

TECNOLOGIA DA USINAGEM DOS MATERIAIS

9ª
Edição

Anselmo Eduardo Diniz
Francisco Carlos Marcondes
Nivaldo Lemos Coppini

Artliber
EDITORAL

Anselmo Eduardo Diniz
Francisco Carlos Marcondes
Nivaldo Lemos Coppini

TECNOLOGIA DA USINAGEM DOS MATERIAIS

8ª edição

Artliber
EDITORA

Copyright© 2014 by Artliber Editora Ltda.

Copyright 1998 by MM Editora Ltda.

Copyright a partir da 2ª edição, em 2000, by Artliber Editora Ltda.

Reimpressões: 1999, 2000, 2001, 2003 e 2005

6ª edição - outubro de 2008

7ª edição - novembro de 2010

8ª edição - fevereiro de 2013

9ª edição - janeiro de 2014

Revisão:

Maria Antonieta M. Eckersdorff

Capa e composição eletrônica:

Perfil Editorial

Fotos de capa

Cortesia da AB Sandvik Coromant

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)
(Câmara Brasileira do Livro)

Diniz, Anselmo Eduardo

Tecnologia da usinagem dos materiais /

Anselmo Eduardo Diniz, Francisco Carlos Marcondes, Nivaldo Lemos

Coppini — 9ª edição — São Paulo:

Artliber Editora, 2014.

1. Materiais - Usinagem I. Marcondes, Francisco Carlos II. Coppini,
Nivaldo Lemos. III. Título.

14-3344

CDD-670

Índices para catálogo sistemático:

1. Materiais: Usinagem: Tecnologia 670

2. Usinagem dos materiais: Tecnologia 670

2014

Todos os direitos desta edição são reservados à

Artliber Editora Ltda.

Av. Diógenes Ribeiro de Lima, 3294

05083-010 – São Paulo – SP – Brasil

Tel.: (11) 3643-0300 Fax: (11) 3643-0309

info@artliber.com.br / www.artliber.com.br

Sumário

Capítulo 1 – Movimentos e grandezas nos processos de usinagem	13
1.1 – Movimentos na usinagem	13
1.2 – Conceitos auxiliares	18
1.3 – Superfícies definidas sobre a peça	19
1.4 – Grandezas de avanço	19
1.5 – Grandezas de penetração	20
1.6 – Grandezas de corte	22
1.7 – Análise simplificada das grandezas	23
Capítulo 2 – Geometria da cunha de corte	25
2.1 – Partes construtivas de uma ferramenta	25
2.2 – Sistemas de referência	28
2.3 – Ângulos da parte de corte	32
2.4 – Relação entre ângulos da ferramenta	38
Capítulo 3 – Mecanismo de formação do cavaco	39
3.1 – A interface cavaco-ferramenta	41
3.2 – Controle da forma do cavaco	42
3.3 – Temperatura de corte	52

Capítulo 4 – Forças e potências de corte	57
4.1 – Forças durante a usinagem	57
4.2 – Potências de usinagem	60
4.3 – Variação da força de corte com as condições de trabalho	62
4.4 – Cálculo da pressão específica de corte (K_s)	69
4.5 – Fatores que influenciam as forças de avanço e de profundidade	71
Capítulo 5 – Materiais para ferramentas	75
5.1 – Introdução	75
5.2 – Descrição dos materiais para ferramentas	77
Capítulo 6 – Avarias e desgastes da ferramenta	105
6.1 – Medição dos desgastes da ferramenta	109
6.2 – Mecanismos causadores do desgaste da ferramenta	110
Capítulo 7 – Desgaste e vida da ferramenta	117
7.1 – Fatores de influência no desgaste e vida da ferramenta	120
7.2 – Fatores de influência na rugosidade da peça	122
7.3 – Curva de vida da ferramenta	127
7.4 – Escolha do avanço, da profundidade de usinagem e da velocidade de corte	129
Capítulo 8 – Análise das condições econômicas de usinagem	131
8.1 – Ciclos e tempos de usinagem	132
8.2 – Custos de produção	137
8.3 – Intervalo de máxima eficiência	142
Capítulo 9 – Usinabilidade dos materiais	149
9.1 – Ensaios de usinabilidade	150
9.2 – A usinabilidade e as propriedades do material	151
9.3 – Fatores metalúrgicos que afetam a usinabilidade das ligas de alumínio	153
9.4 – Fatores metalúrgicos que afetam a usinabilidade dos aços	156
9.5 – Fatores metalúrgicos que afetam a usinabilidade dos ferros fundidos	163

Capítulo 10 – Fluidos de corte	167
10.1 – Funções do fluido de corte	168
10.2 – Classificação dos fluidos de corte	175
10.3 – Seleção do fluido de corte	179
10.4 – Usinagem sem fluido de corte e/ou com mínima quantidade de fluido (MQF)	181
Capítulo 11 – Furação	187
11.1 – Introdução	187
11.2 – Formas construtivas das brocas helicoidais	190
11.3 – Afição das brocas helicoidais	191
11.4 – Características da formação do cavaco na furação	193
11.5 – Forças e potências de corte na furação	196
11.6 – Resistência de uma broca helicoidal e avanço máximo permissível	202
11.7 – Brocas especiais para furos longos	204
Capítulo 12 – Fresamento	207
12.1 – Tipos fundamentais de fresamento	208
12.2 – Formas de cavaco	215
12.3 – Algumas considerações sobre o fresamento tangencial de dentes inclinados	219
12.4 – Algumas considerações sobre o fresamento frontal	222
12.5 – Desgastes da ferramenta no fresamento	228
12.6 – Escolha das condições de usinagem e do número de dentes da fresa	229
12.7 – Cálculo da potência de corte	233
12.8 – Acabamento de superfícies fresadas	236
12.9 – A utilização de quebra-cavacos em fresamento	239
Capítulo 13 – Processo de retificação	241
13.1 – Introdução	241
13.2 – Classificação e descrição dos processos	242
13.3 – Características do rebolo	247
13.4 – Fatores de influência na seleção das características do rebolo	253

13.5 – Algumas características do processo de retificação	255
13.6 – Parâmetros de caracterização do processo de retificação e suas influências nos esforços de corte e na vida do rebolo	256
13.7 – Vida, desgaste e agressividade do rebolo	259
13.8 – A operação de faiscamento do rebolo	261

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 se referem 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_γ) — é a superfície da cunha de corte sobre a qual o cavaco é formado e escoa durante sua saída da região de corte.

Superfície principal de folga (A_α) — 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).

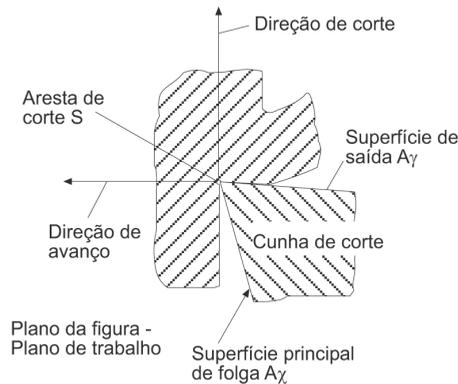


Figura 2.1 – Cunha de corte da ferramenta de torneamento

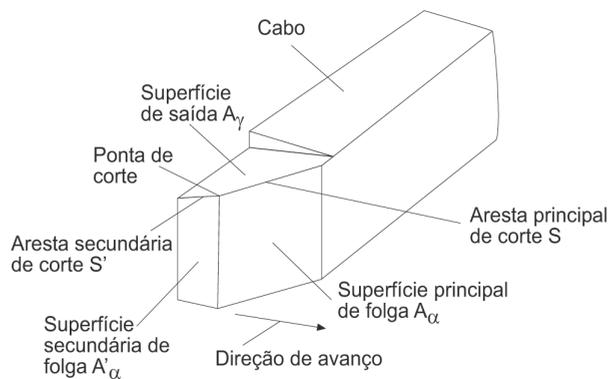


Figura 2.2 – Arestas de corte e superfícies da parte de corte de uma ferramenta de torneamento

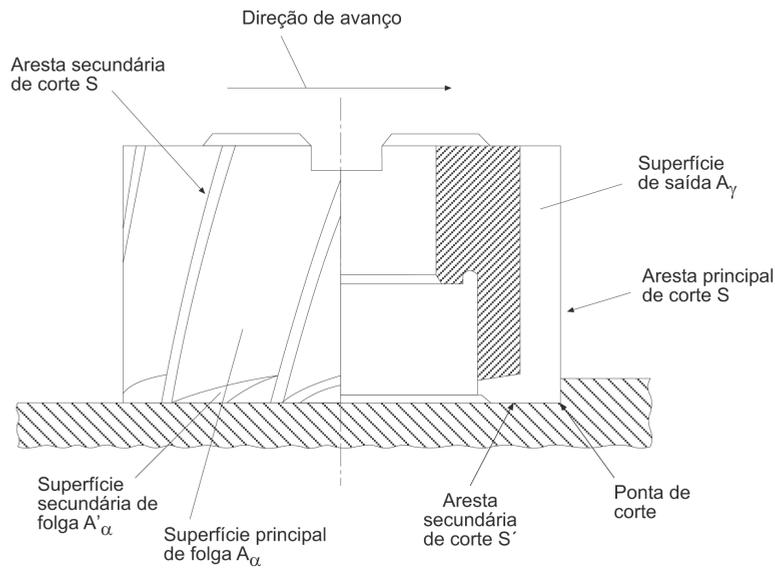


Figura 2.3 – Arestas de corte e superfícies da parte de corte de uma fresa frontal

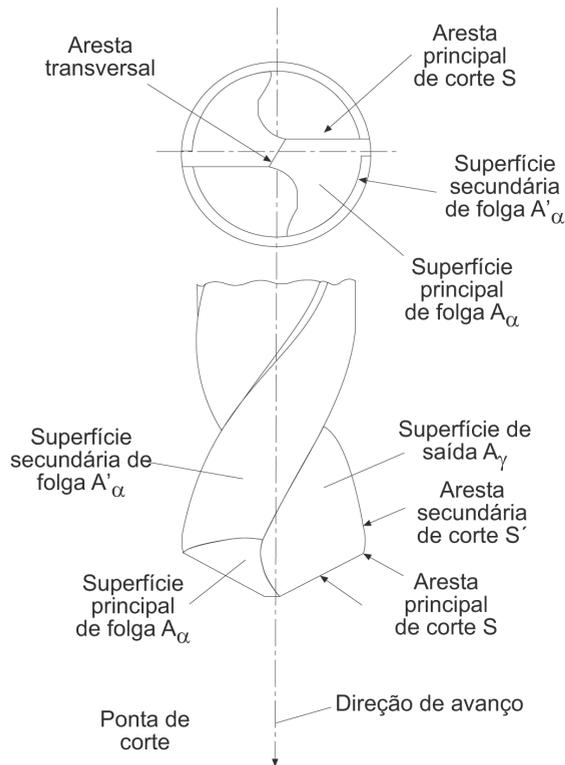


Figura 2.4 – Arestas de corte e superfícies da parte de corte de uma broca

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 destas 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 desses é constituído 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 o processo de usinagem, ou seja, com a ferramenta fixada na respectiva máquina-ferramenta e 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, no 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 a 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 calços, 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 aquele 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).

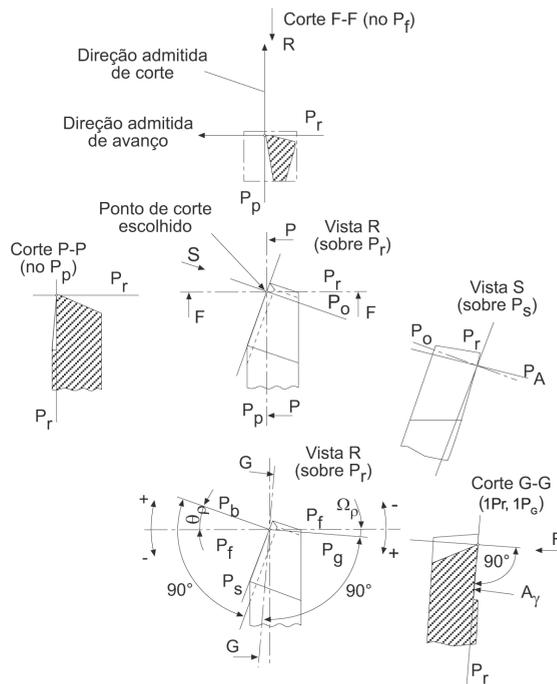


Figura 2.5 – Planos do sistema de referência da ferramenta

Plano ortogonal da ferramenta (P_o) — é aquele 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:

Plano admitido de trabalho (P_f) — é aquele 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 a 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.

A figura 2.6 mostra os planos que compõem o sistema de referência da ferramenta em uma fresa cilíndrica.

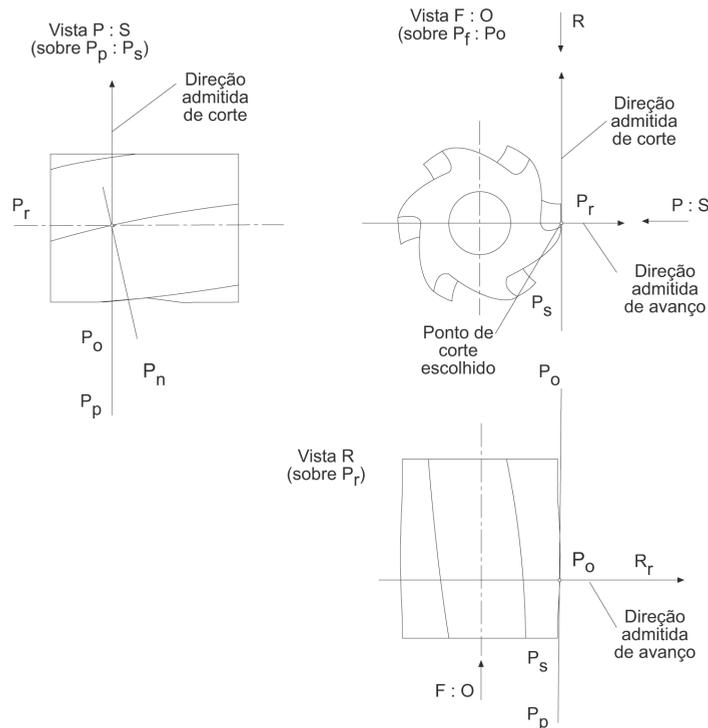


Figura 2.6 – Planos do sistema de referência da ferramenta numa fresa cilíndrica

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).

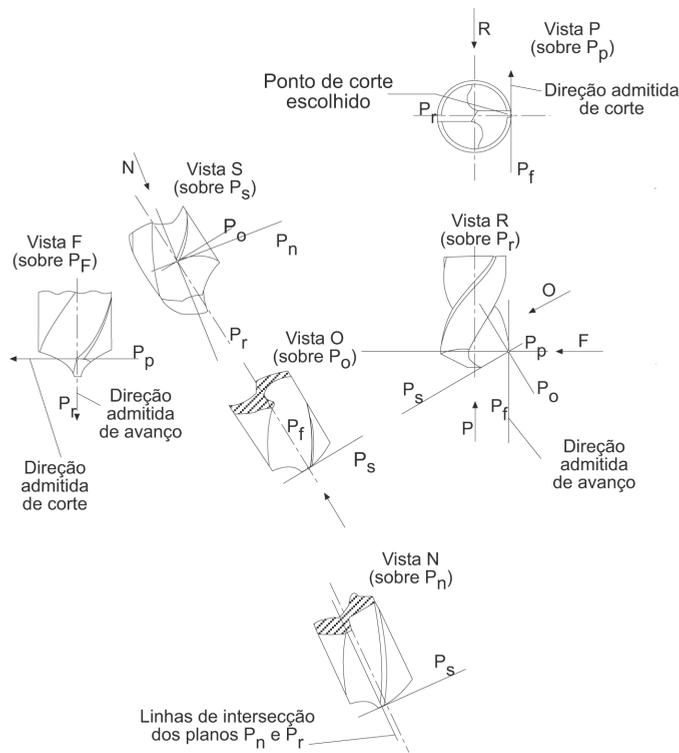


Figura 2.7 – Planos do sistema de referência da ferramenta numa broca helicoidal

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 ambos será devida 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:

Plano de referência efetivo (P_{re}) — é o plano que passando pelo ponto de corte escolhido, é perpendicular à direção efetiva de corte.

Plano de corte efetivo (P_{se}) — é o plano que passando pelo ponto de corte escolhido, é tangente à aresta de corte e perpendicular ao plano de referência efetivo (P_{re}).

Plano ortogonal efetivo (P_{oe}) — é o plano que passando pelo ponto de corte escolhido, é perpendicular aos planos de referência efetivo (P_{re}) e de corte efetivo (P_{se}).

Os planos auxiliares no sistema efetivo de referência são:

Plano de trabalho (P_{fe}) — é aquele que passando pelo ponto de corte escolhido, contém as direções efetiva de corte e a direção de avanço.

Plano dorsal efetivo P_{pe} — é aquele que passando pelo ponto de corte escolhido, é perpendicular aos planos de referência efetivo (P_{re}) e de trabalho (P_{fe}).

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 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 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) medido sobre o plano de referência da ferramenta (P_r).

Ângulo de ponta da ferramenta (ε_r) (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_v) 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

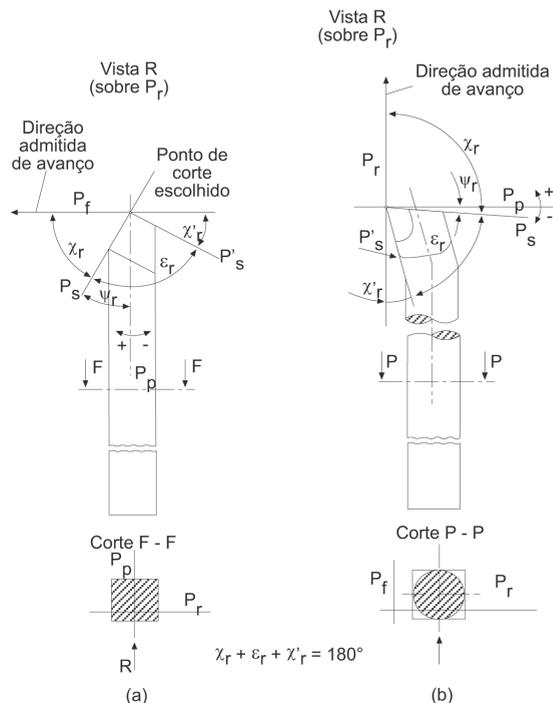


Figura 2.8 – Ângulos de localização das arestas de corte no sistema de referência da ferramenta, para torneamento cilíndrico (a) e torneamento de faceamento (b)

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_f) (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 e 2.12).

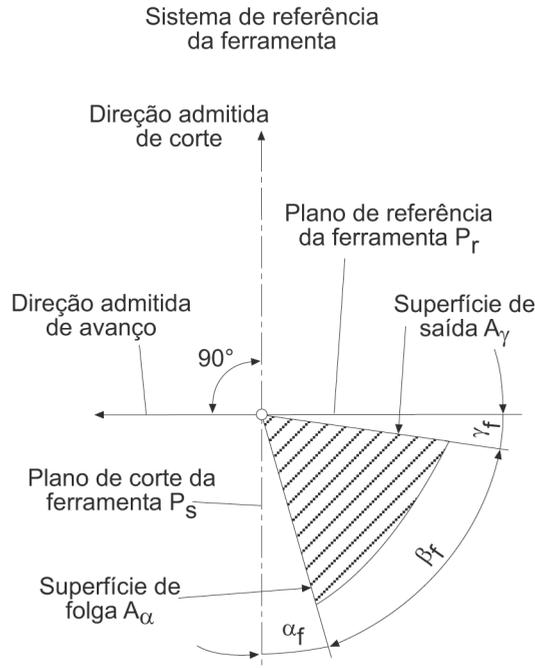


Figura 2.9 – Ângulos de saída, de cunha e de folga da ferramenta, representados no plano admitido de trabalho

Ângulo de cunha da ferramenta (figura 2.9) — é o ângulo entre as superfícies de saída (A_δ) e de folga (A_α). 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_f) – quando será o ângulo de cunha lateral da ferramenta (β_f) (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 e 2.12).

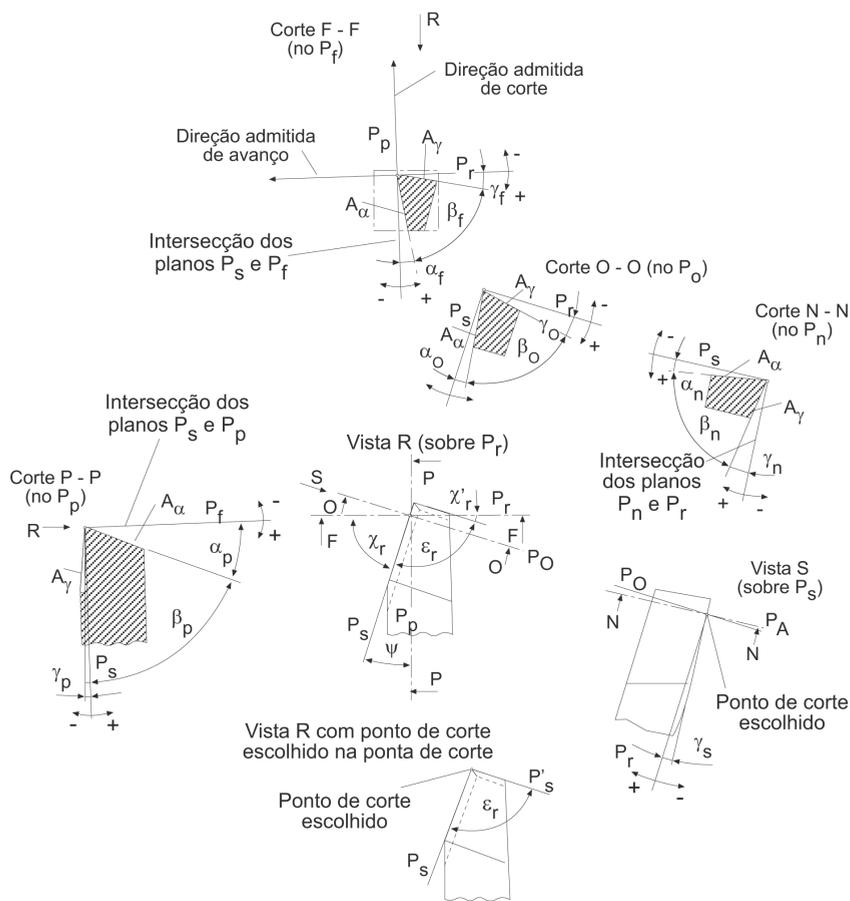


Figura 2.10 – Ângulos de uma ferramenta de torneamento

Ângulo de folga da ferramenta (figura 2.10) — é o ângulo entre a superfície de folga (A_α) 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_r) — quando será o ângulo de folga lateral da ferramenta (α_p) (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 e 2.12).

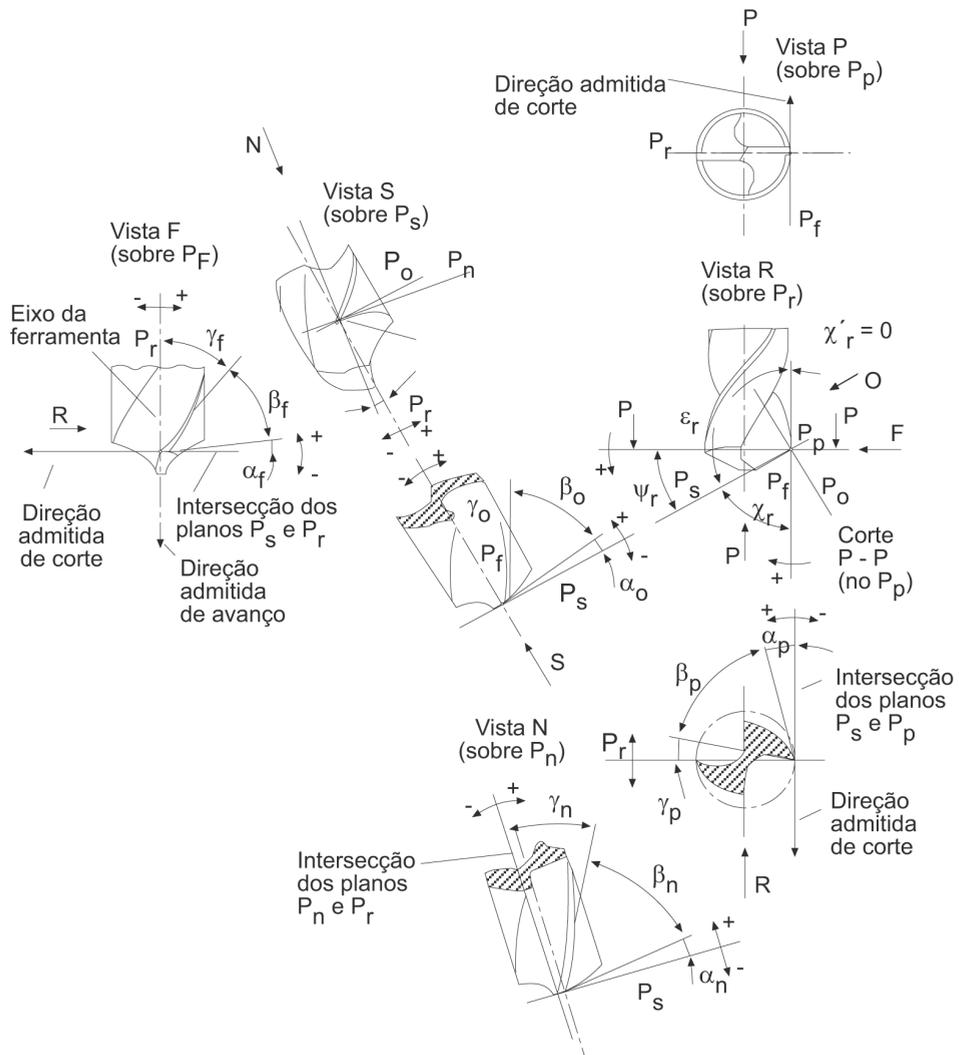


Figura 2.12 – Ângulos da ferramenta numa broca helicoidal

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_{re}) — é o ângulo entre o plano de trabalho (P_{fe}) e o plano efetivo de corte (P_{se}), medido sobre o plano efetivo de referência.

Ângulo de inclinação efetivo (λ_{se}) — é o ângulo entre a aresta principal de corte (S) e o plano efetivo de referência (P_{re}), medido sobre o plano efetivo de corte (P_{se}).

Ângulo de saída efetivo — é o ângulo entre a superfície de saída (A_γ) e o plano efetivo de referência (P_{re}). O ângulo de saída pode ser (γ_{oe}), medido sobre o plano efetivo ortogonal (P_{oe}), ou (γ_{fe}), medido sobre o plano de trabalho (P_{fe}), ou ainda (γ_{pe}), medido sobre o plano efetivo dorsal (P_{pe}).

Ângulo de cunha efetivo — é o ângulo entre a superfície de folga (A_α) e a superfície de saída (A_γ). O ângulo de cunha pode ser (β_{oe}), medido sobre o plano efetivo ortogonal (P_{oe}), ou (β_{fe}), medido sobre o plano de trabalho (P_{fe}), ou ainda (β_{pe}), medido sobre o plano efetivo dorsal (P_{pe}).

Ângulo de folga efetivo — é o ângulo entre a superfície de folga (A_α) e o plano efetivo de corte (P_{se}). O ângulo de folga pode ser (α_{oe}), medido sobre o plano efetivo ortogonal (P_{oe}), ou (α_{fe}), medido sobre o plano de trabalho (P_{fe}), ou ainda (α_{pe}), medido sobre o plano efetivo dorsal (P_{pe}).

2.4 – Relação entre ângulos da ferramenta

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

$$\alpha_o + \beta_o + \gamma_o = 90^\circ \quad / \quad \alpha_f + \beta_f + \gamma_f = 90^\circ \quad / \quad \alpha_p + \beta_p + \gamma_p = 90^\circ$$

Referências

Associação Brasileira de Normas Técnicas – ABNT; *Conceitos da técnica de usinagem – geometria da cunha de corte*, NBR 6163 – Projeto de Revisão – 1989.

4

FORÇAS E POTÊNCIAS DE CORTE

O 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, por meio de algumas simplificações como a suposição de que o corte é ortogonal (corte com componentes de força em somente duas direções), computa os diversos esforços que ocorrem em torno do plano de cisalhamento do cavaco e da superfície de saída da ferramenta.

A segunda é empírica. Nela os esforços de corte são equacionados utilizando-se coeficientes retirados de procedimentos experimentais.

Neste livro, a segunda abordagem será utilizada, mas somados a 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 este processo 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. Essas componentes são descritas a seguir.

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_a) 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:

a) *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).
- *Força efetiva de corte* (F_e): projeção de F_u sobre a direção efetiva de corte.

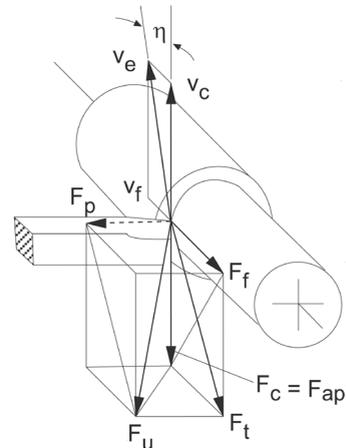


Figura 4.1 – Força de usinagem e suas diversas componentes na operação de torneamento

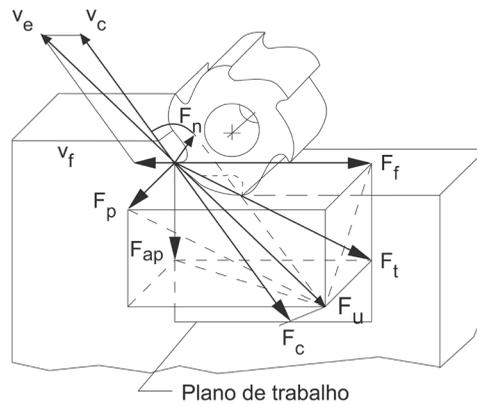


Figura 4.2 – Força de usinagem e suas diversas componentes na operação de fresamento

Assim, têm-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 $\varphi = 90^\circ$ (no torneamento, por exemplo).

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

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

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 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 consome potência para girar seu eixo-árvore e executar o movimento de corte e para promover o movimento de avanço. Assim, podem-se estabelecer as seguintes relações para as potências de corte e de avanço:

a) *Potência de corte:*

$$P_c = \frac{F_c \cdot v_c}{60 \cdot 10^3} \quad [\text{kW}] \quad (4.6)$$

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

b) *Potência de avanço:*

$$P_f = \frac{F_f \cdot v_f}{60 \cdot 10^6} \quad [\text{kW}] \quad (4.7)$$

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:

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

$$\text{mas } v_f = f \cdot n \text{ (mm/min)} \quad (4.9)$$

e

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

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:

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

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

d) *Potência fornecida pelo motor (P_m)*

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

$$P_m = \frac{P_c}{\eta} \quad (4.11)$$

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.

Há que se considerar, porém, que a maioria das máquinas CNC tem motor principal de corrente alternada com variação contínua de rotação decorrente da variação da frequência do sinal de entrada. Estes motores têm baixo rendimento em baixas rotações. Em geral, em rotações menores que 1000 rpm, este rendimento é menor que 90%.

4.3 – Variação da força de corte com as condições de trabalho

A força de corte pode ser expressa pela relação:

$$F_c = K_s \cdot A \quad (4.12)$$

Onde:

K_s = pressão específica de corte

A = área da secção de corte

No torneamento: $A = b \cdot h = a_p \cdot f$

Fatores que influenciam a pressão específica de corte (K_s)

■ *Material da peça:* à medida que cresce 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 chumbo, boro, sulfeto de manganês, etc. atuam no mesmo sentido. Durante a formação do cavaco, esses 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, 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 isso 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. 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_p), já que a formação do cavaco é um processo que envolve muito cisalhamento. Mesmo assim, a 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_o) (principalmente) e de inclinação (λ_s) provocam uma diminuição de K_s à medida que seus valores aumentam, pois a deformação do cavaco diminui. Deve-se notar, no entanto, que o aumento de γ_o minimiza a resistência da ferramenta e aumenta sua sensibilidade aos choques.

Essa influência é marcante quando se usina materiais dúcteis, que se deformam muito antes de se romperem. Para estes materiais, uma diminuição de γ_o , além de mudar mais fortemente a direção do fluxo do cavaco e, com isso, diminuir o ângulo de cisalhamento e aumentar a deformação, também faz com que este se espalhe mais sobre a superfície de saída da ferramenta, aumentando o atrito ferramenta-cavaco. Na usinagem de materiais frágeis, como o ferro fundido, que se deforma bem pouco antes da ruptura, a influência destes ângulos na pressão de corte é menor, pois ocorre menor deformação à ruptura, sendo de 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 influenciam pouco os 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 microdureza 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. 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 de 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 dúcteis, 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 das pastilhas, fazendo com que o custo por aresta seja menor, já que os preços de pastilhas positivas e negativas são similares. Além disso, a ferramenta chamada de geometria negativa não é necessariamente negativa, pois ao ângulo de saída negativo, proporcionado pelo porta-ferramenta, deve-se somar o ângulo de saída positivo do quebra-cavacos. Esta soma normalmente resulta em ângulo efetivo de saída positivo.

Geometrias positivas (γ_o e λ_s positivos) somente são recomendadas no corte de materiais dúcteis 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, em que a ferramenta é pouco rígida e a obtenção de bons acabamentos superficiais é imposição do projeto da peça. Também na usinagem de ligas de alumínio que, em geral, possuem ductilidade muito alta, recomenda-se o uso de ferramentas com geometria positiva em qualquer tipo de operação.

Quando o ângulo de folga (α_o) diminui, aumenta o atrito entre a peça e a ferramenta e com isso cresce também o valor de K_s . Isso é crítico quando α_o é pequeno (menor que 5°).

Um aumento do ângulo de folga muito acima de 5° praticamente não tem influência no valor da pressão de corte e diminui a cunha da ferramenta, assim como sua resistência aos choques.

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 nas figuras 4.3 e 4.4. Durante o processo de formação do cavaco, parte do volume de material deformado da peça 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).

A força consumida por esse fenômeno é relativamente grande quando se tem avanço (ou espessura de corte - h) pequeno, pois o volume de material que se transforma em cavaco não é muito maior que o volume de material que flui lateralmente.

À 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 acrescer as velocidades envolvidas.

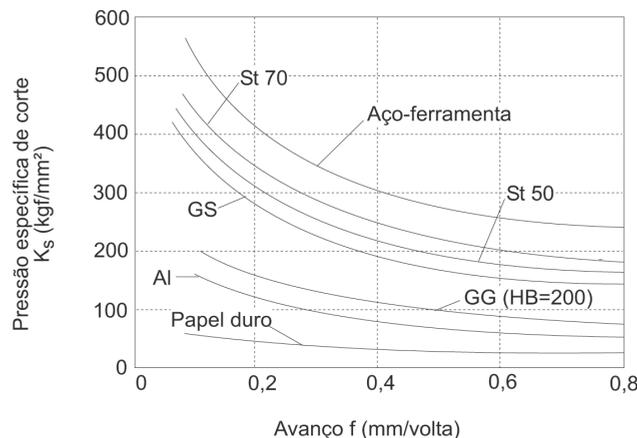


Figura 4.3 – Variação da pressão específica de corte com o avanço

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 .

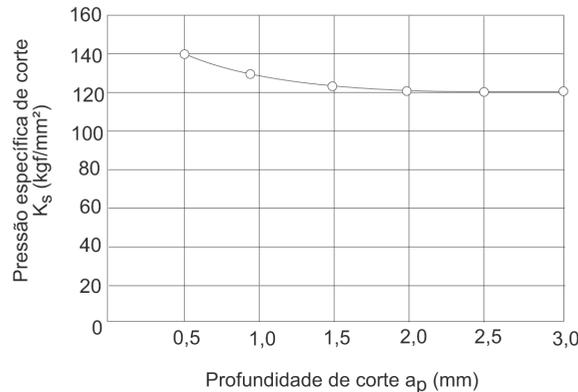


Figura 4.4 – Variação da pressão específica de corte com a profundidade de usinagem

■ *Velocidade de corte (v_c)*: a presença da aresta postiça 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 postiça 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 em que não se tem a formação de APC, os valores de K_s tendem a diminuir 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. Assim, a potência de corte não é diretamente proporcional à velocidade de corte, como a equação 4.6 poderia fazer supor, pois seu crescimento causa decréscimo da pressão específica de corte e, portanto, da força de corte. Porém, em velocidades de corte altas, a influência de v_c em K_s é pequena e pode-se dizer que a potência de corte nesta faixa de velocidade é diretamente proporcional à velocidade de corte. Nas faixas de velocidade de corte com que usualmente se usina aço e ferro fundido com ferramentas de metal duro (acima de 150 m/min), pode-se considerar desprezível a influência da velocidade de corte no K_s .

- *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 maior for o efeito lubrificante deste fluido, maior será a diminuição de K_s . Em altas velocidades de corte, essa penetração é dificultada.
- *Estado de afiação da ferramenta*: na presença somente do desgaste de flanco (V_B) (ver definição de desgaste de flanco no capítulo 6), a pressão específica de corte aumenta à medida que o desgaste cresce, devido ao aumento do atrito peça-ferramenta, conforme mostra a figura 4.5. Quando o desgaste de cratera (definição no capítulo 6) aparece com o desgaste de flanco, o crescimento de K_s já não é tão proeminente. A figura 4.6 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 pode ser dividida em três regiões nessa 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 esse 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 4.7 (Costa e Diniz, 1995). Nesse 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.

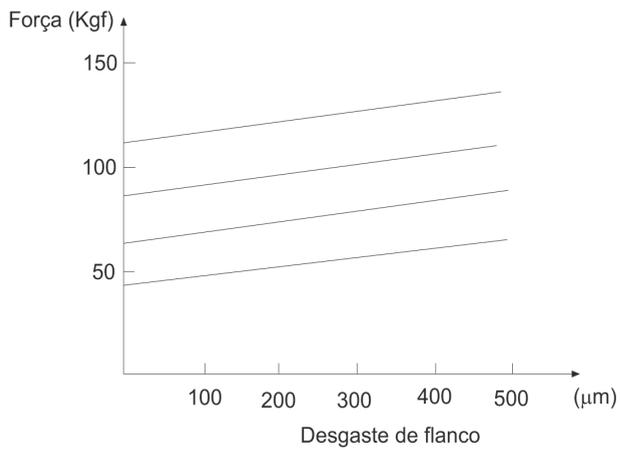


Figura 4.5 – Força de corte desgaste de flanco para diversos avanços

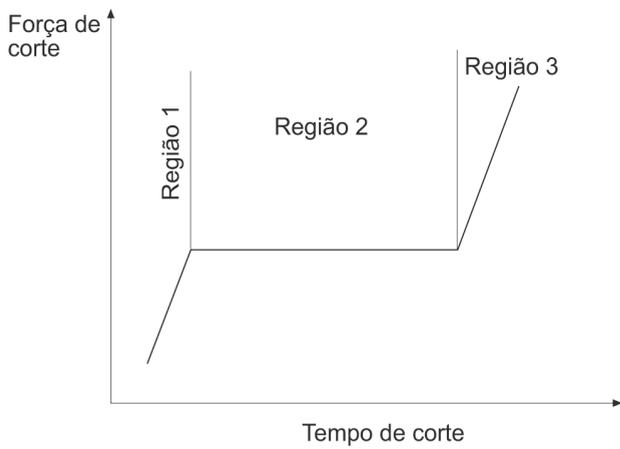


Figura 4.6 – Força de corte na presença dos desgastes de flanco e de cratera

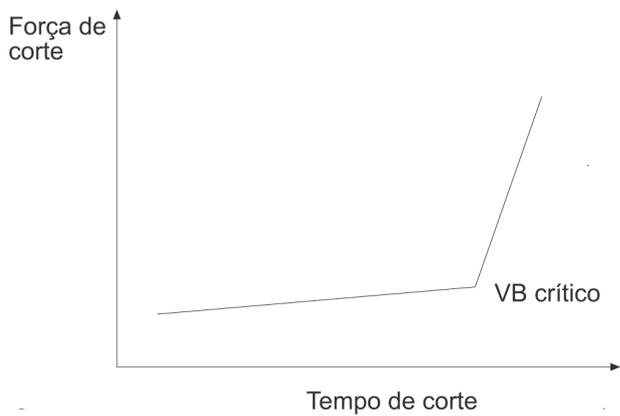


Figura 4.7 – Força de corte no torneamento com ferramentas de metal duro recobertas

4.4 – Cálculo da pressão específica de corte (K_s)

Vários autores, como Taylor, Hucks e Kronenberg; e instituições como ASME e AWF, já propuseram fórmulas para o cálculo de K_s.

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 4.8 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:

$$K_s = \frac{K_{s1}}{h^z} = K_{s1} \cdot h^{-z} \tag{4.15}$$

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):

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

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

- v_c = de 90 a 120 m/min;
- h = de 0,1 a 1,4 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 _r (°)	γ _o (°)	λ _s (°)	ε _r (°)	a _p (mm)
usinagem em aço	5	79	6	-4	90	1
usinagem em fofo	5	83	2	-4	90	1

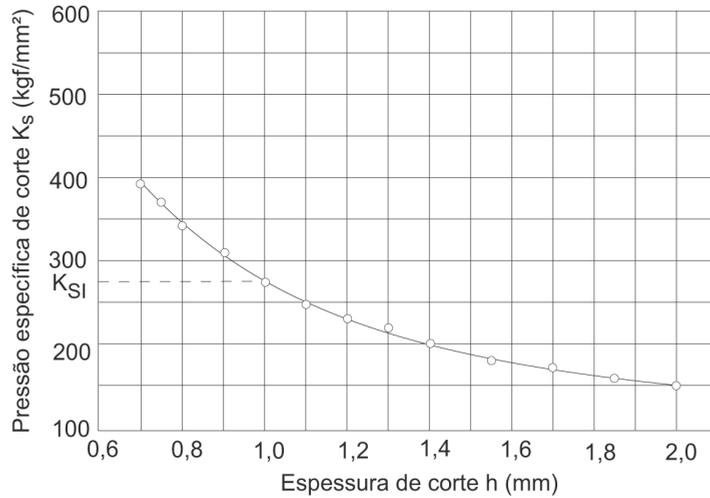


Figura 4.8 – Variação da pressão específica de corte com a espessura de corte

Com relação à influência do ângulo de saída sobre o valor de K_s , Kienzle sugere 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.

Além disso, em velocidades maiores que as utilizadas nos ensaios de Kienzle, os valores de K_s tendem a ser menores que aqueles obtidos usando a Tabela 4.1 e, como já citado, caem à medida que a velocidade de corte cresce.

Tabela 4.1 – Valores dos parâmetros $l-z$ e K_{s1} para diversos materiais

Material – aço ABNT	σ_t (N/mm ²)	$l-z$	K_{s1} (N/mm ²)
1030	520	0,74	1990
1040	620	0,83	2110
1050	720	0,70	2260
1045	670	0,86	2220
1060	770	0,82	2130
8620	770	0,74	2100

Sandvik Coromant, (1993), ao invés de tabelar os valores de K_{sI} e $I-z$, preferiu tabelar o valor de K_s para $h = 0,4$ mm e apresentar uma equação de correção para K_s , 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_s para os diferentes materiais estão apresentadas nos diversos catálogos de ferramentas de torneamento dessa empresa e a equação para a correção de K_s está mostrada a seguir:

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

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 outros, como o raio de ponta da ferramenta e os ângulos de posição (χ_r) e de inclinação (λ_s) têm uma influência mais marcante nestas duas componentes da força de usinagem. As figuras 4.9, 4.10 e 4.11 mostram essas influências. Pode-se notar nessas figuras que, à medida que o raio de ponta cresce, a força de profundidade aumenta de uma maneira substancial, e a força de avanço diminui (figura 4.9).

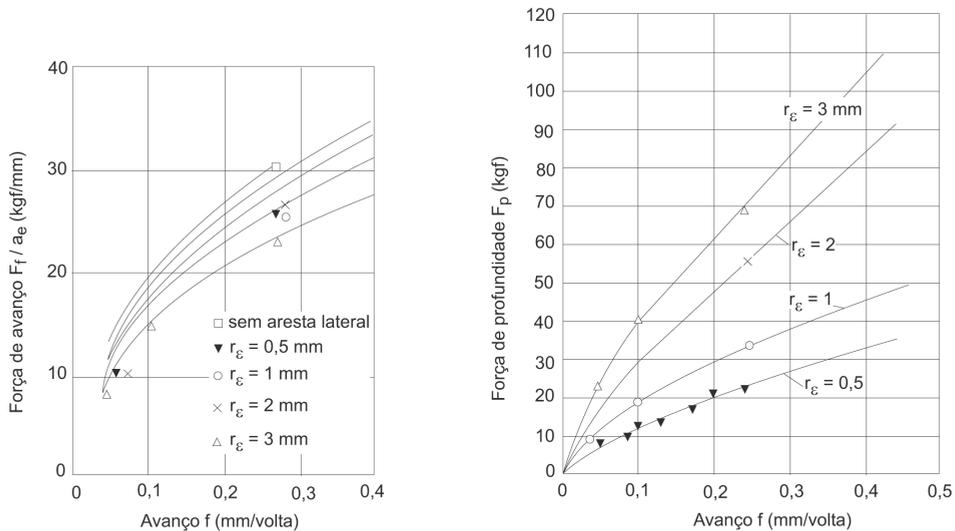


Figura 4.9 – Influência do raio de ponta da ferramenta nas forças de avanço e de profundidade

Na figura 4.10 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 4.11), isto é, F_p cresce com a diminuição de λ_s .

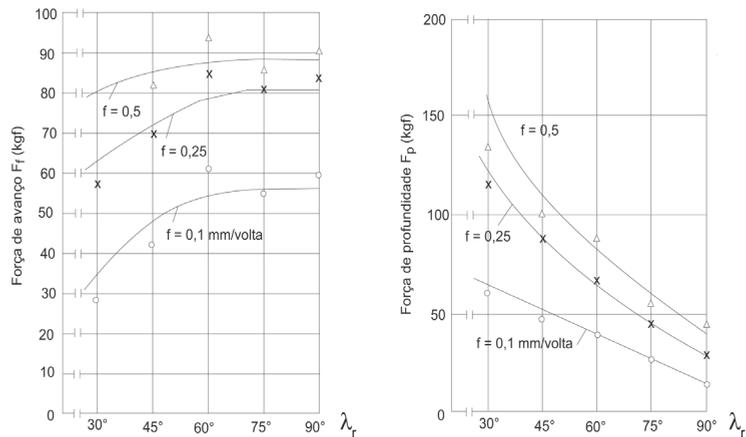


Figura 4.10 – Influência dos ângulos de posição nas forças de avanço e profundidade

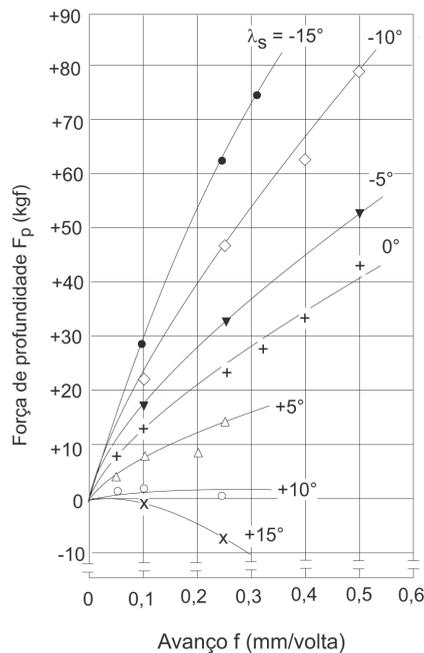


Figura 4.11 – Influência do ângulo de inclinação da ferramenta na força de profundidade

A figura 4.12 mostra a forte influência da velocidade de corte nos valores das forças de avanço e de profundidade. Após um determinado valor de v_c , que varia de 16 m/min a 63 m/min dependendo do avanço utilizado, estas componentes da força de usinagem caem bastante com o crescimento da velocidade de corte.

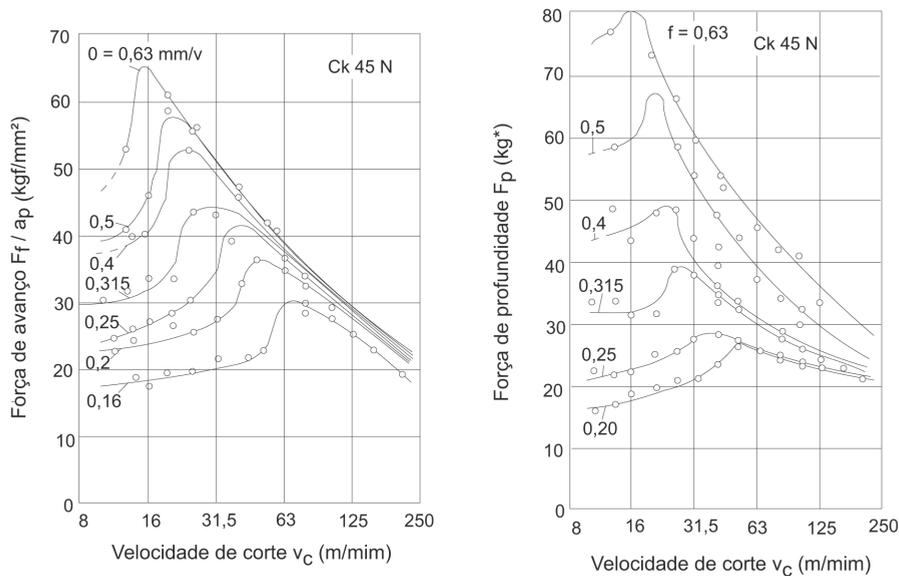


Figura 4.12 – Influência da velocidade de corte nas forças de avanço e de profundidade

Como já foi visto anteriormente, é importante que se estude o comportamento e o valor da força de profundidade, pois, apesar de esta não gerar potência por ser perpendicular aos movimentos, é responsável pela deflexão elástica da peça e da ferramenta durante o corte e, por isso, responsável pela dificuldade de obtenção de tolerâncias de forma e dimensão apertadas. Além disso, vibração na direção da força de profundidade, gera aumento de rugosidade da peça. Em algumas operações de torneamento, a minimização da força de profundidade é muito importante, já que a direção de profundidade é pouco rígida. Pode-se citar como exemplos o torneamento de eixos finos e compridos e o torneamento interno com relação comprimento/ diâmetro do furo grande, principalmente em operações de acabamento, em que é primordial a obtenção de tolerâncias e rugosidades baixas.

Referências

- 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.; *Fundamentos da usinagem dos metais*, Editora Edgard Blucher, São Paulo, 1977.
- 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; *Modern metal cutting - a practical handbook*, AB Sandvik Coromant, Suécia, 1994.
- Sandvik Coromant; *Herramientas de torneear*, AB Sandvik Coromant, Suécia, catálogo C-1000:4-SPA, 1993/94.



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 usinar um determinado material. Entende-se como propriedades de usinagem de um material aquelas que expressam seu efeito sobre grandezas mensuráveis inerentes ao processo, tais como vida da ferramenta, acabamento superficial da peça, esforços de corte, temperatura de corte, produtividade, e características do cavaco.

Pode-se ter um material que tenha uma boa usinabilidade quando se leva em conta uma propriedade de usinagem, por exemplo, a vida da ferramenta, e não possua boa usinabilidade quando toma outra propriedade, como 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 das condições de usinagem, características da ferramenta, condições de refrigeração, rigidez do sistema máquina-ferramenta-peça-dispositivo de fixação e tipos de trabalhos 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.

9.1 – Ensaio 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_B ou K_T), 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%.

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

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 outros ensaios chamados de curta duração, usando, além do critério de vida da ferramenta, outros como força de usinagem, 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 na 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 de 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 duro de baixa usinabilidade. Porém, este raciocínio é falso. Embora a dureza e a resistência mecânica sejam fatores importantes de influência neste quesito, outros também são fundamentais, como a quantidade de inclusões e de aditivos para melhorar a usinabilidade, a quantidade de partículas duras, a microestrutura, 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 propriedades dos materiais podem influenciá-la.

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, porque 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 por meio de trabalho a frio.

Ductilidade

Baixos valores de ductilidade são geralmente benéficos à usinabilidade. A formação de cavacos curtos é facilitada e obtém-se menor perda de energia com o atrito cavaco-superfície de saída da ferramenta.

Porém, em geral, quando se deseja diminuir a ductilidade de um material originariamente dúctil, submete-se este material a uma deformação plástica a frio. Esta operação diminui a ductilidade, mas aumenta a dureza do material, o que pode prejudicar sua usinabilidade. Uma usinabilidade ótima resulta de um compromisso entre dureza e ductilidade.

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 têm condutividade térmica similar, o mesmo acontecendo entre os aços ligados, aços inoxidáveis, alumínio, ferros fundidos, etc. Dentre os tipos mais usinados, os que têm maior condutividade térmica são os alumínio, seguidos pelos aços sem liga, 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, com a finalidade de se evitar excessiva dilatação térmica da peça (e com isso obter-se tolerâncias apertadas) e não se danifique sua estrutura superficial.

Taxa de encruamento

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

Aços inoxidáveis austeníticos e diversas ligas resistentes às altas temperaturas são materiais que possuem alta taxa de encruamento, enquanto que os aços carbonos apresentam taxas muito baixas.

Se possui uma alta taxa de encruamento, o material requer muita energia para a formação do cavaco (valor alto da pressão específica de corte – baixa usinabilidade). Com isso, 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 de 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.

Nesses materiais, um encruamento anterior à usinagem, a partir 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.

No fresamento de materiais com alta taxa de encruamento, uma determinada aresta de corte deforma plasticamente e, conseqüentemente, encrua a porção de material da peça vizinha àquela que foi removida como cavaco. Assim, a próxima aresta ao entrar no corte, encontra uma porção encruada, de mais alta resistência, o que incentiva o desgaste da aresta e aumenta os esforços de corte. Também a furação em cheio de materiais de alta taxa de encruamento encontra uma dificuldade extra. O centro da broca possui velocidade de corte zero e a vizinhança do centro, velocidade baixa. Assim, a formação do cavaco nesta região envolve muita deformação plástica e, conseqüentemente, muito encruamento. Portanto, brocas que furam este tipo de material devem possuir afiação especial no seu centro que diminuam a aresta transversal de corte (ver capítulo 11). Além disso, sempre que possível, deve-se utilizar furação com pré-furação nestes materiais.

A seguir serão feitos comentários sobre a influência das características do material na sua usinabilidade para os quatro tipos mais usinados na indústria atual, que são os alumínio, os aços, os aços inoxidáveis e os ferros fundidos, além de comentários sobre a usinabilidade de 2 tipos de ligas que vem encontrando bastante utilização nas indústrias aeronáutica e de petróleo, que são as ligas de titânio e de níquel.

Algumas destas características já foram citadas neste item, pois são válidas para os materiais em geral.

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 de metal removido é muito baixa, devido a sua baixa resistência mecânica.

Apenas o magnésio e suas ligas podem ser usinados com a mesma taxa de energia consumida e o desgaste da ferramenta raramente é um problema (exceção feita às ligas de alumínio-silício, nas quais as partículas de silício 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. Porém, com relação aos critérios de usinabilidade baseados na rugosidade da peça e na característica do cavaco, não se pode

dizer que o alumínio tenha usinabilidade alta, pois em condições normais de usinagem o cavaco formado é longo e o acabamento superficial obtido é insatisfatório devido à alta ductilidade destas ligas.

Porém, bons acabamentos superficiais podem ser obtidos se a velocidade de corte for suficientemente alta e a geometria da ferramenta 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. Esse fato tem consequências negativas na obtenção de boas superfícies usinadas e pode gerar deformações indesejadas. Por este motivo, 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. Esse fato favorece a usinagem, já que a elevação da temperatura é inerente ao processo, e as ligas de alumínio, por possuírem alta condutividade térmica, atraem boa parte do calor gerado.

Assim, as forças de corte necessárias para a usinagem das ligas de alumínio são bem baixas, quando comparadas com aquelas relativas aos aços.

Os efeitos da condutividade térmica e dureza do material citados no item anterior são particularmente aplicáveis às ligas de alumínio.

Sua alta condutividade térmica favorece a usinabilidade e é necessário que a dureza da liga seja maior que 80 HB, 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 em obter 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 positivos. A figura 9.1 mostra a geometria típica de uma pastilha de torneamento para usinagem de ligas de alumínio.

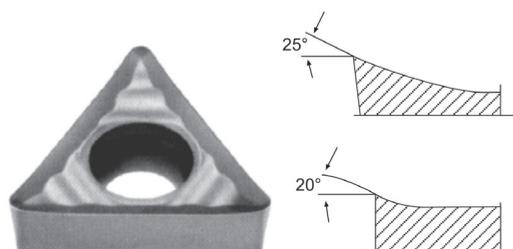


Figura 9.1 – Geometria típica de pastilha para torneamento de ligas de alumínio

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 à 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, em geral, as coberturas também tem titânio que reage com o alumínio, não se necessita grande resistência ao desgaste e, por outro lado, requer-se uma aresta bastante afiada, o que é difícil de ser obtido com espessas camadas de cobertura. 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.

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 a quebra do cavaco e que, em grande quantidade, têm efeito abrasivo sobre a ferramenta
Mg	Em teores baixos (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, que fragiliza o cavaco
Zn	Não exerce influência na usinabilidade

Necessário se faz tecer alguns comentários sobre a usinagem de ligas eutécticas e hipereutécticas de alumínio-silício.

Nessas ligas, partículas grandes e duras de silício geram altas taxas de desgaste de flanco. Como já citado no capítulo 5, ferramentas de diamante policristalino são usadas com sucesso para usinagem 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.

A influência do processo de fundição sobre a usinabilidade de peças fundidas se dá pela influência da velocidade de resfriamento do metal líquido. A fundição em molde de areia apresenta baixa velocidade de resfriamento em 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. Isso geralmente induz a uma baixa usinabilidade, isto é, a peça obtida em fundição em molde de areia proporciona um maior desgaste sobre a obtida em molde permanente, pela tendência de formação da aresta postiça de corte.

Também a forma e o tamanho da porosidade, relacionada com o processo de fundição utilizado, podem 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 têm tendência à formação da aresta postiça de corte, com consequente 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, pode-se dizer que 200 HB é um valor médio. À 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 200 HB) 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.

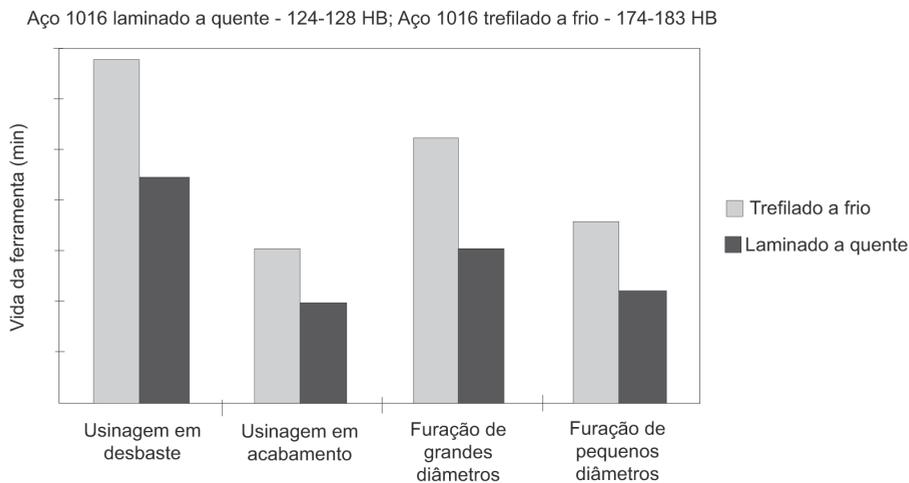


Figura 9.2 – Efeito do encruamento (por trefilação a frio) na vida da ferramenta

Um segundo fator metalúrgico 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 9.3A 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 com materiais para ferramentas ultra-resistentes, como o cerâmico e o nitreto cúbico de boro. Já a figura 9.3B 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 subs-

tancialmente, apesar de a dureza da peça ter decrescido somente cerca de 6%. Isso acontece porque, quando se diminui o teor de perlita, diminui-se também o teor de cementita (a perlita é uma combinação de ferrita e cementita) que é uma fase extremamente abrasiva, pois é cheia de carbonetos, que são partículas extremamente duras.

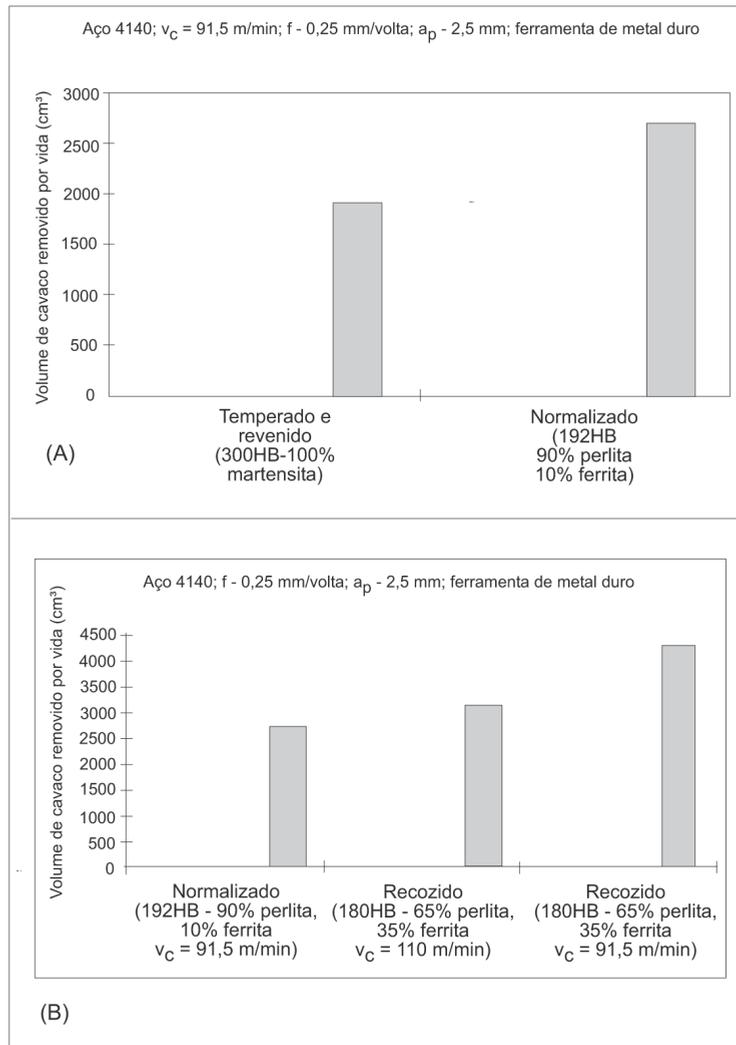


Figura 9.3 – Efeito da microestrutura na usinabilidade do aço 4140 (Chiaverini, 1981)

Um terceiro fator metalúrgico de influência na usinabilidade dos aços é a presença de inclusões. Macroinclusões são consideradas aquelas que têm diâmetro maior que $150 \mu\text{m}$. Elas são, em geral, muito duras e abrasivas e, por

isso, é necessário utilizar um material livre desse tipo de inclusões. Macroinclusões são associadas com aços de baixa qualidade, pois são geradas durante a fabricação do aço no forno. Essas partículas são, muitas vezes responsáveis pela quebra súbita da ferramenta de usinagem.

As microinclusões estão sempre presentes em algum nível na composição de um aço. Seu efeito 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, cuja deformabilidade é maior que a do grupo anterior e 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.

O último fator metalúrgico é a presença de elementos de liga. Alguns têm efeito positivo, 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, têm efeito negativo.

O carbono, quando presente em teores de 0,3 a 0,6%, tende a melhorar a usinabilidade.

Com teores menores, o material fica muito dúctil 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 rapidamente a ferramenta.

9.4.1 – Aços de usinabilidade melhorada (ou de usinagem fácil)

Diversas técnicas metalúrgicas são utilizadas ultimamente com este objetivo, criando os chamados aços de usinabilidade melhorada. Dentre estas técnicas, as principais são (Bas, 2000):

9.4.1.1 – Adição de elementos de liga

Os principais elementos de liga adicionados ao aço para melhorar sua usinabilidade são enxofre (S), selênio (Se), telúrio (Te), chumbo (Pb), bismuto (Bi), estanho (Sn), fósforo (P) e nitrogênio que, isoladamente ou formando compostos, interrompem a matriz ferrítica, austenítica ou martensítica do aço, facilitando a quebra do cavaco, a lubrificação da ferramenta e, consequentemente, diminuindo os esforços de corte.

A ação individual de cada um destes elementos pode ser resumida como segue:

enxofre: formador de partículas de sulfeto de manganês (MnS) que diminuem a ductilidade e resistência ao cisalhamento das microssoldas produzidas no desgaste por adesão. Ao mesmo tempo, devido à plasticidade a quente dessas partículas, formam um depósito sobre a ferramenta que lubrifica o contato ferramenta-peça e ferramenta-cavaco. Também têm um efeito de diminuição da resistência ao cisalhamento dos cavacos, facilitando sua fratura e evacuação. O enxofre vem sendo empregado nos aços por mais de 100 anos como forma de melhorar a usinabilidade e é o método mais usado para este fim pelo seu baixo custo e porque, até pouco tempo, a maioria das operações de usinagem eram efetuadas em baixas velocidades de corte (nestas velocidades, a ação do MnS é mais efetiva);

selênio/telúrio: geradores de selenietos e teluretos, modernamente, estes elementos da mesma família que o enxofre estão sendo utilizados de forma isolada ou em conjunto com o enxofre, com efeitos similares aos sulfetos;

chumbo/bismuto: formadores de partículas metálicas submicroscópicas de baixo ponto de fusão que interrompem a matriz e lubrificam a ferramenta de forma similar ao MnS, são elementos praticamente insolúveis no aço;

outros elementos como N, P ou Sn: dissolvem-se na matriz forçando uma maior fragilidade dos cavacos.

Infelizmente, cada um destes elementos, dependendo de sua quantidade, forma, tamanho e distribuição, podem afetar propriedades do aço, às vezes, comprometendo seu uso. Por exemplo, a presença do enxofre diminui bastante sua ductilidade. O chumbo limita a utilização dos aços que o contém a aplicações em baixas temperaturas, devido ao seu baixo ponto de fusão.

A toxicidade do chumbo está provocando a proibição de seu emprego em vários países. Sua substituição pelo bismuto é uma boa alternativa, já que se conseguem índices de usinabilidade similares, sem as contra-indicações para a saúde do ser humano e o meio ambiente. Porém, uma completa substituição demandaria 5000 t de Bi anualmente, o que comprometeria as reservas naturais deste metal.

9.4.1.2 – Engenharia de inclusões

Durante a fabricação do aço, surgem inclusões que, como já visto, podem ter efeitos benéficos ou prejudiciais à usinabilidade do aço. A engenharia de inclusões trata das técnicas de minimização de seus efeitos prejudiciais. O principal tema desta engenharia no campo dos aços de usinabilidade melhorada é o controle do oxigênio/óxidos.

Alguns óxidos são abrasivos e extremamente prejudiciais a usinabilidade dos aços. Uma das técnicas para se diminuir este efeito nos aços de usinabilidade melhorada com teor de silício suficientemente alto (0,25 a 0,30%) e teor de alumínio relativamente baixo é se obter inclusões de $\text{SiO}_2\text{-MnO-Al}_2\text{O}_3$ e $\text{SiO}_2\text{-CaO-Al}_2\text{O}_3$. Estes tipos de óxidos vítreos são capazes de proporcionar espessuras de inclusões suficientemente pequenas para lubrificar a ferramenta, proporcionando elevados índices de usinabilidade em altas velocidades de corte. Outra técnica é o tratamento ao Ca de aços desoxidados com Al, para modificação de aluminas em aluminatos cálcicos de baixo ponto de fusão.

9.4.2 – 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 três 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 elementos de liga têm 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 de 723°C ou mais) causa mudanças significativas de propriedades mecânicas: maior deformabilidade (podendo ser conformado a frio e a quente, o que outros aços inoxidáveis não podem), tenacidade, resistência em altas temperaturas, soldabilidade, resistência à corrosão (o austenítico é o mais resistente à corrosão), etc.

Os aços inoxidáveis apresentam características de usinagem que variam para cada tipo de aço. Os austeníticos formam cavacos longos, com tendência a empastar sobre a superfície de saída da ferramenta. Têm alta taxa de encruamento e grande zona plástica, podendo resultar na formação da aresta postiça de corte. Já os martensíticos, com altos teores de carbono, são difíceis de usinar decorrente da alta dureza, que exige um maior esforço de corte decorrente da 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 desses aços (com teores de enxofre de até 0,5% e até 4,0% de manganês). O aço austenítico ABNT 303, por exemplo, é um aço com usinabilidade melhorada por conter alto teor de sulfeto de manganês.

Porém, sua utilização é restrita, já que o sulfeto de manganês diminui a resistência à corrosão do aço, propriedade que é a razão de existir destes tipos de aços.

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 (graças 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 desse tipo de aço, deve haver a formação de aresta postiça de corte. Ainda pode ocorrer alguma deformação plástica da ferramenta na região *D* e algum desgaste de cratera na região *E*.

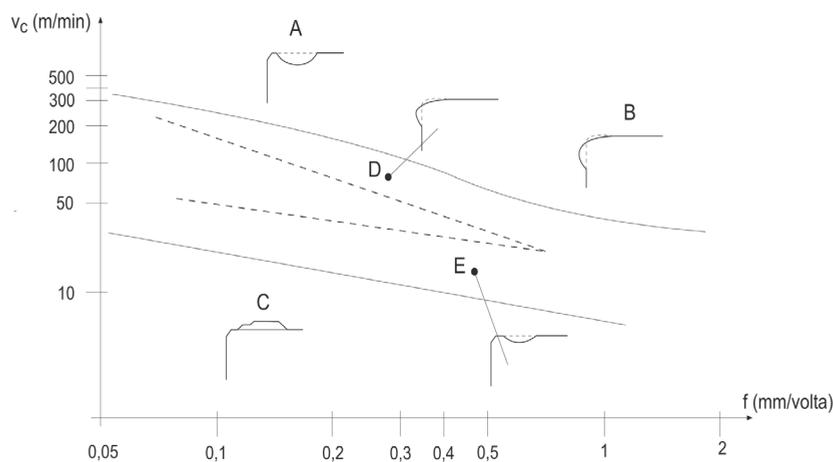


Figura 9.4 – Indicações gerais sobre condições de usinagem para o torneamento de aços inoxidáveis austeníticos

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 liga como carboneto (principalmente a cementita) e como carbono livre (grafite). O teor de cada uma dessas 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). Esse 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 pouca grafite na liga. Esse tipo de ferro fundido é duro e frágil e é chamado de branco.

Além desses, existem também os nodulares e os maleáveis. Nos nodulares a 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, dúctil e resistente.

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

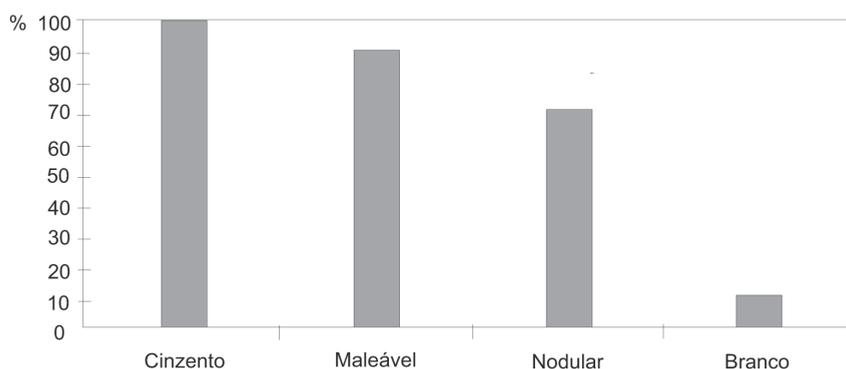


Figura 9.5 – Usinabilidade dos diversos tipos de ferros fundidos

O ferro fundido cinzento forma cavacos de ruptura, enquanto os maleáveis e nodulares formam cavacos longos.

Além da influência do silício, na usinabilidade graças à formação de ferro fundido cinzento (que tem boa usinabilidade como já visto), outros elementos de liga também estão presentes e suas influências podem ser divididas em dois 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 sulfeto de manganês também é utilizado, para melhorar a usinabilidade.

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

O ferro fundido vermicular é um desenvolvimento recente nesta área. Este tipo de ferro fundido possui grafitas interconectadas com extremidades arredondadas e orientadas aleatoriamente, o que lhe confere maior resistência mecânica em relação ao ferro fundido cinzento. A tabela 9.2 mostra algumas características destes tipos.

Pode-se ver nesta tabela que o ferro vermicular possui propriedades intermediárias entre o cinzento e o nodular. Assim, ele tem sido utilizado na substituição do ferro fundido cinzento, principalmente em blocos de motores de combustão interna, pois possibilita maiores pressões na câmara de combustão e/ou paredes mais finas do bloco do motor.

Porém, por possuir maior resistência mecânica e menor condutividade térmica que o tipo cinzento, sua usinagem é mais difícil em termos de forças de corte e de vida da ferramenta que a usinagem do ferro fundido cinzento.

Tabela 9.2 – Propriedades médias dos ferros fundidos

Propriedade	Ferro cinzento	Ferro vermicular	Ferro nodular
Resistência à tração (MPa)	250	450	750
Módulo de elasticidade (GPa)	105	145	160
Condutividade térmica (M/m ² K)	47	37	28

9.5 – Ligas de titânio

As ligas de titânio apresentam elevadas temperaturas de fusão, alta dureza a quente, excelentes propriedades mecânicas, alta resistência à corrosão, ótima razão resistência-peso e biocompatibilidade, características que as tornam materiais ideais para aplicações na indústria aeroespacial, automotiva, petroquímica e biomédica (Rahman, Wang e Wong, 2006). Frente a outros materiais comumente utilizados pela indústria aeroespacial, elas apresentam, em média, resistência mecânica comparável à dos aços, com cerca de metade de sua densidade. Assim, uma estrutura feita de titânio comparada com uma estrutura idêntica feita de aço (mesmo volume) tem perto do dobro da resistência mecânica desta última. Comparadas com as ligas de alumínio, as de titânio apresentam resistência mecânica cerca de quatro vezes maior, com densidade apenas 50% superior. Outras vantagens dessas ligas sobre estes materiais relacionam-se à maior resistência à corrosão e menor perda de propriedades em temperaturas de trabalho elevadas (Boyer, 1996).

Porém, ligas de titânio apresentam várias propriedades que dificultam sua usinagem. Apresentam baixíssima condutividade térmica (cerca de 1/7 da condutividade térmica do aço) o que faz com que uma maior parcela do calor gerado na usinagem seja dissipada pela ferramenta, resultando em altíssimas temperaturas da ferramenta (Venugopal, Paul e Chattopadhyay, 2007).

Outra característica das ligas de titânio é a elevada afinidade química com todos os materiais comumente utilizados para ferramentas, já que boa parte destes materiais também contém titânio. Isto estimula o desgaste por difusão (Wang e Zhang, 1988).

O fato das ligas de titânio não apresentarem decréscimo muito grande de suas propriedades em altas temperaturas, faz com que a geração de calor na usinagem destas ligas seja maior do que outras ligas com resistência similar ao titânio em temperatura ambiente, o que prejudica ainda mais a vida da ferramenta.

Ainda mais, as ligas de titânio apresentam baixíssimo módulo de elasticidade (cerca de metade do módulo do aço) que, aliado à instabilidade termoplástica decorrente da baixa condutividade térmica (Ezugwu et al., 2005; Trent e Wright, 2000), gera variações na espessura de corte, flutuações na força de usinagem e, portanto, altos níveis de vibração (Rahman, Wong e Zareena, 2003). Explicando melhor este ponto, por exemplo, no fresamento destas ligas, quando uma aresta da ferramenta passa pela peça, deforma bastante elasticamente a região da peça vizinha à que foi cortada, devido ao baixo módulo de elasticidade do titânio. Logo após a passagem da aresta, ocorre recuperação elástica desta região. Esta recuperação é seguida pela chegada de uma nova aresta da ferramenta que, conseqüentemente, vai cortar uma espessura de cavaco que é a soma da espessura que cortaria se não houvesse a deformação elástica, mais o volume de material que sofreu recuperação elástica, gerando a variação da espessura de corte, das forças de corte e, conseqüentemente, vibração.

A baixa condutividade térmica do titânio causa concentração do calor gerado no plano de cisalhamento primário, calor este que, não se propagando por outras regiões do cavaco, provoca redução da resistência ao cisalhamento nesta estreita faixa e, conseqüentemente, elevada deformação. As porções subseqüentes, não tão afetadas pela temperatura já que o calor pouco se propagou, sofrem deformação bem menos pronunciada. Assim, têm-se regiões do cavaco com grande deformação e regiões vizinhas com pouca deformação, gerando o cavaco segmentado mostrado na figura 9.6. Esta segmentação do cavaco promove flutuações no esforço de corte, gerando, assim, um carregamento cíclico sobre a ferramenta, o qual também pode ocasionar vibração (Machado e Wallbank, 1990). A esta variação de bandas de deformação inerente ao mecanismo de formação do cavaco do titânio dá-se o nome de instabilidade termoplástica, citada no parágrafo anterior.

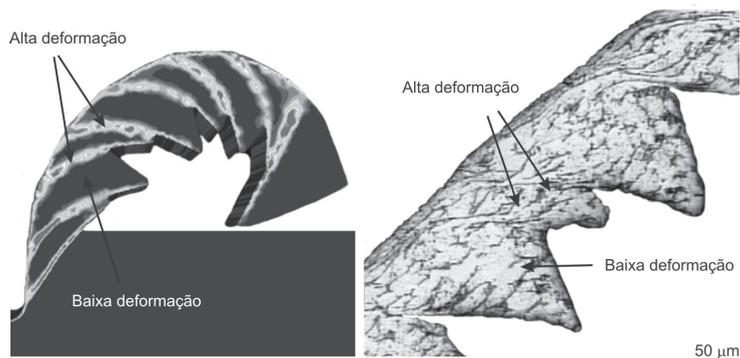


Figura 9.6 – Formação de cavaco segmentado na usinagem da liga de titânio Ti-6Al-4V (adaptado de Calamaz, Coupard e Girot, 2008)

Estas características são responsáveis pela drástica redução na vida da ferramenta, de modo que as velocidades de corte utilizadas na usinagem de ligas de titânio são da ordem de 1/5 a 1/6 daquelas utilizadas na usinagem de aços (Byrne, Dornfeld e Denkena, 2003).

9.7 – Superligas de Níquel

Superligas a base de níquel são conhecidas desde a década de 1930 e utilizadas principalmente em aplicações aeroespaciais e plantas de geração de energia. Estas aplicações requerem um material com elevada resistência mecânica, boa resistência à fadiga e à fluência, boa resistência à corrosão e capacidade de operar continuamente em elevadas temperaturas. Trata-se de ligas que contêm de 30% a 75% de níquel e até 30% Cr, endurecidas por solução sólida e por precipitação. Algumas denominações são Hastelloy-X, Inconel 600, Inconel 617, Inconel 625. As ligas endurecidas por precipitação contêm alumínio, titânio ou nióbio, para causar a precipitação de uma segunda fase durante um apropriado tratamento térmico. Algumas denominações são Astrolloy, Inconel 718, Nimonic 80A, René 41, Udimet 500, Waspalloy (Antolovich, 1996 e Bradley, 1988).

O níquel é um metal muito dúctil com estrutura cúbica de face centrada e não sofre transformações em sua estrutura cristalina até seu ponto de fusão. A estrutura cristalina compacta cúbica de face centrada (CFC) da matriz austenítica das superligas de níquel (como no aço inoxidável, o níquel é austenitizante) apresenta grande capacidade de manter resistência à tração, à ruptura e boas propriedades de fluência em temperaturas muito mais altas do que as ligas de matriz cúbica de corpo centrado (CCC) por causa de vários fatores, incluindo o excelente módulo de elasticidade e a alta difusividade que os elementos secundários possuem nesse tipo de matriz. A matriz austenítica faz com que estas ligas sejam bastante dúteis.

As mesmas propriedades que tornam a liga de níquel excelente para aplicação em algumas áreas, também dificultam sua usinagem. A seguir vai se relacionar as principais propriedades destas ligas com a usinabilidade.

a) Alta ductilidade – a matriz austenítica CFC das ligas de níquel possui alta ductilidade. Isto gera grande área de contato cavaco-ferramenta com maior atrito entre eles, cavacos longos e difíceis de quebrar, forte tendência à geração da aresta postiça de corte em baixas velocidades de corte e desgaste por aderência (attrition) em velocidades mais altas;

b) Resistência e dureza em alta temperatura - apesar de não serem muito duras em temperatura ambiente (250 a 350 HV), a alta resistência e dureza em alta temperatura faz com que seja necessária alta energia para formar cavaco. Com isto, os esforços e a potência de corte são altos, o calor gerado é grande e, conseqüentemente, tem-se alta temperatura de corte e pequena vida da ferramenta;

c) Alta taxa de encruamento – além de dúcteis, as ligas de níquel possuem alta taxa de encruamento. Isto faz com que a rebarba formada ao fim da profundidade de corte, no fim do contato ferramenta-peça seja bastante dura, o que aumenta a tendência de formação de desgaste de entalhe. Esta rebarba tem um efeito de serrilhamento ao fim da profundidade de corte. Este serrilhamento acaba por remover a camada de cobertura naquela região, facilitando a ocorrência de outros fenômenos de desgaste, como o “attrition” e a abrasão. Além disso, a alta taxa de encruamento faz com que, por exemplo, em operações de furação em cheio, a parte central do fundo do furo (que é usinada com baixas velocidades de corte – no centro do furo v_c é zero) encrua-se fortemente, aumentando bastante os esforços de corte (principalmente a força de avanço) e em operações de fresamento, faz com que o contato de uma aresta na entrada na peça em cada revolução se dê com uma superfície altamente encruada, encruamento este causado pela deformação realizada pela aresta anterior, o que também leva ao aumento dos esforços de corte e à diminuição da vida da ferramenta;

d) Presença de carbonetos duros na matriz – as ligas de níquel possuem em suas composições elementos formadores de carboneto como Cr, Mo, W e Ti, além de carbono. Com isto, tem-se a presença de carbonetos duros na liga, o que incentiva o desgaste abrasivo da ferramenta;

e) Baixa estabilidade química com a maioria dos materiais de ferramentas comercialmente disponíveis, o que faz com que o desgaste difusivo da ferramenta seja incentivado;

f) Baixa condutividade térmica – a baixa condutividade térmica destas ligas diminui a extração de calor gerado na usinagem através do cavaco e da peça e aumenta a porcentagem de calor extraído pela ferramenta, aumentando sua temperatura e, conseqüentemente, incentivando a aceleração de diversos tipos de mecanismo de desgaste;

Devido a todas estas características das ligas de níquel, quando elas são usinadas em baixas velocidades de corte tem-se a presença de aresta postiça de

corte como mecanismo principal de desgaste/avaria da ferramenta. Em velocidades maiores, mecanismos como “attrition”, difusão, abrasão e fenômenos ligados à alta ductilidade e alta taxa de encruamento que conduzem ao desgaste de entalhe tornam-se predominantes.

Os materiais de ferramenta frequentemente testados na usinagem destas ligas são o metal duro com multi-camada de cobertura (TiN+TiCN+TiN), cerâmica mista, Sialon e cerâmica com whisker (que foi desenvolvida especialmente para a usinagem destas ligas) e CBN.

Dada a dificuldade de se usinar as ligas de níquel, as velocidades de corte usualmente utilizadas giram em torno de 60 m/min, o que torna o processo bastante improdutivo e caro quando comparado, por exemplo, à usinagem de aços.

Com relação à geometria das ferramentas para a usinagem de ligas de níquel, tem-se que:

a) A ferramenta deve ter aresta bastante afiada, principalmente em operações de acabamento, em que se tem avanço e espessura do cavaco pequenos, e ângulo de saída positivo, para minimizar a deformação do cavaco e, conseqüentemente, dificultar os fenômenos ligados à alta ductilidade e alta taxa de encruamento das ligas;

b) O ângulo de posição da ferramenta (χ_r) deve ser pequeno para aumentar o contato entre a aresta de corte e a peça e, conseqüentemente, distribuir melhor o calor ao longo da aresta, minimizando os desgastes, principalmente o desgaste de entalhe. Também para melhor distribuição do calor sobre a ferramenta é importante ter-se ferramentas com grande ângulo de ponta, o que se consegue com insertos redondos e quadrados.

Por último, é fundamental a utilização de fluido de corte na usinagem destas ligas, para rapidamente retirar o calor da região de corte e, assim, proteger a ferramenta contra um desgaste ainda mais rápido.

Referências

- Aksoy, A. M., Uria, H. A & Palácios, I. M.; *Aceros inoxidables de facil maquinabilidad*, revista Metal Cenim, vol. 5, pp. 639-648, 1969.
- Antolovich, B.F., *Fatigue and Fracture of Nickel-Base Superalloys*, ASM Handbook, Vol. 19, pp. 854-868, 1996.
- Bas, J.; *Aços especiais de usinabilidade melhorada*, anais do congresso Usinagem 2000, Anais em CD.

- Boyer, R. R. An overview on the use of titanium in the aerospace industry. *Materials Science & Engineering*, v. A213, n. 1-2, p. 103-114, 1996.
- Bradley, E.F., *Superalloys, a Technical Guide*, ASM Handbook, p. 53-74, 1988.
- Byrne, G.; Dornfeld, D.; Denkena, B. Advancing cutting technology. *Annals of the CIRP*, v. 52, n. 2, p. 483-507, 2003.
- Calamaz, M.; Coupard, D.; Girot, F. A new material model for 2D numerical simulation of serrated chip formation when machining titanium alloy Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 48, n. 3-4, p. 275-288, 2008.
- 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 doutoramento, 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.
- Ezugwu, E. O.; da Silva, R. B.; Bonney, J.; Machado, Á. R. Evaluation of the performance of CBN tools when turning Ti-6Al-4V alloy with high pressure coolant supplies. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 45, n. 9, p. 1009-1014, 2005.
- Ezugwu, E. O., Wang, Z. M e Machado, A. R., The machinability of nickel-based alloys: a review, *Journal of Materials Processing Technology*, v. 86, p. 1-16, 1999.
- Ezugwu, E. O., Key improvements in the machining of difficult-to-cut aerospace alloys, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 45, p. 1353-1367, 2005.
- Ferraresi, 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 a crescentes graus de encruamento por trefilação*, anais do 47º Congresso Anual da Associação Brasileira de Metais, Belo Horizonte, 1992.
- Machado, Á. R.; Wallbank, J. Machining of titanium and its alloys: A review. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, v. B204, n. 1, p 53-60, 1990.
- 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*, n°. 46, pp. 9 -16, 1979.
- Pecner, D. & Bernstein, I. N.; *Handbook of stainless steels*, Nova York, Mc-Graw Hill, 1977.
- Rahman, M.; Wang, Z. G.; Wong, Y. S. A review on high-speed machining of titanium alloys. *JSME International Journal*, v. 49, n. 1, p. 11-20, 2006.
- Rahman, M.; Wong, Y. S.; Zareena, A. R. Machinability of titanium alloys. *JSME International Journal*, v. 46, n. 1, p. 107-115, 2003.
- Sandvik Coromant; *Modern metal cutting - a practical handbook*, AB Sandvik Coromant, Suécia, 1994.
- Sandvik Coromant; *Herramientas de torneiar*, AB Sandvik Coromant, Suécia, catálogo C-1000:4-SPA, 1993/94.
- 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.
- Trent, E. M.; Wright, P. K. *Metal Cutting*. 4 ed. Woburn: Butterworth-Heinemann, 2000. 446 p.

- 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.
- Venugopal, K. A.; Paul, S.; Chattopadhyay, A. B. Growth of tool wear in turning of Ti-6Al-4V alloy under cryogenic cooling. *Wear*, v. 262, n. 9-10, p. 1071-1078, 2007.
- Wang, M.; Zhang, Y. Diffusion wear in milling titanium alloys. *Materials Science and Technology*, v. 4, n. 6, p. 548-553, 1988.
- Weingartner, W. L. e Schroeter, R. B.; *Tecnologia de usinagem do alumínio e suas ligas*, apostila da Alcan Alumínio do Brasil S.A., 1990.