço e a profundidade de usinagem, depende, novamente, de considerações econômicas que serão abordadas no capítulo 8.

Bibliografia

- Bonifácio, M. E. R., "Monitoramento do Processo de Torneamento de Acabamento via Sinais de Vibração", Tese de Mestrado, Faculdade de Engenharia Mecânica, UNICAMP, 1993.
- Bonifácio, M. E. R. e Diniz, A. E., "Monitoring the Tool Life in Finish Turning Using Vibration Signals", *Revista Brasileira de Ciências Mecânicas*, Vol. XVI(1), pp 58-71, 1994
- Diniz, A. E. e Cupini, N. L., "The Surface Roughness in Turning Process: Criterion of Tool Life and its Relationship with Tool Wear", *Revista Brasileira de Ciências Mecânicas*, Vol XIV(1), pp. 41-56, 1992
- Ferraresi, D., "Fundamentos da Usinagem dos Metais" - Editora Edgard Blucher - São Paulo, 1977
- Pires, J. R. e Diniz, A. E., "Evitando o Desperdício de Ferramentas de Torneamento - Uma Aplicação em Chão de Fábrica", *Revista Máquinas e Metais*, No. 370, pp. 73-85.
- Sandvik Coromant, "Modern Metal Cutting", AB Sandvik Coromant, Sandviken, Sweden, 1994.
- Sandvik Coromant, "Herramientas de Tornear", AB Sandvik Coromant, Sandviken, Sweden, Catálogo C-1000:-SPA, 1993/94

CAPÍTULO 8

ANÁLISE DAS CONDIÇÕES
ECONÔMICAS DE USINAGEM

No capítulo 6 analisou-se os diversos fenômenos causadores dos desgastes da ferramenta, dentre eles a aresta postiça de corte (APC). Afirmou-se lá que a velocidade de corte que deve ser utilizada em um processo de usinagem, deve ser sempre superior à velocidade crítica (velocidade abaixo da qual se tem a formação da APC), pois abaixo dela o desgaste de flanco da ferramenta é muito alto. Pois bem, sabe-se que a velocidade de corte deve ser superior à velocidade crítica, mas falta analisar quão maior ela deve ser.

Se a velocidade utilizada for imediatamente superior à velocidade crítica, os desgastes da ferramenta serão pequenos (ver figura 6.10), com conseqüente vida longa da ferramenta e pequenos custos com ferramenta. Porém, o tempo de corte de por peça será alto (devido à baixa velocidade), com conseqüentes baixa produção horária e aumento de custos com utilização de máquina e operador. Há que se considerar aqui que, neste caso, a ferramenta será substituída poucas vezes, o que diminui os tempos passivos devido à troca da ferramenta.

Por outro lado, se a velocidade de corte utilizada for muito superior à velocidade crítica, os desgastes da ferramenta vão ser grandes (ver ainda figura 6.10), com vida pequena da ferramenta e conseqüente alto dispêndio com ferramenta. Porém, o tempo de corte vai ser baixo, o que pode acarretar menor utilização da máquina e do operador, com custos menores. Neste caso também, pode acontecer da vida ser tão baixa e o número de vezes que se tem que parar a máquina para substituir a ferramenta tão alto, que também o tempo total de produção de uma peça (que soma, aos tempos de corte, todos os tempos passivos) seja alto, apesar do pequeno tempo de corte.

Então, existe um valor intermediário de velocidade entre a velocidade crítica e uma velocidade muito superior a ela, onde se tem os menores custos de produção. Neste ponto, a velocidade de corte é chamada de velocidade de mínimo custo (v_{co}). Por outro lado, existe também um valor intermediário de velocidade, onde se tem o menor tempo total de fabricação de uma peça. Neste ponto a velocidade de corte é chamada de velocidade de máxima produção (v_{cmp}). Vai se provar mais adiante que v_{cmp} é sempre maior que v_{co} .

Toda esta análise ainda não leva em consideração as condições de contorno do processo, como qualidade da peça, condições do sistema máquina-ferramenta-dispositivo de fixação-peça, etc.. Em seguida será descrito todo o equacionamento utilizado para o cálculo das condições de mínimo custo e de máxima produção e, depois, será comentado em que situação cada condição deve ser utilizada diante das demais condições de usinagem e de qualidade da peça. Também comentar-se-á como os novos paradigmas da manufatura influenciam no equacionamento das condições econômicas de usinagem.

8.1 - Ciclos e Tempos de Usinagem

O ciclo de usinagem de uma peça, pertencente a um lote de Z peças, é constituído diretamente pelas seguintes fases:

1. Colocação e fixação da peça
2. Aproximação e posicionamento da ferramenta
3. Corte
4. Afastamento da ferramenta
5. Inspeção (se necessário) e retirada da peça

Além destas fases, tomam parte indiretamente no ciclo de usinagem (para um lote de Z peças)

6. Preparo da máquina
7. Remoção da ferramenta para sua substituição
8. Recolocação e ajustagem da nova ferramenta

Cada uma das fases acima vai ser denominada como segue:

- t_t = tempo total de usinagem de uma peça
- t_c = tempo de corte (fase 3)
- t_s = tempo secundário (fases 1 e 5)
- t_a = tempo de aproximação e afastamento (fases 2 e 4)
- t_p = tempo de preparo da máquina (fase 6)
- t_{ft} = tempo de troca da ferramenta (fases 7 e 8)

O tempo total de usinagem de uma peça, dentro de um lote de Z peças, será:

$$t_t = t_c + t_s + t_a + \frac{t_p}{Z} + \frac{N_t}{Z} t_{ft} \quad (8.1)$$

onde:

peça |

onde:
 $t_1 = t_e$

$t_2 = t_e$

8.1.1

confec
peça,

Onde: N_t = número de trocas da ferramenta para a usinagem do lote

$$Z = (N_t + 1)Z_t = (N_t + 1)\frac{T}{t_c} \quad (8.2)$$

$$N_t = Z\frac{t_c}{T} - 1 \quad (8.3)$$

onde: Z_t = número de peças usinadas durante a vida T de uma ferramenta.
Substituindo a equação 8.3 na equação 8.1, tem-se:

$$\begin{aligned} t_t &= t_c + (t_s + t_a + \frac{t_p}{Z}) + (\frac{t_c}{T} - \frac{1}{Z})t_{ft} = \\ &= t_c + (t_s + t_a + \frac{t_p}{Z} - \frac{1}{Z} \cdot t_{ft}) + \frac{t_c}{T} \cdot t_{ft} \end{aligned} \quad (8.4)$$

Pode-se ver na equação 8.4 que o tempo total de usinagem de uma peça pode ser dividido em 3 parcelas, isto é:

$$t_t = t_c + t_1 + t_2 \quad (8.5)$$

onde: t_c = tempo de corte, que diminui com o aumento da velocidade de corte.
 t_1 = tempo improdutivo, referente à colocação, inspeção e retirada da peça, aproximação e afastamento da ferramenta, substituição da ferramenta e preparo da máquina para a usinagem de um lote, que é independente da velocidade de corte.
 t_2 = tempo relacionado com a troca da ferramenta. Quanto maior a velocidade de corte, menor a vida da ferramenta e maior é o número de paradas da máquina para substituição da mesma e vice-versa. Portanto, maior também esta parcela.

8.1.1 - Velocidade de Corte de Máxima Produção (v_{cmaxp})

É, como já foi visto, a velocidade de corte em que o tempo total de confecção de uma peça (t_t) é mínimo. Em um torneamento cilíndrico de uma peça, tem-se:

$$l_f = v_f \cdot t_c = f \cdot n \cdot t_c$$

Onde, a rotação da peça n pode ser dada por:

$$n = \frac{1000 \cdot v_c}{\pi \cdot d}$$

Assim, tem-se, no torneamento cilíndrico, que:

$$t_c = \frac{l_f \cdot \pi \cdot d}{1000 \cdot f \cdot v_c} \quad (8.6)$$

onde: l_f = percurso de avanço em mm
 d = diâmetro da peça em mm
 f = avanço em mm/volta
 v_c = velocidade de corte em m/min

Em operações onde o avanço da ferramenta não segue uma trajetória retilínea (copiagem de um perfil, por exemplo) e/ou a velocidade de avanço não é constante (torneamento de face com variação de rotação para manter a velocidade de corte constante, por exemplo), o cálculo do tempo de corte não pode ser feito usando a equação 8.6. Nestes casos, ou se deduz a equação do tempo de corte em função da velocidade e comprimento de avanço usando integração, ou, de uma maneira mais simples, se cronometra este tempo.

Substituindo-se a equação 8.6 na 8.4, tem-se:

$$t_t = \frac{l_f \cdot \pi \cdot d}{1000 \cdot f \cdot v_c} + (t_s + t_a + \frac{t_p}{Z} - \frac{1}{Z} \cdot t_{ft}) + \frac{l_f \cdot \pi \cdot d}{1000 \cdot f \cdot v_c \cdot T} \cdot t_{ft} \quad (8.7)$$

mas: $T = \frac{K}{v_c^x}$ (8.8) - fórmula de Taylor, conforme visto no capítulo 7.

Substituindo 8.8 em 8.7, tem-se:

$$t_t = \frac{l_f \cdot \pi \cdot d}{1000 \cdot f \cdot v_c} + (t_s + t_a + \frac{t_p}{Z}) + (\frac{l_f \cdot \pi \cdot d \cdot v_c^{x-1}}{1000 \cdot f \cdot K} - \frac{1}{Z}) \cdot t_{ft} \quad (8.9)$$

constit

cidade
corte d
dente c
a veloc

Fi
f
i

Comparando-se a equação 8.9 com a 8.5, vê-se que as 3 parcelas que constituem o tempo total de confecção de 1 peça tem os seguintes valores:

(8.5)

$$t_c = \frac{l_f \cdot \pi \cdot d}{1000 \cdot f \cdot v_c};$$

(8.6)

$$t_1 = t_s + t_a + \frac{t_p}{Z} - \frac{t_{ft}}{Z};$$

$$t_2 = \frac{l_f \cdot \pi \cdot d \cdot v_c^{x-1}}{1000 \cdot f \cdot K} \cdot t_{ft}$$

A figura 8.1 apresenta a variação destas 3 parcelas em função da velocidade de corte. Vê-se na figura que, como citado anteriormente, o tempo de corte diminui com o crescimento da velocidade de corte, o tempo t_1 é independente da velocidade e o tempo t_2 , relativo à troca da ferramenta, aumenta com a velocidade de corte.

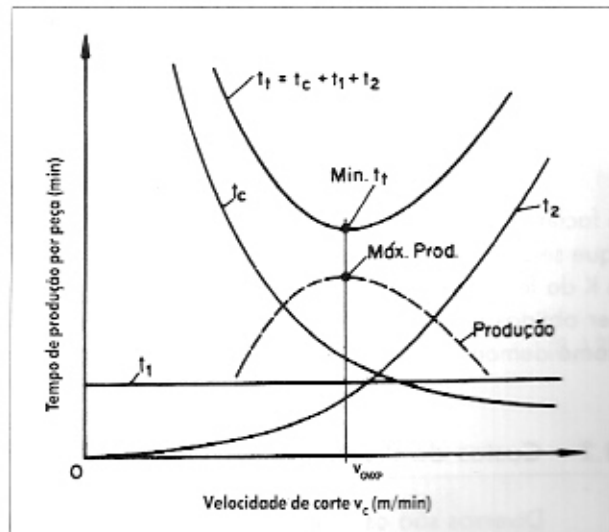
ajetória
avanço
rante a
rte não
ção do
usando
po.

(8.7)

lo 7.

(8.9)

Figura 8.1 - Tempo de Produção por Peça X Velocidade de Corte



O valor da velocidade de máxima produção (mínimo tempo de produção) é o ponto de mínimo da função expressa na equação 8.9. Admitindo-se o avanço e a profundidade de usinagem constantes, para se obter o mínimo desta função, faz-se:

$$\frac{dt_t}{dv_c} = -\frac{l_f \cdot \pi \cdot d}{1000 \cdot f \cdot v_c} + \frac{(x-1) \cdot l_f \cdot d \cdot v_c^{x-2}}{1000 \cdot f \cdot K} \cdot t_{ft}$$

Assim, para $dt/dv_c = 0$:

$$-\frac{1}{v_{cmxp}^2} + \frac{(x-1) \cdot v_{cmxp}^{x-2}}{K} \cdot t_{ft} = 0$$

Logo, a velocidade de máxima produção pode ser dada por:

$$v_{cmxp} = \sqrt[x]{\frac{K}{(x-1) \cdot t_{ft}}} \quad (8.10)$$

Substituindo-se o valor de v_{cmxp} obtido na equação 8.10, na fórmula de Taylor (equação 8.8), obtém-se a vida da ferramenta para a máxima produção:

$$T_{m xp} = (x-1) \cdot t_{ft} \quad (8.11)$$

Vê-se na equação 8.10, que a velocidade de corte de máxima produção é facilmente obtida, bastando para isto se ter o tempo de troca da ferramenta (que se consegue com simples cronometragem da operação) e os valores de x e K da fórmula de Taylor para o par ferramenta-peça em questão, que podem ser obtidos em tabelas ou, preferencialmente, no próprio processo produtivo, como demonstraram Vilella et al (1989).

8.2 - Custos de Produção

Diversos são os custos envolvidos na produção de uma peça. Pode-se dividi-los em 2 categorias: aqueles devidos ao processo propriamente dito,

comi
dore
conti
ta, e
ca d
ra cc
ção

Kp
Kus
Kuf
Kum

outr
parc

ondi

ondi

e pro-
limitin-
bter o

como custo das ferramentas e custo de ocupação das máquinas e dos operadores e aqueles não diretamente envolvidos com o processo, como custo de controle de qualidade, custo da matéria-prima, custo da mão de obra indireta, etc. Para a análise dos custos com o fim de se obter a velocidade econômica de corte (velocidade de mínimo custo), só é necessário considerar a primeira categoria de custos. Assim, os custos diretamente envolvidos com a produção de uma peça por usinagem são:

- K_p = custo de produção por peça
- K_{us} = custo da mão de obra de usinagem
- K_{uf} = custo das ferramentas (depreciação, troca, afiação, etc.)
- K_{um} = custo da máquina (depreciação, manutenção, espaço ocupado, energia consumida, etc.)

Onde:

$$K_p = K_{us} + K_{um} + K_{uf} \quad (8.11)$$

(8.10)

Relembrando, o custo de produção por peça deveria também envolver outros custos, mas para os objetivos desta análise somente a somatória destas 3 parcelas da equação 8.11 é suficiente.

Estas 3 parcelas citadas podem ser dadas por:

ula de
jução:

$$K_{us} = t_t \frac{Sh}{60} \quad (\text{R\$/peça}) \quad (8.12)$$

(8.11)

onde: t_t = tempo total de confecção por peça em minutos
 Sh = salário e encargos do operador em R\$/hora

dução
menta
as de x
odem
utivo,

$$K_{um} = \frac{t_t}{H.60} \left[(V_{mi} - V_{mi} \cdot \frac{m}{M}) \cdot j + \frac{V_{mi}}{M} + K_{mc} + Em. Kc \cdot j \right] \quad (\text{R\$/peça}) \quad (8.13)$$

onde: V_{mi} = valor inicial de aquisição da máquina em R\$;
 m = idade da máquina em anos;
 M = vida prevista para a máquina em anos;
 j = taxa de juros por ano;

ode-se
e dito,

K_{mc} = custo anual de manutenção da máquina em R\$/ano;
 E_m = espaço ocupado pela máquina em m^2 ;
 K_e = custo do m^2 ocupado pela máquina em R\$/ m^2 .ano;
 S_m = custo total da máquina em R\$/hora
 H = número de horas de trabalho por ano.

A
fazendo

$$\text{Assim: } K_{um} = \frac{t_t}{60} \cdot S_m \quad (8.14)$$

No caso de se utilizar pastilhas intercambiáveis como ferramenta, o custo da ferramenta por vida é dado por:

$$K_{ft} = \frac{V_{si}}{N_{fp}} + \frac{K_{pi}}{N_s} \quad (\text{R\$/vida da ferramenta}) \quad (8.15)$$

C

onde: N_{fp} = vida média do porta-ferramentas, em quantidade de arestas de corte, até sua possível inutilização;

Onde:

V_{si} = custo de aquisição do porta-ferramenta;

N_s = número de aresta de corte da pastilha intercambiável;

K_{pi} = custo de aquisição da pastilha intercambiável.

P

O custo da ferramenta por peça é dado por:

$$K_{uf} = \frac{K_{ft}}{Z_t} \quad (\text{R\$/peça}) \quad (8.16)$$

S

onde: Z_t = número de peças usinadas por vida T da ferramenta.

8.2.1 - Vida Econômica da Ferramenta

Da equação 8.11 tem-se que: $K_p = K_{us} + K_{um} + K_{uf}$

A

Substituindo-se as equações 8.12, 8.14 e 8.16 em 8.11, tem-se:

S

$$K_p = t_t \cdot \frac{Sh}{60} + t_t \cdot \frac{S_m}{60} + \frac{K_{ft}}{Z_t} = \frac{t_t}{60} \cdot (Sh + S_m) + \frac{t_c}{T} \cdot K_{ft} \quad (8.17)$$

A equação 8.9 expressa o valor de t_1 . Assim, substituindo 8.9 em 8.17 e fazendo-se as passagens necessárias, tem-se:

$$Kp = \left(\frac{t_1}{60} - \frac{1}{Z}\right) \cdot (Sh + Sm) + \frac{t_c}{60} \cdot (Sh + Sm) + \frac{t_c}{T} \cdot (K_{ft} + \frac{t_{ft}}{60} (Sh + Sm)) \quad (8.18)$$

Ou ainda:
$$Kp = C_1 + \frac{t_c}{60} \cdot C_2 + \frac{t_c}{T} \cdot C_3 \quad (8.19)$$

Onde: C_1 = constante independente da velocidade de corte em R\$/peça;
 C_2 = soma das despesas com mão de obra e com máquina em R\$/hora;
 C_3 = constante de custo relativo à ferramenta.

Para o caso do torneamento cilíndrico, t_c é dado por

$$t_c = \frac{l_f \cdot \pi \cdot d}{1000 \cdot f \cdot v_c} \quad (8.16)$$

Substituindo-se esta expressão na equação 8.19, tem-se:

$$Kp = C_1 + \frac{\pi \cdot d \cdot l_f}{60 \cdot 1000 \cdot f \cdot v_c} \cdot C_2 + \frac{\pi \cdot d \cdot l_f}{1000 \cdot f \cdot v_c \cdot T} \cdot C_3 \quad (8.20)$$

Mas, pela equação de Taylor tem-se que: $T = K \cdot v_c^{-x}$

Substituindo-se T na equação 8.20, tem-se que:

$$Kp = C_1 + \frac{\pi \cdot d \cdot l_f}{60 \cdot 1000 \cdot f \cdot v_c} \cdot C_2 + \frac{\pi \cdot d \cdot l_f \cdot v_c^{x-1}}{1000 \cdot f \cdot K} \cdot C_3 \quad (8.21)$$

Analogamente à equação de tempo total de usinagem por peça (t), o custo de usinagem de uma peça (K_p) se compõe de 3 parcelas, mostradas na figura 8.2. O primeiro termo C_1 independe da velocidade de corte. O segundo termo diminui a medida que a velocidade de corte cresce e o terceiro termo aumenta a medida que a velocidade cresce, já que $(x-1)$ o expoente a que a velocidade de corte está elevado na equação 8.21 é sempre maior que zero.

O valor mínimo de K_p (admitindo-se f e a_p constantes), obtém-se quando a derivada da expressão 8.21 em função da velocidade de corte for nula. Assim:

$$\frac{dK_p}{dv_c} = -\frac{\pi \cdot d \cdot l_f}{60 \cdot 1000 \cdot f \cdot v_c^2} \cdot C_2 + \frac{(x-1) \cdot \pi \cdot d \cdot l_f \cdot v_c^{x-2}}{1000 \cdot f \cdot K} \cdot C_3 = 0 \quad 8.3$$

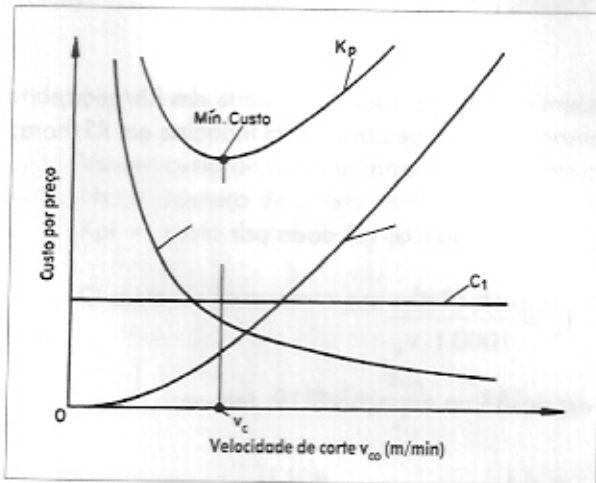


Figura 8.2 - Custo por Peça X Velocidade de Corte

Logo, a velocidade de corte de mínimo custo será:

$$v_{co} = \sqrt[x]{\frac{C_2 \cdot K}{60 \cdot (x-1) \cdot C_3}} \quad (8.22)$$

Diferentemente da expressão da velocidade de máxima produção, a expressão para velocidade de mínimo custo possui parâmetros de mais difícil obtenção no processo produtivo, pois depende do valor de S_m ($C_2 = S_h + S_m$

e $C_3 = K_{fz} + \frac{t_f}{60} (S_h + S_m)$) que, como pode ser visto nas equações 8.13 e

8.1.
dos
mer
8.3
tem
máx
cust
este
velo
ser |
ser |
ond
mes
valc
míni
outr
de t

(t), o
las na
gundo
termo
que a
zero.
ando
Assim:

8.14, é um parâmetro que depende de diversos valores difíceis de serem obtidos de uma maneira rigorosa em um processo produtivo.

Substituindo o valor de v_{co} na fórmula de Taylor, tem-se a vida da ferramenta para a condição de mínimo custo, que é dada por:

$$T_0 = \frac{60(x-1) \cdot C_3}{C_2} = \frac{60(x-1) \cdot K_{ft}}{Sh + S_m} + (x+1) \cdot t_{ft} \quad (8.23)$$

8.3 - Intervalo de Máxima Eficiência

A figura 8.3 mostra as curvas de custo total de usinagem por peça (K_p) e de tempo total de confecção (t) contra a velocidade de corte. Define-se intervalo de máxima eficiência (IME) o intervalo compreendido entre as velocidades de mínimo custo (v_{co}) e de máxima produção (v_{cmp}).

É muito importante que os valores de velocidade de corte realmente utilizados estejam neste intervalo. Por exemplo, se o valor de v_c utilizado estiver logo abaixo da velocidade de mínimo custo (portanto fora do IME), o custo da peça em usinagem vai ser próximo do mínimo, mas o tempo para fabricá-la, vai ser bem alto. Como pode ser visto na figura 8.3, existe um outro valor de velocidade de corte, dentro do IME, onde o custo é idêntico, mas o tempo de confecção de uma peça é bem menor. O mesmo se pode falar do outro extremo do IME. Se o valor de v_c for logo acima do valor de v_{cmp} (portanto fora do IME), o tempo de confecção de uma peça é próximo do mínimo, mas o custo de produção da peça é alto. Na figura 8.3, vê-se que existe um outro valor de velocidade de corte dentro do IME, para o qual o tempo de confecção de uma peça é idêntico, mas o custo é bem menor.

(8.22)

v, a ex-
: difícil
+ S_m

3.13 e

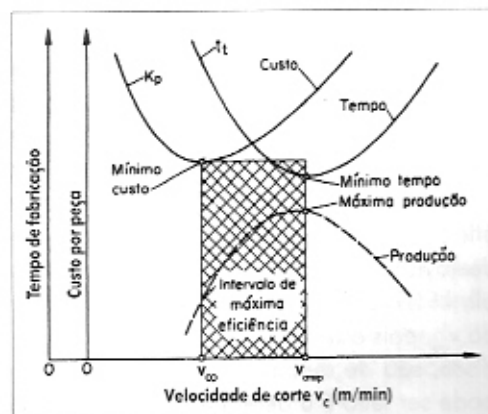


Figura 8.3 - Intervalo de Máxima Eficiência

Há que se ressaltar que toda a análise feita foi baseada na escolha prévia do avanço, da profundidade de usinagem e da ferramenta. Estes devem ser escolhidos previamente, baseados nas condições de contorno do processo, quais sejam: tipo da operação (operação de desbaste ou de acabamento), potência da máquina, rigidez do sistema máquina-ferramenta-dispositivo de fixação-peça, etc., conforme já foi discutido nos capítulos 4, 5, 6 e 7.

Para concluir este item, deve-se afirmar um princípio que nem sempre é bem entendido no meio produtivo, que resulta da análise feita acima: Nem sempre aumentar a velocidade de corte significa aumentar a produção horária de peças e, nem sempre diminuir a velocidade de corte significa diminuir os custos de produção.

8.3.1 - Considerações sobre a Escolha da Velocidade de Corte dentro do IME

Já foi citado que a velocidade de corte a ser escolhida deve estar dentro do IME, porém deve-se ainda analisar quais são as circunstâncias em que a velocidade deve se aproximar da v_{cmax} ou se aproximar da v_{co} .

Algumas situações são óbvias. Em um período de alta produção, onde o prazo de entrega do produto é crítico, a velocidade deve se aproximar da v_{cmax} (nunca ultrapassá-la), enquanto em um período de baixa produção, a velocidade de corte deve se aproximar de v_{co} (nunca ser menor que ela). Porém, esta mudança da velocidade de corte baseada na situação da produção raramente é implementada na prática, pois a definição da velocidade de corte é feita ou na folha de processo (e aí não é alterada facilmente) ou pelo próprio operador que, em geral, não tem conhecimento suficiente para variar a velocidade de corte baseado nestes fatores.

Em uma célula ou uma linha de produção, a máquina gargalo (aquela que tem o maior tempo padrão da célula ou linha) deve trabalhar próxima à condição de máxima produção (já que se deseja otimizar o tempo de produção nesta máquina), enquanto as outras máquinas devem trabalhar próximas à condição de mínimo custo, já que diminuir tempo não é importante nestas máquinas.

Há que se considerar aqui que, na maior parte dos sistemas produtivos, é fácil se ter uma idéia do valor da v_{cmax} , já que esta só depende das constantes de Taylor (que podem ser obtidas no próprio processo produtivo - ver Vilella et al, 1989) e do tempo de troca da ferramenta, mas não é tão fácil saber o valor da v_{co} , pois esta depende de fatores que estão frequentemente variando e, além disso, são de determinação pouco precisa. Nestes sistemas produtivos, o que pode ser feito é a determinação do valor da v_{cmax} e sempre trabalhar em veloci-

dade de
de perder
equação:
Dc

M

(

Er

Es
que v_{co} (
Er
condiçã
se utiliz
nação d
velocida
que o m
pouco r
(1989)
abordac
que afir
trabalh
alto. Em
na conc
ção de
de máx
ção otit

dade de corte pouco abaixo dela. Desta forma fica garantido que tal velocidade pertence ao IME, pois v_{cmp} é sempre maior que v_{co} , como pode ser visto nas equações seguintes.

Das equações 8.10 e 8.22, tem-se que:

$$\frac{v_{cmp}}{v_{co}} = \sqrt[3]{\frac{K \cdot 60 \cdot (x-1) \cdot C_3}{(x-1) \cdot t_{ft} \cdot C_2 \cdot K}}$$

Mas, das equações 8.18 e 8.19, tem-se que:

$$C_2 = Sh + Sm \quad \text{e} \quad C_3 = K_{ft} + \frac{t_{ft}}{60} \cdot (Sh + Sm)$$

Então:

$$\frac{v_{cmp}}{v_{co}} = \sqrt[3]{\frac{60 \cdot (K_{ft} + \frac{t_{ft}}{60}) \cdot (Sh + Sm)}{(Sh + Sm) \cdot t_{ft}}} = \sqrt[3]{\frac{60 \cdot K_{ft}}{t_{ft}} + 1}$$

Esta relação é sempre maior que 1 e, portanto, v_{cmp} é sempre maior que v_{co} (C.Q.D.).

Entretanto, deve ser estimado o custo da peça quando se utiliza a condição de máxima produção ou o tempo de produção da peça, quando se utiliza a condição de mínimo custo. Seria sempre interessante que a inclinação das curvas de custo X velocidade de corte e de tempo de produção X velocidade de corte fosse pequena, a fim de se ter custo baixo (pouco maior que o mínimo) na condição de máxima produção e tempo baixo (também pouco maior que o mínimo) na condição de mínimo custo. Vilella et al (1989) realizaram um aprofundamento deste assunto, que não será aqui abordado. Vale a pena, porém, citar a principal conclusão deste trabalho, que afirma que somente quando a ferramenta é muito cara, não se deve trabalhar próximo à condição de máxima produção, pois o custo seria muito alto. Em todos os outros casos os autores demonstram que o custo por peça na condição de máxima produção, não é muito maior que o custo na condição de mínimo custo e, então, afirmam que o estabelecimento da condição de máxima produção é condição suficiente para a determinação da condição otimizada do processo.

8.3.2 - Utilização do Intervalo de Máxima Eficiência dentro dos Modernos Sistemas de Manufatura

O equacionamento das condições de mínimo custo e de máxima produção foi desenvolvido na época em que a produção de bens normalmente era realizada em lotes bastante grandes, com máquinas mecanicamente automatizadas e com tempo de preparação bastante grandes. Hoje os paradigmas da manufatura se alteraram significativamente. Os lotes de produção são cada vez menores, o tempo de preparação das máquinas tendem a zero e as máquinas modernas possibilitam um tempo de troca da ferramenta (t_p) bastante baixo ou mesmo zero (em centros de usinagem, a substituição de uma ferramenta é feita quando outra ferramenta está usinando a peça).

É necessário então, analisar-se como estas mudanças na manufatura influenciam no estabelecimento das condições econômicas de corte. No tocante a este assunto, vários são os questionamentos que se levantam. Aqui, serão analisados três deles.

1. O que ocorre com os modelos descritos quando o tempo de troca da ferramenta é igual ou próximo a zero?

Quando $t_p = 0$, a velocidade de máxima produção é igual a infinito (ver equação 8.10) e a velocidade de mínimo custo aumenta, pois C_3 diminui (ver equações 8.18, 8.19 e 8.22). A condição real de máxima produção, torna-se então a máxima velocidade que o sistema consegue suportar, levando em conta a potência e rotação da máquina, a rigidez do sistema e a qualidade da peça. Pode ocorrer nestes casos, da condição de máxima produção se distanciar bastante da condição de mínimo custo, tornando o custo de se trabalhar na máxima produção muito alto. Isto ocorre principalmente quando a ferramenta é muito cara.

2. O que ocorre com os modelos descritos quando o tempo de preparação da máquina para usinar um lote (t_p) é muito pequeno?

No passado se tinha grandes tempos de preparação (t_p) com grandes lotes de produção (Z). Hoje se tem pequenos tempos de preparação com pequenos lotes de produção. Assim, o parâmetro t_p/Z que entra no cálculo do tempo total de fabricação de uma peça (t_f), que é utilizado tanto na computação da velocidade de máxima produção, quanto na de mínimo custo, não se altera grandemente e, assim, os valores de v_{co} e v_{cmax} , também não se alteram grandemente. Mudou-se um paradigma, mas o equacionamento continuou válido.

3. O que ocorre com os modelos descritos quando a vida da ferramenta (T ou Z_p) é maior que o tamanho do lote (Z), já que este tem diminuído bastante?

Quando isto ocorre, a utilização da equação de Taylor (equação 8.8) fica prejudicada e toda a modelagem feita neste capítulo carece de abordagem especial. Um recurso para situações em que se tem pequenos lotes de peças, constituindo uma família de peças que possuem o mesmo material e formas e dimensões bastante semelhantes, agrupadas usando Tecnologia de Grupo, é considerá-los como se fossem um único lote, neste caso com um número de peças suficientemente grande para a aplicação do exposto neste capítulo.

Bibliografia

- Ferraresi, D., "Fundamentos da Usinagem dos Metais". Editora Edgard Blucher, São Paulo, 1977
- Vilella, R. C., Diniz, A. E., Cupini, N. L. e Rodrigues, A. C. S. "Otimização das Condições de Usinagem em Células de Fabricação", *Revista Máquinas e Metais*, No. 281, pp. 48-54, 1989.
- Bernardo, V. e Coppini, N.L., "Inteligência Artificial aplicada à Otimização das Condições de Usinagem", *Revista Máquinas e Metais*, No. 369, pp. 76-87, 1996
- Cupini, N.L. e Botocchio, M.C.A., "Otimização das Condições de Usinagem Através de um Sistema Especialista", *Anais do III Congresso de Engenharia Mecânica do Norte-Nordeste*, Belém, Vol. 2, pp. 564-567, 1994
- Miguel, P.A.C. and Coppini, N.L., "Cost per Piece Determination in Machining Process: An Alternative Approach", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 36(8), pp. 939-946, 1996

CAPÍTULO 9

USINABILIDADE DOS
MATERIAIS

De um modo geral, usinabilidade pode ser definida como uma grandeza tecnológica que expressa, por meio de um valor numérico comparativo (índice de usinabilidade), um conjunto de propriedades de usinagem de um material em relação a outro tomado como padrão. Em outras palavras, pode-se entender usinabilidade como o grau de dificuldade de se usar um determinado material. Entende-se como propriedades de usinagem de um material, aquelas que expressam seu efeito sobre grandezas mensuráveis inerentes ao processo de usinagem, tais como a vida da ferramenta, o acabamento superficial da peça, os esforços de corte, a temperatura de corte, a produtividade, as características do cavaco. Pode-se ter um material que tenha uma boa usinabilidade quando se leva em conta uma propriedade de usinagem, como por exemplo a vida da ferramenta e não possuir boa usinabilidade quando se leva em conta outra propriedade, como por exemplo a rugosidade da peça usinada.

A usinabilidade depende do estado metalúrgico da peça, da dureza, das propriedades mecânicas do material, de sua composição química, das operações anteriores efetuadas sobre o material (sejam a frio ou a quente) e do eventual encruamento.

Mas a usinabilidade não depende somente das condições intrínsecas do material, mas também das condições de usinagem, das características da ferramenta, das condições de refrigeração, da rigidez do sistema máquina-dispositivo de fixação-peça-ferramenta e dos tipos de trabalho executados pela ferramenta (operação empregada, corte contínuo ou intermitente, condições de entrada e saída da ferramenta). Assim, um material pode ter um valor de usinabilidade baixo em certas condições de usinagem e um valor maior em outras condições de usinagem, por exemplo.

9.1 - Ensaios de Usinabilidade

Diversos métodos são propostos para a medição do índice de usinabilidade. O método mais aceito é um ensaio chamado de longa duração, onde o material ensaiado e o material tomado como padrão são usinados até o

fim da vida da ferramenta, ou até um determinado valor de desgaste da ferramenta (V_f ou K_f), em diversas velocidades de corte diferentes. Este ensaio permite a obtenção da velocidade de corte para uma vida determinada da ferramenta (20 minutos - v_{c20} - ou 60 minutos - v_{c60}). O índice de usinabilidade (I.U.) é então dado pela relação entre a v_{c20} (ou v_{c60}) do material ensaiado e aquela correspondente ao material tomado como padrão, ao qual se dá o índice 100%.

$$I.U. = \frac{v_{c20} \text{ (mat. ensaiado)}}{v_{c20} \text{ (padrão)}} \quad (9.1)$$

O material padrão mais utilizado quando se trata de ensaios de aços é o aço AISI B1112.

Este ensaio de longa duração leva em conta a propriedade de usinagem (critério de usinabilidade) vida da ferramenta. Além deste, existem diversos outros ensaios, chamados de curta duração, usando além do critério de vida da ferramenta, outros critérios tais como a força de usinagem, o acabamento superficial, etc.. São chamados de curta duração, porque são utilizadas condições forçadas de usinagem e/ou materiais de ferramentas pouco resistentes ao desgaste, a fim de que a vida da ferramenta termine rapidamente e o ensaio possa ser realizado em curto espaço de tempo. Outras vezes, quando o ensaio não é baseado em vida da ferramenta, como quando o critério é a força de usinagem ou a rugosidade da peça, ele também é de curta duração, pois com somente algumas passadas da ferramenta na peça, pode-se obter os valores desejados, não se necessitando que o desgaste cresça até o fim da vida da ferramenta.

9.2 - A Usinabilidade e as Propriedades do Material

É comum se pensar no meio produtivo que a usinabilidade é uma propriedade intrinsecamente ligada à dureza do material da peça e à sua resistência mecânica. Assim, segundo esse raciocínio, um material mole é de boa usinabilidade e um material duro de baixa usinabilidade. Porém, este raciocínio é falso. Embora a dureza e a resistência mecânica sejam fatores importantes de influência na usinabilidade do material, outros fatores também são bastante importantes, como a quantidade de inclusões e de aditivos para melhorar a usinabilidade, a quantidade de partículas duras, a micro-estrutura, a tendência ao empastamento do cavaco do material na superfície de saída da ferramenta,

etc.. Por exemplo, pode-se ter um aço inoxidável tipo 303 (que possui sulfetos de manganês para melhorar sua usinabilidade) com dureza idêntica ao tipo 316. Porém, a usinabilidade do primeiro é muito maior que a do segundo.

A seguir será descrito como algumas das propriedades dos materiais podem influenciar na usinabilidade.

Dureza e Resistência Mecânica

Valores baixos de dureza e resistência mecânica normalmente favorecem a usinabilidade. Quando porém se tem materiais muito dúcteis (materiais que se deformam muito plasticamente antes de se romperem) a baixa dureza pode causar problemas, pois facilita a formação de aresta postiça de corte, com as inconveniências já citadas no capítulo 6. Nestes casos, é bom que a dureza seja aumentada através de trabalho a frio.

Dutilidade

Baixos valores de dutilidade são geralmente benéficos à usinabilidade. A formação de cavacos curtos é facilitada e se tem menor perda de energia com o atrito cavaco-superfície de saída da ferramenta. Porém, em geral, consegue-se baixa dutilidade com alta dureza e vice-versa. Uma usinabilidade ótima se obtém com um compromisso entre dureza e dutilidade.

Condutividade Térmica

Uma alta condutividade térmica do material da peça significa que o calor gerado pelo processo é rapidamente retirado da região de corte e, assim, a ferramenta não é excessivamente aquecida e, portanto, não se desgasta tão rapidamente. Então, uma alta condutividade térmica favorece a usinabilidade do material. Porém, esta propriedade não pode ser facilmente alterada dentro de um determinado grupo de materiais, isto é, todos os aços sem liga tem condutividade térmica similares, o mesmo acontecendo entre os aços ligados, aços inoxidáveis, alumínio, ferros fundidos, etc. Dentre os tipos de materiais mais usados, os que tem maior condutividade térmica são os alumínio, seguidos pelos aços sem liga, vindo depois os aços ligados e os aços inoxidáveis.

Deve-se aqui considerar que, quando o material tem alta condutividade térmica e, por isso, retém boa parte do calor gerado, é necessário que haja uma refrigeração eficiente, a fim de que se evite exces-

siva dilatação térmica da peça (e com isso obtenha-se tolerâncias apertadas) e que não se danifique a sua estrutura superficial.

Taxa de Encruamento

Quando metais são deformados plasticamente, eles aumentam sua resistência. A esse fenômeno dá-se o nome de encruamento. O nível de encruamento depende da taxa de deformação e da habilidade do material em encruar. Uma alta taxa de encruamento significa que a resistência do material é bastante aumentada, para um determinado nível de deformação plástica.

Os aços inoxidáveis austeníticos e diversas ligas resistentes à alta temperatura são materiais que possuem alta taxa de encruamento. Aços carbonos são exemplos de materiais com taxas muito baixas de encruamento. Se o material possui uma alta taxa de encruamento, ele requer muita energia para a formação do cavaco (valor alto da pressão específica de corte - baixa usinabilidade). Com isto, o corte acarretará um substancial aumento de dureza numa fina camada da superfície usinada. Também, devido à alta taxa de encruamento, a formação da aresta postiça de corte fica facilitada.

Para se usinar com eficiência materiais com alta taxa de encruamento, necessita-se que a ferramenta possua aresta de corte afiada e ângulo de saída bem positivo, a fim de que a deformação causada no cavaco seja pequena. Nestes materiais, um encruamento anterior à usinagem, através de trabalho a frio, pode ser vantajoso, pois diminui a ductilidade do material (diminui a zona plástica) e, com isso, reduz a possibilidade de formação da aresta postiça de corte.

A seguir, vão ser feitos comentários sobre a influência de características do material na sua usinabilidade, para os três tipos de materiais mais usados na indústria atual, que são os alumínio, os aços e os ferros fundidos. Algumas destas características já foram citadas neste item, pois são válidas para os materiais em geral. No próximo item descrever-se-á as características que se aplicam somente ao material em questão.

9.3 - Fatores Metalúrgicos que Afetam a Usinabilidade das Ligas de Alumínio

O alumínio em geral pode ser facilmente usinado. A energia consumida por unidade de volume do metal removido é muito baixa. Apenas o magnésio e suas ligas podem ser usinadas com a mesma taxa de energia consumida e o desgaste da ferramenta raramente é um problema (exceção feita às ligas de

alumínio-silício, onde as partículas de silício presentes são altamente abrasivas e desgastam rapidamente a ferramenta de metal duro). As temperaturas de usinagem são geralmente baixas e altas velocidades de corte podem ser usadas. Com relação porém aos critérios de usinabilidade baseados na rugosidade da peça e na característica do cavaco, não se pode dizer que o alumínio tenha uma boa usinabilidade, pois em condições normais de usinagem, o cavaco formado é longo e o acabamento superficial obtido é insatisfatório. Porém, bons acabamentos superficiais podem ser obtidos se a velocidade de corte for suficientemente alta e a geometria da ferramenta for adequada.

As características de usinagem do alumínio e suas ligas podem ser afetadas pela variação de alguns fatores como elementos de liga, impurezas, processos de fundição e tratamentos aplicados ao metal.

As propriedades mecânicas e térmicas do alumínio puro são fatores decisivos nas características de usinagem de suas ligas. O alumínio apresenta um módulo de elasticidade de cerca de 1/3 do módulo de elasticidade do aço. Isto significa que, sob a mesma força de corte, o alumínio se deforma três vezes mais que o aço. Este fato tem consequências negativas na obtenção de boas superfícies usinadas e pode gerar deformações indesejadas da peça. Devido a isto também, não se deve utilizar esforços exagerados na fixação das peças.

Embora algumas ligas de alumínio apresentem um limite de resistência equivalente ao de alguns aços de baixo carbono, em temperatura ambiente, em temperaturas elevadas essa resistência é bastante reduzida. Este fato favorece a usinagem destas ligas, já que a elevação da temperatura é inerente ao processo de usinagem e, as ligas de alumínio, por possuírem alta condutividade térmica, atraem para a peça boa parte do calor gerado. Assim, as forças de corte necessárias para a usinagem das ligas de alumínio são bem baixas, quando comparadas com as forças relativas aos aços.

Os efeitos da condutividade térmica e da dureza do material citados no item anterior são particularmente aplicáveis às ligas de alumínio. Assim, sua alta condutividade térmica favorece a usinabilidade e é necessário que a dureza da liga seja maior que 80 HB para que possa apresentar uma boa usinabilidade, já que se a dureza for menor que este valor, a tendência à formação de aresta postiça de corte é muito alta e se torna muito difícil a obtenção de rugosidades baixas da peça em usinagem. O coeficiente de dilatação térmica do alumínio, por ser maior que o do aço e do latão, pode gerar dificuldades de obtenção de tolerâncias apertadas.

Para se evitar a aparição da aresta postiça de corte e garantir um cisalhamento perfeito do cavaco, as ferramentas para corte de alumínio possuem aresta afiada (sem raio na aresta) com ângulos bastante positi-

vos. A figura 9.1 mostra a geometria típica de uma pastilha de torneamento para usinagem de ligas de alumínio.

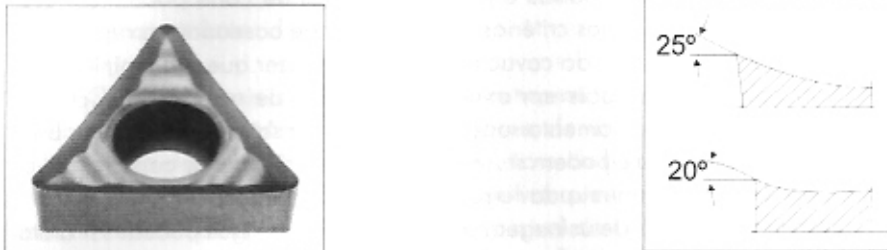


Figura 9.1 - Geometria Típica de Pastilha para Torneamento de Ligas de Alumínio

O material de ferramenta típico para usinagem de ligas de alumínio (com exceção das ligas de alumínio-silício) é o metal duro classe K sem cobertura. A classe K é recomendada pois as temperaturas de corte são baixas e, por isso, a formação do desgaste de cratera via processo difusivo não é um problema. Por outro lado, metais duros a base de carboneto de titânio (classe P) são inadequados para a usinagem de alumínio, devido à grande afinidade físico-química entre o alumínio e o titânio. A ferramenta é sem cobertura pois não se necessita grande resistência ao desgaste e, por outro lado, requer-se uma aresta bastante afiada, o que não é fácil de ser obtido com espessas camadas de cobertura sobre a ferramenta. Além disso, como observado acima, coberturas com titânio não poderiam ser utilizadas.

A tabela 9.1 mostra alguns elementos utilizados na formação de ligas de alumínio e suas respectivas influências na usinabilidade da liga.

Tabela 9.1 - Elementos de Liga e suas Influências na Usinabilidade do Alumínio

Elementos de Liga	Influência na Usinabilidade
Sn, Bi e Pb	Atuam como lubrificantes e como fragilizadores do cavaco
Fe, Mn, Cr e Ni	Combinam entre si ou com o alumínio e/ou com o silício, para formarem partículas duras, que favorecem o quebra do cavaco e que, em grande quantidade, tem efeito abrasivo sobre a ferramenta
Mg	Em teores pequenos (cerca de 0.3%) aumenta a dureza do cavaco e diminui o coeficiente de atrito entre cavaco e ferramenta
Si	Aumenta a abrasividade da peça - a vida da ferramenta diminui com o aumento do tamanho da fase primária do silício
Cu	Forma o intermetálico CuAl ₂ que fragiliza o cavaco
Zn	Não exerce influência na usinabilidade

Necessário se faz tecer alguns comentários sobre a usinagem de ligas eutéticas e hiper-eutéticas de alumínio-silício. Nestas ligas, partículas grandes e duras de silício geram altas taxas de desgaste de flanco. Como já citado no capítulo 5, ferramentas de diamante policristalino tem sido usadas com sucesso para usinar estas ligas sem um desgaste excessivo, que geralmente acontece quando elas são usinadas com ferramentas de metal duro. Quando ferramentas de diamante são usadas a velocidade de corte pode ser muito alta, com valores normalmente limitados pela máquina-ferramenta e não pelo desgaste da ferramenta.

A influência do processo de fundição sobre a usinabilidade de peças fundidas se dá através da influência da velocidade de resfriamento do metal líquido. A fundição em molde de areia apresenta uma baixa velocidade de resfriamento com relação à fundição sob pressão e, por conseguinte, a macroestrutura resultante apresenta-se grosseira e a peça obtida tem baixa resistência à tração e dureza muito baixa, o que geralmente induz à uma baixa usinabilidade, isto é, a peça obtida em fundição em molde de areia proporciona um maior desgaste sobre a ferramenta que a obtida em molde permanente, devido à tendência de formação da aresta postiça de corte.

Também a forma e o tamanho da porosidade relacionada com o processo de fundição utilizado pode afetar a usinabilidade da peça, devido à caracterização de um corte interrompido que acarreta uma aceleração do desgaste da ferramenta.

9.4 - Fatores Metalúrgicos que Afetam a Usinabilidade dos Aços

O fator metalúrgico dos aços predominante com respeito à usinabilidade é, obviamente, a dureza. Como já foi citado, aços de baixo carbono com baixa dureza e alta ductilidade tem tendência à formação da aresta postiça de corte, com conseqüente redução da vida da ferramenta e deterioração do acabamento superficial. Uma maior porcentagem de carbono melhora a usinabilidade devido ao aumento da dureza e diminuição da ductilidade. Em termos da influência da dureza do aço na usinabilidade, pode-se dizer que 200 HB é um valor médio. A medida que se diminui a dureza abaixo deste valor, a tendência à formação da aresta postiça de corte aumenta. Quando se aumenta a dureza acima deste valor, o desgaste da ferramenta via abrasão e difusão passa a ser um fator que afeta negativamente a usinabilidade do material. Uma boa medida para promover o aumento da dureza e diminuição da ductilidade de aços de baixo carbono (que normalmente possuem dureza bem menor que 200HB) é

promover seu encruamento via trabalho a frio. A figura 9.2 mostra a comparação em termos de vida da ferramenta para um aço 1016 (baixo carbono) em diversas operações de usinagem diferentes. Pode-se ver nesta figura que a vida da ferramenta aumentou em todos os casos após a trefilação a frio das barras deste aço, operação que causou o acréscimo de dureza das peças de cerca de 125 HB para 180 HB.

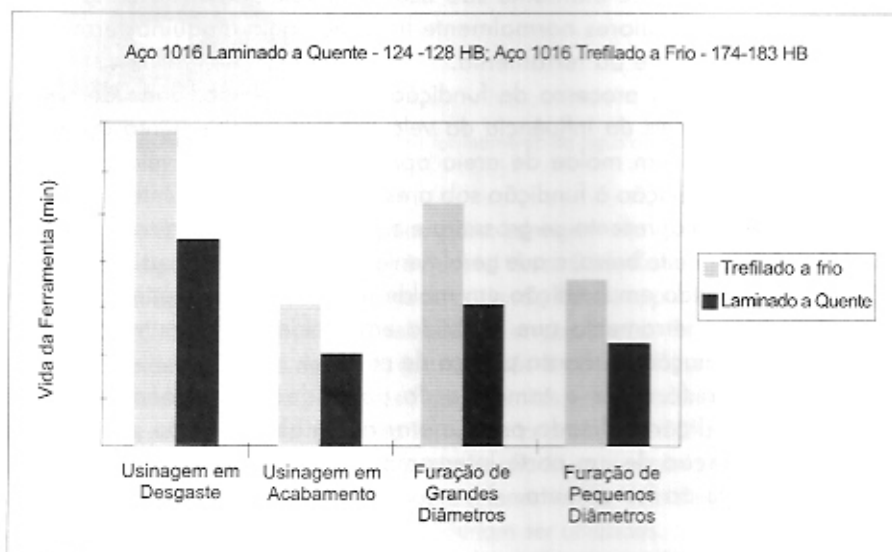


Figura 9.2 - Efeito do Encruamento (por trefilação a frio) na Vida da Ferramenta

Um segundo fator metalúrgico que afeta a usinabilidade dos aços é a microestrutura. A figura 9.3 mostra alguns exemplos de como a variação da microestrutura, via mudança de fase ocasionada por tratamento térmico, afeta a usinabilidade. Pode-se ver na figura 9.3.A que a estrutura martensítica é muito dura e resistente e gera uma vida muito baixa da ferramenta de metal duro. Como foi visto no capítulo 5, aços com estruturas abrasivas somente podem ser usinados com eficiência via processos abrasivos ou utilizando-se de materiais para ferramentas ultra-resistentes, como o cerâmico e o nitreto cúbico de boro. Já a figura 9.3.B mostra que, quando se passa de uma liga com 10% de ferrita e 90% de perlita para uma liga com 35% de ferrita e 65% de perlita, a vida da ferramenta cresce substancialmente, apesar da dureza da peça ter decrescido somente cerca de 6%. Isto acontece devido ao fato de que, quando se diminui o teor de perlita, diminui-se também o teor de cementita (a perlita é uma combinação de ferrita e

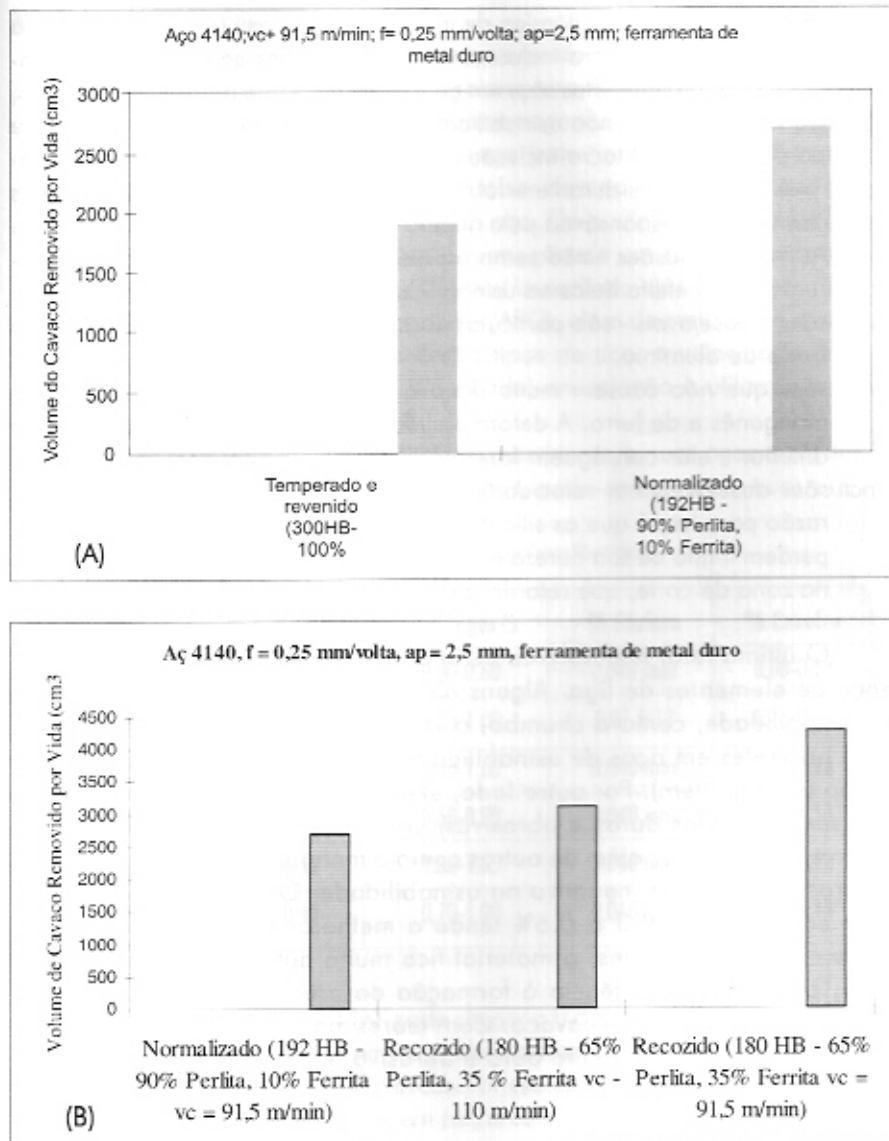


Figura 9.3 - Efeito da Microestrutura na Usinabilidade do Aço 4140 (Chiaverini, 1981)

cementita) que é uma fase extremamente abrasiva, pois é cheia de carbonetos, que são partículas extremamente duras.

Um terceiro fator metalúrgico de influência na usinabilidade dos aços é a presença de inclusões. Macro-inclusões são consideradas aquelas que tem diâmetro maior que 150 μm . Elas são, em geral, muito duras e abrasivas e, por isso, é necessário para fins de boa usinabilidade que se procure ter um material livre deste tipo de inclusões. Macro-inclusões são associadas com aços de baixa qualidade, pois são geradas durante a fabricação do aço no forno. Essas partículas são muitas vezes as responsáveis pela quebra súbita da ferramenta de usinagem..

As micro-inclusões estão sempre presentes em algum nível na composição de um aço. O efeito delas na usinabilidade dos aços pode ser dividido em:

- *Inclusões indesejáveis* - são partículas duras e abrasivas como carbonetos e o óxido de alumínio
- *Inclusões que não causam muito dano à usinabilidade* - são os óxidos de manganês e de ferro. A deformabilidade deles é maior que a do grupo anterior e elas conseguem fazer parte do fluxo do cavaco.
- *Inclusões desejáveis em velocidades de corte altas* - são os silicatos (Si). A razão para isto é que os silicatos em temperaturas suficientemente altas, perdem muito de sua dureza e, portanto, formam uma camada vantajosa na zona de corte, que retarda o desgaste da ferramenta.

O último fator metalúrgico de importância na usinabilidade é a presença de elementos de liga. Alguns elementos de liga tem efeito positivo na usinabilidade, como o chumbo, o enxofre e o fósforo, que geralmente estão presentes em aços de usinabilidade melhorada (que vão ser discutidos no próximo item). Por outro lado, elementos formadores de carboneto (que são partículas duras e abrasivas) como o vanádio, o molibdênio, o nióbio e o tungstênio, além de outros como o manganês, o níquel, o cobalto e o cromo, tem efeito negativo na usinabilidade. O carbono quando presente em teores de 0.3 a 0.6% tende a melhorar a usinabilidade. Com teores menores que estes, o material fica muito dútil e com dureza muito baixa, causando a tendência à formação da aresta postiça de corte e à dificuldade da quebra do cavaco. Com teores maiores que 0.6% de carbono, o material se torna muito duro e abrasivo, desgastando muito rapidamente a ferramenta.

9.4.1 - Aços de Usinabilidade Melhorada (ou de Usinagem Fácil)

Aços de usinagem fácil são aqueles em que se introduzem, de modo controlado, inclusões não metálicas ou de metais moles, com o fim de facilitar a sua usinagem. A seguir descrever-se-á estes 2 tipos de aços.

A) Tipos com Inclusões não Metálicas

Essas inclusões são de sulfeto de manganês e são obtidas pela inclusão de enxofre em quantidade suficiente para combinar-se com o manganês e com o ferro, formando uma série de sulfetos de manganês e de ferro (principalmente o primeiro), os quais são insolúveis no aço (este tipo de aço é chamado de resulfurado). As inclusões de MnS podem ser do tipo globular ou podem tornar-se alongadas durante a laminação do aço. De qualquer modo, elas favorecem a usinabilidade porque causam a formação de um cavaco quebradiço e atuam como uma espécie de lubrificante, impedindo que o cavaco adira à ferramenta e destrua a sua aresta cortante (APC), além de melhorar a qualidade superficial da peça. Na usinagem destes tipos de aço, a velocidade de corte pode ser bastante aumentada (até duplicada) em relação à utilizada em aços não resulfurados.

A tabela 9.2 mostra a composição química de alguns aços deste tipo. A respeito da composição química destes aços, pode-se comentar que:

Tabela 9.2 - Composição Química de Alguns Aços Resulfurados

Tipo SAE	% Carbono	% Manganês	% Fósforo	% Enxofre
1110	0.08-0.13	0.30-0.60	0.040 max	0.08-0.13
1112	0.13 max	0.70-1.00	0.07-0.12	0.16-0.23
1118	0.14-0.20	1.30-1.60	0.040 max	0.08-0.13
1125	0.22-0.28	0.60-0.90	0.040 max	0.08-0.13
1137	0.32-0.39	1.35-1.65	0.040 max	0.08-0.13
1146	0.42-0.49	0.70-1.00	0.040 max	0.08-0.13

- o teor de carbono dos aços 11XX pode chegar a 0.55%, preferindo-se os de maior carbono em aplicações em que, além da usinabilidade, se deseja também melhores propriedades mecânicas. Por exemplo, o aço 1137 substitui muitas vezes os aços 1045 e 1050, em peças como eixos de geradores, certos tipos de parafusos, engrenagens e peças semelhantes, as quais, além da usinabilidade (peças que sofrem muita usinagem), devem ser duras, resistentes ao desgaste e tenazes. O aço 1137 possui índice de usinabilidade 70.
- em alguns tipos de baixo carbono, pode-se introduzir fósforo além dos teores normais. Esse elemento dissolve-se na ferrita, cuja dureza e resistência

mecânica ficam aumentadas, o que melhora a usinabilidade pois promove a ruptura dos cavacos e dificulta a formação da aresta postiça de corte. Não se ultrapassa, entretanto, 0.12% de P, pois do contrário, seus efeitos negativos poderiam prevalecer.

B) Tipos com Introdução de Chumbo

A maioria dos aços da série 10XX e 11XX pode ser encontrada com adição de chumbo, em teores variáveis de 0.15 a 0.35%. O chumbo é adicionado no aço líquido durante o vazamento nos moldes. Como esse metal é insolúvel no aço fundido, forma-se uma fina dispersão de partículas isoladas de chumbo ou este metal forma uma película envolvente em torno das microinclusões de sulfeto. No entanto, o chumbo é bastante poluente e prejudicial à saúde durante este processo de fabricação do aço, o que tem levado à realização de diversas pesquisas para substituição deste elemento por outro (o bismuto tem sido utilizado para este fim), que também melhore a usinabilidade e não prejudique a saúde daqueles que trabalham com ele.

Ao contrário do que ocorre em aços baixo carbono, o encruamento do aço ao chumbo via trabalho a frio, não melhora sua usinabilidade. Gonzales e Cupini (1992) ensaiaram em torneamento aços 12L14 (contem MnS e Pb) trefilados a frio. A usinabilidade caiu a medida que a taxa de redução do material na trefilação aumentou (portanto, a medida que o encruamento aumentou), pelo menos até uma taxa de redução de 41%. Isto se deve ao fato de que a diminuição da ductilidade que o encruamento causa no aço baixo carbono (levando à maior facilidade de quebra do cavaco), já foi promovida pelo sulfeto de manganês e pelo chumbo, apesar deles não promoverem aumento da dureza. Assim, o encruamento nos aços com usinabilidade melhorada somente causa acréscimo de dureza, o que explica a queda da usinabilidade.

Com a introdução de chumbo, a produção de peças de responsabilidade como bombas (aço 41L50 - o "L" no meio dos números significa que o aço contém chumbo ou "lead" em inglês), buchas (aço 52L100), pistões (aço 11L26), aparelhos domésticos (aço 86L20), por intermédio das mais diversas operações de usinagem, aumentou, em alguns casos, em até 100%.

As propriedades deste tipo de aço no estado temperado e revenido são comparáveis às dos mesmos aços sem chumbo. Seu uso deve, entretanto ser limitado à baixas temperaturas, pois o chumbo funde a 260^o C, de modo que, acima desta temperatura, ocorre queda da resistência à tração e do limite de fadiga do aço.

9.4.2 - Aços Inoxidáveis

Aços Inoxidáveis são ligas ferrosas que possuem um mínimo de 12% de cromo com a finalidade de resistir à corrosão. Outros elementos de liga também elevam a resistência à corrosão como o níquel, o cobre, o alumínio, o silício e o molibdênio. O teor de níquel pode atingir 8%, nos aços inoxidáveis chamados austeníticos.

Os aços inoxidáveis são divididos em 3 classes, de acordo com sua estrutura: ferríticos, martensíticos (aços da série 400) e austeníticos (série 300). O cromo é um formador de ferrita e não altera a estrutura da ferrita. Por isso, aços inoxidáveis que possuem principalmente cromo como elemento de liga tem propriedades semelhantes ao ferro puro e são chamados ferríticos. Já os aços inoxidáveis que também possuem alto teor de níquel, apresentam austenita em temperatura ambiente (o níquel é um estabilizador da austenita). Estes aços são os chamados austeníticos. A presença de austenita na temperatura ambiente (o que não acontece com outros aços, que somente apresentam austenita em temperaturas acima de 723° C ou mais) causa mudanças significativas de propriedades mecânicas: maior deformabilidade (podendo ser conformado a frio e quente, o que outros aços inoxidáveis não podem), tenacidade, resistência em altas temperaturas, soldabilidade, resistência à corrosão (dos aços inoxidáveis, o austenítico é o mais resistente à corrosão), etc..

Os aços inoxidáveis apresentam características de usinagem que variam para cada tipo de aço. Assim, enquanto os austeníticos formam cavacos longos que tem tendência a empastar sobre a superfície de saída da ferramenta (tem alta taxa de encruamento e grande zona plástica), podendo resultar na formação da aresta postiça de corte, os aços inoxidáveis martensíticos com altos teores de carbono são difíceis de usinar devido à alta dureza, que exige um maior esforço de corte devido à presença de partículas duras e abrasivas de carboneto de cromo.

Pode-se considerar os aços austeníticos como aqueles que apresentam a maior dificuldade para serem usinados, devido aos fatores citados acima. Outras características que dificultam a usinagem destes aços são:

- baixa condutividade térmica que dificulta a extração do calor da região de corte, o que facilita o desgaste da ferramenta;
- alto coeficiente de atrito, que tem como consequência, o aumento do esforço e do calor gerado;
- alto coeficiente de dilatação térmica, o que torna difícil a manutenção de tolerâncias apertadas.

Um dos procedimentos para combater o encruamento do material no processo de usinagem é adicionar elementos de liga que formam inclusões frágeis, reduzindo a ductilidade (diminuindo a zona plástica e a taxa de encruamento) e promovendo a quebra do cavaco. O sulfeto de manganês (MnS) é frequentemente a inclusão utilizada para melhorar a usinabilidade destes aços (com teores de enxofre até 0.5% e de manganês até 4.0%). O aço austenítico ABNT 303, por exemplo, é um aço com usinabilidade melhorada por conter alto teor de sulfeto de manganês. Um outro procedimento é empregar o aço austenítico levemente encruado por trefilação ou por algum outro processo de deformação a frio anterior à usinagem.

A figura 9.4 mostra um diagrama com indicações gerais sobre as velocidades de corte e os avanços para o torneamento de aços inoxidáveis austeníticos com insertos de metal duro. Na região A desta figura, uma alta taxa de desgaste de cratera deve acontecer, devido ao processo difusivo causado pela alta temperatura gerada (alta velocidade de corte). Na região B, a deformação plástica da ferramenta deve ser excessiva, pois as forças de corte (devido ao alto avanço) e as temperaturas (devido à combinação de alta velocidade de corte e avanço) são altas. Na área C, devido às baixas velocidades de corte e à tendência ao empastamento do cavaco deste tipo de aço, deve haver a formação de aresta postiça de corte. Ainda deve haver alguma deformação plástica da ferramenta na região D e algum desgaste de cratera na região E.

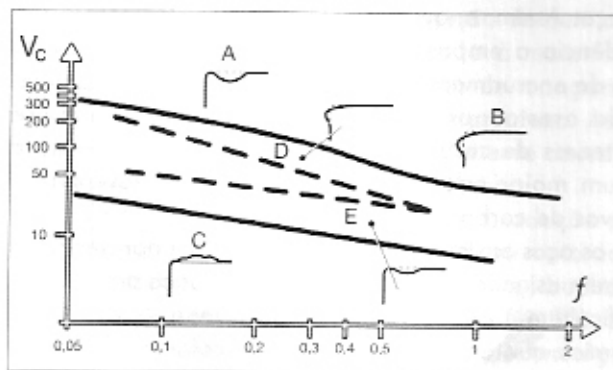


Figura 9.4 - Indicações Gerais sobre Condições de Usinagem para o Torneamento de Aços Inoxidáveis Austeníticos

Em termos de geometria da ferramenta é importante que ela possua ângulos positivos para a usinagem do aço austenítico, a fim de também minimizar o encruamento do cavaco.

9.5 - Fatores Metalúrgicos que Afetam a Usinabilidade dos Ferros Fundidos

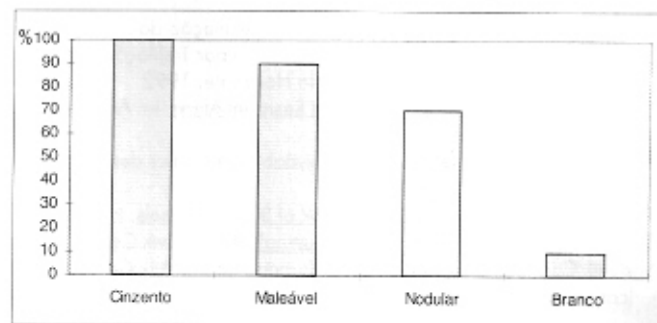
Ferros Fundidos são ligas ferro-carbono com porcentagem de carbono entre 2 e 4%, contendo ainda outros elementos de liga como o silício, o manganês, o fósforo e o enxofre, além do níquel, cromo, molibdênio e cobre. Suas principais propriedades são a boa rigidez, resistência à compressão e relativo baixo ponto de fusão, o que possibilita a utilização da fundição como processo de fabricação de peças de ferro fundido.

O carbono está presente nesta ligas como carboneto (principalmente a cementita) e como carbono livre (grafite). O teor de cada uma destas formas depende parcialmente da quantidade de outros elementos na liga. Um ferro fundido com alto silício apresentará muito carbono livre e quase nenhuma cementita (o silício é um poderoso grafitizante). Este tipo de ferro fundido é chamado de cinzento. O teor de silício varia entre 1 e 3%. Um baixo teor de silício causará grande formação de carbonetos (cementita) e haverá pouco grafite na liga. Este tipo de ferro fundido é duro e frágil e é chamado de branco.

Além destes tipos de ferro fundido, existem também os nodulares e os maleáveis. Os nodulares são aqueles onde o grafite presente está na forma de nódulos (ou glóbulos) e a resistência mecânica, a tenacidade e a ductilidade aumentam consideravelmente. O maleável acontece quando o ferro fundido branco é tratado termicamente de tal maneira que a cementita se transforma em carbonetos esféricos ou até mesmo acontece uma remoção dos carbonetos. O ferro fundido resultante é maleável, dútil e resistente.

A figura 9.5 mostra uma comparação entre estes tipos de ferros fundidos com respeito à usinabilidade. Pode se ver nesta figura que a usinabilidade varia muito entre as ligas, pois o ferro fundido branco (cheio de carbonetos duros e abrasivos) tem uma usinabilidade da ordem de 10 vezes menor que o cinzento.

Figura 9.5 - Usinabilidade dos Diversos Tipos de Ferros Fundidos



O ferro fundido cinzento forma cavacos de ruptura, enquanto os maleáveis e nodulares formam cavacos longos. Normalmente na usinagem de ferros fundidos cinzentos não se utiliza fluido de corte líquidos, pois este poderia carregar os minúsculos cavacos formados consigo e fazê-los penetrar nas partes de atrito da máquina-ferramenta, danificando-a. Com isso, se torna difícil a obtenção de tolerâncias apertadas, devido ao fato de que a peça se aquece bastante e, com isso, se dilata muito. A opção para operações de usinagem em acabamento de ferros fundidos cinzentos é a utilização de ar comprimido como fluido refrigerante.

Além da influência do silício na usinabilidade via formação de ferro fundido cinzento (que tem boa usinabilidade como já visto), outros elementos de liga também influem na usinabilidade dos ferros fundidos. A influência destes pode ser dividida em 2 tipos: os formadores de carbonetos (cromo, cobalto, manganês, molibdênio e vanádio) que prejudicam a usinabilidade devido ao fato de que carbonetos são partículas muito duras e abrasivas e os grafitizantes (silício, níquel, alumínio e cobre) que auxiliam a usinabilidade. O enxofre de manganês também é utilizado nos ferros fundidos para melhorar a usinabilidade.

Para concluir, em termos gerais pode ser dito que quanto maior a dureza e a resistência de um tipo de ferro fundido pior é sua usinabilidade.

Bibliografia

- Aksoy, A. M., Urió, H.A & Palácios, I.M., Aceros Inoxidables de Facil Maquinabilidad, *Revista Metal CENIM*, Vol. 5, pp. 639-648, 1969
- Chiaverini, V., *Aços e Ferros Fundidos*, Associação Brasileira de Metais, São Paulo, 1981
- Cunha, L. B., Influência da Adição de Cobre nos Ferros Fundidos Nodulares Hipereutéticos sobre a Usinabilidade e Propriedades Mecânicas, *Tese de Doutorado*, Faculdade de Engenharia de Campinas, UNICAMP, Campinas, 1984.
- Cunha, L.B. e Cupini, N.L., Análise da Influência da Microestrutura e do Teor de Cobre na Usinabilidade de Ferros Fundidos Nodulares, *Anais do VI CBECIMAT*, pp. 139-142, 1984.
- Ferroresi, D., *"Fundamentos da Usinagem dos Metais"*, Editora Edgard Blucher, São Paulo, 1977
- Gonzales, G. S., Aspectos Metalúrgicos na Avaliação da Usinabilidade do Aço SAE 12L14 Submetido à Crescentes Graus de Encruamento por Trefilação, *Anais do 47º Congresso Anual da Associação Brasileira de Metais*, Belo Horizonte, 1992
- *Machining of Stainless Steels and Heat Resistant Alloys* In: American Society for Metals, Ohio, Vol. 3, pp. 375-432, 1967
- Mostachi, A., Usinabilité des aciers inoxydables, Influence des Conditions de Parachèvement, *Aciers Speciaux*, No. 46, pp. 9-16, 1979
- Pecner, D. & Bernstein, I.N., *Handbook of Stainless Steels*, Nova York, Mc-Graw Hill, 1977
- Sandvik Coromant, *"Modern Metal Cutting"*, AB Sandvik Coromant, Sandviken, Sweden, 1994.
- Sandvik Coromant, Herramientas de Tornear, AB Sandvik Coromant, Sandviken, Sweden, 93/94. (catálogo código C-1000:4-SPA)

- Silveira, J. e Cupini, N. L., Influência de Fatores Metalúrgicos na Usinabilidade de Ferros Fundidos FE6002, FE4212 e FC25, Anais do VII Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica - COBEM, Vol. B, pp. 9-18, 1983.
- Urtiga Filho, Análise das Características Mecânicas e de Usinabilidade de Ligas Al-Cu, Dissertação de Mestrado, Faculdade de Engenharia de Campinas, UNICAMP, Campinas, 1984
- Urtiga Filho, S. L., de Lima, F.A. e Cupini, N. L., Usinabilidade de Ligas Hipoeutéticas Al-Cu com Estruturas Refinadas Química e Mecanicamente, Anais do VII Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica - COBEM, Vol. C, pp. 245-256, 1983.
- Weingartner, W. L. e Schroeter, R. B., Tecnologia de Usinagem do Alumínio e Suas Ligas, Apostila da Alcan Alumínio do Brasil S.A., 1990.

CAPÍTULO 10

FLUIDOS DE CORTE

A utilização de fluidos de corte na usinagem dos materiais foi introduzida por F.W. Taylor em 1890. Inicialmente Taylor utilizou água para resfriar a ferramenta, depois uma solução água e soda, ou água e sabão para evitar a oxidação da peça e/ou da ferramenta. Mas a água tem duas desvantagens principais: a) promove oxidação e b) tem baixo poder lubrificante.

Os óleos possuem melhor poder lubrificante que a água, podendo assim reduzir a geração de calor devido ao atrito entre cavaco-ferramenta e ferramenta-peça e assegurar um melhor acabamento superficial à peça. Assim, foram desenvolvidos os óleos emulsionáveis (solúveis) com água (1 a 20% de óleo) e os óleos de extrema pressão, cujos aditivos reduzem o perigo de solda do cavaco com a ferramenta, interpondo entre esses um extrato de óxidos.

10.1 - Funções do Fluido de Corte

Como foi visto no capítulo 3, durante o corte se desenvolve uma grande quantidade de calor devido à energia necessária para deformação do cavaco e à energia devido ao atrito ferramenta-peça e cavaco-ferramenta. Este calor gerado precisa ser reduzido e/ou extraído da ferramenta e peça, principalmente a fim de se minimizar o desgaste da ferramenta, a dilatação térmica da peça (e com isso se obter tolerâncias apertadas na peça) e o dano térmico à estrutura superficial da peça. A geração do calor pode ser reduzida com a diminuição do coeficiente de atrito. Se isto acontecer, não somente a geração de calor é diminuída, mas também os esforços e a potência de corte. Isto tem sido levado a cabo com o desenvolvimento de novos materiais para ferramentas (ou para camadas de cobertura de ferramentas - como visto no capítulo 5), com o desenvolvimento de materiais de peça com usinabilidade melhorada ou com a utilização de fluidos de corte com capacidade lubrificante.

Mesmo com todo esforço para redução do calor gerado no processo de usinagem, o calor continua sendo gerado, em maior ou menor escala, depen-

dendo das condições de usinagem, material da peça e da ferramenta, etc.. Assim, esse calor deve ser extraído da região de corte, da peça e da ferramenta (refrigeração), para evitar seus efeitos danosos já citados no capítulo 3.

Além de ser capaz de lubrificar e/ou refrigerar o corte, algumas vezes se deseja que o fluido de corte possua algumas outras funções, como:

- a) prevenção contra a soldagem cavaco-ferramenta - esta é uma função de lubrificação e é bastante necessária quando o material sendo cortado tem tendência à formação da aresta postiça de corte e as condições de usinagem utilizadas propiciam esta formação (baixas temperaturas de corte);
- b) retirada do cavaco da região de corte - em algumas operações de usinagem, como furação profunda, o único meio de se retirar o cavaco da região de corte é via o fluxo de fluido de corte. Para isto, este fluxo deve ser de alta pressão e baixa viscosidade e o cavaco formado deve ser pequeno;
- c) proteção contra a corrosão;
- d) redução da dilatação (distorção) térmica da peça, com o fim de facilitar a obtenção de tolerâncias apertadas;
- e) evitar dano à estrutura superficial e o crescimento exagerado de tensões residuais na superfície da peça usinada (principalmente em processos de retificação).

Mesmo tendo algumas vezes estas outras funções, o fluido de corte está presente num processo de usinagem principalmente para lubrificação e/ou refrigeração. Por isso, algumas considerações serão tecidas sobre estas duas funções.

10.1.1 - O Fluido de Corte como Refrigerante

Os requisitos que um fluido de corte deve possuir para retirar eficientemente o calor da região de corte, da peça e da ferramenta são:

- a) baixa viscosidade a fim de que flua facilmente;
- b) capacidade de "molhar" bem o metal para estabelecer um bom contato térmico;
- c) alto calor específico e alta condutividade térmica.

Algumas vezes, o material da ferramenta é extremamente resistente ao desgaste e não necessita de fluido de corte para resfriá-lo. Mesmo assim, em alguns destes casos, o refrigerante é utilizado para que nenhum dano possa ser causado à peça. Um exemplo típico deste caso é o processo de retificação, onde o rebolo não é danificado pelo calor gerado, pois é refratário e, na maior parte das vezes, muito grande, o que faz com que o acréscimo de temperatura no seu corpo seja muito pequeno. Porém, a peça tem que ser protegida neste tipo de processo, pois se deseja ótimas

qualidades dimensionais, geométricas e de superfície, sem dano térmico à estrutura metalúrgica superficial da peça.

Alguns materiais de ferramentas, como por exemplo os cerâmicos a base de óxido de alumínio, por serem muito duros e frágeis, não suportam variação de temperatura, que os leva a trincarem ou mesmo quebrarem. A utilização de fluidos de corte nestes casos é evitada, pois em geral, devido ao fato de que muitas vezes não se consegue que o fluxo permaneça com vazão constante e também que a direção dele seja constante (muitas vezes o cavaco modifica a posição da mangueira de fluido de corte), não se consegue manter a temperatura do corte constante. Como estes materiais de ferramentas suportam altas temperaturas, a não utilização do fluido não é crítica. Porém deve-se tomar cuidados para que a peça não seja danificada com o calor em excesso, principalmente quando a peça em usinagem for pequena e com alta condutividade térmica (em geral, realizando um corte bem leve, onde a geração de calor é pequena).

10.1.2 - O Fluido de Corte como Lubrificante

A lubrificação permite uma redução do coeficiente de atrito entre cavaco e ferramenta (principalmente, pois é na superfície de saída da ferramenta que se desenvolvem as maiores temperaturas, devido à zona de aderência descrita no capítulo 3) e ferramenta e peça, que facilita o fluxo de cavaco, reduzindo a força e a potência de corte, bem como a temperatura.

O fluido penetra entre as superfícies em contato através do fenômeno da capilaridade, ajudado pela vibração entre ferramenta, peça e cavaco. Se o fluido não conseguir chegar na região de corte, ele não vai conseguir ter efeito lubrificante. Devido a isto, a ação lubrificante fica prejudicada quando se aumenta a velocidade de corte (e, conseqüentemente a velocidade de saída do cavaco), pois para o fluido chegar na região de corte é necessário que ele seja impulsionado com alta pressão, o que vai exigir dele, dentre outras características, que não se vaporize quando submetido a estas pressões altas.

O atrito cavaco-ferramenta depende principalmente da rugosidade das superfícies em contato (quanto maior a rugosidade, maior a perda por atrito) e da afinidade físico-química dos dois materiais. O primeiro fator pode ser minimizado através de um bom acabamento da superfície de saída da ferramenta. O segundo fator pode ser minimizado utilizando-se material da ferramenta e/ou da peça com baixo coeficiente de atrito, ou através da formação de uma camada de óxidos entre os dois materiais em contato que o fluido de corte proporciona.

Então, para que um fluido seja um bom lubrificante é necessário que ele possua as seguintes características:

- a) resistir a pressões e temperaturas elevadas sem vaporizar;
- b) boas propriedades anti-fricção e anti-soldantes;
- c) viscosidade adequada - a viscosidade deve ser suficientemente baixa para permitir uma fácil circulação do fluido e suficientemente alta de modo a permitir uma boa aderência do fluido às superfícies da ferramenta.

viscosidade
baixa

Além destas propriedades necessárias para refrigeração e lubrificação, outras propriedades também são exigidas de um fluido de corte, quais sejam:

- a) ausência de odores desagradáveis;
- b) não corroer mas, pelo contrário, ter a capacidade de proteger a peça e a máquina dos efeitos da corrosão;
- c) Isenção da tendência a originar precipitados sólidos que depositam nas guias da máquina e/ou entopem os tubos de circulação do fluido de corte;
- d) não causar dano à pele humana e nenhum outro risco à saúde.

10.2 - Classificação dos Fluidos de Corte

Os diversos fluidos de corte podem ser classificados da seguinte maneira:

- Ar
- Tipo Aquosos :
 - a) água
 - b) emulsões
- Óleos:
 - a) óleos minerais
 - b) óleos graxos
 - c) óleos compostos
 - d) óleos de extrema pressão

10.2.1 - Ar

Em certos cortes a seco o ar é utilizado para a remoção de cavaco da região de corte e para fornecer ação refrigerante (seu poder refrigerante é pequeno). É muito empregado na usinagem do ferro fundido cinzento, pois quando se utiliza líquido como fluido de corte deste material, os minúsculos cavacos formados são conduzidos pelo líquido às partes de atrito da máquina-ferramenta, danificando-a. Na usinagem de materiais que produzem cavacos em forma de pó prejudiciais à saúde, muitas vezes se promove uma aspiração do cavaco formado.

10.2.2 - Tipos Aquosos

Água

Foi o primeiro fluido de corte utilizado. Sua ação é unicamente de refrigeração. Suas vantagens são: grande abundância, baixo preço, não é inflamável e baixa viscosidade. Como desvantagens tem-se que provoca a corrosão de materiais ferrosos e apresenta baixo poder umectante (molhabilidade) nos metais. Atualmente quase não é utilizada em produção.

Emulsões

São emulsões de óleo em água. Compõem-se de pequena porcentagem de um concentrado de óleo emulsionável, usualmente composto por emulsificadores de óleo mineral e outros ingredientes, dispersos em pequenas gotículas na água. Os emulsificadores são substâncias que reduzem a tensão superficial da água e, com isso, facilitam a dispersão do óleo na água e o mantém finamente disperso como uma emulsão estável. Portanto, não são uma solução de óleo em água (óleo e água não se misturam), mas sim água com partículas de óleo dispersas em seu interior. Assim, o nome de óleo solúvel normalmente dado a esse produto, não é correto.

Pelo fato de que tais emulsões são essencialmente água (normalmente a porcentagem de óleo na mistura varia de 1 a 20%), elas possuem um poder refrigerante incomparável. Por outro lado, a presença de óleo mineral, emulsificadores e inibidores da corrosão, supera as desvantagens básicas da água, que são a sua ação corrosiva e seu baixo poder de umedecimento dos metais.

Portanto, as emulsões são especialmente adequadas para as operações de usinagem onde o requisito principal é a refrigeração da ferramenta e/ou da peça (a necessidade de lubrificação não é crítica). Por isso, a principal aplicação das emulsões é em operações de usinagem onde a retirada de material não é muito grande (avanço e profundidade de usinagem baixas e médias e velocidades de corte médias e altas), tanto em torneamento, quanto em fresamento, furação, retificação, serramento, etc.. Em operações com baixas velocidades de corte (onde a tendência de formação da aresta postiça de corte é alta) e altos avanços e profundidades de usinagem (onde a geração de calor é alta) a lubrificação é necessária e, então, o óleo puro é preferível. São exemplos destas operações o corte de dentes de engrenagem com ferramenta HOB, o brochamento e a furação profunda.

Algumas emulsões contêm aditivos do tipo EP (extrema pressão) que são compostos sulfurados e clorados que proporcionam maior resistência em operações severas de corte, isto é, estes óleos não vaporizam mesmo em pressões

elevadas. Estas emulsões com aditivos EP são utilizadas quando se necessita um maior poder lubrificante, onde, como já visto, os óleos emulsionáveis comuns são inadequados. Em algumas operações, os óleos emulsionáveis EP podem substituir os óleos puros de corte, sem perda do poder de lubrificação.

10.2.3 - Óleos

Como já visto, em operações de usinagem onde o calor gerado por atrito é muito grande, dá-se preferência ao uso de óleos puros ao invés de emulsões. Estes óleos puros tem calor específico de cerca da metade do da água e, por isso, tem capacidade de refrigeração muito menor que as emulsões. Por outro lado, suas qualidades lubrificantes são bem melhores que as das emulsões, o que resulta em menor quantidade de calor.

Quanto mais baixa a viscosidade destes óleos, maior é seu poder de refrigeração. Os óleos leves são, por isso, indicados para operações de usinagem a altas velocidades, onde o calor deve ser rapidamente dissipado. Os óleos mais viscosos são preferidos em operações onde a velocidade de corte é menor e o avanço e a profundidade de usinagem são maiores, o que resulta numa alta taxa de remoção de cavaco e alta geração de calor. Aí se necessita de um óleo que adira à ferramenta, formando uma película de óxidos que diminui o coeficiente de atrito e, conseqüentemente, a geração de calor.

Como já visto, os óleos puros são divididos em: óleos minerais puros, óleos graxos, óleos compostos e óleos EP.

Óleos Minerais Puros

São muito usados na usinagem de aço baixo carbono, latão, bronze e ligas leves. São mais baratos e menos sujeitos à oxidação que os óleos graxos e os óleos compostos. Os mais finos podem ser usados em operações de retificação.

Óleos Graxos

São óleos de origem vegetal e animal. Possuem boa capacidade de molhar o material da peça e da ferramenta. Tem boa capacidade lubrificante, mas suas propriedades anti-soldantes são fracas. Facilitam a obtenção de peças com bom acabamento e possuem média capacidade de refrigeração. Em virtude de se tornarem viscosos e de se deteriorarem com o tempo, além de alto preço, tem sido largamente substituídos pelos óleos compostos ou pelos óleos EP.

Óleos Compostos

São misturas de óleos minerais e graxos. Possuem as vantagens dos óleos graxos e tem maior estabilidade química (não se deterioram ou se tornam mais viscosos com o tempo) e sua viscosidade pode ser ajustada pelo óleo mineral. A concentração de óleo graxo varia entre 10 a 30%. São recomendadas para a usinagem de cobre e suas ligas e também para fresamento e furação.

Óleos de Extrema Pressão

São óleos que tem incorporados na sua composição elementos que fazem com que eles suportem elevadas pressões sem vaporizar. Esta característica é necessária em operações com altas velocidades e profundidades de usinagem de materiais que geram elevadas forças de corte.

Sempre é interessante incorporar aos óleos EP óleos graxos sulfurizados ou não, com o objetivo de melhorar o acabamento da superfície usinada. Aditivos clássicos de extrema pressão são o enxofre e o cloro. Conforme a ação de seus aditivos estes óleos podem ser classificados em ativos ou inativos. Os ativos (normalmente contem enxofre livre ou combinado) são aqueles que reagem quimicamente com os materiais envolvidos, a fim de suportar extremas pressões e fixar-se às superfícies em contato, formando um composto que apresenta uma resistência ao corte muito inferior àquela do metal em trabalho e evitando a soldagem e a formação da aresta postiça de corte. O cobre e suas ligas não podem ser usinados na presença de óleos EP ativos, pois são corroídos pelo enxofre.

10.3 - Seleção do Fluido de Corte

Durante o transcorrer deste capítulo, várias recomendações já foram dadas no tocante aos fatores de influência na escolha do fluido de corte. Assim, procurar-se-á fazer um resumo de todas as recomendações dadas anteriormente com o acréscimo de algumas outras. Os principais fatores de escolha do fluido adequado são o material da peça, a severidade da operação (condições de usinagem), o material da ferramenta e a operação de usinagem.

Material da Peça

O alumínio, o latão, o bronze e o cobre devem ser usinados a seco ou com óleos inativos sem enxofre. Não se pode utilizar fluidos com água devido ao risco de combustão, causada pela liberação de hidrogênio. Na usinagem do níquel e suas ligas usa-se, em geral, emulsões.

Na usinagem do aço carbono pode-se usar qualquer tipo de óleo (a escolha se dá baseada em outros fatores que não o material da peça). Para o aço inoxidável austenítico é bom que se utilize óleos do tipo EP para dificultar o empastamento do cavaco na ferramenta. O ferro fundido cinzento deve ser usinado a seco ou com ar (às vezes com aspiração do cavaco), para evitar o dano à máquina-ferramenta já citado anteriormente. No torneamento de aços endurecidos com ferramentas de CBN ou cerâmicas é preferível que não se use fluido de corte, a fim de que o calor gerado possa diminuir um pouco a dureza do material da peça e, com isso, facilitar o corte. Isto não traz prejuízos às ferramentas, já que estes materiais são extremamente resistentes à temperatura.

Condições de Usinagem

Utiliza-se óleo puro quando as condições de usinagem são severas (operações de desbaste, onde se tem alto avanço e profundidade de usinagem e baixa velocidade de corte) e as forças de corte elevadas e, assim, é necessária a lubrificação das partes em contato. As baixas velocidades de corte facilitam a penetração do fluido até as interfaces cavaco-ferramenta e ferramenta-peça. A emulsão é preferida quando as condições de usinagem são mais brandas (velocidade de corte mais alta) e necessita-se principalmente da refrigeração.

Operação de Usinagem

A escolha do fluido de corte baseado na operação de usinagem está muito ligado às condições de usinagem desta operação. Assim, em operações de retificação, onde a velocidade de corte é altíssima, a emulsão é preferida (já que é muito difícil conseguir lubrificação). Em operações mais lentas e mais pesadas como o corte de dentes de usinagem e o mandrilamento óleos ativos e viscosos, que tem a propriedade de aderir à ferramenta, são preferíveis. Na furação profunda, necessita-se de lubrificação, mas também de baixa viscosidade, para que o cavaco possa ser removido. Assim, utiliza-se óleo mineral composto ou óleo sulfurado com baixa viscosidade. No brochamento são utilizadas emulsões, óleos sulfurados ou óleos puros, dependendo do material que está sendo cortado.

Material da Ferramenta

Ferramentas de aço rápido tem problemas com a exposição à água devido à corrosão. Assim, as emulsões que são utilizadas em operações com ferramentas de aço rápido devem possuir aditivos anti-ferruginosos eficientes. O metal duro suporta qualquer tipo de óleo de corte e a escolha daquele adequado deve ser baseada nos outros critérios citados acima. Operações com ferramentas cerâmicas a base de óxidos devem ser realizadas sem fluido de corte para evitar a

variação de temperatura que é muito danosa para este tipo de ferramenta. As ferramentas cerâmicas, os cermets, as ferramentas com cobertura de óxido de alumínio, os nitretos cúbicos de boro e os diamantes policristalinos são ferramentas muito resistentes ao calor (alta dureza a quente) e, em princípio, dispensariam a utilização de fluido de corte com o fim de minimizar o desgaste. Em operações com estas ferramentas, a utilização do fluido de corte, quando acontece, visa principalmente evitar danos às peças. Porém, já se tem realizado alguns estudos para evitar ou minimizar a utilização de fluidos de corte, a fim de se evitar problemas com o meio ambiente causado pelo vapor dos fluidos de corte e para se diminuir os custos com a compra e tratamento dos fluidos de corte.

Bibliografia

- DeVries, W. R., "Analysis of Material Removal Processes", Springer-Verlag, New York, 1991.
- Ferraresi, D., "Fundamentos da Usinagem dos Metais", Editora Edgard Blucher, São Paulo, 1977
- Shell S.A., "Fluidos de Corte", Curso de Lubrificação Industrial, São Paulo, 1986
- Sahn, D. & Schneider, T., "A Produção sem Refrigerante é Interessante e Deve Ser Mais Conhecida", Revista Máquinas e Metais, No. 367, pp. 38-55, Agosto 1996.

CAPÍTULO 11

FURAÇÃO

11.1 - Introdução

O processo de furação é um dos processos de usinagem mais utilizados na indústria manufatureira. A grande maioria das peças de qualquer tipo de indústria, tem pelo menos um furo e, somente uma parte muito pequena dessas peças, já vem com o furo pronto do processo de obtenção da peça bruta (fundição, forjamento, etc.). Em geral, as peças tem que ser furadas em cheio ou terem seus furos aumentados através do processo de furação. Isto torna o estudo visando a otimização do processo de furação muito importante.

Apesar de sua importância, tal processo recebeu poucos avanços até poucos anos atrás. Enquanto as ferramentas de outros tipos de processo como torneamento e fresamento progrediram rapidamente com a introdução de novos materiais para ferramentas como o metal duro, cerâmico, nitreto de boro cúbico e diamante, na furação, a ferramenta ainda mais utilizada é a broca helicoidal de aço rápido. Tal atraso tem diversas razões, mas a principal é o diâmetro dos furos. Um broca de 10 mm de diâmetro (que é bem comum), para ser utilizada com velocidades compatíveis ao metal duro (v_c em torno de 200 m/min) precisaria de uma rotação da ordem de 6400 RPM, bastante alta para as máquinas furadeiras convencionais.

Nos últimos anos, no entanto, tem crescido a utilização de Centros de Usinagem CNC no processo de furação. Não é raro se encontrar máquinas deste tipo propiciando rotações do eixo-árvore superiores a 6000 RPM (e, as vezes bem superiores). Com isto, vários desenvolvimentos tem ocorrido com os materiais das ferramentas de furação (brocas). Alguns desenvolvimentos nesta área são:

- a) *broca de aço rápido revestida com nitreto de titânio* - possibilitou um substancial aumento da velocidade de corte e/ou da vida da ferramenta em relação à broca de aço rápido sem revestimento;
- b) *broca inteiriça de metal duro* - quando o furo é pequeno (menor que 20 mm) e a máquina possui rotação, rigidez e potência suficientes, esta broca é uma boa alternativa;

- c) broca com pastilhas intercambiáveis de metal duro - brocas deste tipo são inviáveis quando seu diâmetro é pequeno, devido à dificuldade de fixação dos insertos. Porém, para brocas de diâmetros médios esta é uma boa opção, desde que, novamente, a máquina propicie sua utilização;
- d) brocas especiais - quando o furo tem diâmetro muito grande e/ou um comprimento muito grande em relação ao diâmetro (relação L/D grande) estes tipos de brocas podem ser utilizadas. O item 11.7 discorrerá sobre este tipo de brocas mais detalhadamente.

Porém, atualmente no Brasil, mais da metade das operações de furação ainda são realizadas com brocas helicoidais de aço rápido com ou sem camada de cobertura. Isto torna o processo de furação extremamente lento.

Outra grande desvantagem da furação com brocas helicoidais é sua imprecisão. A tolerância dimensional normal de superfícies furadas é da ordem de IT 11. Em termos de tolerância geométrica este processo também é sofrível, fazendo com que o comprimento do furo não possa ser muito grande (L/D máximo da ordem de 3), sob o risco de ocorrência de excentricidade. Então, para furos de precisão, normalmente é empregada uma broca helicoidal e depois o furo passa por operações de acabamento, tais como alargamento, brochamento, mandrilamento, torneamento interno, retificação interna, etc.. Além disso, muitas vezes, para se abrir um furo com broca helicoidal, necessita-se primeiro fazer um furo de centro, para que a broca não realize um corte excêntrico já a partir do início do furo. Devido à pouca rigidez e potência das furadeiras, muitas vezes, para a execução de um furo de diâmetro médio, é necessário primeiramente usinar um pré-furo de diâmetro menor. Deve-se notar porém, que a utilização de brocas de metal duro em máquinas modernas, que possibilitam alta rotação e rigidez, tem permitido a obtenção de furos mais precisos (da ordem de IT 9) muitas vezes sem a utilização de furos de centro e/ou de pré-furos. Muitas dessas brocas possuem geometria com efeito auto-centrante, isto é, a geometria da broca é tal que evita (ou minimiza) a realização de furos excêntricos, mesmo sem a utilização de furos de centro ou buchas de guia.

Quão mais profundo for o furo, mais difícil é a remoção do cavaco, fazendo-se necessária a interrupção frequente do processo com a retirada da broca de dentro do furo, para que o cavaco e o calor possam ser removidos, principalmente quando o material sendo furado forma cavacos longos. Outro problema do furo profundo é a lubrificação/refrigeração da região de corte. Algumas vezes são utilizadas brocas com canais de lubrificação que possibilitam a introdução do óleo de corte sob pressão, a fim de que a região de corte, no fundo do furo, possa ser atingida.

Como pode ser visto, o processo de furação ainda carece de bastante desenvolvimento. Este capítulo tenta discutir os diversos fenômenos e parâmetros envolvidos neste processo, a fim de que o leitor possa ter os requisitos iniciais necessários para uma otimização do processo.

11.2 - Formas Construtivas das Brocas Helicoidais

As diversas partes de uma broca helicoidal são (figura 11.1):

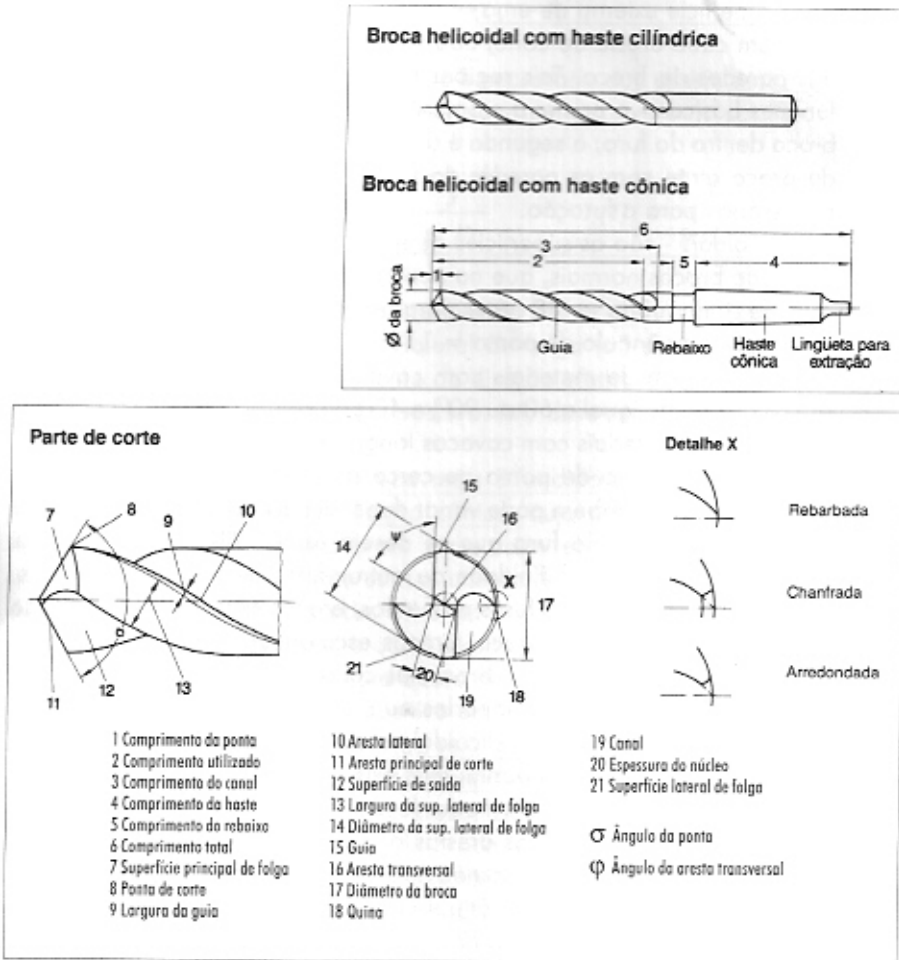


Figura 11.1 - Partes de uma Broca Helicoidal (ABNT NBR 6176)

- a) haste - destina-se à fixação da broca na máquina. Em brocas de diâmetro pequeno (até 15 mm) em geral usa-se brocas de haste cilíndrica e a fixação à máquina se dá por intermédio de mandris. Em brocas de diâmetros maiores, prefere-se prender a broca a um cone morse, que por sua vez é preso à máquina, o que possibilita maior força de fixação;
- b) diâmetro (D) - é medido entre as duas guias da broca. Normalmente tem tolerância dimensional h8;
- c) núcleo - parte interior da broca de diâmetro igual a 0.16 D. Serve para conferir rigidez à broca;
- d) guias - a superfície externa de uma broca helicoidal apresenta duas regiões (uma em cada aresta de corte) que tem diâmetro maior que o diâmetro das paredes da broca. Tais regiões são denominadas guias. Tem duas funções básicas - a primeira, como o próprio nome diz, é a de guiar a broca dentro do furo; a segunda é a de evitar que toda a parede externa da broca atrite com as paredes do furo, diminuindo assim os esforços necessários para a furação.
- e) canais helicoidais - são as superfícies de saída da ferramenta. O ângulo de hélice de brocas normais, que na periferia da broca coincide com o ângulo de saída, pode ser 28 graus para brocas de aplicação geral (brocas do tipo N com ângulo de ponta = 118°), 15 graus para brocas destinadas à usinagem de materiais com cavacos curtos (brocas tipo H com ângulo de ponta igual a 60 ou 90°) e 40 graus para brocas destinadas à usinagem de materiais com cavacos longos e/ou materiais moles (broca tipo W com ângulo de ponta de cerca de 140°). O comprimento do canal helicoidal também pode variar dependendo do diâmetro da broca e do comprimento do furo que se deseja usinar. Além dessas brocas normais, existem uma infinidade de outros tipos de brocas helicoidais, tais como as destinadas a furos profundos, brocas extra-curtas quando se deseja maior rigidez da broca, brocas escalonadas para usinagem de furos passantes escalonados, brocas de calibração para calibrar ou alargar furos fundidos, pré-estampados ou pré-furados, etc..
- f) arestas de corte - numa broca helicoidal as duas arestas principais de corte não se encontram em um ponto, mas existe uma terceira aresta ligando-as. Esta terceira aresta é chamada de aresta transversal de corte. O ângulo formado entre as duas arestas principais, chamado de ângulo de ponta (s) - (esta denominação não está de acordo com a norma brasileira NBR 6163 que chama de ângulo de ponta o encontro entre a aresta principal e secundária de corte) é normalmente igual a 118 graus. Em brocas para usinagem de materiais moles seu valor é de 140 graus.

11.3 - Afição das Brocas Helicoidais

As brocas helicoidais de aço rápido e inteiriças de metal duro precisam ser afiadas ao fim de sua vida, para que possam continuar sendo utilizadas.

Para que o cavaco removido pela broca helicoidal não seja esmagado pela superfície principal de folga e o corte possa ocorrer, é necessário que o ângulo lateral efetivo de folga α_{fe} seja tanto quanto possível positivo para qualquer diâmetro da broca. Porém tem-se que:

$$\alpha_{fe} = \alpha_f - \eta \quad (11.1)$$

Para que α_{fe} seja sempre positivo é necessário que α_f seja maior que η em qualquer diâmetro da broca. Acontece que, como foi visto no capítulo 1:

$$\operatorname{tg} \eta_a = \frac{f}{\pi \cdot D_a} \quad \operatorname{tg} \eta_b = \frac{f}{\pi \cdot D_b} \quad \operatorname{tg} \eta_c = \frac{f}{\pi \cdot D_c} \quad (11.2)$$

Onde a , b , c são pontos quaisquer da aresta da broca. Logo, na região mais central da broca, o ângulo lateral de folga (α_f) precisa ser maior para compensar o crescimento do ângulo da direção efetiva de corte η e, com isso, possibilitar a obtenção de um α_{fe} positivo. Isto deve ser conseguido através da afiação adequada da broca.

O tipo de afiação de broca mais difundido é a afiação em cone de revolução ou simplesmente afiação cônica, cujo princípio está mostrado na figura 11.2. A broca é colocada em frente a um rebolo de copo, de tal maneira que seu eixo geométrico forme com a face do rebolo, um ângulo igual à metade do ângulo de ponta desejado. Uma vez encostada uma das arestas cortantes da broca na face do rebolo, a broca é girada em torno de um eixo denominado eixo de rotação do aparelho. Para que o ângulo de folga (e consequentemente o ângulo lateral de folga) seja positivo em qualquer diâmetro da broca, é necessário que este eixo de rotação não seja coplanar com o eixo da broca. Caso contrário ter-se-ia $\alpha_{fe} = 0$, pois a curva obtida no plano ortogonal pela intersecção da superfície de folga (obtida na afiação) com este plano, seria uma circunferência cujo centro estaria no eixo da broca. É necessário, portanto, que exista uma distância e entre o plano que contém o eixo da broca e o plano que contém o eixo de giracão do aparelho. Quanto maior o valor de e , maior será o ângulo α_{fe} . As máquinas de afiação cônica tem geralmente um excêntrico no eixo de rotação que permite variar a distância e .

Como será visto posteriormente neste capítulo, a aresta transversal de corte é responsável por grande parte da força de avanço produzida na furação. Então, para diminuir o valor da força de avanço procura-se diminuir o tamanho da aresta transversal de corte através de seu chanframento, feito em geral em máquinas especiais com um rebolo de disco.

Diversos outros tipos de afiação de brocas helicoidais foram desenvolvidos para utilização em aplicações especiais, mas foge ao escopo deste livro apresentá-los.

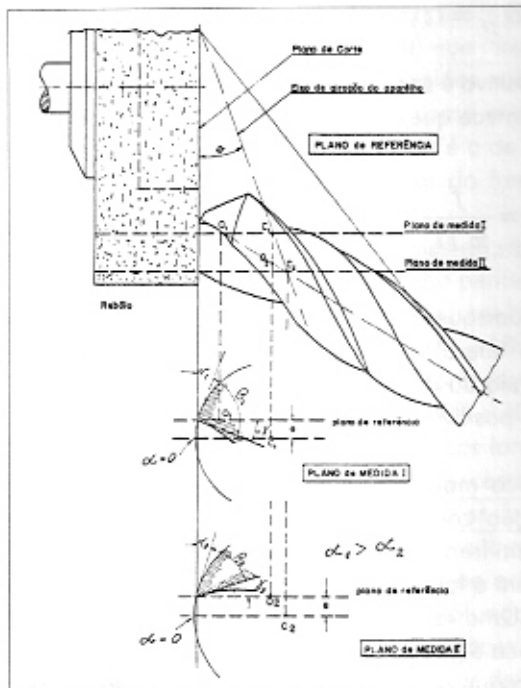


Figura 11.2 - Esquema da Afiação Cônica

11.4 - Características da Formação do Cavaco na Furação

Um dos problemas do processo de furação é a evacuação dos cavacos de dentro do furo. Se os cavacos não forem formados de maneira tal que propiciem sua fácil retirada do interior do furo, eles podem causar o entupimento do mesmo, aumento do momento torsor necessário e a consequente quebra da ferramenta. A quebra de uma broca helicoidal dentro de um furo é um problema grave, pois além da perda da ferramenta, a

reti
da
um
reje

for
fit
sã
cc
re
(o
cc
m

m
cc
di
av
qu
dc
fol
pri
so
av
br

pa
ria
fiç
qu
ter
vel
do
a f
da
AP

pa
ao

de
o.
no
m

retirada da broca do interior do furo é, em geral, uma tarefa cara e demorada e que, muitas vezes, leva à rejeição da peça. Se levar-se em conta que um furo é, normalmente, um pequeno detalhe de uma peça bem maior, tal rejeição pode representar perda substancial.

n-
s-

Assim, é fundamental induzir a geração de cavacos que tenham uma forma tal que sejam de fácil remoção do furo. Se o cavaco formado for em fita, será muito difícil extraí-lo do furo. Cavacos helicoidais ou em lascas são os que mais facilmente podem ser removidos dos furos. A remoção do cavaco pode ainda ser auxiliada pela utilização de um ciclo de furação que retire frequentemente a broca de dentro do furo durante o processo de corte (o que gera tempos passivos extras) e/ou pela insuflamento de fluido de corte sob pressão diretamente no fundo do furo, através de canais especialmente construídos na broca para tal fim.

O crescimento do avanço facilita a quebra e, conseqüentemente, a remoção do cavaco de dentro do furo. Como já visto no item 11.3, a aresta de corte move-se segundo uma espiral que se inclina do ângulo η com relação à direção de corte. A equação 11.2 mostra que η cresce com o crescimento do avanço (f) e com a diminuição do diâmetro da broca. A equação 11.1 mostra que o ângulo efetivo de folga diminui com o aumento de η . Assim, o aumento do avanço para facilitar a quebra do cavaco faz com que o ângulo efetivo de folga diminua e, com isso, aumente a deformação plástica do fundo do furo, principalmente próximo ao centro, onde este ângulo é menor ainda. Além disso, como vai ser visto no item 11.6, existe um limite para o crescimento do avanço. Acima de um determinado valor, o avanço pode causar a quebra da broca ou a paralisação do avanço da máquina.

a-
al
o
ã
n-
a

A velocidade de corte diminui à medida que se caminha da periferia para o centro da broca, já que ela depende do diâmetro. Assim, quando materiais dúteis são furados em cheio (sem pré-furação), a formação de aresta positiça de corte (APC) na vizinhança do centro da broca é inevitável. Lembrando o que foi afirmado no capítulo 6, a formação da APC se dá quando se tem baixas temperaturas de corte, ou seja, baixas velocidades de corte. A utilização de velocidade de corte baixa pode gerar a formação da APC numa porção maior do diâmetro da broca. Por outro lado, o aumento da velocidade para minimizar a formação da APC, gera maiores desgastes da ferramenta, já que a vizinhança da periferia da broca, que antes do aumento da velocidade já não formava APC, agora passa a se desgastar mais rapidamente.

O ângulo de saída das brocas helicoidais diminui no sentido da periferia para o centro da broca, sendo que se tem ângulos bastante negativos próximo ao centro. Este fato, somado aos baixos valores de velocidade de corte e de

ângulo efetivo de folga e à presença da aresta transversal de corte, faz com que as condições de corte nesta região sejam bem desfavoráveis. Por este motivo a força de avanço (força de penetração da broca) resulta alta, gerando deformação (flexão e flambagem) da broca (principalmente para broca de diâmetro pequeno) e do eixo-árvore (principalmente para máquinas pouco rígidas) e, conseqüentemente, desvio de forma e posição do furo (ovalização e excentricidade). Uma outra conseqüência dessa dificuldade de realização do corte no centro do furo é a deformação plástica do material do fundo do furo, causando encruamento em materiais dúteis, o que aumenta ainda mais a força de avanço necessária.

Dado estes fatos, é fundamental que se tome alguma iniciativa para minimizar o problema do corte do centro do furo. Uma das ações normalmente adotadas é o chanframento da aresta transversal de corte, que além de diminuir o tamanho desta aresta, aumenta o ângulo de saída da ferramenta nesta região. Uma segunda ação é a usinagem de um pré-furo que tenha diâmetro maior que o diâmetro da aresta transversal de corte, o que soluciona o problema, mas gera maiores custos de usinagem, pela introdução de uma operação extra.

Algumas brocas com pastilhas intercambiáveis de metal duro possuem, em uma das suas arestas, pastilha somente na periferia da broca e, na outra aresta, pastilha somente na região central (figura 11.3). Assim, pode-se utilizar na periferia, uma pastilha com material e geometria adequada para as altas velocidades de corte inerentes à esta região, a mesma coisa acontecendo para a pastilha central, isto é, nesta pastilha é utilizada uma pastilha com material e geometria adequada para as condições do corte nesta região. Além disso, estas pastilhas, em geral, possuem quebra-cavacos na sua superfície de saída, o que facilita a expulsão do cavaco da região de corte.

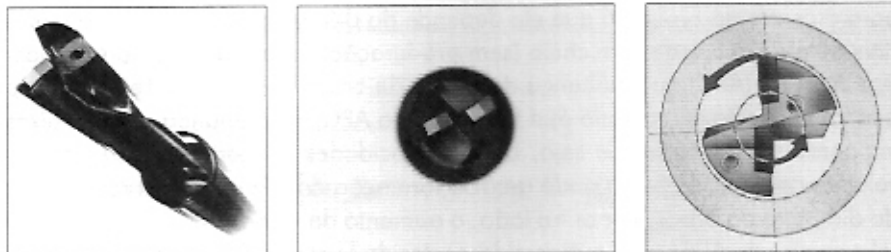


Figura 11.3 - Broca com insertos intercambiáveis de metal duro no centro e na periferia

Um outro problema que é frequente na furação é a falta de retilidade da linha de centro, principalmente em furos longos. Em geral, a melhor retilidade é conseguida quando tanto a peça quanto a ferramenta giram. Se

ist
cc
de
de

1'

pe
a)
b)
c)

çç
ac
fu
in
m
ar
qi

oi
M
F,
a,

se

[
[
[
[

isto não é possível, a melhor opção é girar somente a peça. A pior condição com respeito ao desvio da linha de centro, se obtém quando a ferramenta é dotada de rotação e a peça permanece parada (que ocorre na grande maioria das furadeiras e centros de usinagem).

11.5 - Forças e Potências de Corte na Furação

Durante o processo de furação verificam-se as seguintes resistências à penetração da broca:

- resistência devido ao corte do material nas duas arestas principais de corte;
- resistência devido ao corte e esmagamento do material na aresta transversal de corte;
- resistência devido ao atrito das guias com a parede do furo e entre a superfície de saída da broca e o cavaco.

Uma broca helicoidal durante o corte é basicamente submetida a esforços de torção (devido à rotação da broca) e à esforços de compressão devido ao avanço da broca. Assim, para se estimar os esforços de um processo de furação, basta calcular-se o momento torsor e a força de avanço do processo. É importante notar que, quando as arestas principais da broca não estão igualmente afiadas, o esforço de corte de uma aresta é diferente do esforço da outra aresta, podendo causar flexão da ferramenta. Dado os três tipos de resistência que uma broca helicoidal tem que vencer para realizar o corte, tem-se que:

$$M_{\text{total}} = M_{ta} + M_{tb} + M_{tc} \quad \text{e} \quad F_{\text{total}} = F_{ta} + F_{tb} + F_{tc}$$

onde:

M_i = momento torsor

F_i = força de avanço

a, b e c = contribuição das resistências a, b e c citadas acima aos esforços M_i e F_i .

A participação percentual de cada uma dessas grandezas, oscila entre os seguintes valores:

	Arestas Principais	Aresta Transversal	Atritos
Momento Torsor	77 - 90%	3 - 10%	3 - 13%
Força de Avanço	39 - 59%	40 - 58%	2 - 5%

Nota-se nos dados acima, a grande participação da aresta transversal de corte nos valores de força de avanço. Como já visto, isto é devido a alguns fatores, como: baixa rotação da broca e ângulo de saída negativo na região central da broca, baixos valores e até mesmo valores negativos do ângulo efetivo de folga nesta região, esmagamento do cavaco e encruamento do fundo do furo causados pela aresta transversal. Por causa disto, tenta-se evitar este efeito danoso da aresta transversal através de seu chanframento ou da furação com pré-furação.

11.5.1 - Fórmulas Experimentais para o Cálculo dos Esforços de Corte na Furação

Como em todos os processos de usinagem, diversos são os fatores que influem nos esforços de corte na furação, dentre eles o avanço, a profundidade de usinagem, a velocidade de corte, a geometria da ferramenta, o material da peça e da ferramenta, etc.. Porém, para que equações empíricas que possam estimar os valores destes esforços sejam estabelecidas, é necessário que o número de parâmetros de influência seja reduzido, a fim de que se tenha uma equação possível de ser utilizada. Assim, os pesquisadores que desenvolveram fórmulas de cálculo dos esforços de corte na furação, fizeram-no utilizando principalmente os parâmetros diâmetro do furo (que, na furação, é proporcional à profundidade de usinagem), avanço e material da peça. Os demais fatores de influência estão colocados nas equações de maneira implícita, isto é, as constantes das equações são válidas desde que os valores dos demais parâmetros não se afastem muito daqueles utilizados quando da realização dos ensaios que determinaram estas constantes. Se tais parâmetros se afastarem demais dos usados nos ensaios, alguma correção precisa ser realizada. As principais equações empíricas para o cálculo dos esforços de corte na furação, são:

- a) Fórmula de Kronenberg para a determinação do Momento Torsor na furação em cheio

$$M_t = C_1 \cdot D^{x_1} \cdot f^{y_1} \quad [\text{kgf.mm}] \quad (11.3)$$

onde:

D = diâmetro da broca [mm]

f = avanço (mm/volta)

C_1 , x_1 e y_1 = constantes empíricas do material da peça (tabela 11.1)

Tabela 11.1 - Coeficientes C_1 , x_1 e y_1 da equação de Kronenberg para obtenção do Momento Torsor na furação em cheio

AÇO	C_1	x_1	y_1
1085	30.2 ± 0.5	2.05	0.86
1020	15.1 ± 0.4	2.22	0.76
1065	24.3 ± 0.9	2.05	0.83
1055	21.9 ± 0.3	2.01	0.77
1025	37.9 ± 0.6	1.87	0.77
52100	46.8 ± 0.9	1.97	0.77
VM 20	48.6 ± 1.2	1.77	0.72
VND	26.2 ± 0.8	2.13	0.78
VS 60	10.9 ± 0.8	2.33	0.70

É interessante notar nesta tabela, que o expoente x_1 a que o diâmetro está elevado varia entre 1.87 e 2.33 e que o expoente y_1 a que o avanço está elevado varia entre 0.70 e 0.86. Isto demonstra que a influência do diâmetro no momento torsor é muito maior que a influência do avanço. Assim, por exemplo, se o diâmetro da broca é dobrado, o momento torsor é multiplicado cerca de 4 vezes, enquanto que um mesmo aumento do avanço, gera aumento do momento torsor de cerca de 74%.

Foi visto no capítulo 4 que, segundo a equação de Kienzle ($F_c = K_{s1} \cdot b \cdot h^{1-z}$) a força de corte no torneamento é diretamente proporcional à profundidade de usinagem (já que $b = a_p / \text{sen} \chi_r$), isto é, o expoente a que a profundidade de usinagem está elevado na equação da força é igual a um. Agora está sendo afirmado que o expoente a que o diâmetro da broca (que é proporcional à profundidade de usinagem) está elevado na equação do momento torsor (que é causado pela força de corte) na furação é igual a 2. Como pode ser isso?

Na furação em cheio $a_p = D/2$.

Mas, $M_t = F_c \cdot (D/2)$. Substituindo o valor da força de corte segundo a equação de Kienzle, tem-se:

$$M_t = K_{s1} \cdot \frac{a_p}{\text{sen} \chi_r} \cdot (f \cdot \text{sen} \chi_r)^{1-z} \cdot \frac{D}{2}$$

Mas $a_p = D/2$. Fazendo-se, $C_1 = \frac{K_{s1} \cdot (\text{sen} \chi_r)^{1-z}}{4 \cdot \text{sen} \chi_r}$ tem-se:

$M_t = C_1 \cdot D^2 \cdot f^{1-z}$ - Como $1-z$, mesmo no torneamento, é um parâmetro menor que 1 (normalmente entre 0.7 e 0.8), conclui-se que a equação desenvolvida para o cálculo do momento torsor no processo de furação é muito similar àquela desenvolvida para a força de corte no torneamento e que a profundidade de usinagem é também diretamente proporcional ao momento torsor na furação.

b) Fórmula de H. Daar para Determinação da Força de Avanço na Furação em Cheio

$$F_f = C_2 \cdot D^{x_2} \cdot f^{y_2} \quad [\text{kgf}] \quad (11.4)$$

onde: C_2 , x_2 e y_2 = constantes empíricas do material da peça (tabela 11.2)

Tabela 11.2 - Coeficientes C_2 , x_2 e y_2 da equação de H. Daar para a Obtenção da Força de Avanço na Furação em Cheio

Aço	C_2	x_2	y_2
1085	161 ± 8	1.02	0.79
1020	32.5 ± 0.4	1.32	0.65
1065	49.6 ± 0.8	1.07	0.54
1055	22.0 ± 0.5	1.32	0.54
1025	33.4 ± 0.8	1.21	0.60
52100	41.9 ± 0.8	1.41	0.66
VM20	27.3 ± 0.6	1.3	0.59
VND	55.1 ± 1.4	1.29	0.72
VS60	42.7 ± 1.0	1.35	0.70

A influência do diâmetro na força de avanço é menor que no momento torsor, como pode ser visto comparando-se os expoentes x_2 (da tabela 11.2) com x_1 (da tabela 11.1). Apesar disso, a influência do diâmetro (ou da profundidade de usinagem) na força de avanço continua maior que a influência do avanço, como pode ser visto comparando-se os expoentes x_2 com y_2 na tabela 11.2.

c) Fórmula de H. Daar para determinação do Momento Torsor na Furação com Pré-furação

$$Mt = C_3 \cdot f^{1-z_3} \cdot D^{2-x_3} \cdot (D^{x_3} - d_0^{x_3}) \quad (11.5)$$

onde: d_0 = diâmetro do pré-furo

C_3, z_3, x_3 = constantes empíricas do material da peça (tabela 11.3)

Tabela 11.3 - Coeficientes $C_3, 1 - z_3$ e x_3 da equação de H. Daar para obtenção do Momento Torsor na furação com pré-furação

Aço	C_3	$1 - z_3$	x_3
1085	27.6	0.71	1.9
1020	24.1	0.77	1.6
1065	18.9	0.70	2.1
1055	20.2	0.66	1.7
1025	22.0	0.74	1.9
52100	34.8	0.70	2.5
VM20	21.7	0.70	1.9
VND	37.6	0.78	1.9
VS60	47.5	0.69	0.5

d) Fórmula de H. Daar para Determinação da Força de Avanço na Furação com Pré-furação

$$F_f = C_4 \cdot f^{1-y_4} \cdot D^{1-x_4} \cdot (D^{x_4} - d_0^{x_4}) \quad (11.6)$$

onde: C_4, x_4 e y_4 = constantes empíricas do material da peça (tabela 11.4)

Tabela 11.4 - Coeficientes da Equação de H. Daar para Obtenção da Força de Avanço na Furação com Pré-Furação

Aço	C_4	$1 - \gamma^4$	$\times 4$
1085	38	0.51	0.9
1020	112	0.61	0.2
1065	27.8	0.44	0.6
1055	38	0.38	0.4
1025	41.5	0.57	0.6
52100	64.4	0.54	1.2
VM20	46	0.54	0.5
VND	93.5	0.68	0.6
VS60	69	0.40	0.2

11.6 - Resistência de uma Broca Helicoidal e Avanço Máximo Permissível

Uma broca helicoidal é submetida basicamente aos esforços de compressão e torsão. Se os esforços em cada aresta da broca não forem iguais (devida à afiação desigual das duas arestas da broca) aparecerá uma resultante radial diferente de zero, que provocará flexão da broca. Nas brocas de diâmetro pequeno (inferiores a 3.5 mm), também a solicitação à flambagem deve ser levada em conta.

Quanto maior o esforço a que a broca é submetida, mais a máquina é solicitada e maior é o risco da broca se quebrar. Como pode ser visto acima, os esforços de corte (F_t e M_t) são principalmente dependentes do avanço e do diâmetro da broca. Assim, dado um diâmetro do furo (e conseqüentemente da broca), existe um avanço máximo permissível, acima do qual a furadeira não consegue mais realizar o corte e/ou a broca se rompe.

Passar-se-á então a descrever-se a metodologia de cálculo do avanço máximo da broca, levando-se em consideração três fatores limitantes: a resistência da broca, a força de penetração (ou de avanço) máxima da furadeira e a potência da máquina.

11.6.1 - Cálculo do Avanço Máximo Permissível levando-se em conta a Resistência da Broca

A tensão ideal resultante da ação conjunta de um momento torsor e de uma força de compressão (força de avanço) pode ser dado por:

$$\sigma_i = \frac{36,4 \cdot M_t}{D^3} \quad (11.7)$$

A tensão admissível para uma broca normal de aço rápido é: $\sigma_{adm} = 25 \text{ kgf/mm}^2$. Usando-se as equações (11.3), (11.7) e o valor de σ_{adm} , tem-se para a furação em cheio:

$$f_{max}^{y1} = \frac{0,69 \cdot D^{3-x1}}{C1} \quad (11.8)$$

Utilizando-se um valor de avanço menor ou igual ao dado pela equação 11.8, garante-se que a broca não vai se romper. O avanço máximo calculado dessa forma é válido para brocas de diâmetros médio e pequeno. Para brocas grandes, que logicamente possuem uma resistência maior, entra em jogo a questão da resistência e rigidez da máquina. Assim temos uma segunda condição limite para o valor do avanço.

11.6.2 - Cálculo do Avanço Máximo Permissível levando-se em Conta a Força de Penetração Máxima da Furadeira.

Toda máquina de furar tem um limite para a força de penetração que pode realizar. Acima deste limite ela não consegue continuar o movimento de avanço da broca. Em furadeiras radiais costuma-se tomar a força máxima como aquela que produz no braço da máquina uma flecha de 1.5 mm por metro de braço.

Segundo a equação (11.4), tem-se: $F_f = C_2 \cdot D^{x2} \cdot f^{y2}$

Se F_i for a força de penetração máxima da furação (F_{imax}), tem-se que:

$$f_{max}^{y2} = \frac{F_{imax}}{C_2 \cdot D^{x2}} \quad (11.9)$$

A figura 11.4 mostra um diagrama com a variação do avanço máximo permitido com o diâmetro da broca, para a furação do aço 1035. Nesta figura a linha crescente com o diâmetro representa os avanços máximos permitidos tendo em vista a resistência da broca. A linha decrescente com o diâmetro corresponde aos avanços máximos permitidos, tendo em vista a força de avanço máxima da máquina. No caso do exemplo foi admitida uma força máxima igual a 2400 kgf. Vê-se que para diâmetros pequenos (menores que 40 mm neste caso) a resistência da broca é a limitação, enquanto que para diâmetros maiores a limitação passa a ser a força de avanço da máquina.

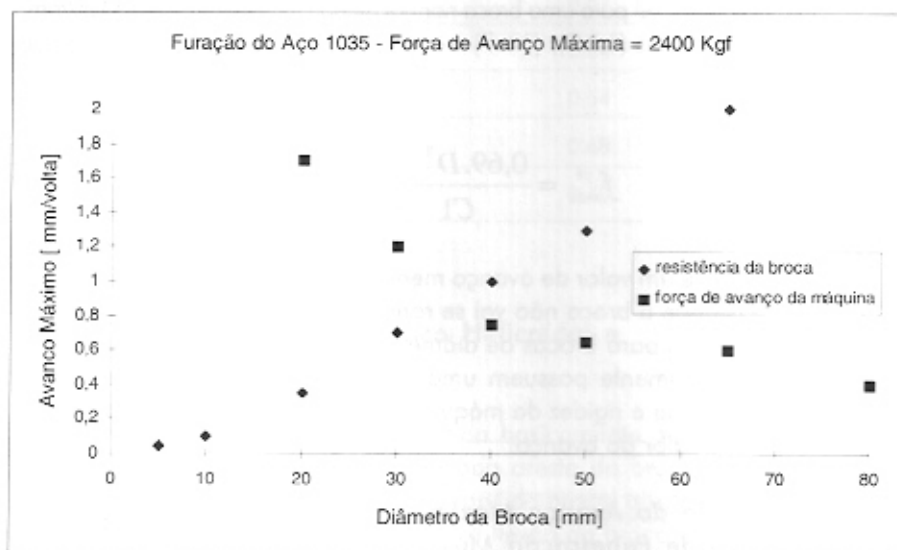


Figura 11.4 - Avanço Máximo Permissível X Diâmetro da Broca

11.6.3 - Cálculo do Avanço Máximo Permissível levando-se em Conta a Potência da Máquina

A potência máxima disponível no eixo-árvore de uma máquina-ferramenta (P_{disp}) pode ser dada por:

$$P_{disp} = P_m \cdot \eta = \frac{F_{cmax} \cdot v_c}{60.75} \quad [CV] \quad (11.10)$$

onde: P_m = potência do motor
 η = rendimento da máquina

Mas: $F_{cmax} = \frac{2 \cdot M_{tmax}}{D}$ e $v_c = \frac{\pi \cdot D \cdot n}{1000}$

Assim: $P_m \cdot \eta = \frac{2 \cdot M_{tmax} \cdot \pi \cdot D \cdot n}{D \cdot 1000 \cdot 60 \cdot 75}$

Portanto: $M_{tmax} = \frac{716200 \cdot P_m \cdot \eta}{n}$

Mas $M_{tmax} = C_1 \cdot D^{x_1} \cdot f_{max}^{y_1}$

Então: $f_{max}^{y_1} = \frac{716200 \cdot P_m \cdot \eta}{n \cdot C_1 \cdot D^{x_1}}$ (11.11)

11.7 - Brocas Especiais para Furos Longos

Tanto as brocas helicoidais de aço rápido, quanto as de metal duro inteiriças ou com pastilhas intercambiáveis são aplicáveis somente para furação de furos curtos com diâmetros pequenos e médios. Para fundos profundos ($L/D > 5$) e/ou de diâmetros grandes necessita-se utilizar brocas especiais para este fim. Algumas delas são:

- a) Brocas Canhão com remoção externa de cavaco (figura 11.5) - destinadas a furos com diâmetro de 3 a 20 mm. Normalmente são dotadas de pastilhas de metal duro em sua parte cortante. Conseguem realizar furos muito compridos (L/D até 125) com qualidade IT 9.

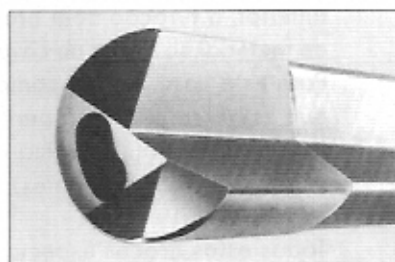
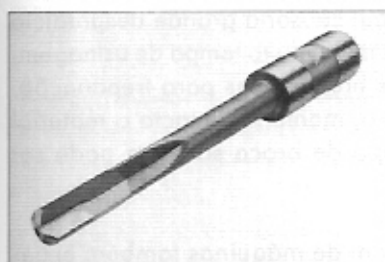


Figura 11.5 - Broca Canhão

- b) Brocas Canhão com remoção interna de cavaco (figura 11.6) - também chamadas de brocas BTA. Destinadas a furos na faixa de diâmetros de 18 a 64 mm com comprimento de até aproximadamente 1 m. A profundidade do furo somente é limitada pelo equipamento e ferramental disponível. Consegue realizar furos com qualidade IT 10.



Figura 11.6 - Broca Canhão com Remoção Interna de Cavaco (BTA)

- c) Brocas EJECTOR - patente da empresa SANDVIK. Sua cabeça é idêntica à da broca BTA. Difere desta somente pelo sistema de retirada do cavaco. O sistema de condução do fluido de corte sob pressão até a região de corte é constituído de dois tubos concêntricos. O fluido de corte que vai para a região de corte usa o tubo mais externo. Na broca EJECTOR, o tubo interno possui alguns furos em sua parede que permitem que parte do óleo que está a caminho da cabeça da broca pelo tubo externo, retorne pelo interno, gerando uma pressão negativa neste tubo que ajuda na retirada do cavaco. Sua aplicação e qualidade do furo obtido são idênticos aos da broca BTA.
- d) Brocas Ocas de Trepanação (figura 11.7) - quando o furo é muito grande (acima de 120 mm) e não se tem um pré-furo realizado em operação anterior, a furação com broca helicoidal causaria grande desperdício de material na forma de cavaco e consumiria muito tempo de usinagem. Para este caso tem-se como opção as brocas ocas para trepanação, que somente usinam a periferia do furo, mantendo intacto o material da parte central. É lógico que este tipo de broca somente pode ser usado em furos passantes.

Todas estas brocas especiais necessitam de máquinas também especiais para serem utilizadas, com: potência disponível elevada, altas rota-

ções, muitas vezes cursos longos no carro de avanço e altas pressões da bomba de fluido de corte.

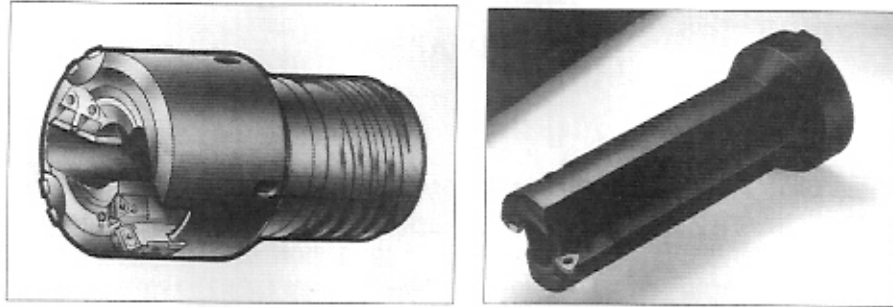


Figura 11.7 - Broca Oco de Trepanação

Bibliografia

- Associação Brasileira de Normas Técnicas, "NBR-6176 - Brocas Helicoidais".
- Ferraresi, D., "Usinagem dos Metais" - Associação Brasileira de Metais - São Paulo, 1972
- Novaski, O., "Contribuições ao Processo de Furação com Brocas Helicoidais", Tese de Livre Docência, Faculdade de Engenharia Mecânica/UNICAMP, 1996.
- Sandvik Coromant, "Modern Metal Cutting", AB Sandvik Coromant, Sandviken, Sweden, 1994.
- Sandvik Coromant, "Ferramentas para Furação", Sandviken, Suécia, Catálogo Sandvik Coromant código Pt-8400-2, 1979

CAPÍTULO 12

FRESAMENTO

- fresamento é a operação de usinagem que se caracteriza por:
- a ferramenta, chamada fresa, é provida de arestas cortantes dispostas simetricamente em torno de um eixo;
 - o movimento de corte é proporcionado pela rotação da fresa ao redor do seu eixo;
 - o movimento de avanço é geralmente feito pela própria peça em usinagem, que está fixada na mesa da máquina, o qual obriga a peça a passar sob a ferramenta em rotação, que lhe dá forma e dimensão desejadas.

O fato da fresa poder se apresentar sob as mais variadas formas, confere a esta operação um caráter de versatilidade em termos de geometrias possíveis de serem geradas (figura 12.1 e 12.2). Boa parte das superfícies não planas e não de revolução de peças mecânicas somente podem ser geradas por fresamento. As superfícies planas não de revolução (superfícies 1, 2, e 3 da figura 12.2) podem ser executadas por vários processos além do fresamento, dentre eles o brochamento externo, o aplainamento e a retificação. A tabela 12.1 procura traçar uma comparação entre o fresamento e estes outros processos.

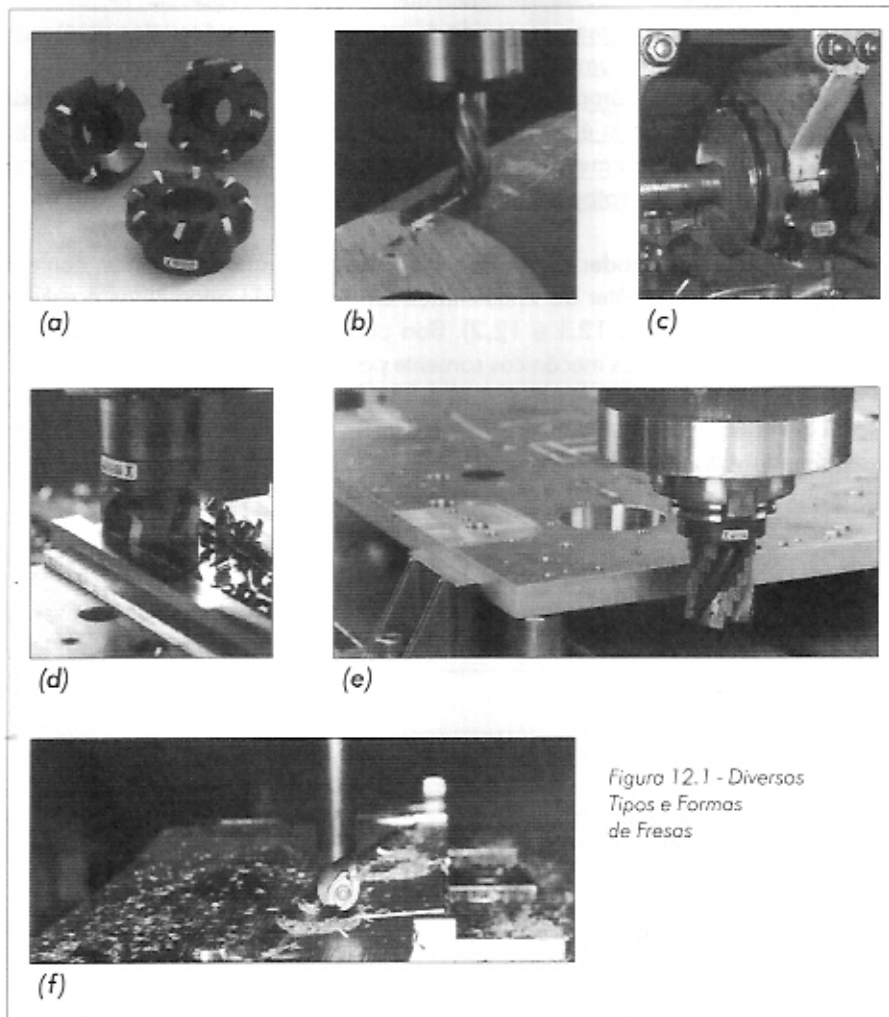
Tabela 12.1 - Comparação entre o Fresamento e outros Processos de Usinagem no Corte de Superfícies Planas não de Revolução

Fresamento	Aplainamento
Operação mais Rápida	Máquina e manutenção mais baratas Menor tempo de afiação da ferramenta
Fresamento	Brochamento Externo
Quando a superfície a ser usinada intersecciona qualquer outra existente, o brochamento é impossível	É mais econômico a partir de um determinado número de peças no lote
Fresamento	Retificação
Maior capacidade de remoção de cavaco	Melhor acabamento superficial da peça e melhores tolerâncias (muitas vezes, a retificação é uma operação posterior ao fresamento)

12.1 - 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.

Segundo a disposição dos dentes ativos da fresa, classifica-se a operação da seguinte maneira:



• fr

• fr

for
se
for
cor
fig
mc
12
cili
da
a r
pri
efi
dis
top
fre
fig

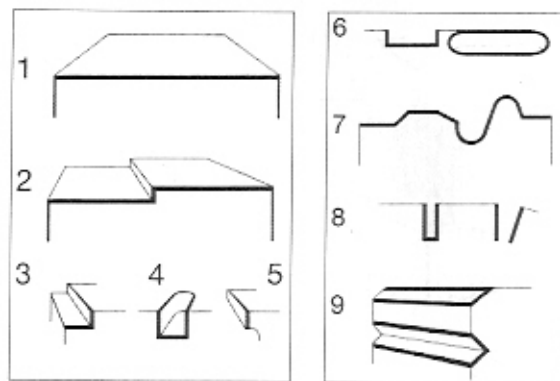
1

2

3

- *fresamento tangencial* - operação na qual os dentes ativos estão na superfície cilíndrica da ferramenta - o eixo da fresa é paralelo à superfície que está sendo gerada (figuras 12.1 e 12.4). As fresas são chamadas de fresas cilíndricas ou tangenciais.
- *fresamento frontal* - operação na qual os dentes ativos da fresa estão na superfície frontal da ferramenta - o eixo da fresa é perpendicular à superfície gerada (figuras 12.1 e 12.4). As fresas são chamadas de fresas frontais ou de topo.

Debaixo destas classificações básicas de fresamento, existem diversos tipos e formas de fresas para a usinagem de diversos tipos diferentes de geometria. Assim, para se conseguir uma superfície como a mostrada na figura 12.2.1, utiliza-se uma fresa frontal de facear, como as mostradas na figura 12.1.a. Para se conseguir uma superfície como a mostrada na figura 12.2.2 utiliza-se uma fresa semelhante às mostradas na figura 12.1.a, porém com ângulo de posição de 90° . Para se usinar superfícies como as mostradas nas figuras 12.2.3 e 12.2.4 em geral se utilizam fresas frontais de topo (figura 12.1.b) ou fresas cilíndricas de disco, que possuam arestas de corte tanto na superfície cilíndrica, quanto na lateral do dente (figura 12.1.c). A escolha entre elas vai depender da relação entre profundidade e largura do rasgo e do tipo de máquina disponível. Se a relação entre profundidade e largura do rasgo for grande, as fresas de disco são a primeira opção (apesar de já existirem fresas de topo com arestas longas que trabalham eficientemente nestes casos). A escolha definitiva vai depender do tipo de máquina disponível. As fresas de disco necessitam de uma fresadora horizontal, enquanto as de topo, de uma fresadora vertical. Se a largura do rasgo for grande, podem ser utilizadas fresas maiores, geralmente com dentes postiços de metal duro, como as mostradas na figura 12.1.d. A superfície mostrada na figura 12.2.5 é geralmente usinada por uma fresa



Figuras 12.2 - Diversas Formas de Superfícies Fresadas

cilíndrica helicoidal com arestas longas (como a mostrada na figura 12.1.e) ou com uma fresa de topo (figura 12.1.b), que corte com a lateral de seu corpo e não com a parte frontal (na verdade, quando isto acontece, a fresa de topo está realizando um fresamento tangencial). Bolsões, como os mostrados na figura 12.2.6 são geralmente usinados com fresas frontais de topo que possuam arestas até seu centro, para que possam iniciar o corte com avanço axial, como se fosse uma operação de furação (figura 12.3.a). Fresas de topo como as mostradas na figura 12.3.b também podem ser utilizadas, desde que a profundidade do bolsão não ultrapasse a dimensão a mostrada na figura 12.3.b. Para se usinar contornos como os da figura 12.2.7 utiliza-se ou fresas de forma (que com o advento das máquinas CNC, que tem facilidade em copiar perfis, estão sendo abandonadas), ou fresas de topo com arestas redondas, como a mostrada na figura 12.1.f. O perfil mostrado na figura 12.2.8 é normalmente usinado com fresas cilíndricas de disco (como já citado anteriormente) e o perfil da figura 12.2.9 com fresas de facear (como as da figura 12.1.a) porém com ângulo de posição idêntico ao do chanfro da peça.

Estes diversos tipos de fresas são fabricadas principalmente de aço rápido, aço rápido com cobertura e metal duro. Fresas de diâmetros grandes, como as fresas frontais de facear ou as fresas cilíndricas de disco são feitas de metal duro, com corpo de aço carbono. Para estas fresas, devido ao grande diâmetro, não é necessário ter rotações altas para se conseguir as velocidades de corte

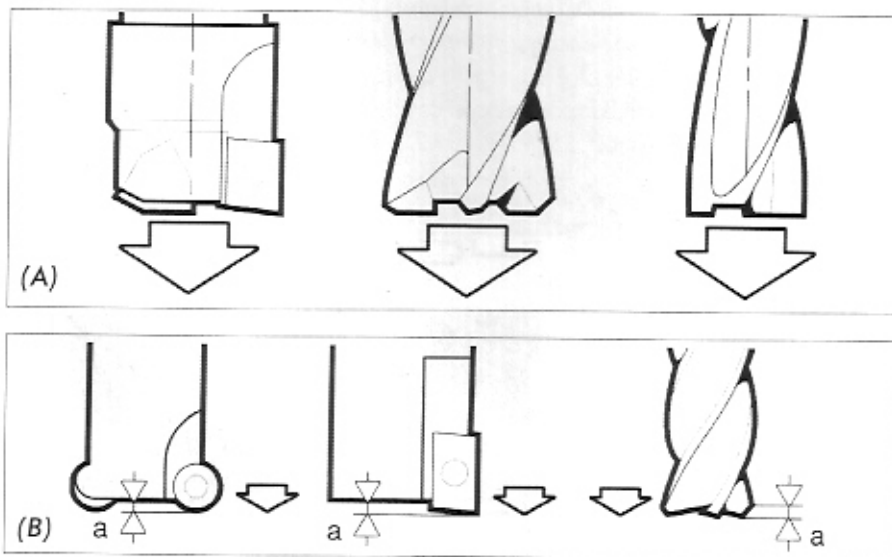


Figura 12.3 - Fresas Frontais para a Usinagem de Bolsões

compatíveis com o metal duro e com o metal duro com cobertura. Assim, no corpo da fresa se utiliza material barato (aço carbono), deixando o metal duro (que é bem mais caro) para a região que realmente vai realizar o corte. Para fresas de diâmetros pequenos, como fresas frontais de topo, normalmente o material utilizado é o aço rápido e o aço rápido com cobertura, pois para se conseguir velocidades altas compatíveis com o metal duro com estas fresas, a máquina utilizada precisa fornecer altíssimas rotações. Uma outra opção de material da fresa para fresas de topo de diâmetros menores que 20 mm é o Coronite, que já foi descrito no capítulo 5 deste livro. Atualmente, porém, dado ao fato de que os modernos centros de usinagem possibilitam rotações cada vez mais altas, as fresas inteiriças de metal duro também tem sido uma opção para fresas de pequeno diâmetro.

O fresamento tangencial pode ser discordante ou concordante. Antes de passar para a definição destes tipos de fresamento, é importante que se defina o ângulo de contato do dente ϕ , que é o ângulo entre uma linha radial da fresa que passa pelo ponto de contato aresta-peça e uma outra linha radial que passa pelo ponto onde a espessura do cavaco formado (h_o) é zero (figura 12.5). Assim, o fresamento **discordante** é aquele onde o ângulo ϕ cresce de zero a um valor máximo (o sentido do movimento de avanço é contrário ao sentido do movimento rotatório da fresa) e o fresamento **concordante** é aquele onde o ângulo ϕ começa em um valor máximo e decresce até zero (o sentido do movimento de avanço é o mesmo do movimento rotatório da fresa) (figura 12.4).

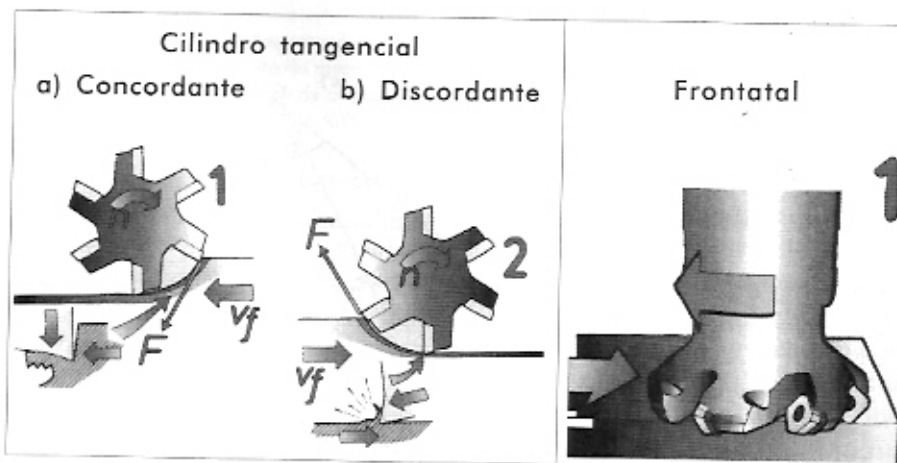


Figura 12.4 - Fresamento Cilíndrico Tangencial e Frontal

No fresamento discordante a espessura de corte h_0 aumenta progressivamente de zero até um valor máximo (figura 12.5). Inicialmente, quando a aresta toca a peça, ela é forçada para dentro da peça, criando um excessivo atrito (com conseqüente deformação plástica daquela região da peça, ao invés da formação do cavaco) e altas temperaturas. Além disso, frequentemente o contato é realizado com uma superfície encruada, causada pelo corte do dente anterior. Quando a pressão da aresta cortante atinge um valor capaz de vencer a tensão de ruptura do material da peça, a ferramenta penetra a peça e, com os movimentos de usinagem, retira uma porção de cavaco em forma de vírgula (figura 12.5). Assim, no início da operação de cada dente, a componente vertical da força da força de usinagem tende a afastar a ferramenta da peça e empurra a peça contra a mesa da fresadora, enquanto que no fim da operação de um dente, a aresta cortante tende a arrancar a peça da mesa. Esta alternância da componente vertical da força de usinagem produz vibrações indesejáveis, que prejudicam o acabamento superficial e a tolerância da peça fresada.

No fresamento concordante tais defeitos são sanados, já que a componente vertical da força de usinagem sempre tem o mesmo sentido, isto é, sempre empurra a peça em direção da mesa. Porém, ainda existem inconvenientes. Como pode ser visto na figura 12.5 a aresta de corte ao penetrar a peça o faz com h_0

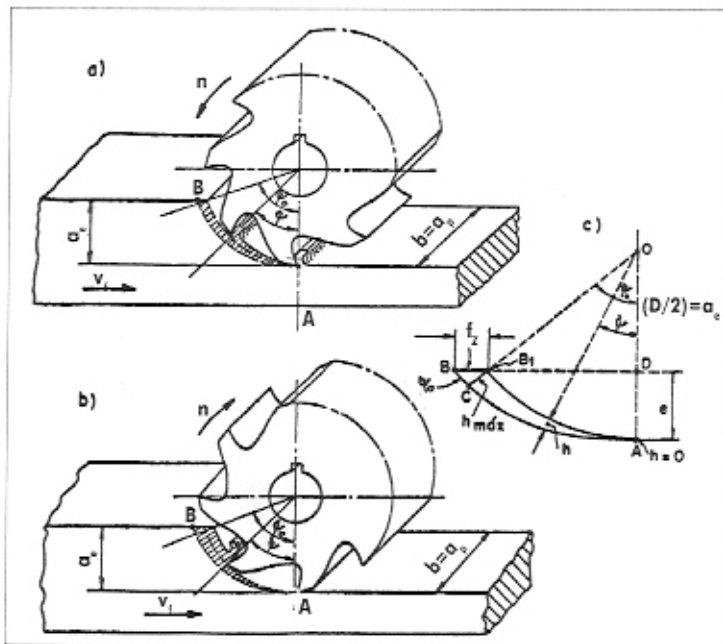


Figura 12.5 - Fresamento Tangencial: a) Concordante; b) Discordante; c) Seção do Cavaco

Figur
1) se
2) m
3) se

máx
peç
ou
con
nier
de c
que
faz
esté
dev

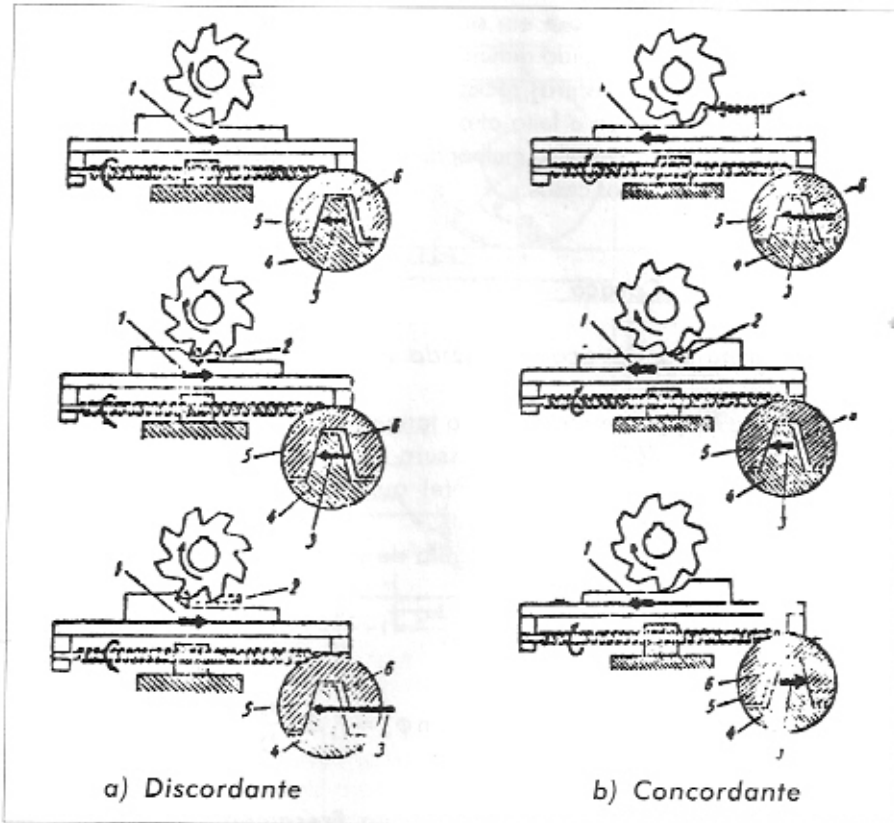


Figura 12.6 - Forças nos Fresamentos Discordante e Concordante:

- | | |
|---|--------------------------------|
| 1) sentido de deslocamento da mesa; | 4) fuso; |
| 2) módulo e sentido da força de avanço; | 5) porca; |
| 3) sentido da força que atua no fuso; | 6) folga entre porca e o fuso. |

máximo e prossegue o corte até atingir um valor de h_D 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 horizontal da força de usinagem possui o mesmo sentido de avanço da mesa. A porca do sistema de avanço da máquina (sistema fuso-porca que está preso à mesa) para poder fazer a mesa andar em um sentido, tem que fazer força no fuso no sentido oposto (figura 12.6). Esta força, portanto, também está no sentido oposto da força horizontal de usinagem, que tem módulo variável, devido à variação da espessura de corte. Então, a força resultante final sobre o fuso

da máquina varia em módulo e em sentido, o que pode gerar vibração. Este inconveniente pode ser corrigido diminuindo-se as folgas entre fuso e porca ou utilizando-se de fusos de esferas recirculantes, onde não existe folga e todo contacto entre fuso e porca é feito através das esferas. Com isto, em geral, o fresamento concordante possibilita melhor acabamento superficial da peça, sendo por isto, preferido em muitos casos.

12.2 - Formas de Cavaco

12.2.1 - Forma do Cavaco Produzido no Fresamento Tangencial

Como já foi visto, no fresamento tangencial o cavaco tem a forma de uma vírgula (figura 12.5) com a espessura de corte variando de zero a um valor máximo (fresamento discordante) ou de um valor máximo a zero (fresamento concordante).

Conforme a figura 12.5, o ângulo de contato do dente com a peça (φ_o) pode ser dado por:

$$\cos \varphi_o = \frac{D - 2a_e}{D} = 1 - \frac{2a_e}{D} \quad (12.1)$$

$$\text{Assim, tem-se que: } h_{Dmax} = f_z \cdot \text{sen } \varphi_o = f_z \cdot 2 \cdot \left(\frac{a_e}{D} - \left(\frac{a_e}{D} \right)^2 \right)^{1/2} \quad (12.2)$$

12.2.2 - Forma do Cavaco Produzido no Fresamento Frontal

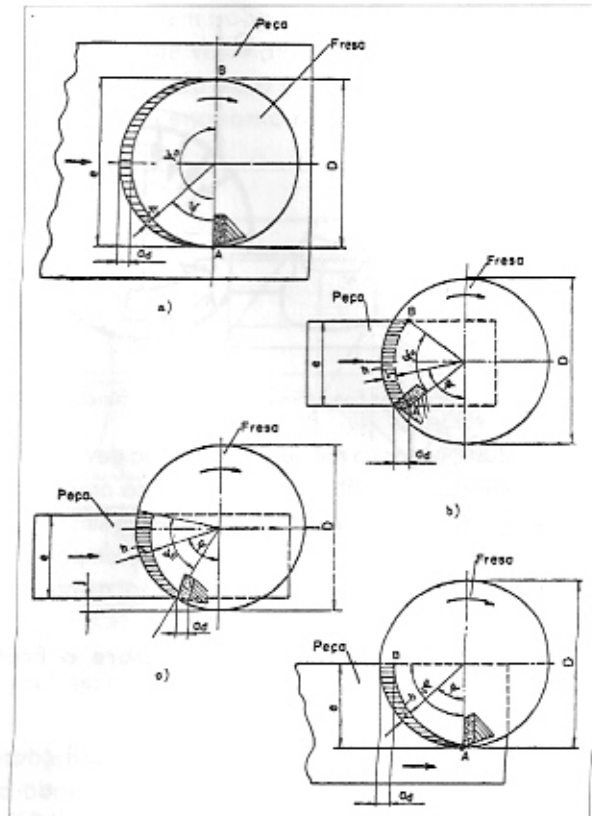
O Fresamento Frontal pode ser classificado em (figura 12.7):

- a) Fresamento Frontal Simétrico - quando o deslocamento do eixo da fresa se faz sobre o eixo de simetria da peça em usinagem. Este posicionamento central (para fresas de facear) resulta em um menor contacto de cada aresta com a peça (quando comparado com o fresamento frontal assimétrico) e, portanto, poderá resultar numa maior vida da ferramenta.

Este tipo de fresamento, por sua vez, é classificado em:

- a1) fresamento de rasgo ou canal com fresas de topo - quando se tem $a_e = D$, $\varphi_o = 180^\circ$ e $h_{Dmax} = f_z$
 a2) fresamento comum com fresas de facear - quando $a_e < D$, $\text{sen } (\varphi_o/2) = a_e/D$, h_{Dmin} diferente de zero e $h_{Dmax} = f_z$

Figura 12.7 - Fresamento Frontal: a) simétrico de rasgo; b) simétrico comum; c) assimétrico, com toda superfície sendo fresada; d) assimétrico



b) Fresamento Frontal Assimétrico com fresas de facear - O corte não se dá sobre o eixo de simetria da peça em usinagem. Quando toda uma superfície plana está sendo fresada (figura 12.7c) tem-se $a_e < D$, $h_{D_{min}}$ diferente de zero e $h_{D_{max}} = f$. Este tipo de fresamento é vantajoso quando o diâmetro da fresa é grande em relação à largura da peça, devido ao fato de que, quando isto acontece neste tipo de fresamento, tem-se um maior número de dentes simultaneamente no corte e, com isto, menores esforços de corte por dente e, portanto, um corte mais suave, quando comparado com o fresamento simétrico.

Deve-se fazer ainda outra consideração com relação à comparação entre o corte simétrico e o assimétrico. A direção das forças radiais de corte no corte simétrico

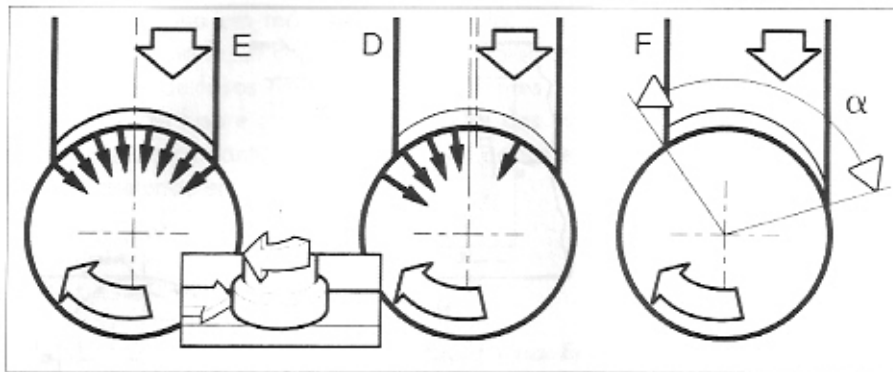


Figura 12.8 - Direção das Forças Radiais nos Cortes Simétrico e Assimétrico

(figura 12.8A) variará a medida que a aresta de corte penetra na peça, o que poderá levar à vibrações e à quebra prematura da aresta. É lógico que este problema é minimizado quando se tem mais de um dente simultaneamente no corte. Quando o corte é assimétrico, a variação da direção da componente radial da força de usinagem é bem menor (figura 12.8B e C) e, com isso, menor a tendência à vibração.

12.3 - Algumas Considerações Sobre o Fresamento Tangencial de Dentes Inclinados

Enquanto no fresamento tangencial de dentes retos a força de corte aumenta rapidamente com o ângulo ϕ , caindo bruscamente a zero quando $\phi = \phi_0$, como pode ser visto na figura 12.9, nas fresas cilíndricas de dentes helicoidais ou inclinados, isto não acontece. Neste caso, a área da

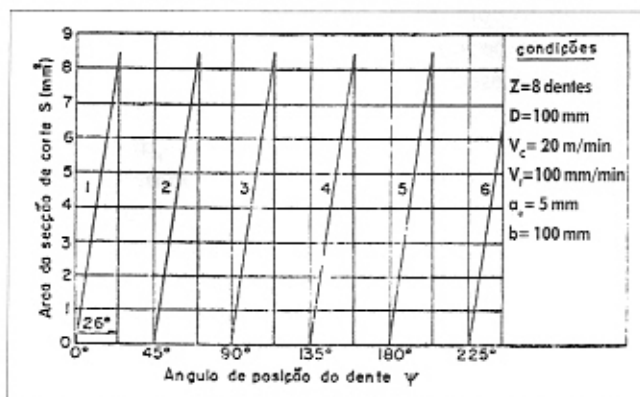


Figura 12.9 - Variação da Seção do Cavaco no Fresamento com Fresas de Dentes Retos

secção
um va
dente
a secç



Figura

uma
B, a
até c
inici
a su
trabi
sent

secção do cavaco relativa a um dente em trabalho cresce também de zero a um valor máximo, porém mantém este valor alguns instantes, enquanto o dente se desloca ao longo da largura da fresa (figura 12.10). Em seguida a secção vai lentamente diminuindo enquanto o dente sai da peça. Para

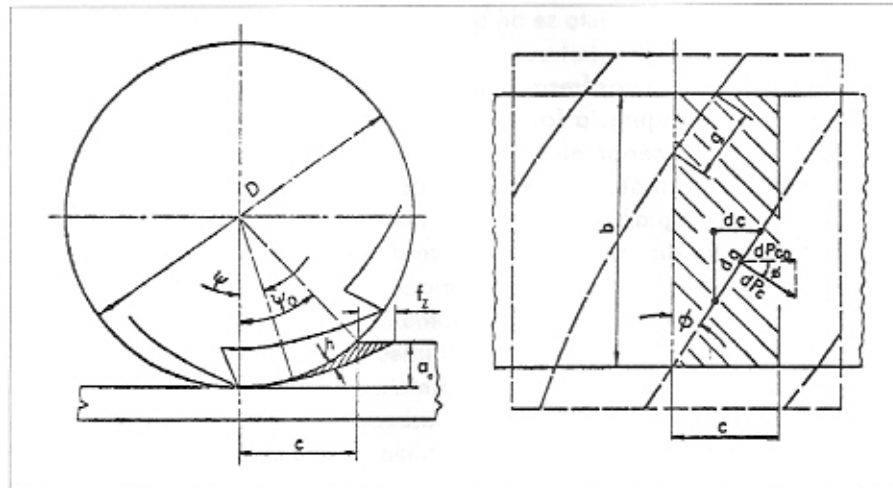


Figura 12.10 - Grandezas de Corte no Fresamento com Dentes Helicoidais

uma fresa de 4 dentes (figura 12.11) o dente No. 1 penetra a peça de A a B, a secção do cavaco permanece igual de B a C e decresce a partir de C, até chegar ao zero em D. O dente seguinte (número 2), defasado de 90°, inicia o seu trabalho em E, prosseguindo igualmente ao anterior segundo a sucessão E F G H, e assim por diante. O segundo dente inicia o seu trabalho enquanto o primeiro ainda está cortando. A figura 12.11 apresenta ainda a curva resultante. Para uma fresa de 8 dentes, em iguais

Figura 12.11 -
Variação da Secção
do Cavaco no
Fresamento com
Fresas Helicoidais:
dente 1 - ABCD;
dente 2 - EFGH;
secção resultante - Si



condições de usinagem, vamos ter uma superposição melhor das curvas de áreas das secções e a curva resultante apresentará uma oscilação menor. A forma desta curva vai depender da largura da peça e das características geométricas da fresa. Pode-se chegar ao caso (figura 12.12) em que a curva resultante seja aproximadamente uma reta e, desta forma, a força resultante de corte seria constante. Isto se dá quando a largura da peça for igual a um múltiplo inteiro do passo da fresa.

Conclui-se que nas fresas cilíndricas de dentes helicoidais, em iguais condições de usinagem, a força máxima de corte, como também a sua oscilação, é bem menor que nas fresas cilíndricas de dentes retos. Por essa razão emprega-se, sempre que possível, fresa cilíndrica de dentes helicoidais. Porém, a força de corte média resultante, que é utilizada para o cálculo da potência média de corte e, portanto, para o dimensionamento da potência necessária da máquina, tem seu valor aumentado (já que a oscilação da força máxima é menor, a força média se aproxima da força máxima). Além disto, em fresas com dentes inclinados aparece uma componente da força de usinagem na direção axial, exigindo que o eixo-árvore da máquina seja dimensionado para suportar este tipo de esforço. Por estas razões, não se costuma utilizar fresas com ângulo de inclinação maior do que 45°.

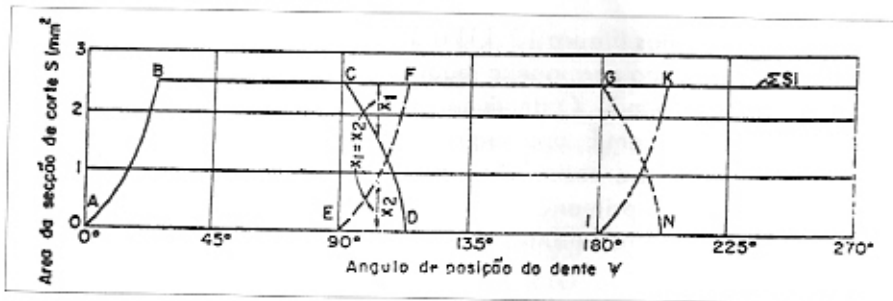


Figura 12.12 - Variação da Seção do Cavaco no Fresamento com Fresas Helicoidais, mantendo-se a área da secção de corte constante

Em geral, fresas cilíndricas com arestas curtas, chamadas fresas de disco (figura 12.1.c), tem dentes retos, já que a influência da inclinação do dente seria pequena devido à sua pequena espessura. As fresas cilíndricas com arestas longas (figura 12.1.e) possuem normalmente dentes inclinados, para aproveitar a vantagem descrita acima.

12.4

a se
parc
te re

$\alpha_e =$

$\alpha_n =$

de 2
fato
valo
pou
será

bili
pas
pos
relc

12.4 - Algumas Considerações Sobre o Fresamento Frontal

A fim de se obter um contacto favorável entre a aresta cortante e o material a ser usinado, o centro da fresa deve estar situado dentro da largura a_p da peça, para o fresamento frontal com fresas de facear. Dados empíricos sugerem a seguinte relação (Ferraresi, 1972):

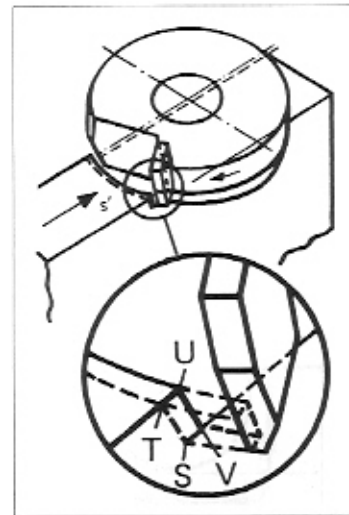
$$a_p = 0.75 D \text{ na usinagem de ferro fundido}$$

$$a_p = 0.60 D \text{ na usinagem de aço}$$

Outra fonte de dados empíricos sugere que o diâmetro da fresa (D) seja de 20 a 50% maior que a largura da peça (a_p) (Sandvik, 1994). Isto se deve ao fato de que o choque fresa-peça não deve se dar com $h = 0$ ou próximo a este valor, pois se isto acontecer (e acontece quando a fresa tem diâmetro igual ou pouco maior que a largura da peça), os cavacos formados no início do corte serão muito finos com grande valor de pressão específica de corte.

Nas fresas frontais com pastilhas de metal duro, devido à sua sensibilidade aos choques, é necessário que se estude a posição em que a pastilha vai tocar o material quando ela entra no corte a cada rotação. Tal posição de ataque vai depender dos ângulos da ferramenta e da posição relativa da fresa com a peça. Na figura 12.13 estão representados com

Figura 12.13 -
Representação
Esquemática da
Posição de Ataque
da Pastilha de
Metal Duro



as letras STUV os quatro vértices da secção de cavaco no início do trabalho. Para que a solicitação por choque na pastilha seja pequena, é necessário que a pastilha toque o material primeiramente no ponto U, onde a área para resistir ao choque é maior. Seria muito prejudicial para a pastilha o choque inicial no ponto S, isto é, na sua extremidade. Chama-se tempo de choque o tempo gasto entre o primeiro contacto e o contacto completo da mesma com a secção do cavaco. O tempo de choque deve ser o maior possível para que o efeito do choque na pastilha seja pequeno. Para que isto aconteça, toma-se nas fresas frontais a distância de ajustagem "j" mínima (figura 12.14) da ordem de 5% do diâmetro da fresa.

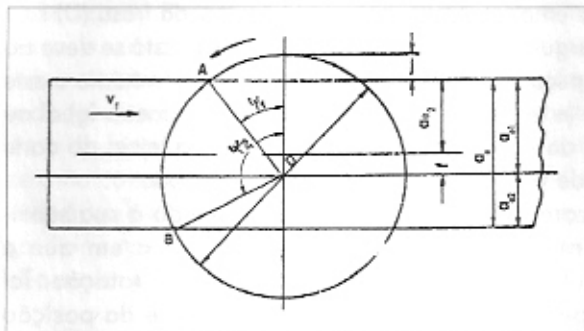


Figura 12.14 -
Posição de uma
Fresa Frontal em
Relação à Peça

Além do problema do tempo de choque, se "j" for menor que este valor, ter-se-á também valores iniciais de h muito próximos a zero, com as inconveniências já citadas anteriormente.

Ainda sobre o choque da fresa com a peça, é importante que a linha de centro da fresa esteja dentro da largura da peça. No caso em que a fresa de facear tem seu centro fora da largura da peça (figura 12.15 A) o corte começa com a parte mais extrema da pastilha tocando a peça (ângulo de entrada positivo), o que pode causar a

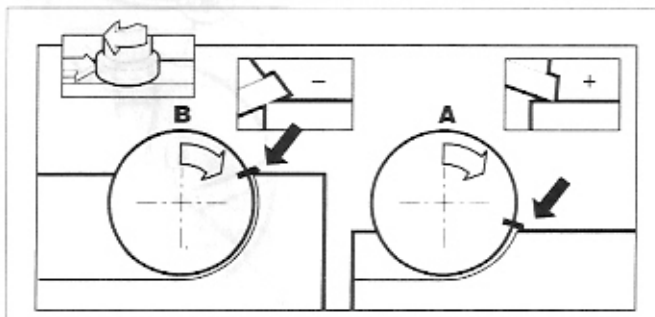


Figura 12.15 -
Posicionamento da
Aresta de Corte no
Momento do Choque
com a Peça

quel
o co
choi

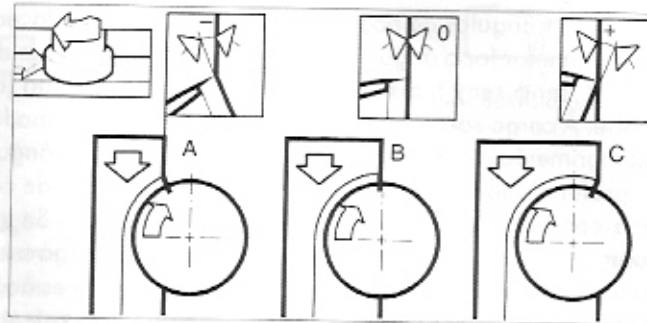
em
forç
seja
do c
fava
ráve

vem
12.
fres
é re
segi

quebra da aresta. Se o centro da fresa está dentro da largura da peça (figura 12.15B), o contato inicial é feito com a parte interior da pastilha, onde a secção para resistir ao choque é maior (ângulo de entrada negativo).

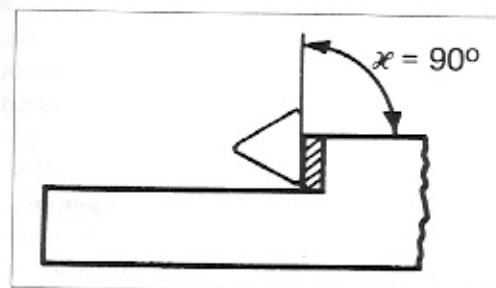
Cuidado especial também deve ser tomado com a saída do dente da peça em fresas frontais de facear. Na saída do corte haverá uma súbita diminuição das forças de corte. Por isto, é importante que a espessura de corte (h) neste momento seja a menor possível, para se evitar a formação de rebarba em aços, ou o lascamento do canto da peça em ferro fundido. Assim, as posições A e C da figura 12.16 são favoráveis no que diz respeito à saída do dente da peça, e a posição B é desfavorável, já que é neste momento que a espessura de corte é máxima.

Figura 12.16 -
Posição da Aresta
de Corte na
Saída do Dente
da Peça



Em termos de geometria dos dentes da fresa, outras considerações devem ser feitas. Primeiramente com relação ao ângulo de posição χ , (figura 12.17). Normalmente só se utiliza fresa com $\chi = 90^\circ$ quando é necessário fresar um encaixe com este ângulo. Se isto não acontece, é recomendável usar uma fresa com ângulo de posição menor, devido às seguintes razões:

Figura 12.17 -
Ângulo de
Posição em
Fresas Frontais



1. A saída dos cavacos se torna mais difícil
2. A grande força radial em relação à pequena força axial resulta num esforço desfavorável do eixo-árvore da fresadora, significando maior tendência à vibrações. O eixo-árvore de uma fresadora tem sua maior resistência no sentido axial. Por outro lado a fresa de 90° pode ser vantajosa em peças com pouca rigidez em sentido axial, onde pequenas forças axiais podem reduzir as vibrações neste sentido.
3. As pontas das arestas cortantes são mais fracas do que as pontas com ângulos de posição menores, pois o ângulo de ponta da fresa com $\chi_p = 90^\circ$, tem que ser menor que 90° , a fim de evitar atrito excessivo da aresta secundária com a peça.

Os ângulos de posição normais em fresas de facear são 75° , 60° e 45° . Quanto menor for o ângulo de posição, menor espessura de corte terá o cavaco ($h = f_z \cdot \sin \phi \cdot \sin \chi_p$), distribuído sobre um comprimento (b) maior da aresta de corte. A carga sobre a aresta será menor, pois a mesma força será feita em um comprimento maior. Por outro lado, quanto menor o ângulo de posição, menor a profundidade de usinagem que a pastilha é capaz de cortar ($b = a_p \cdot \sin \chi_p$, - b é o comprimento ocupado da aresta pelo cavaco. Se χ_p diminui, b aumenta para o mesmo a_p). Além disso, apesar de uma carga menor sobre a aresta, a pressão específica de corte (K_s) é maior para menores ângulos de posição, pois a espessura de corte (h) é menor. Uma fresa com $\chi_p = 45^\circ$, produz uma força tangencial de corte, cerca de 10% maior que uma fresa com 90° , uma fresa de 60° produz uma força de corte cerca de 4% maior e, uma fresa de 75° , uma força cerca de 1.5% maior que uma fresa de 90° .

Dado estes fatos, as fresas de facear com 60° ou 75° de ângulo de posição são as mais utilizadas. A fresa de 75° é a primeira alternativa e a mais genérica, além de proporcionar a possibilidade de se cortar uma maior profundidade de usinagem com o mesmo comprimento de aresta. A fresa de 60° de ângulo de posição distribui um pouco melhor a tensão sobre a aresta de corte do que as fresas com ângulos de posição maiores e deve ser preferida em cortes mais pesados.

As fresas frontais com pastilhas de metal duro são classificadas em três tipos: duplo-negativa, duplo-positiva ou positivo-negativa (figura 12.18). Seguem algumas considerações sobre cada um destes tipos:

- a) *Fresa Duplo-Negativa* - os ângulos de saída e de inclinação são negativos. Nestas fresas as pastilhas podem ser usadas dos 2 lados, como mostra a figura 12.18a, o que significa uma boa economia e também cunhas cortantes mais reforçadas. Acontece uma grande deformação do cavaco e,



Figura

b) I

c)

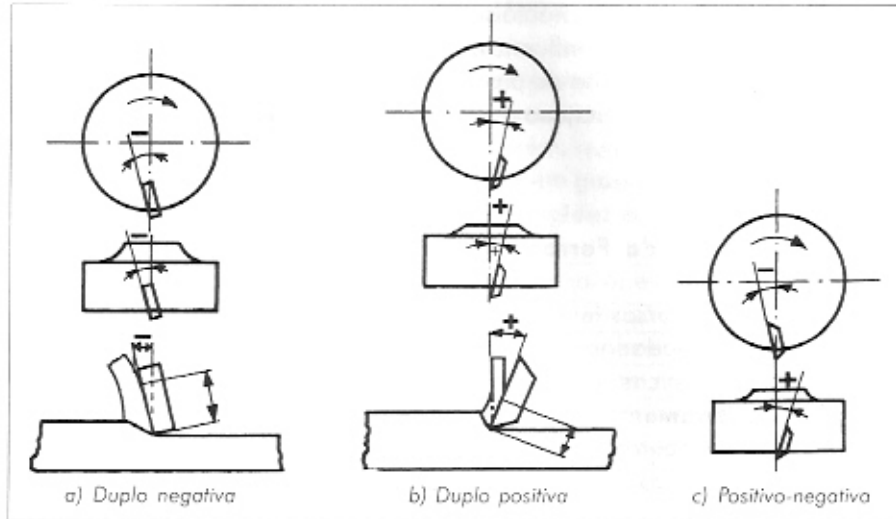


Figura 12.18 - Geometria das Fresas Frontais com Pastilhas Intercambiáveis

com isso, elevação dos esforços de corte. No corte de materiais de cavacos longos podem aparecer dificuldades com a eliminação dos cavacos que se enrolam em forma de espirais dentro dos bolsões de armazenamento de cavacos. Deve ser usada em condições de trabalho onde se receia a quebra da aresta cortante e no fresamento de material com cavaco de ruptura (ferro fundido).

- b) *Fresa Duplo-Positiva* - os ângulos de saída e de inclinação são positivos (figura 12.18b). Neste tipo de fresa, as pastilhas só podem ser usadas de um lado. Os cavacos são menos deformados e, portanto, tem-se esforços de corte mais baixos. Os cavacos são mais finos e tem menor contacto com a superfície de saída do que em fresas duplo-negativas. A eliminação dos cavacos é mais fácil pois eles têm forma helicoidal e se levantam sozinhos dos bolsões de armazenamento. Devem ser usadas na usinagem de materiais moles e/ou sujeitos a encruamento (não ferrosos, aços inoxidáveis e aços de baixo carbono), quando a fresadora tem baixa potência ou quando máquina e/ou peça tem pouca rigidez.
- c) *Fresa Positivo-Negativa* - O ângulo de saída é negativo e o ângulo de inclinação é positivo (figura 12.18c). Pode-se obter grandes vantagens em desbaste pesado, porque esta combinação de ângulos gera cavacos helicoidais que se levantam dos bolsões de armazenamento, evitando o entupimento dos mesmos.

Com relação às fresas frontais de topo, a combinação entre o ângulo de hélice e a direção de corte influenciam as forças que agem na ferramenta. A deflexão da fresa na direção da profundidade de usinagem deve ser evitada. Assim, é normalmente vantajoso que a direção de rotação da fresa concorde com a direção da hélice.

12.5 - Desgastes da Ferramenta no Fresamento

Além dos diversos fenômenos que causam o desgaste da ferramenta de usinagem, já estudados em outro capítulo deste livro, o fresamento possui algumas características peculiares que auxiliam o processo de desgaste e/ou avaria da ferramenta. São elas:

- a) *Variações da Temperatura* - Quando uma dada aresta está em contato com a peça realizando o corte, a mesma se aquece. Devido à espessura de corte variável, a distribuição de temperatura é irregular. Quando a aresta sai da peça e passa a girar em alta velocidade ao ar e em contato com o fluido de corte, ela se resfria. Estas variações de temperatura resultam em tensões que podem causar as trincas térmicas citadas no capítulo 6.
- b) *Variação dos Esforços Mecânicos* - no momento de entrada no corte, a aresta sofre um impacto, pois as forças de corte crescem rapidamente e depois variam conforme a direção e espessura do cavaco. Isto poderá causar trincas por fadiga no material, também citadas no capítulo 6.

A somatória das trincas de origem térmica com as trincas de origem mecânica resultam num tipo de formação na cunha cortante da ferramenta denominada sulco em forma de pente.

Estas características exigem maior cuidado com a tenacidade e resistência ao choque térmico da pastilha, bem como com o dimensionamento da geometria da ferramenta a fim de que ela possa resistir a estes fenômenos.

12.6 - Escolha das Condições de Usinagem e do Número de Dentes da Fresa

Os principais fatores a serem levados em conta na seleção das condições de usinagem no fresamento e do número de dentes da fresa são:

- a) *Profundidade de Usinagem* - do ponto de vista econômico, deve-se usar a maior profundidade de usinagem possível, já que esta influencia pouco no desgaste da ferramenta e seu aumento provoca um aumento pro-

porcional na remoção de cavaco. Assim, em fresas frontais, deve-se utilizar ao máximo o comprimento das arestas. Deve-se, porém, obedecer à recomendação de que o comprimento de corte ($b = a_p \cdot \sin \chi_c$) não deve exceder a 2/3 do comprimento total da aresta da pastilha, para se evitar vibrações. Existem, porém, outros fatores que limitam o emprego de profundidades de usinagem grandes, como por exemplo a potência e a rigidez da máquina, rigidez da peça e da fixação e acabamento superficial da peça.

- b) Avanço - para a escolha do avanço em uma operação de fresamento, vários fatores devem ser levados em consideração, como por exemplo tipo da fresa, material da ferramenta, acabamento da superfície, potência da máquina, etc.. Como já foi visto no capítulo 5, o avanço não é diretamente proporcional à potência consumida. Mantendo-se o mesmo volume de cavaco removido na unidade de tempo, o aumento do avanço por dente (f_z) acarreta um decréscimo da potência consumida. Assim, mantendo-se o avanço constante (f), uma fresa de passo grande, isto é, uma fresa com poucos dentes, consome menos potência que uma fresa de passo pequeno (fresa com muitos dentes). A espessura média do cavaco (h_m) não deve ser inferior a determinados valores, para que a pressão específica não cresça demasiadamente. Para fresamento tangencial este valor está entre 0.04 a 0.2 mm (dependendo da dureza do material e da geometria de corte) e para fresamento frontal h_m não pode ser menor que 0.1 mm.
- c) Velocidade de Corte - Uma alteração da velocidade de corte significa uma alteração do avanço por dente, se a velocidade de avanço (v_f) não for alterada. Diferentemente de um torno onde o que usualmente se ajusta na máquina é o avanço, numa fresadora o que se ajusta é a velocidade de avanço (velocidade da mesa da fresadora). Assim, uma alteração da rotação da fresa visando alterar a velocidade de corte, vai ocasionar uma alteração do avanço por dente, exceto no caso em que a velocidade de avanço for alterada na mesma proporção, já que:

$$v_c = f_z \cdot z \cdot n$$

onde: z = número de dentes da fresa
 n = rotação da fresa

Uma modificação de f_z altera a espessura média do cavaco e uma modificação de v_c altera o volume de material removido na unidade de tempo.

Exemplificando: um aumento da velocidade de corte sem alteração na velocidade de avanço, provoca uma diminuição do avanço por dente e da espessura do cavaco (h), sem alterar o volume de cavaco removido na unidade de tempo, o que causará uma maior pressão específica de corte por dente. Com isto, ocorrerá um acréscimo da potência consumida. Isto mostra que, no fresamento, ao escolher a velocidade de corte, tem-se alguns outros fatores a serem ponderados além dos usuais. Mesmo assim, o principal objetivo na seleção da velocidade de corte, ainda deve ser a obtenção de uma vida econômica da ferramenta, principalmente porque esta tem maior influência nos desgastes da ferramenta que o avanço e a profundidade de usinagem.

d) **Número de Dentes** - já foi visto acima que uma fresa de passo grande gera menor potência que uma fresa de passo pequeno mantendo-se o mesmo avanço por volta, já que na primeira, o avanço por dente (e ou hm) é maior que na segunda, para um mesmo volume de cavaco gerado na unidade de tempo. Outros fatores de escolha do número de dentes da fresa são o material da peça (materiais de cavacos longos exigem um espaço maior entre dentes), o tamanho da peça (é bom sempre manter no mínimo 2 dentes simultaneamente no corte), a estabilidade do sistema máquina-fresa-dispositivo de fixação-peça e o acabamento superficial desejado (quanto menor o avanço por dente e, conseqüentemente, quanto maior o número de dentes para um determinado avanço por volta, melhor o acabamento superficial da peça - ver item 12.8). Assim, pode-se resumir o problema da escolha do número de dentes nas seguintes recomendações:

- **Fresa de passo grande (poucos dentes)** - usada frequentemente para desbaste e semi-acabamento de aços e onde a tendência à vibração é uma ameaça para o resultado da operação;
- **Fresa de passo pequeno (maior número de dentes e espaços entre dentes pequenos)** - permitem alta taxa de remoção de cavaco (pode-se aumentar o avanço por volta e, conseqüentemente a velocidade de avanço, mantendo-se o avanço por dente no mesmo nível da fresa de passo grande). Normalmente usada para ferro fundido (devido ao cavaco curto, que se aloja bem nos pequenos espaços entre dentes) e para operações em aços. Porém, nestes casos, o volume de cavaco removido fica limitado pelo espaço entre dentes e não se pode realizar desbastes muito pesados. Se o avanço por dente for mantido em níveis baixos, o acabamento da peça fica muito bom e não existe problema de entupimento dos bolsões de armazenamento do cavaco;
- **Fresa de passo extra-pequeno (muitos dentes e bolsões de armazenamento do cavaco muito pequenos)** - permite altas velocidades de avanço. Adequada para o corte interrompido de ferro fundido (a espessura do cavaco é pequena, o

Tabe

T
P
P
P

12.

cut
no
dim
cál
tan
um
ene
ao c
méc

F

que faz com que o choque com a peça não seja muito forte) e de aços com pequena profundidade de usinagem (o que gera um ótimo acabamento superficial da peça). Também é adequada para o fresamento de materiais em que a velocidade de corte tenha que ser mantida em níveis baixos, como é o caso de ligas de titânio. Relembrando, velocidade de corte baixa, significa rotação baixa. Como a velocidade de avanço (velocidade da mesa da fresadora) é dada por $v_f = f_z \cdot z \cdot n$, o grande número de dentes (z) compensa a baixa rotação (n) e o avanço por dente não precisa ser muito reduzido para se conseguir uma razoável velocidade de avanço e, com isso, um razoável volume de remoção de cavaco.

A tabela 12.2 apresenta um resumo das aplicações destas fresas.

Tabela 12.2 - Aplicação das Fresas de Passos Grande, Pequeno e Extra-Pequeno

Tipo de Fresa	Aplicação
Passo Grande	Desbaste e semi-acabamento de aço ou onde há tendência à vibração
Passo Pequeno	Corte de ferro fundido e desbaste leve e acabamento de aço
Passo Extra-Pequeno	Corte interrompido de ferro fundido e liga de titânio, acabamento de aço

12.7 - Cálculo da Potência de Corte

Devido às características de uma operação de fresamento, a potência de corte consumida varia a todo instante devido à variação do número de dentes no corte e da espessura do cavaco. Porém, na maioria das vezes, o dimensionamento da potência requerida da máquina pode ser feito através do cálculo da potência média, principalmente quando o número de dentes simultaneamente no corte é alto e quando a máquina-ferramenta for suprida com um volante (disco preso ao eixo-árvore da máquina-ferramenta, que armazena energia nos momentos em que o corte requer potência mínima, para devolvê-la ao corte quando este requerer potência máxima).

Tanto no fresamento tangencial como no fresamento frontal, a potência média de corte é calculada por:

$$P_c = \frac{K_m \cdot a_e \cdot b \cdot v_f}{60.75.1000} = 2,22.10^{-7} \cdot K_m \cdot a_e \cdot b \cdot v_f \quad [\text{CV}] \quad (12.3)$$

onde:

K_m = pressão específica de corte para um valor médio da espessura de corte (h_m) [kgf/mm²]

Como já visto anteriormente para outros processos, no fresamento a pressão específica de corte é fortemente influenciada pela espessura de corte (h). Acontece que, no fresamento, esta espessura de corte varia ao longo do ângulo de contato. Assim, para poder determinar o valor de K_m em tabelas empíricas, como a tabela 12.3, é necessário primeiro calcular o valor médio da espessura de corte (h_m). A seguir, será mostrado o cálculo destes parâmetros para o fresamento tangencial de dentes retos e para o fresamento frontal.

12.7.1 - Cálculo da Espessura Média de Corte (h_m)

Pelo teorema do valor médio, tem-se que:

$$h_m = \frac{\int_{\varphi_1}^{\varphi_2} h \cdot d\varphi}{\varphi_2 - \varphi_1} = \frac{1}{\varphi_2 - \varphi_1} \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} (f_z \cdot \text{sen } \chi_r \cdot \text{sen } \varphi) d\varphi \quad (12.4)$$

ou seja,

$$h_m = \frac{1}{\varphi_2 - \varphi_1} f_z \cdot \text{sen } \chi_r (\cos \varphi_1 - \cos \varphi_2) \quad (12.5)$$

onde:

φ_2 = Ângulo entre o ponto de saída (ou entrada no fresamento concordante) do dente e a vertical

φ_1 = ângulo entre o ponto de entrada (ou saída no fresamento concordante) do dente e a vertical

φ_0 = Ângulo de contacto entre o dente e a peça

Esta equação já pode ser utilizada neste formato para o fresamento frontal (os parâmetros citados na equação para o fresamento frontal estão esquematizados na figura 12.19). Para o fresamento tangencial de dentes retos algumas simplificações ainda podem ser realizadas. Neste tipo de fresamento $\varphi_1 = 0$; $\varphi_2 = \varphi_0$ e $\chi_r = 90^\circ$

Então, para o fresamento tangencial de dentes retos a equação 12.5 pode ser escrita como:

fresamento
utilizado

Tabela

Mo

—

—

—

—

—

—

—

Fc

F

$$h_m = \frac{1}{\varphi_0} (1 - \cos \varphi_0) \cdot f_z = \frac{1}{\varphi_0} \left(\frac{2a_e}{D} \right) \cdot \frac{v_f}{z \cdot n} \quad (12.6)$$

Com este valor de h_m (ou com aquele retirado da equação 12.5 para o fresamento frontal) pode-se entrar na tabela 12.3, retirar o valor de K_m para utilizá-lo na equação para o cálculo de potência de corte.

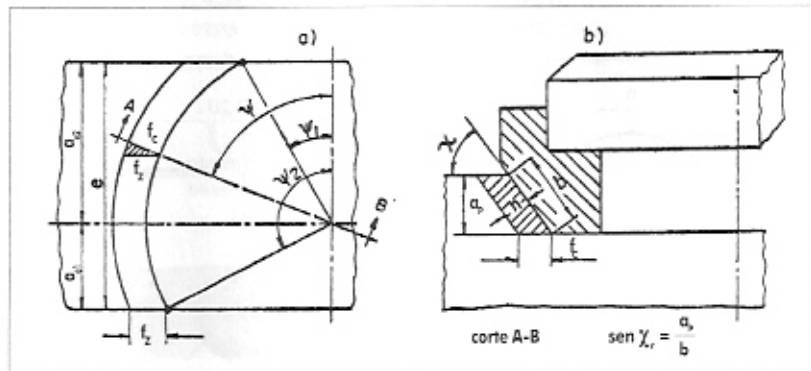


Figura 12.19 - Espessura do Cavaco no Fresamento Frontal em Função do ângulo de posicionamento de dente e o ângulo de posição

Tabela 12.3 - Valores da Pressão Específica de Corte (K_c) para o Fresamento

Material	Resistência (s_c) [kgf/mm ²] ou Dureza	Valores Aproximados de K_c [kgf/mm ²]								
		Espessura de Corte h (mm)								
		0,025	0,04	0,063	0,1	0,16	0,25	0,4	0,63	1,0
1030	52	535	475	425	375	330	295	260	230	205
1035	58	405	370	340	310	280	255	235	215	195
1045	67	385	360	340	320	300	280	260	245	230
1060	77	425	390	360	330	305	280	260	240	220
8620	77	570	510	455	400	355	315	280	250	220
4140	73	675	600	535	475	420	370	330	290	260
4137	60	495	455	415	375	340	310	280	255	230
6150	60	600	530	475	420	370	330	290	260	230
Fofo duro	HRC=46	420	390	355	325	300	275	250	230	210
FfGG26	HB=200	270	240	215	190	170	150	135	120	105

12.8 - Acabamento de Superfícies Fresadas

O fresamento tangencial produz uma superfície ondulada. A altura desta ondulação define a rugosidade máxima teórica que é calculada a partir do diâmetro da fresa e do avanço por dente (figura 12.20). Esta rugosidade máxima teórica pode ser dada por:

$$R_{max\text{teor}} = \frac{f_z^2}{4D} \quad (12.8)$$

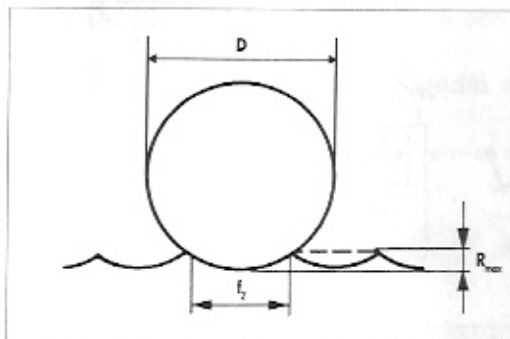


Figura 12.20 - Superfície Teórica fresada por fresamento tangencial

A rugosidade máxima real, no entanto, é sempre maior ou igual à teórica, pois outros fatores também influem no seu valor, tais como:

- Posicionamento irregular das pastilhas no sentido axial
- Desgaste não uniforme das arestas
- Fluxo de saída de cavacos irregular
- Condições operacionais da máquina-ferramenta - se a rotação da fresa for excêntrica (causada por excentricidade do eixo-árvore) a rugosidade é diretamente influenciada, pois somente a aresta que gira no maior diâmetro realiza o corte mais profundo que gera a rugosidade. Portanto, para fins de rugosidade, o avanço por dente (f_z da equação 12.8), passa a ser, na realidade, igual ao avanço por volta, e a rugosidade máxima cresce substancialmente.
- Fixação e/ou rigidez deficientes da peça, que podem gerar vibrações que são reproduzidas na superfície da peça

A utilização do fresamento concordante, como já visto, pode melhorar o acabamento da peça, devido à diminuição da vibração. Outras ações

que p
(prin
e a d
tem i
mate
a pe
encl

fase
to (l
fície



me
tilh
pas
a s

tod
pas
em
par
que
res
mo
pai

da

que podem melhorar o acabamento são o uso adequado de fluido de corte (principalmente na usinagem de materiais que tem tendência ao empastamento) e a diminuição da penetração de trabalho (a_p) no fresamento tangencial, que tem um importante efeito na deflexão da ferramenta. No entanto, no corte de materiais que tem alta taxa de encruamento, como o aço inoxidável austenítico, a penetração de trabalho não pode diminuir demais, para que se evite o encruamento da superfície.

Muitas das pastilhas de fresas de facear (fresamento frontal) tem uma fase plana como aresta secundária (figura 12.21), que deve ter comprimento (b_s) de 3 a 10 vezes o avanço por dente. Com isso, obtém-se uma superfície com melhor acabamento que com pastilhas com raio de ponta.

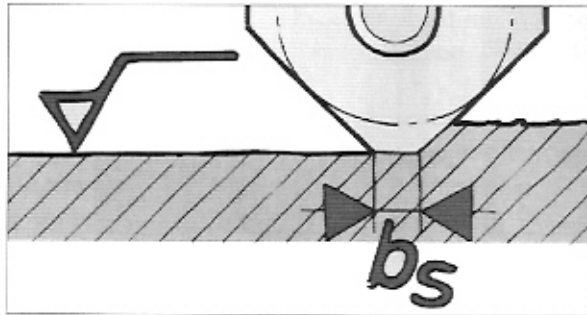


Figura 12.21 -
Esquema da fase
plana de uma pastilha
de fresa de facear

Nem sempre as arestas de uma fresa frontal de facear estão todas em um mesmo plano paralelo à superfície usinada. Isto ocorre devido à tolerância das pastilhas, à folga nos mancais do eixo-árvore e à rebarbas ou defeitos na fixação das pastilhas na fresa. Quando isto ocorre, somente a(s) pastilha(s) mais saliente(s) gera(m) a superfície acabada e são responsáveis pela rugosidade da peça.

Quando apenas 1 pastilha projeta-se em um plano mais saliente que todas as outras, o avanço por volta (f) deve ser menor que a fase plana da pastilha (b_s), de tal maneira que uma determinada área da peça que foi fresada em uma volta, ainda possa ser alisada nas voltas subsequentes. É lógico que, para se obter um bom acabamento, é bom que se tenha b_s grande e que mais que uma aresta de corte esteja no mesmo plano (assim mais de uma pastilha é responsável por manter baixa a rugosidade). Neste caso, as arestas cortantes mais salientes, devem estar regularmente distribuídas pela periferia da fresa, para que suas fases planas tenham seus passes superpostos.

Por outro lado, se b_s aumenta, a tendência à vibração da ferramenta e da peça também aumenta, devido ao maior comprimento de contato e, assim,

a rugosidade tende a piorar. Então, para fins de rugosidade da peça, existe um valor ótimo de b_s , que não é nem muito pequeno, para que uma mesma área cortada possa ser alisada algumas vezes e nem muito grande, para que a vibração não seja incentivada. Se f aumenta, aumenta a necessidade de se manter mais de uma aresta no mesmo plano.

Algumas vezes, principalmente quando materiais de cavacos curtos são usinados e baixa rugosidade é desejada, na usinagem com fresas de diâmetro grande, podem ser utilizadas as chamadas pastilhas alisadoras, que são pastilhas de fresas de facear, com b_s bastante grande. Para se ter uma idéia da ordem de grandeza, em pastilhas comuns b_s varia de 1 a 2.5 mm, podendo chegar a 4 mm. Em pastilhas alisadoras um valor típico de b_s é 10 mm. A pastilha alisadora (pode-se ter uma ou duas destas pastilhas numa fresa) deve estar propositalmente colocada em um plano mais saliente que as outras pastilhas (0.02 a 0.1 mm mais saliente), para que possa exercer sua função de diminuir a rugosidade da peça.

Na usinagem de aços e materiais de cavacos longos, a utilização de fresas com pastilhas alisadoras nem sempre surte os efeitos desejados, devido à vibração e ao fluxo de cavaco. Também na usinagem de materiais duros, o problema da vibração aparece. Outra desvantagem da pastilha alisadora é que ela se desgasta mais rapidamente que as outras, podendo causar uma parada prematura do corte para que somente ela seja substituída. Então, a utilização deste tipo de pastilha deve ser cuidadosamente analisada, levando-se em conta as vantagens e desvantagens de seu uso.

12.9 - A Utilização de Quebra-Cavacos em Fresamento

A quebra do cavaco nunca foi um item muito importante no fresamento, já que o comprimento de contato fresa-peça é pequeno, o que gera a produção de cavacos relativamente curtos (cavacos em fita nunca se formam). No entanto, o fluxo de cavaco é um problema no fresamento, devido à possibilidade de entupimento dos bolsões de armazenamento do cavaco (espaço entre dentes), com o conseqüente riscamento da superfície usinada, aumento dos esforços de corte e possibilidade de quebra da pastilha. Como já visto, a geometria positivo-negativa de fresas de facear possibilita a formação de cavacos helicoidais que saltam fora dos bolsões de armazenamento e não congestionam aquele espaço. Até alguns anos atrás, no entanto, as pastilhas utilizadas tinham superfícies de saída planas.

Porém a utilização de um fresamento com ângulos positivos, para que as esforços de corte sejam minimizados, tem ganho bastante espaço de aplicação, devido

à maior
fresagem
torna-se
armazenamento
de cada
quebra
mais
ferramenta

Bibli

- Fer
- Sai
- Sai
- Shi

à maior utilização do fresamento de facear em pequenos centros de usinagem e fresadoras, máquinas com baixa potência e rigidez. Este fato, somado às desvantagens que a superfície de saída plana gera no congestionamento dos bolsões de armazenamento do cavaco, fez com que o desenvolvimento e utilização de pastilhas com quebra-cavacos, que aumentam o ângulo de saída da ferramenta, sejam cada vez maior. Assim, já existem diversos tipos de pastilhas intercambiáveis com quebra-cavacos moldados em sua superfície de saída, destinadas ao corte com as mais variadas condições de usinagem, tipos de material e condições da máquina-ferramenta. A figura 12.22 mostra duas destas pastilhas com quebra-cavacos.

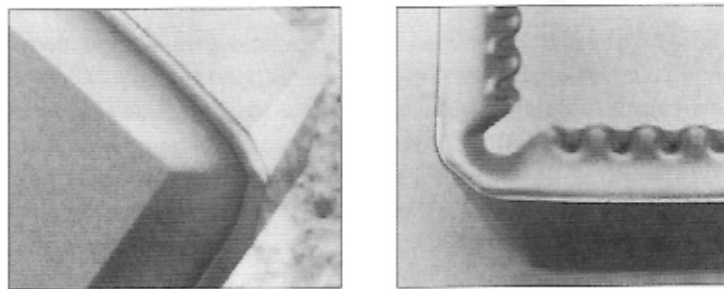


Figura 12.22 - Pastilhas de Fresamento com Quebra-Cavacos

Bibliografia

- Ferraresi, D., "Usinagem dos Metais" - Associação Brasileira de Metais - São Paulo, 1972
- Sandvik Coromant, "Manual de Fresamento", Sandvik Coromant, São Paulo, 1990
- Sandvik Coromant, "Modern Metal Cutting", AB Sandvik Coromant, Sandviken, Sweden, 1994.
- Shaw, M. C., "Metal Cutting Principles", Oxford University Press, New York, USA, 1986.

CAPÍTULO 13

PROCESSO DE RETIFICAÇÃO

13.1 - Introdução

A retificação é um processo de usinagem muito utilizado na indústria metal-mecânica. Muitas das peças usinadas tem a retificação como a última operação de uma ou várias de suas superfícies. Suas principais características são: possibilidade de obtenção de tolerâncias apertadas (tolerância dimensional entre IT 4 e IT6 e tolerância geométrica compatível) e de baixas rugosidades (R_a de 0,2 a 1,6 μm); baixa capacidade de remoção de cavaco. Assim, em geral, é um processo de acabamento.

Algumas vezes, a retificação também é utilizada como uma operação intermediária, para gerar superfícies de referência para outras operações, mas na maioria das vezes é a última operação a ser realizada em uma dada superfície. Então, o processo de retificação requer bastante atenção, pois se a peça for danificada nesta operação, todo o custo acumulado nas operações anteriores não poderá ser recuperado.

Até há bem pouco tempo, a retificação, por ser um processo abrasivo de usinagem, era um dos únicos processos utilizados em peças que já haviam sido endurecidas por tratamento térmico. Atualmente, parte destas operações, principalmente as realizadas em superfícies de revolução, tem sido substituídas por outros processos, como o torneamento, por exemplo. Este fato se explica pelo surgimento de materiais de ferramentas como o nitreto de boro cúbico e o material cerâmico, que podem ser utilizados para o torneamento de peças duras e também devido à melhoria das características de projeto e construção das máquinas-ferramentas. O torneamento tem substituído a retificação cilíndrica externa (e, as vezes, interna) em muitos processos produtivos que exijam tolerância dimensional na casa de IT5. Por outro lado, novos desenvolvimentos tem ocorrido com o processo de retificação, tais como: novos materiais para ferramentas (CBN e diamante como material do grão abrasivo do rebolo); projeto mecânico mais moderno da máquina retificadora (mancais e guias hidrostáticas, mecanismo de compensação da deformação térmica, etc.). Assim, pode-se di-

zer que o espaço que a retificação tem perdido para outros processos sempre que a ordem de tolerância é IT5 ou maior, tem sido recuperado em situações em que as classes de tolerâncias são mais apertadas, como IT4 ou menor.

A ferramenta de retificação é denominada rebolo. O rebolo é um corpo, em geral cilíndrico, formado pelo material aglomerante, cuja função é reunir os inúmeros e pequenos grãos abrasivos, que vão entrar em contato com a peça e realizar a usinagem. Assim, cada grão abrasivo retira uma quantidade minúscula de material da peça (por isso o processo é chamado de abrasivo), o que confere à retificação a possibilidade de obtenção de tolerâncias bastante apertadas.

13.2 - Classificação e Descrição dos Processos

Os processos de retificação podem ser classificados em:

A) Segundo a Dureza da Peça Usinada:

- retificação mole ou verde - realizada antes do tratamento térmico, com a peça ainda mole, para gerar superfícies precisas que sirvam de referência para outras operações de usinagem;
- retificação dura - realizada depois do tratamento térmico, com a peça já endurecida, com o fim de conferir as dimensões finais à peça usinada.

B) Segundo a Superfície a ser Usinada

Esta classificação pode ser esquematizada como segue:

A) Retificação Cilíndrica	- Externa	- entre pontas	- de mergulho
			- longitudinal (ou passagem)
	- sem centros		- mergulho
			- longitudinal (ou passagem)
	- Interna		
B) Retificação Plana	- Tangencial		
	- Frontal		
C) Retificação de Perfis			

A seguir, passar-se-á a descrever resumidamente cada um destes processos.

13.2.1 - Retificação Cilíndrica Externa entre Pontas

Pode ser de mergulho ou longitudinal. A peça é fixada pelos seus dois extremos, em geral utilizando-se de contra-pontos. Nos dois casos, tanto a peça quanto o rebolo possuem movimento de rotação. Na retificação longitudinal (figura 13.1), também chamada de retificação de passagem, o avanço paralelo ao eixo da peça, pode ser efetuado através do movimento da mesa da retificadora ou através do movimento do rebolo. O avanço em profundidade é discreto e realizado ao fim de cada avanço longitudinal (quando o rebolo chega ao fim da peça), para propiciar uma nova retirada de material na próxima passada do rebolo durante o avanço longitudinal.

Figura 13.1 - Retificação Cilíndrica Externa Longitudinal entre Pontas

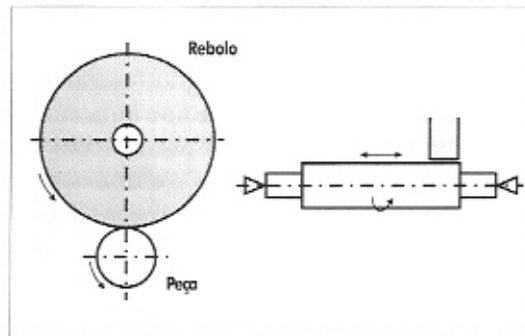
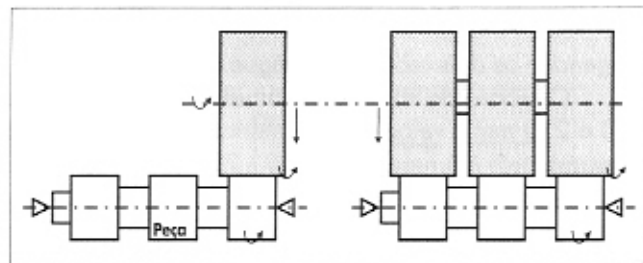


Figura 13.2 - Retificação Cilíndrica Externa de Mergulho entre Pontas



Na retificação de mergulho (figura 13.2), também chamada de retificação com avanço de penetração, o rebolo executa movimento de avanço numa direção perpendicular à superfície retificada. Em geral, a peça possui somente movimento de rotação podendo, no entanto, apresentar um pequeno movimento longitudinal. O rebolo, em geral, é mais largo que o comprimento da superfície que está sendo

retificada e o processo é mais rápido e econômico que o anterior. Pode-se fazer a retificação de várias superfícies simultaneamente (figura 13.2.b), com diversos rebolos montados um ao lado do outro, separados por anéis (isto se dá em máquinas retificadoras convencionais de alta produção), ou uma superfície de cada vez (figura 13.2.a - principalmente nas retificadoras CNC). O processo de retificação de mergulho também permite a usinagem de perfis variados, bastando para isso dar a forma adequada ao rebolo.

13.2.2 - Retificação Cilíndrica Externa sem Centros

Uma peça cilíndrica comprida e de pequeno diâmetro fixada entre centros numa retificadora cilíndrica, tende a fletir devido à pressão exercida pelo rebolo durante o passe de trabalho. Uma peça também cilíndrica, mas curta, torna difícil a retificação entre pontas, devido à proximidade dos contra-pontos, o que dificulta a aproximação e movimentação do rebolo. Para casos como estes, foi desenvolvido o processo de retificação cilíndrica externa sem centros (também chamado de retificação "centerless"), realizado em máquinas especialmente construídas para este tipo de processo. A retificação é mais fácil e mais rápida (não se perde tempo passivo com a colocação e retirada da peça da máquina e com aproximação e afastamento do rebolo), porém menos precisa e, é lógico, não pode ser feita em peças que apresentem muitos escalonamentos.

A figura 13.3 mostra um esquema deste processo. A peça é apoiada (não fixada) na régua, de aço duríssimo ou de liga dura. O rebolo de corte roda velozmente e faz pressão sobre a peça, retificando-a. Esta, rola sobre si mesma devido ao atrito gerado pelo rebolo de arraste, o qual gira no sentido indicado pela seta. Para se obter uma boa retificação, a peça deve constantemente tangenciar os dois rebolos e a régua.

O rebolo de corte tem diâmetro maior (de 400 a 600 mm), largura de 100 a 250 mm e velocidade periférica também maior (20 a 30 m/s). O rebolo de arraste tem diâmetro entre 300 e 350 mm, largura igual à do rebolo de corte e velocidade periférica da ordem de 8 a 30 m/s.

Os eixos dos dois rebolos são levemente inclinados um em relação ao outro, com ângulo de inclinação de 1 a 3° (conforme mostrado na figura 13.3b), para possibilitar o arraste da peça no sentido longitudinal (sentido de avanço da peça). Muitas vezes, duas ou mais retificadoras sem centros são colocadas em série, de tal maneira que a peça passa por vários processos de retificação consecutivamente, sem interrupção. Este procedimento ajuda a melhorar a qualidade da peça obtida por este processo, que como já citado, não é tão boa quanto àquela da retificação entre pontas.

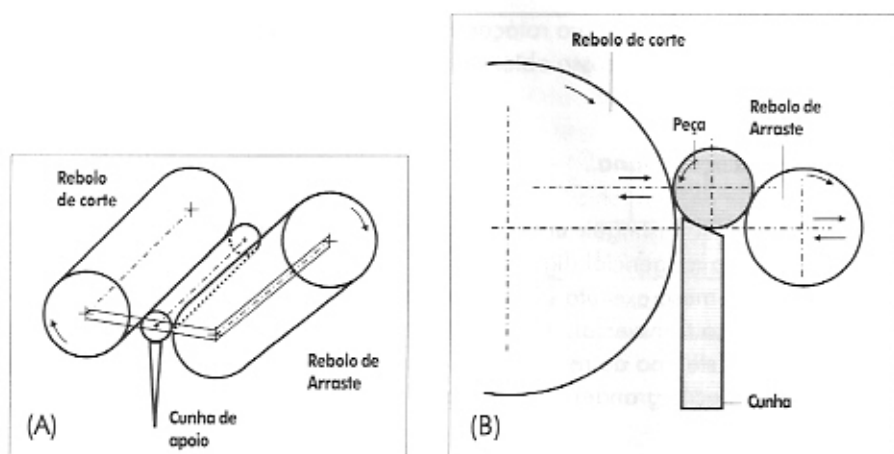
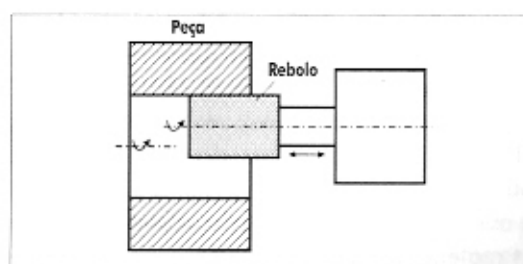


Figura 13.3 - Retificação Cilíndrica Sem Centros

13.2.3 - Retificação Cilíndrica Interna

Normalmente a peça fica presa ao cabeçote da máquina com movimento de rotação (figura 13.4). O movimento de avanço pode ser realizado pelo cabeçote ou pelo rebolo. Este movimento é axial de ida e volta. No retorno do rebolo, este sai da peça e, então, ocorre um pequeno movimento de penetração radial, para que uma nova camada de material seja retirada no próximo passe da ferramenta. Geralmente são necessárias diversas passadas do rebolo para se retirar todo o sobrematerial. Existem algumas retificadoras que não tem movimento de rotação no cabeçote porta-peça e o rebolo tem movimento planetário.

Figura 13.4 - Retificação Cilíndrica Interna



O fato da retificação interna exigir que o rebolo fique em balanço, causa maior imprecisão no processo, devido à deflexão do eixo porta-rebolo. Também, a necessidade de se ter um rebolo com diâmetro pequeno para poder entrar no furo

a ser usinado, faz com que sua rotação tenha que ser bastante alta (por volta de 15000 RPM) para que se possa obter velocidades periféricas similares às da retificação externa.

13.2.4 - Retificação Plana

Costuma-se distinguir entre a retificação plana tangencial e frontal. Na retificação plana tangencial (figura 13.5) o eixo do rebolo é paralelo à superfície retificada. A mesa executa um movimento de avanço alternativo e um movimento de avanço transversal, enquanto que o rebolo executa o movimento em profundidade. Este tipo de retificação plana é mais lento e muito usado para a retificação de peças grandes de baixa produção.

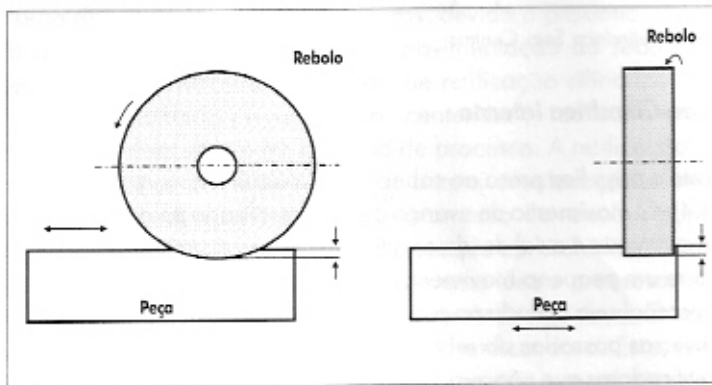


Figura 13.5 - Retificação Plana Tangencial

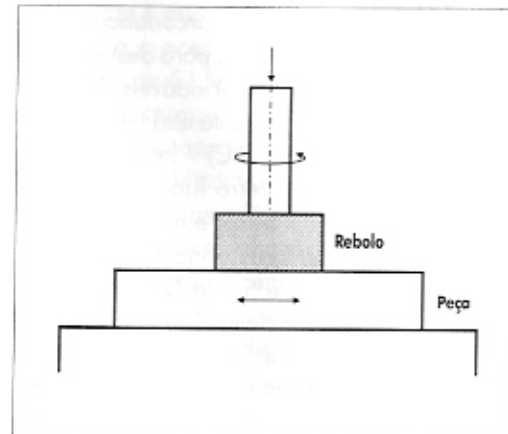
Na retificação plana frontal (figura 13.6) o eixo do rebolo é perpendicular à superfície retificada. Em geral, o rebolo é bem maior que a peça, o que dispensa o avanço transversal e possibilita a retificação de diversas peças simultaneamente, aumentando em muito a produtividade do processo.

13.3 - Características do Rebolo

Os elementos que precisam ser especificados na escolha de um rebolo são:

- material do grão abrasivo
- tamanho do grão
- dureza do rebolo
- estrutura do rebolo
- tipo de liga aglomerante

Figura 13.6 -
Retificação
Plana Frontal



13.3.1 - Material do Grão Abrasivo

Os abrasivos podem ser naturais ou artificiais. Os abrasivos naturais são o quartzo, o esmeril, o corindon, o diamante, etc. Os abrasivos naturais somente são empregados em ferramentas específicas como lixas, por exemplo. Os abrasivos artificiais tem uma utilização muito mais abrangente. Os principais abrasivos artificiais são o óxido de alumínio e o carboneto de silício, e também são empregados os chamados superabrasivos, como o nitreto de boro cúbico (CBN) e o diamante policristalino (PCD).

A seguir tem-se uma descrição de alguns tipos destes abrasivos:

- Óxido de alumínio (Al_2O_3) - indicado para a retificação de materiais de alta resistência à tração tais como aço carbono, ligas de aço, aço rápido, ferro fundido maleável, ferro fundido nodular e outros metais similares. É classificado nos seguintes tipos:
 - Óxido de Alumínio Comum (A) - apresenta 96 a 97% de Al_2O_3 cristalizado e a dureza é de 2000 Knoop. Utilizado em operações de desbaste e retificações cilíndricas em geral, exceto em aços de elevada dureza e sensíveis ao calor.
 - Óxido de Alumínio Branco (AA) - é uma forma mais refinada do óxido de alumínio comum, chegando a ter 99% de Al_2O_3 . Possui alta dureza e friabilidade (contrário de tenacidade) e é utilizado principalmente em usinagens leves onde seja preciso evitar o aquecimento superficial.
 - Óxido de Alumínio Rosa - é obtido através da adição de Cr_2O_3 em porcentagens que variam de 0.2 até 2.5%. Possui dureza levemente superior ao branco e alta friabilidade.

- *Óxido de Alumínio Zirconado* - utilizado em rebolos com ligas resinóides especialmente para desbastes de lingotes de aços especiais, particularmente os inoxidáveis. Contém óxido de zircônio em teores de 10 a 40%. Apresenta alta tenacidade.
- *Carboneto de Silício (SiC)* - indicado para a retificação de materiais de alta dureza como o ferro fundido cinzento, materiais não ferrosos (principalmente o metal duro) e não metálicos. Não deve ser utilizado na retificação de aços. Seus principais tipos são:
 - *Carboneto de Silício Comum* - utilizado nas retificações em geral dos materiais citados acima.
 - *Carboneto de Silício Verde* - é uma variedade do anterior, indicado especialmente para o trabalho em pastilhas de metal duro. Por ser uma forma cristalina mais pura que a do SiC comum, apresenta mais facilidade de ruptura dos seus cristais.

Como já citado anteriormente, além destes dois tipos de abrasivos, existem ainda o diamante artificial, usado para a retificação de materiais não ferrosos (ferramentas de metal duro, peças cerâmicas, porcelana, vidro e corte de pedras) e o nitreto de boro cúbico (CBN), utilizado principalmente para materiais ferrosos (ferros fundidos e aços de extrema dureza). O CBN se apresenta em dois tipos. O primeiro, com recobrimento de 60% em peso de níquel, recomendado para ferramentas com ligante resinóide, e uma outra qualidade sem recobrimento, para ligas vitrificadas e metálicas. Os diamantes podem ser revestidos com uma quantidade de níquel ou cobre de até 50 a 60% em peso, o que limita a transmissão de calor para a liga e melhora a adesão grão-liga, além de prover alguma proteção contra o ambiente. São utilizados em rebolos com ligas resinóides (para cortar metais duros e/ou para operações de precisão com ou sem fluido de corte) ou com ligas metálicas (para trabalhos com exigências de manutenção do perfil do rebolo, sempre com fluido de corte, para corte de pedras, cerâmicas ou vidros).

As características do diamante artificial usado como grão abrasivo variam desde o grão policristalino de forma irregular, fraco e frível (ou frágil) até o grão monocristalino com forma regular e tenaz. Os grãos mais frágeis são aplicados principalmente para a retificação de metal duro com rebolos com liga resinóide, tendo os grãos recobertos com níquel. Os grãos monocristalinos e mais fortes e tenazes são usados principalmente com liga metálica para cortar cerâmicas, pedras, vidros e outros materiais duros e frágeis.

Em comparação com o diamante, uma importante vantagem do CBN é sua estabilidade térmica. Normalmente ele resiste à oxidação até temperaturas

da
Um
em
dei

alte
que
ner
grã
rial
ma
ope
ma

Tab

Es
Di
Pr
D

13

ac
Ur
lh
m
m

de
•
a)
b)

da ordem de 1300° C, enquanto o diamante é estável termicamente até 800°C. Uma consequência importante deste fato é a possibilidade de se usar o CBN em um rebolo com liga vitrificada. Rebolos de CBN com liga vitrificada incendiam-se em uma temperatura muito mais alta que o diamante.

Recordando algumas consequências das características do grão abrasivo, alta tenacidade implica que o grão abrasivo dificilmente fratura-se cada vez que impacta contra a peça, enquanto um grão mais friável (menos tenaz) regenera suas arestas abrasivas através da fratura (auto-afiação) a medida que o grão perde a afiação durante o uso. Em geral, grãos menores do mesmo material são menos friáveis, já que que eles são produzidos pela moagem de grãos mais grossos. Grãos mais duros e mais friáveis são aplicados geralmente para operações de precisão, enquanto grãos mais tenazes de tamanhos maiores, são mais adequados para cortes mais pesados.

A tabela 13.1 apresenta algumas propriedades dos materiais abrasivos.

Tabela 13.1 - Algumas Propriedades de Materiais Abrasivos usados na Retificação

	Óxido de Alumínio	Carboneto de Silício	Nitreto Cúbico de Boro	Diamante
Estrutura Cristalina	Hexagonal	Hexagonal	Cúbica	Cúbica
Densidade (g/cm ³)	3.98	3.22	3.48	3.52
Ponto de Fusão (°C)	2040	~2830	~3200 a 105 kbar	~3700 a 130 kbar
Dureza Knoop (kg/mm ²)	2100	2400	4700	8000

13.3.2 - Tamanho do Grão

O tamanho do grão é representado por um número que corresponde ao número de malhas por polegada linear da peneira de classificação. Um grão 60, por exemplo, irá passar livremente numa peneira de 60 malhas por polegada linear, mas ficará retido em uma peneira com 61 ou mais malhas. Estes números classificam-se segundo a escala granulométrica mostrada na tabela 13.2.

Para a seleção do tamanho de grão, as seguintes regras devem ser obedecidas:

- Grãos grossos devem ser escolhidos:
 - a) para materiais moles, dúteis ou fibrosos, como aços moles ou alumínio;
 - b) para remoção de grande volume de material (desbaste);

- c) onde não se exige boa qualidade superficial;
- d) para grandes áreas de contato.

- Grãos finos devem ser escolhidos:
 - a) para materiais duros ou quebradiços, como metal duro ou vidro;
 - b) quando se deseja bom acabamento superficial;
 - c) para pequenas áreas de contato;
 - d) para manutenção de bordas e perfis de pequenas dimensões.

Tabela 13.2 - Escala Granulométrica

Muito Grosso	Grosso	Médio	Fino	Muito Fino	Pó
6	16	36	100	280	600
8	20	46	120	320	700
10	24	54	150	400	800
12	30	60	180	500	1000
14		70	220		1200
		80	240		1600
		90			

13.3.3 - Dureza

A dureza de uma ferramenta abrasiva representa o grau de coesão dos grãos com o aglomerante. É portanto um índice da resistência com que o grão abrasivo é retido no material aglutinante. Se esta coesão for grande, capaz de resistir aos esforços de retificação que procuram retirar o grão do rebolo, o mesmo é classificado como duro. Em caso contrário tem-se uma liga mole. Segundo a ABNT, a dureza dos rebolos é classificada em ordem crescente por letras que vão de E a V, a saber:

- E - F - G rebolos muito moles
- H - I - J - K rebolos moles
- L - M - N - O rebolos de dureza média
- P - Q - R rebolos duros
- S - T - U - V rebolos muito duros

13.3.4 - Estrutura

Indica a concentração volumétrica de grãos abrasivos no rebolo. A estrutura de um rebolo é representada pela série de números inteiros a partir de 1, sendo:

- de 1 a 4 - rebolo com bastante abrasivos - estrutura fechada
- de 5 a 7 - estrutura média
- de 8 a 12 - estrutura aberta
- acima de 12 - rebolos com poucos grãos (pouco abrasivos)

Uma estrutura mais aberta de grãos idênticos, em geral dá um acabamento mais grosseiro que uma estrutura mais fechada. Por outro lado, conforme os grãos abrasivos cortam a peça, deve-se procurar um meio de retirar os cavacos da zona de retificação. Os vazios da estrutura do rebolo fornecem o meio para rápida remoção do cavaco.

13.3.5 - Liga

A liga é o componente do rebolo que mantém os grãos abrasivos unidos. Os principais tipos de ligas são:

- *Vitrificada* - é a liga mais comum para retificações de precisão. Sua rigidez facilita a manutenção do perfil do rebolo, permitindo trabalhos com maior precisão. Não resiste a grandes impactos ou pressões e não é afetada pela água, óleos ou ácidos. Trabalha normalmente com velocidade periférica de 33 m/s. No entanto, operações a 60 m/s são comuns atualmente e ligas especiais foram desenvolvidas para atender a esta necessidade. Seu símbolo na identificação do rebolo é a letra V.
- *Resinóide* - composta por resinas orgânicas, são ligas de elevadas resistência e resiliência. Dependendo da construção do rebolo podem operar até a 100 m/s. Utilizada para operações de desbaste pesado, cortes e, por outro lado, operações que exijam alto nível de acabamento. Seu símbolo na identificação do rebolo é a letra B.

Como esclarecido no exposto acima, cada característica do rebolo é representada por uma letra ou número. Assim, um exemplo de especificação de um rebolo pode ser:

A	60	L	6	V	10W
Tipo de Abrasivo	Granulo- metria	Dureza	Estrutura	Liga	Identificação da liga

Quando se trata de rebolos superabrasivos, 2 dígitos extras são incluídos, quais sejam:

- *Dígito de Concentração* - vem logo após a letra referente à dureza do rebolo e indica a quantidade de abrasivo contida no rebolo. O número da concentração é baseado numa escala proporcional, onde tal número dividido por 4 é igual à porcentagem volumétrica de grãos contidos no rebolo (por exemplo, uma concentração 100 significa 25% de grãos no volume total rebolo + liga). Concentrações típicas para ligas resinóides ou metálicas variam de 50 a 150. As ligas superabrasivas requerem uma concentração maior, o que torna o rebolo mais caro.
- *Dígito de Profundidade do Abrasivo* - o último dígito de especificação de um rebolo superabrasivo é a profundidade de penetração do abrasivo, já que neste tipo de rebolo somente a casca externa do rebolo contém liga e abrasivo. Normalmente este número está em polegadas ou milímetros.

13.4.
Supe

ao se
do re
• Tar

• Lig

13.4 - Fatores de Influência na Seleção das Características do Rebolo

13.

13.4.1 - Material da Peça

O material de peça influi na escolha do tipo de abrasivo, do tamanho do grão e da dureza do rebolo.

Aços em geral e suas ligas devem ser retificados usando o óxido de alumínio como abrasivo ou, se a escolha recair sobre os superabrasivos, o nitreto de boro cúbico. Já o carboneto de silício é apropriado para a retificação do ferro fundido, metais não ferrosos (principalmente o metal duro) e não metálicos.

Com relação ao tamanho do grão, materiais duros e frágeis, que tendem a formar cavacos curtos, devem ser retificados com rebolos de grãos finos e a retificação de materiais moles e dúteis, que tendem a formar cavacos longos, deve ser feita com rebolo de grãos grossos.

Materiais duros que já receberam o tratamento térmico final, devem ser retificados com rebolo de baixa dureza, que geram menos calor e, por isso, fazem com que o risco de se danificar a estrutura superficial da peça seja menor. Materiais moles, nos quais o dano gerado pelo calor é pequeno e não causa perda do tratamento térmico, devem ser retificados com rebolos duros.

ret
coi
já
mc
de
za:

13

ag
mc
ins
mi
ou

ve

13.4.2 - Volume de Material Removido e Acabamento Superficial da Peça

O volume de material removido da peça, que está diretamente ligado ao seu acabamento superficial, influi na seleção das seguintes características do rebolo:

- *Tamanho do Grão* - quanto maior o grão, maior a remoção de material da peça e pior o acabamento superficial. Então, rebolos com grãos grossos são recomendados para operações de desbaste, enquanto rebolos com grãos finos, para operações de acabamento.
- *Liga* - a liga vitrificada deve ser utilizada quando se deseja um acabamento médio da peça, enquanto a liga resinóide se presta para acabamentos de alta qualidade. Para se obter muito bom acabamento superficial, necessita-se de grande velocidade periférica do rebolo, que somente pode ser obtida com rebolos resinóides. Os rebolos resinóides, por outro lado, também podem ser usados em operações onde se deseja retirar grande quantidade de material.

13.4.3 - Fluido de Corte

A existência ou não do fluido de corte afeta na seleção da dureza do rebolo. Operações refrigeradas eficientemente permitem o uso de rebolos com dureza mais elevada sem modificar a estrutura superficial da peça, que já está tratada termicamente. Esta modificação da estrutura da peça é chamada de "queima", pois muitas vezes vem acompanhada de uma mudança de coloração da parte "queimada" da peça. O uso de refrigerantes e durezas mais elevadas permitem um incremento na produtividade do rebolo.

13.4.4 - Velocidade do Rebolo

A velocidade de um rebolo é limitada pela resistência da liga aglomerante. Ligas vitrificadas trabalham normalmente até 33 m/s e algumas ligas vitrificadas especiais, até 45 ou 60 m/s. Acima disso, torna-se insegura a utilização do rebolo. Já os rebolos resinóides operam normalmente até 48 m/s, sendo que alguns tipos especiais podem chegar até 80 ou 100 m/s.

Como vai ser visto posteriormente neste trabalho, quanto maior a velocidade periférica do rebolo, mais duro será seu comportamento.

13.4.5 - Área de Contato

Quanto maior a área de contato rebolo-peça, maior deve ser o grão e o rebolo deve ser mais macio e mais poroso. A explicação para este fato se encontra posteriormente neste trabalho.

13.4.6 - Potência da Máquina

Rebolsos duros, que resistem às forças de usinagem e não soltam os grãos do rebolo, fazendo com que os mesmos percam sua agressividade e, portanto, fazendo com que as forças de corte aumentem, devem ser especificados para máquinas de alta potência.

13.5 - Algumas Características do Processo de Retificação

A formação do cavaco no processo de retificação se dá de uma maneira diferente dos demais processos de usinagem. A retificação é um processo abrasivo e, portanto, a abrasão é fator fundamental na retirada de cavaco. O rebolo é uma ferramenta com uma quantidade muito grande de arestas de corte distribuídas de forma aleatória. Cada grão, ao entrar em contato com a peça, possibilita a formação de um cavaco muito pequeno. Quando o grão começa a atritar com a peça ele causa, primeiramente, deformação elástica na pequena porção de material tocado por ele (escorregamento do grão). Ao prosseguir no seu caminho na peça, as tensões vão aumentando e, então, o grão passa a causar deformação plástica em outra pequena porção do material (riscamento), até que, finalmente, continuando o processo de crescimento das tensões, a tensão de ruptura do material à frente do grão é ultrapassada e acontece a remoção de uma pequena porção de material em forma de cavaco. A figura 13.7 ilustra a formação de cavaco na retificação.

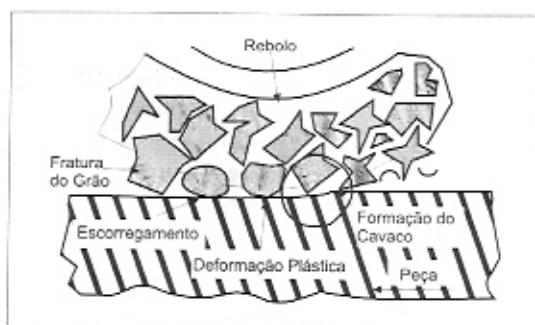


Figura 13.7 - Fases da Formação do Cavaco na Retificação

Este tipo de formação de cavaco, aliado à alta velocidade do grão abrasivo (cerca de 10 vezes maior que a velocidade de corte em processos como o torneamento), geram os seguintes fatos:

- as forças normais (radiais) são bem superiores às forças tangenciais, pois o atrito prevalece sobre a força de corte;
- altas temperaturas de corte são desenvolvidas (1000 a 1600° C) - como o tempo de exposição à esta temperatura é muito curto (da ordem de milésimos de segundo), é possível ao material atingir e superar sua temperatura de fusão, sem se fundir;
- a energia total requerida para o processo de retificação é da ordem de 2 a 20 vezes maior que para outros processos de usinagem, para o mesmo volume de cavaco removido na unidade de tempo. Como em outros processos, quase toda esta energia se transforma em calor;
- em números médios, 85% do calor gerado vai para a peça, 5% para o cavaco e 10% para o rebolo. O calor que vai para o rebolo não causa dano considerável, pois o rebolo é de material refratário, na maioria das vezes é bem grande e tem bastante área para dissipar o calor. O calor que vai para o cavaco também não causa preocupações. O problema maior está no calor que vai para a peça, já que esta recebe a maior parcela de calor. Tal calor pode determinar mudanças estruturais na superfície da peça, que na maioria das vezes já recebeu o tratamento térmico. Além disso, pode gerar erros de forma e dimensão na peça, o que é muito grave, pois, em geral, a retificação é o último processo de usinagem sobre a superfície, aquele que proporciona as dimensões finais da peça, isto é, determina sua qualidade. Por isso, existe a necessidade de utilização de fluido de corte de uma maneira abundante e eficiente. Também, as condições de usinagem e as características do rebolo devem ser tais que minorem este problema.

13.6 - Parâmetros de Caracterização do Processo de Retificação e suas Influências nos Esforços de Corte e na vida do Rebolo

Um dos parâmetros do processo de retificação mais utilizados é o chamado espessura de corte equivalente (heq), que é dado por:

$$heq = a \frac{v_p}{v_c} \quad (13.1)$$

onde:

a = profundidade de usinagem (a_p) na retificação cilíndrica longitudinal, profundidade de penetração (a_p) na retificação plana tangencial ou avanço por volta (f) na retificação cilíndrica de mergulho;

v_p = velocidade da peça

v_c = velocidade de corte que é a própria velocidade do rebolo

A espessura de corte equivalente representa fisicamente a espessura de material que os grãos removem. O aumento de h_{eq} , quer seja pelo aumento de a ou de v_p , ou pela diminuição de v_c , causa aumento dos esforços de corte e da rugosidade da peça e diminuição da vida do rebolo. Por isso, sempre procura-se ter rebolos cujas ligas suportem altas velocidades, pois, quanto maior a velocidade do rebolo, maior a sua vida, melhor a rugosidade e menores os esforços de corte.

Outro parâmetro interessante de ser definido é a espessura máxima do cavaco (h_{max}), mostrada na figura 13.8 pela linha BC. Pode-se comprovar matematicamente que h_{max} pode ser dada por:

$$h_{max} = \frac{v_p}{v_c} \cdot \sqrt{a} \quad (13.2)$$

onde: d = diâmetro da peça sendo retificada.

A análise da equação 13.2 leva a algumas considerações interessantes:

- quando a profundidade de usinagem a é aumentada, a espessura máxima do cavaco também aumenta, mas não na mesma proporção. Quando a dobra, h_{max} aumenta 1.42 vezes;
- se a velocidade do rebolo (v_c) cresce, h_{max} diminui, os esforços de corte diminuem e a vida aumenta. Neste caso, diz-se que a dureza do rebolo aumenta, pois ele é capaz de resistir a mais esforços, já que v_c reduziu os esforços que ocorriam. Como foi visto anteriormente, porém, o acréscimo de v_c está limitado pelo tipo de liga do rebolo;
- se a velocidade da peça (v_p) diminui, h_{max} diminui e, assim, os esforços sobre os grãos serão menores, a vida do rebolo aumenta e o rebolo se comporta como mais macio.

A área de contato rebolo-peça é de grande interesse. Para um determinado esforço no sentido radial do rebolo, tem-se uma pressão específica de

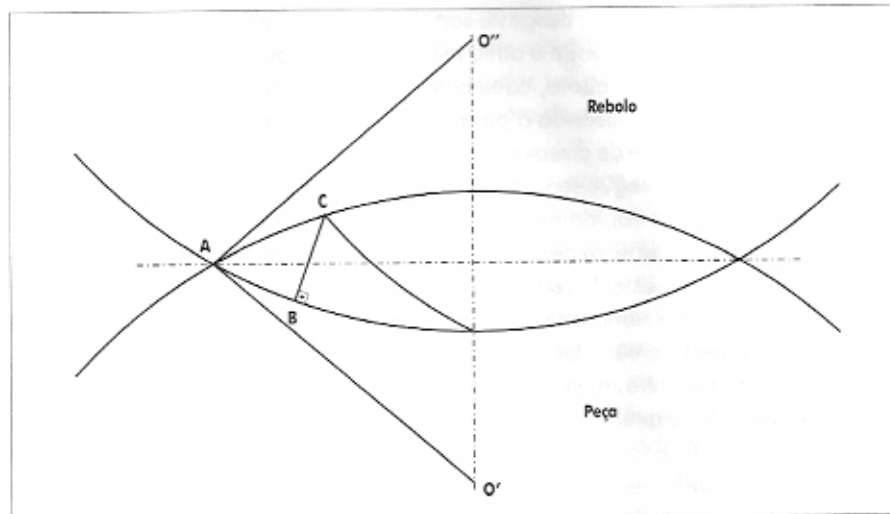


Figura 13.8 - Cinemática da Formação do Cavaco

cut, que é função inversa do comprimento de contato rebolo-peça. A pressão rebolo-peça é repartida sobre os grãos abrasivos de forma que, quanto maior o comprimento de contato, maior o número de grãos a suportar o esforço e menor a pressão que cada grão deverá suportar. O rebolo parece mais duro, pois quanto menor o esforço sobre o grão, mais difícil é removê-lo do rebolo. Assim, se o comprimento de contato cresce, pode-se aumentar a porosidade do rebolo e o tamanho dos grãos. Com isso, diminui-se o número de grãos do rebolo todo, mantém-se o número de grãos em contato com a peça e permite-se uma melhor dissipação do calor gerado, já que uma maior porosidade permite liberar mais facilmente o cavaco e favorecer a ação do refrigerante. Isto explica o que foi afirmado no item 13.4.5 - "Quanto maior a área de contato rebolo-peça, maior deve ser o grão e o rebolo deve ser mais macio e mais poroso".

13.7 - Vida, Desgaste e Agressividade do Rebolo

Dois fenômenos distintos, que dizem respeito à vida do rebolo, acontecem durante sua utilização, quais sejam:

- *Desgaste do Rebolo* - quantidade de rebolo consumida durante um determinado ciclo da operação, causando perda volumétrica ou diametral do rebolo;
- *Perda de Afição* - decorrente do arredondamento das arestas cortantes e/ou do entupimento dos poros do rebolo.

Um rebolo pode sofrer desgaste sem perder sua afiação (ou agressividade) e vice-versa. Quando o grão sofre o atrito inerente ao processo, ele pode se fraturar e depois se desprender do rebolo, causando o desgaste, ou simplesmente ter suas arestas arredondadas, causando a perda de afiação. O acontecimento de um ou outro fenômeno depende de diversos fatores, mas principalmente da dureza do rebolo. Um rebolo duro consegue segurar o grão por mais tempo e, com isso, a perda de afiação acontece mais rapidamente. Com um rebolo macio, o aglomerante não consegue suportar as tensões geradas pelo processo e solta o grão, gerando o desgaste. Quando o desgaste do rebolo é nulo, logo ele perderá a afiação. Quando o desgaste é grande, ele sempre se encontra agressivo.

É conveniente então, ter-se desgaste na retificação? Com a usinagem, os grãos vão se desgastando, o rebolo vai perdendo a agressividade, as forças crescem, até que os grãos se desprendem dando lugar a novos grãos afiados, da camada mais interna do rebolo. Este seria o mecanismo ideal na utilização do rebolo, isto é, uma combinação de perda de afiação e de desgaste do rebolo. Normalmente não é isto que acontece, pois um dos fenômenos predomina sobre o outro.

Se o desgaste (ou perda diametral) do rebolo é o mecanismo que predomina, depois de um certo tempo de usinagem o rebolo deve ser reposicionado para evitar que a peça saia da sua faixa de tolerâncias. Além disso, o rebolo nunca perde diâmetro de uma forma homogênea (o rebolo se torna oval), o que gera desvios de forma na peça. Neste caso, mesmo que o rebolo ainda esteja bastante agressivo, ele precisa ser dressado, para ter restituída a sua forma original.

Se a perda de afiação é o fenômeno predominante, os esforços de corte crescem e, se estes maiores esforços não forem capazes de retirar o grão desgastado da liga (isto é, causar perda diametral), o rebolo precisa ser dressado, a fim de que não ocorra a "queima" da peça (danificação da estrutura superficial) ou prejuízo ao seu acabamento superficial.

Dressagem do rebolo é o nome que se dá à operação de reconstituição da camada exterior do rebolo. Existem diversos tipos de dressagem, mas o mais comum é aquele realizado com uma ponta de diamante. O processo se dá como se o rebolo fosse a peça de uma operação de torneamento e o dressador (ponta de diamante) fosse a ferramenta. Assim, o rebolo gira e a ponta de diamante avança, retirando uma pequena camada superficial do rebolo (centésimos ou décimos de milímetro). Com a dressagem, novas e afiadas arestas dos grãos do rebolo são colocadas em utilização.

A dressagem é realizada para se atingir um ou mais dos seguintes objetivos:

- conferir ao rebolo uma determinada forma;
- devolver ao rebolo sua forma original;
- conferir agressividade (capacidade de corte) ao rebolo;

• info

didar
no tc
men
usin
ção
não
ros
com
des
dres

13

ou
sid
de
o
av
qu
te
pe
di
a
m
re
p
(
c
c

- informar à máquina-ferramenta a real posição da superfície externa do rebolo (como foi visto, o rebolo pode se desgastar perdendo diâmetro. Assim, como a máquina está informada da posição do dressador, um passe de dressagem no rebolo informa a máquina qual é o novo diâmetro do rebolo)

Quanto maior é o passo (o equivalente ao avanço por volta) e/ou a profundidade de dressagem até um certo limite (equivalente à profundidade de usinagem no torneamento), mais agressivo se torna o rebolo, gerando forças de retificação menores e maiores vidas dos rebolo, porém com maiores rugosidades da peça usinada. O limite para o crescimento do passo de dressagem é a largura de atuação da ponta dressadora. Se o passo ultrapassar a largura da ponta, o dressador não removerá material do rebolo em toda a superfície, gerando uma espécie de rosca. O limite para o crescimento da profundidade de dressagem está relacionado com o tamanho do grão. A partir de determinado valor toda a camada de grãos desgastados já foi removida e um crescimento adicional da profundidade de dressagem somente provocaria desperdício de material do rebolo.

13.8 - A Operação de Faiscamento do Rebolo

Para se exemplificar a operação de faiscamento (ou centelhamento ou spark out) do rebolo, usar-se-á a retificação cilíndrica externa de mergulho, mas a necessidade desta operação se dá em quase todos processos de retificação. Neste tipo de operação, quando o rebolo toca a peça e começa seu avanço radial, a peça e o eixo porta-rebolo se deformam elasticamente, fazendo com que, inicialmente, o avanço por volta desejado e comandado na máquina, não seja o avanço real, o que faz com que a posição real do rebolo seja atrasada em relação à posição teórica (calculada a cada instante, pelo produto do número de voltas e o avanço por volta). Depois de algumas voltas, o avanço real se iguala ao avanço comandado, mas a diferença entre a posição real e a teórica continua. Então, para garantir a dimensão desejada da peça é necessário que, ao fim do corte, o rebolo pare seu movimento de avanço radial por alguns instantes, até que a peça e o eixo porta-rebolo se recuperem da deformação e voltem às suas posições originais. A este período em que o rebolo fica rodando sem avanço, dá-se o nome de faiscamento (ou centelhamento ou "spark out") do rebolo. Durante este período, ainda existe corte, com profundidade de penetração cada vez menor, a medida que a deformação elástica vai se recuperando. A figura 13.9 mostra um ciclo de retificação com a fase de faiscamento. Esta fase aumenta o tempo de ciclo de retificação, mas é fundamental para que se obtenha uma boa qualidade da peça usinada.

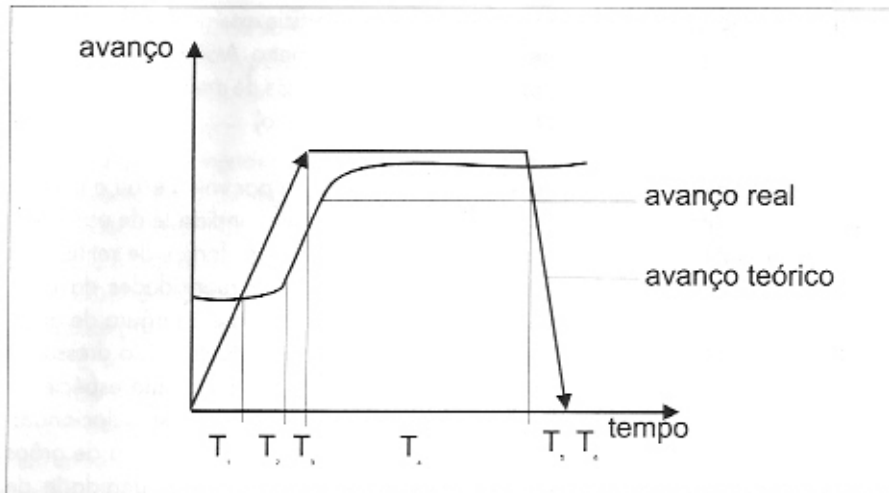


Figura 13.9 - Ciclo de Retificação Cilíndrica de Mergulho

Bibliografia

- Micheletti, G. F., 1977, "Tecnologia Mecânica 1 - Il Taglio dei Metalli" - Seconda Edizione, Unione Tipografico-Editrice Torinese.
- Nussbaum, G. C., 1988, "Rebolos e Abrasivos", Ícone Editora, São Paulo.
- Oliveira, J. F. G., 1988, "Análise da Ação do Macroefeito de Dressagem de Rebolos no Desempenho do Processo de Retificação", Tese de Doutorado, EESC-USP, São Carlos.
- Sanfelice, M. V. M., 1989, "Como Selecionar a Especificação de um Rebolo", Apostila de Palestra Técnica na SOBRACON, São Paulo.

Biblioteca FATEC/SO	
Compra ()	Doação (x)
Multas ()	Permuta ()
De: <u>FAT</u>	
Visto por: _____	
Data: <u>28/03/00</u>	
N.º de inscrição: _____	

broch.



TECNOLOGIA DA USINAGEM DOS MATERIAIS

Os processos de usinagem são de extrema importância para a manufatura, principalmente na indústria metal-mecânica, sobretudo no segmento automotivo. Contudo, a carência de literatura para essa área específica tem contribuído para dificultar a disseminação de técnicas que conduzam nossas indústrias a estágios mais elevados de competitividade.

Esse livro concentra informações relevantes para a melhor identificação das oportunidades de otimização nos processos de usinagem dos materiais.

m m editora