UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO - USP

ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS - EESC

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE PRODUÇÃO

NÚCLEO DE MANUFATURA AVANÇADA - NUMA

FORÇA E POTÊNCIA DE CORTE EM USINAGEM

Prof. Dr. REGINALDO T. COELHO
Prof. Dr. ERALDO JANONNE DA SILVA

Abril 2018

ÍNDICE

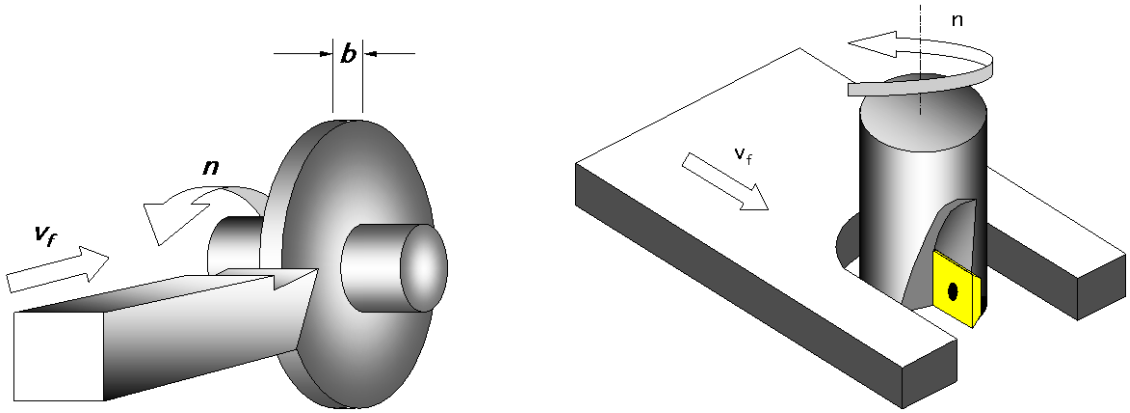
1 - Corte Ortogonal 3
1.1 - Relações cinemáticas e geométricas no corte ortogonal 4

2 – FORÇA E POTÊNCIA DE USINAGEM 9

2.1 – Força de usinagem no corte oblíquo (tridimensional) 9
2.2 – Força de usinagem no corte ortogonal (bidimensional) 11
2.2.1 – Tensões no plano de cisalhamento secundário 14
2.3 - Determinação teórica do ângulo do plano de cisalhamento 15
2.3.1 – Teoria de Ernst e Merchant 16
2.4 - Determinação teórica da força de corte 17
2.4.1 – Determinação teórica da pressão específica de corte em torneamento. 20
2.5 – Potência de usinagem 23
2.6 – Bibliografia 25

1 - Corte Ortogonal

No corte ortogonal a aresta de corte é uma reta, normal à direção de corte e à direção de avanço, de maneira que a formação do cavaco pode ser considerada um fenômeno bidimensional. Acontece em um plano normal à aresta cortante, ou seja, no plano de trabalho. A Figura 1.3 ilustra alguns exemplos de usinagem aproximando-se do corte ortogonal nos processos de torneamento e de fresamento.



(a) Torneamento ortogonal (b) Fresamento ortogonal

Figura 1.3 – Exemplos de Corte Ortogonal em processos de torneamento e de fresamento.

Além das simplificações citadas, são admitidas algumas outras, as quais permitem um tratamento matemático simplificado do corte ortogonal, podendo ser estendido a outras operações de usinagem:

- Os cavacos formados são contínuos, sem a formação de aresta postiça de corte (APC);
- Não há contato entre a superfície de folga da ferramenta e a superfície usinada;
- A espessura de corte, ***h***, equivalente ao avanço ***f***, é suficientemente pequena em relação à largura de corte ***b***.
- A largura da aresta de corte é maior que a largura de corte, ***b***;
- A largura de corte ***b*** e a largura do cavaco ***b'***são idênticas;
- A aresta de corte é idealmente afiada e perpendicular ao plano de trabalho;

Segundo esse modelo considere um volume de metal representado pela secção "klmn" movendo-se em direção à cunha cortante, conforme a Figura 1.4.

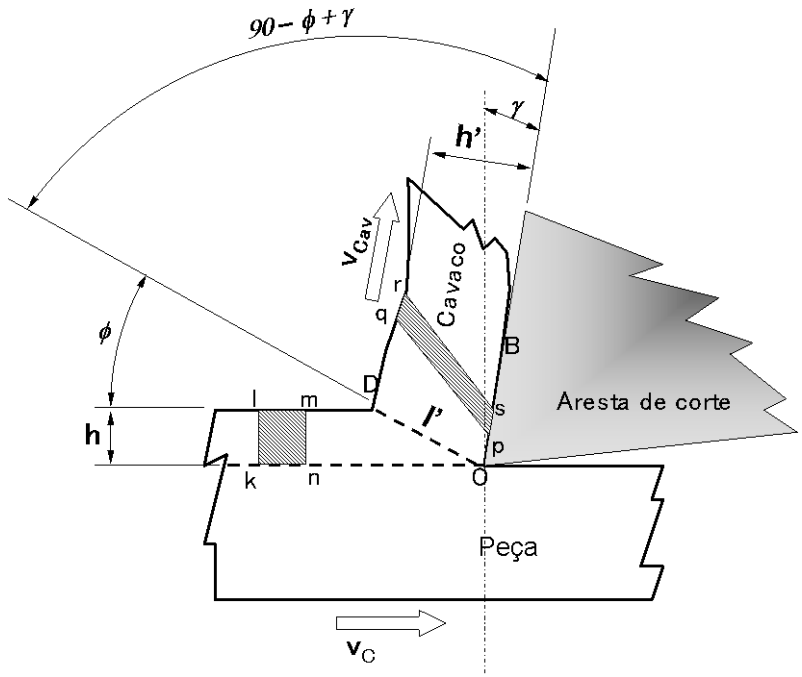


Figura 1.4 – Modelo para o mecanismo de formação de cavacos em corte ortogonal.

Ao passar pelos eventos 1, 2, 3 e 4 acima descritos para a formação de cavacos, definiu-se a zona de cisalhamento primário, a qual passa a ser representada pelo traço do ***plano de cisalhamento***, segmento $\overline{OD}$ na Figura 3.4. Ainda segundo este modelo a secção "klmn", após a total deformação plástica, se transforma na secção "pqrs" atritando sobre a superfície de saída da ferramenta. Neste caso esta região é representada pelo segmento $\overline{OB}$ na Figura 3.4.

1.1 - Relações cinemáticas e geométricas no corte ortogonal

Com estas simplificações acima descritas para o modelo bidimensional da formação de cavacos foi possível estabelecer-se planos e relações geométricas importantes para o equacionamento matemático do fenômeno. De acordo com a Figura 1.4 pode-se definir o grau de recalque como:

$$R_c = \frac{h'}{h} \tag{1.1}$$

Também se tem-se, aproximadamente, que:

$$sen\phi = \frac{h}{l'} \tag{1.2}$$

$$sen(90 - \phi + \gamma) = \frac{h'}{l'} \tag{1.3}$$

ou, reformulando-se:

$$tg\phi = \frac{\cos\gamma}{R_c - sen\gamma} \tag{1.4}$$

Esta relação, Equação (1.4), demonstra que o ângulo do plano de cisalhamento é função do grau de recalque e do ângulo de saída da ferramenta. Como o ângulo de saída tem uma pequena faixa de variação, nas aplicações práticas (entre –8 e 20º), a dependência maior do ângulo de cisalhamento, fica por conta do grau de recalque. Como sempre há atrito na superfície de saída da ferramenta, por onde o cavaco deve escoar há, conseqüentemente, uma desaceleração do volume de material a ser transformado em cavaco. Desta forma, a espessura do cavaco é sempre maior que antes de ser formado, o que resulta em um grau de recalque sempre maior que a unidade. A Figura 1.5 mostra a relação entre o ângulo do plano de cisalhamento e o grau de recalque.

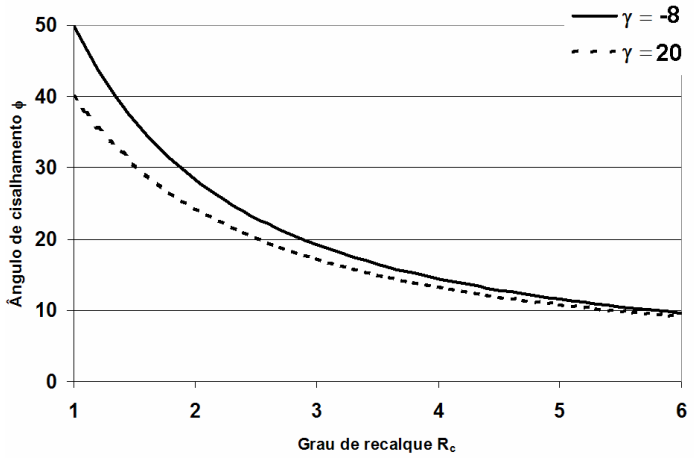


Figura 1.5 – Ângulos do plano de cisalhamento em função do grau de recalque.

Ao contrário do que possa aparentar o grau de recalque não é facilmente obtido, pois o cavaco não possui uma espessura constante. É formado por lamelas justapostas com extremidades irregularmente

conformadas, porém nos casos em que for possível sua estimativa correta, pode-se encontrar o ângulo de cisalhamento. Estimativas melhores podem ser obtidas pela medida do comprimento e da densidade, chegando-se à área da secção do cavaco.

Como o material é recalcado para que o cavaco se forme, há uma desaceleração do mesmo quando passa pela região de cisalhamento. Essa desaceleração pode ser calculada, uma vez que o volume não se altera durante o processo. A Figura 1.6 mostra a relação geométrica entre as velocidades envolvidas, ou seja, de *saída do cavaco* ($\boldsymbol{v_{cav}}$) e a de *cisalhamento* ($\boldsymbol{v_{cs}}$) com relação á de corte ($\boldsymbol{v_c}$).

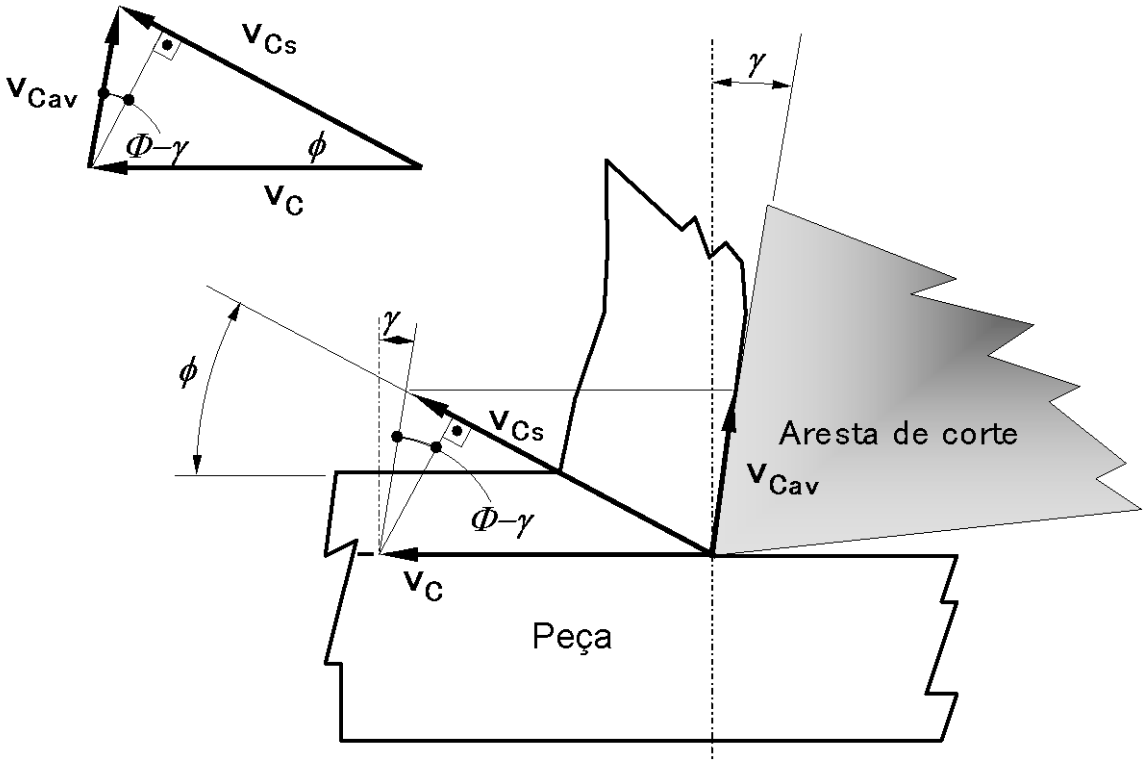


Figura 1.6 – Velocidades no corte ortogonal.

Ainda segundo o modelo idealizado, podem-se definir algumas relações entre essas velocidades, calculadas a partir da aplicação da lei dos senos no triângulo de velocidades da Figura 1.6, resultando em:

$$\frac{v_{cav}}{sen\,\phi} = \frac{v_c}{sen\left[90-(\phi-\gamma)\right]} \Rightarrow \qquad v_{cav} = v_c \cdot \frac{sen\,\phi}{cos(\phi-\gamma)} \tag{1.5}$$

$$\frac{v_{cs}}{sen(90-\phi)} = \frac{v_c}{sen[90-(\phi-\gamma)]} \Rightarrow \qquad v_{cs} = v_c \cdot \frac{\cos\gamma}{\cos(\phi-\gamma)} \tag{1.6}$$

usando-se as Equações (1.4) e (1.5) tem-se que :

$$v_{cav} = \frac{v_c}{R_c} \tag{1.7}$$

Uma vez que os cavacos são formados por cisalhamento, o estudo da deformação em um elemento antes e depois de passar pelo plano de cisalhamento pode trazer resultados importantes, conforme esquematizado na Figura 1.7.

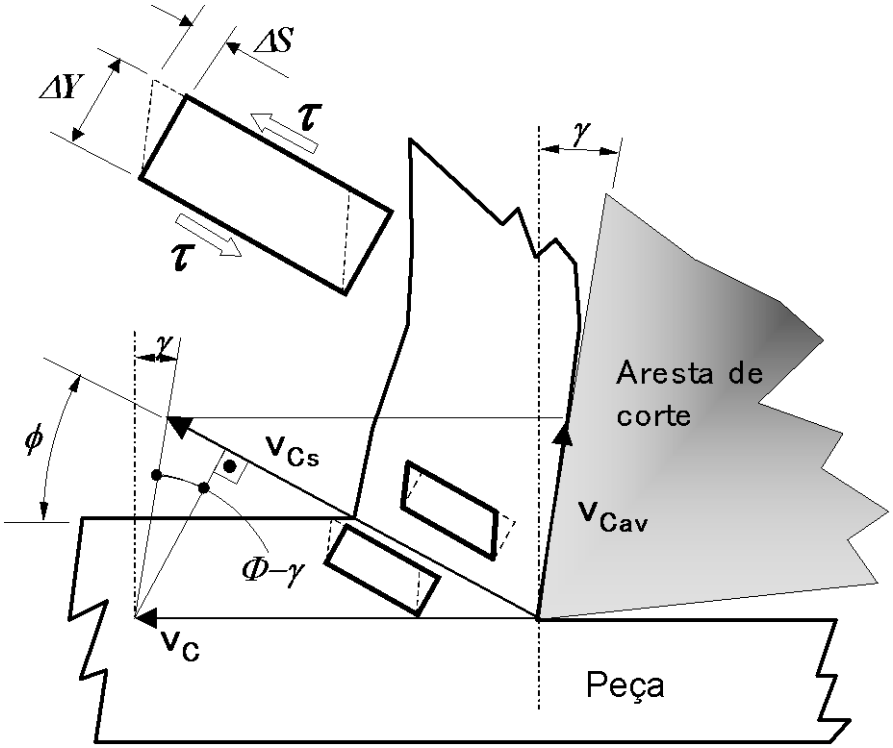


Figura 1.7 – Modelo de deformação para os cálculos relacionados ao cisalhamento.

O grau de deformação, ou deformação angular, pode ser definido como:

$$\varepsilon_0 = \frac{\Delta S}{\Delta Y} \tag{1.8}$$

que no limite poder ser definido como:

$$\varepsilon_0 = \frac{\partial S}{\partial Y} \tag{1.9}$$

segundo uma definição já comum em processos de conformação para grandes deformações. Se ambas grandezas da Equação (1.9) forem divididas pelo mesmo tempo tem-se:

$$\varepsilon_0 = \frac{v_{cs}}{v_Y} \tag{1.10}$$

Onde v_Y é a velocidade de deslocamento dos cavacos na direção perpendicular ao plano de cisalhamento. Pelas relações geométricas entre as velocidades na Figura 1.6 tem-se que:

$$v_{CS} = v_C \cos(\phi) + v_{cav}\, sen(\phi - \gamma) \tag{1.11}$$

$$v_Y = v_C\, sen(\phi) \tag{1.12}$$

Substituindo as Equações (1.11) e (1.12) em (1.10) tem-se:

$$\varepsilon_0 = \cot(\phi) + \frac{v_{CAV}\, sen(\phi - \gamma)}{v_C\, sen(\phi)} \tag{1.13}$$

Introduzindo agora a Equação (1.5) resulta em:

$$\varepsilon_0 = \cot(\phi) + tg(\phi - \gamma) \tag{3.14}$$

Outra grandeza importante é a velocidade com que o material é cisalhado no plano de cisalhamento, dada por:

$$\dot{\varepsilon}_0 = \frac{\partial \varepsilon_0}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial t}\left(\frac{\partial S}{\partial Y}\right) = \frac{\partial}{\partial Y}\left(\frac{\partial S}{\partial t}\right) = \frac{\partial}{\partial Y} v_{CS} \tag{1.15}$$

Se a espessura do elemento de material sendo deformado for aproximada pela espessura de uma lamela de cavaco e a Equação (1.6), pode-se dar uma idéia da velocidade de deformação por cisalhamento em uma operação de usinagem da seguinte forma:

$$\dot{\varepsilon}_0 = \frac{1}{\Delta Y}\left(v_c \frac{\cos\gamma}{\cos(\phi - \gamma)}\right) \tag{1.16}$$

Portanto, em um processo de torneamento de aço em condições normais, pode-se estimar a velocidade de deformação para o processo de formação de cavacos com os seguintes valores:

v_C = 100 m/min

γ = 10º

ϕ = 20º

ΔY = 0,0025 mm,

resultando em $\dot{\varepsilon}_0 = 6.7 \times 10^{-5}\, s^{-1}$ [2]. Desta forma, pode-se dizer que a velocidade de deformação é da ordem de 10^{-5} s^{-1}, para um processo normal de usinagem. Esta velocidade de ruptura é muito superior à maioria dos processos de conformação, 5 s^{-1}, ou daquelas normalmente empregadas em testes de tração, ou de torção. Esta diferença em velocidade de ruptura é uma das responsáveis pelas diferenças encontradas quando se utilizam os valores de tensão de cisalhamento, obtidos em ensaios padronizados, no cálculo de forças de corte em usinagem.

2 – FORÇA E POTÊNCIA DE USINAGEM

2.1 – Força de usinagem no corte oblíquo (tridimensional)

O conhecimento da força de usinagem que age sobre a cunha cortante e o estudo de suas componentes são de grande importância porque possibilitam a estimativa da potência necessária para o corte, as forças atuantes nos elementos da máquina-ferramenta, além de manter relação com o desgaste das ferramentas de corte, influenciando a viabilidade econômica do processo.

A formação dos cavacos nos processos de usinagem ocorre, na maioria das operações reais, tridimensionalmente, como ilustrado na Figura 2.1.

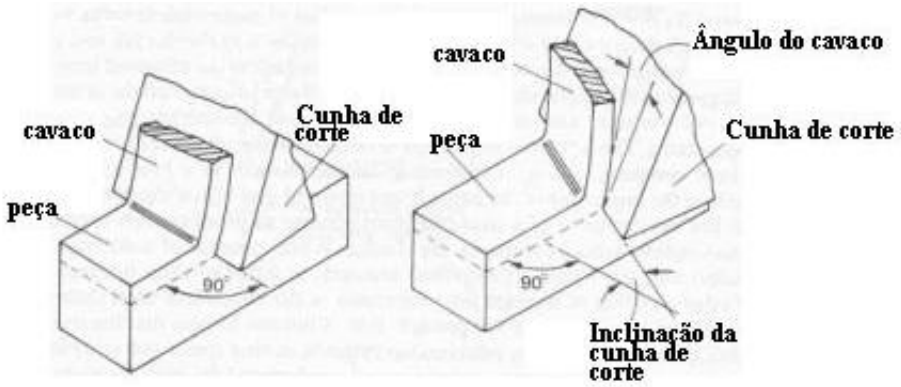


Figura 2.1 – Operação de corte tridimensional (Kalpakjian, 1995).

Por estar no espaço tridimensional a força de usinagem, F_U, possui três componentes básicas que agem diretamente na cunha cortante e, por conseguinte, na estrutura da máquina-ferramenta. A Figura 2.2 mostra a força de usinagem tridimensional e suas componentes, para os processos de torneamento e de fresamento.

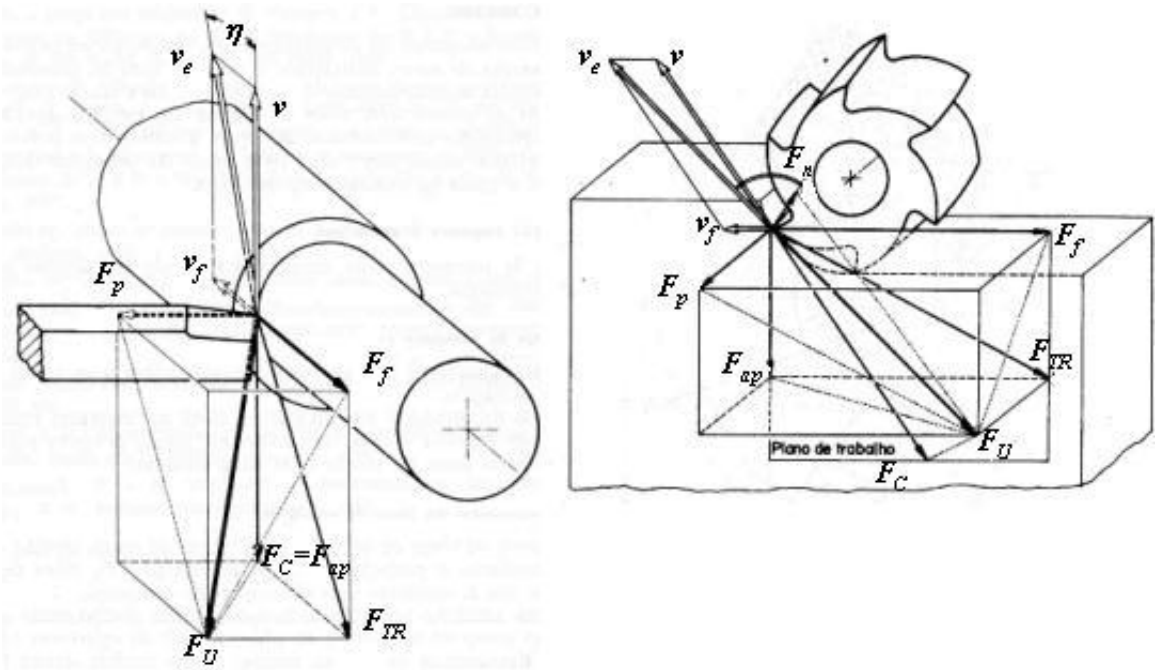


Figura 2.2 – Força de usinagem e suas componentes para os processos de torneamento e de fresamento (Ferraresi, 1977).

As três componentes básicas da força de usinagem são:

- $\boldsymbol{F_C}$ = força de corte, ou força principal de corte, é a projeção da força de usinagem sobre o plano de trabalho, na direção de corte, dada pela velocidade de corte.
- $\boldsymbol{F_f}$ = força de avanço, é a projeção da força de usinagem sobre o plano de trabalho, na direção de avanço, dada pela velocidade de avanço.
- • $\boldsymbol{F_p}$ = força passiva, ou força de profundidade, é projeção da força de usinagem perpendicular ao plano de trabalho.

Além dessas componentes básicas pode-se também identificar outras três componentes importantes:

- $\boldsymbol{F_{TR}}$ = força ativa, é a projeção da força de usinagem sobre o plano de trabalho;
- $\boldsymbol{F_n}$ = força de compressão, é a projeção da força de usinagem sobre uma direção perpendicular á superfície principal de corte.
- $\boldsymbol{F_{ap}}$ = força de apoio, é a projeção da força de usinagem sobre uma direção perpendicular á direção de avanço, situada no plano de trabalho.

Como a força de usinagem é, normalmente decomposta nas suas três principais componentes, vale sempre a relação:

$$F_U^2 = F_C^2 + F_f^2 + F_P^2 \qquad (2.1)$$

2.2 – Força de usinagem no corte ortogonal (bidimensional)

Para simplificar o entendimento da atuação das forças de corte na cunha cortante, pode-se usar o modelo de corte ortogonal, no qual todas as componentes atuam em um único plano. O modelo bidimensional da formação de cavacos permite uma análise vetorial das forças agindo nas partes envolvidas: ferramenta, cavaco e peça. A Figura 2.3 ilustra a força de usinagem $\boldsymbol{F_U}$, agindo sobre a cunha cortante e sua decomposição em diversas direções.

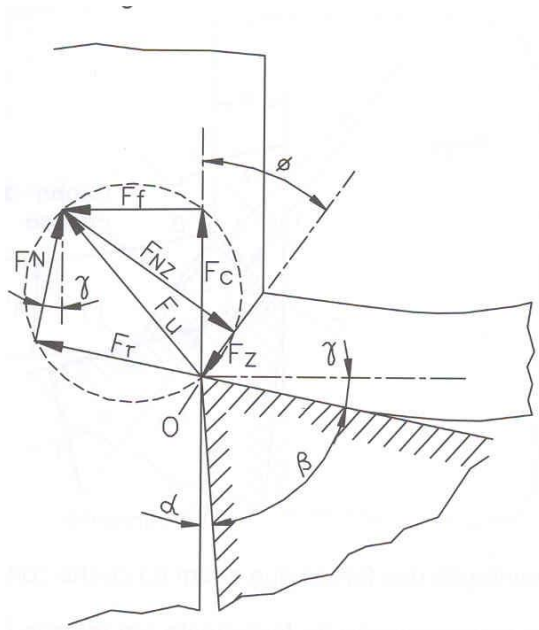


Figura 2.3 - Força de usinagem e suas decomposições no plano de cisalhamento, na superfície de saída e nas direções de corte e de avanço.

A decomposição da força de usinagem, $\boldsymbol{F_U}$, nas diversas direções obedece a um teorema da geometria que permite representar todas as componentes em um círculo, onde $\boldsymbol{F_U}$ é o seu diâmetro. Essa representação é chamada de *círculo de Merchant*, pesquisador o qual foi seu primeiro idealizador. A Figura 2.4 ilustra melhor as relações geométricas utilizadas, com base no círculo de Merchant (Merchant, 1954).

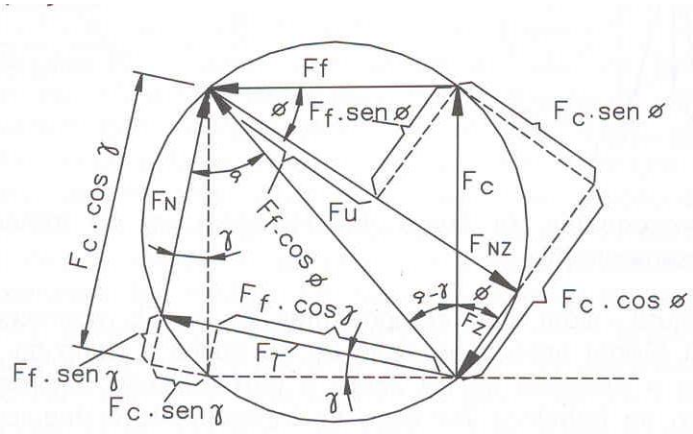


Figura 2.4 – Círculo de Merchant (Merchant, 1954).

Usando as relações geométricas permitidas pelo círculo de Merchant, pode-se estabelecer:

$$F_T = F_U \cdot sen\rho \tag{2.2}$$

$$F_N = F_U \cdot \cos\rho \tag{2.3}$$

$$F_C = F_U \cdot \cos(\rho - \gamma) \tag{2.4}$$

$$F_f = F_U \cdot sen(\rho - \gamma) \tag{2.5}$$

$$F_Z = F_U \cdot \cos(\phi + \rho - \gamma) \tag{2.6}$$

$$F_{NZ} = F_U \cdot sen(\phi + \rho - \gamma) \tag{2.7}$$

As relações acima também podem ser expressas em função das componentes de corte, F_C e de avanço, F_f as quais pode ser determinadas por um dinamômetro, já que suas direções são perpendiculares entre si. Desta forma, todas as outras componentes podem ser determinadas, em função do ângulo de saída da ferramenta (γ) e do ângulo do plano de cisalhamento (ϕ). Neste caso tem-se:

$$F_T = F_C \cdot sen\gamma + F_f \cdot \cos\gamma \tag{2.8}$$

$$F_N = F_C \cdot \cos\gamma - F_f \cdot sen\gamma \tag{2.9}$$

$$F_Z = F_C \cdot \cos\phi - F_f \cdot sen\phi \tag{2.10}$$

$$F_{NZ} = F_C \cdot sen\phi + F_f \cdot \cos\phi \tag{2.11}$$

Usando-se as componentes da força de usinagem decompostas sobre a superfície de saída da ferramenta, pode-se estabelecer um coeficiente de atrito, β, na interface cavaco-ferramenta, desta maneira dado por:

$$\beta = \frac{F_T}{F_N} = tg\rho \tag{2.11}$$

Substituindo-se os valores, segundo as Equações (4.8) e (4.9) e simplificando, tem-se:

$$\beta = \frac{F_f + F_C \cdot tg\rho}{F_C - F_f \cdot tg\rho} \tag{2.12}$$

Como já analisado anteriormente a interface cavaco-ferramenta envolve alta pressão normal e a superfície real em contato pode aumentar até seu o limite máximo, sendo a força necessária para o deslizamento associada à menor tensão de ruptura ao cisalhamento, entre os materiais em contato. Pode-se também afirmar que a distribuição dessa tensão ao longo do comprimento de contato cavaco-ferramenta não é uniforme, uma vez que há regiões de aderência e de deslizamento.

Analogamente, no plano de cisalhamento pode-se calcular o coeficiente de atrito interno da seguintefor a:

$$\beta_Z = \frac{F_Z}{F_{NZ}} = \frac{F_C - F_f \cdot tg\gamma}{F_f + F_C \cdot tg\gamma} \tag{2.13}$$

Também no plano de cisalhamento pode-se admitir uma distribuição uniforme de tensão de cisalhamento, permitindo-se calcular as tensões de cisalhamento e normal por:

$$\tau_Z = \frac{F_Z}{A_Z} = \frac{F_Z}{A} sen\phi \tag{2.14}$$

$$\sigma_Z = \frac{F_{NZ}}{A_Z} = \frac{F_Z}{A} sen\phi \tag{2.15}$$

onde A_Z é a área do plano de cisalhamento e A é área do cavaco indeformado. Para o corte ortogonal tem-se:

$$A_Z = \frac{S}{sen\phi} = \frac{b.h}{sen\phi} \tag{2.16}$$

Portanto, a força necessária para formar cavacos depende da resistência ao cisalhamento do material e da área do plano de cisalhamento, nas condições particulares de corte.

2.2.1 – Tensões no plano de cisalhamento secundário

A tensão normal média que atua no plano de cisalhamento secundário é de natureza compressiva e pode ser determinada dividindo-se a força normal sobre a superfície de saída pela área de contato

cavaco-ferramenta. De maneira similar a tensão cisalhante média pode ser obtida dividindo-se a força tangencial pela mesma área de contato. A determinação das forças sobre a superfície de saída não representa grande dificuldade, sejam teóricas, ou experimentais, porém a área de contato não é facilmente determinada por nenhuma das duas maneiras, devido, principalmente às dificuldades de se estabelecer o comprimento de contato cavaco-ferramenta, sobre a superfície de saída. Sendo assim, embora seja de grande importância, a determinação das tensões normais e tangenciais sobre a superfície de saída não é tarefa fácil. Cálculos desenvolvidos por Zorev (Zorev, 1963) mostraram que a tensão normal de compressão tem uma distribuição parabólica, sendo zero no ponto onde o cavaco perde contato com a ferramenta e assumindo o valor máximo na aresta de corte (Figura 1.17). Esta pode ser representada pela equação:

$$\sigma_c = q.x^y \qquad (2.17)$$

Onde

x = distância da zona de contato, a partir do ponto onde o cavaco perde contato com a ferramenta.

y e q = constantes.

Foi também concluído que a tensão cisalhante na zona de aderência é igual à resistência ao cisalhamento do material naquela região. Esta tensão cai para zero na zona de escorregamento, onde o cavaco perde o contato com a ferramenta. Foi verificado experimentalmente (Childs, 1989 & Kato, 1972) que a distribuição de tensão varia com o material da peça, uma vez que depende não somente do coeficiente de atrito cavaco-ferramenta, mas também das características de deformação do material. Foi também mostrado que os valores de tensão normal máxima aumentam com o aumento da velocidade de corte e de avanço, mas os valores de tensão cisalhante máximo diminuem (Barrow, 1982).

2.3 - Determinação teórica do ângulo do plano de cisalhamento

No modelo da formação de cavacos uma das grandes incógnitas é o ângulo do plano de cisalhamento. O ângulo pelo qual o material se rompe para formar cavacos é a grandeza fundamental de todos os modelos até o presente desenvolvidos. É possível determinar-se todo o modelo matemático desde que o valor de ϕ seja conhecido, o que já foi prontamente reconhecido pelos primeiros pesquisadores a adotarem o modelo inicial de formação de cavacos. Sendo assim, diversas propostas

surgiram para a determinação do ângulo ϕ, a partir apenas de características do material, da ferramenta e de grandezas do processo.

2.3.1 – Teoria de Ernst e Merchant

O fundamento desta teoria consiste em procurar um valor do ângulo ϕ para o qual a energia necessária para a formação de cavacos seja mínima. Estes pesquisadores se basearam na teoria do corte ortogonal com formação de cavacos contínuos, e admitiram a hipótese de que a tensão de cisalhamento, no plano de cisalhamento é função apenas do material. A energia para a formação de cavacos pode ser expressa por:

$$E = v_C \cdot F_C \cdot \Delta t \tag{2.18}$$

Δt é o tempo de corte. Para uma dada operação já estabelecida, dentro das hipóteses admitidas, a energia será mínima se a força F_C for mínima. Retomando-se a Equações (2.4) e (2.6) pode-se escrever:

$$F_C = F_Z \cdot \frac{\cos(\rho - \gamma)}{\cos(\phi + \rho - \gamma)} \tag{2.19}$$

Usando-se agora a Equação (2.14), tem-se:

$$F_c = \tau_Z \frac{A.\cos(\rho-\gamma)}{sen\phi.\cos(\phi+\rho-\gamma)} \tag{2.20}$$

Diferenciando-se em relação a ϕ e admitindo-se que τ_Z, ρ e γ sejam constantes, encontra-se:

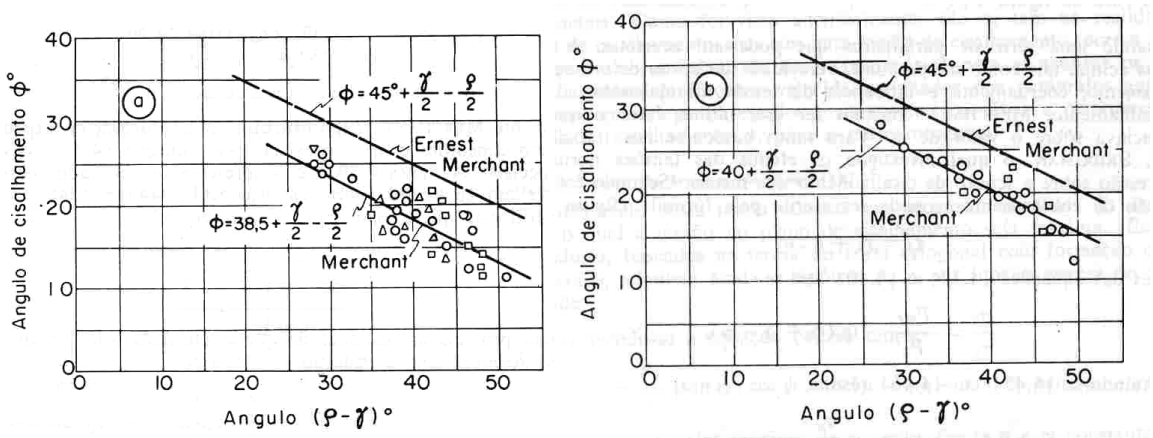
$$\frac{dF_c}{d\phi} = \tau_Z.\cos(\rho - \gamma)\left[\frac{cso\phi.\cos(\phi+\rho-\gamma) - sen\phi.sen(\phi+\rho-\gamma)}{sen^2\phi.\cos^2(\phi+\rho-\gamma)}\right] \tag{2.21}$$

$$\frac{dF_C}{d\phi} = \tau_Z \cdot S \cdot \cos(\rho - \gamma)\left[\frac{\cos(2\phi + \rho - \phi)}{sen^2\phi \cdot \cos^2(\phi + \rho - \gamma)}\right] \tag{2.22}$$

Igualando-se a Equação (2.22) a zero encontra-se o mínimo da energia necessária para cisalhar o material no plano de cisalhamento. Dentre os valores válidos para o ângulo ϕ tem-se:

$$\cos(2\phi + \rho - \gamma) = 90^o \Leftrightarrow \phi = 45^o + \frac{\gamma}{2} - \frac{\rho}{2} \tag{2.23}$$

Quando a Equação (2.23) foi confrontada com resultados experimentais encontrou-se diferenças consideráveis, por exemplo, na usinagem de aços ABNT 9445 e ABNT 4340, conforme mostrado na Figura 4.13.



(a) Aço ABNT 9445 (b) Aço ABNT 4340

Figura 2.13 – Resultados experimentais em confronto com a Equação (4.34). v = 60 a 460 m/min, f = 0,013 a 0,2 mm/rev, γ = -10 a 10º.

2.4 - Determinação teórica da força de corte

A determinação teórica, ou experimental, do ângulo do plano de cisalhamento permite a projeção da força de usinagem, $\boldsymbol{F_U}$, nas diversas direções de interesse. A sua previsão teórica se faz necessária para casos onde se pretende prever potência de corte, ou esforços na estrutura e elementos da máquina-ferramenta. No início do século XX diversos pesquisadores constataram, experimentalmente, que as componentes da força de usinagem variam com a seção do cavaco numa relação quase linear. Especialmente a força de corte, $\boldsymbol{F_C}$, a qual é a principal componente na potência de usinagem para dimensionamento do motor principal na seleção, ou projeto de máquinas-ferramentas. Da relação linear entre força de corte e área da seção de corte foi proposta a primeira equação para determinação teórica da força de corte com sendo:

$$\boldsymbol{F_C = k_s . S} \qquad (2.24)$$

onde

$\boldsymbol{k_s}$ = pressão específica de corte e

$\boldsymbol{S}$ = área da seção de corte cujo valor é dado por:

$$\boldsymbol{S = b.h = a_p . f} \qquad (2.25)$$

adimitindo-se que a ferramenta não possua raio de ponta. A pressão especifica de corte é a força necessária para a remoção de uma área de corte de equivalente a 1 mm^2. Inicialmente se imaginava como sendo uma característica somente do material, similar á tensão de ruptura. Ensaios demonstraram que a pressão especifica varia segundo os seguintes fatores:

• *Material da peça*: para os aços ao carbono, principalmente, à medida que se aumenta a porcentagem de carbono, $\boldsymbol{k_s}$ aumenta. O aumento da porcentagem de fósforo Pb, de B e de MnS causa uma diminuição do valor de $\boldsymbol{k_s}$. Durante a formação do cavaco estes elementos deformam-se plasticamente e produzem pontos de baixa resistência mecânica. Além disso, estas inclusões também funcionam como um lubrificante na interface cavaco-superfície de saída da ferramenta (Sandvik, 1994). Nos aços inoxidáveis a presença de MnS diminui sensivelmente o valor de $\boldsymbol{k_s}$. Em geral, quando a dureza da peça cresce, $\boldsymbol{k_s}$ também cresce, mas isto não pode ser tomado como uma regra. Materiais com durezas semelhantes podem ter valores de pressão especifica de corte muito diferentes, devido a diversos fatores, dentre eles a presença dos elementos de liga citados acima, os quais podem formar carbetos, cuja dureza é semelhante à da ferramenta. Dentre as propriedades de um material, a que mais pode ser correlacionada com a pressão específica de corte é a tensão de ruptura ao cisalhamento do material, uma vez que o cavaco se forma, basicamente, por ruptura ao cisalhamento. Mesmo assim, esta correlação deve ser feita com cuidados, pois esta tensão de ruptura é obtida em ensaios estáticos e a formação de cavaco acontece em velocidades de ruptura da ordem de $10^5\ s^{-1}$.

· *Material e Geometria da Ferramenta:* A variação do material da ferramenta, ou do acabamento na superfície de saída (com coberturas, por exemplo) causa variação do coeficiente de atrito no contato cavaco-ferramenta, e esta variação pode influir nos valores de $\boldsymbol{k_s}$. No entanto, diversas pesquisas já realizadas mostraram que quando se varia o material da ferramenta dentro da mesma classe ISO P de Carbeto, por exemplo, a variação da pressão específica de corte é desprezível. Ferramentas com cobertura de TiN tendem a diminuir o coeficiente de atrito nas interfaces cavaco-ferramenta e ferramenta-peça e, com isso, propiciam valores de $\boldsymbol{k_s}$ menores. Os ângulos de saída (γ) (principalmente) e de inclinação (λ) provocam uma diminuição de $\boldsymbol{k_s}$ à medida que seus valores aumentam, pois a deformação do cavaco diminui. Na usinagem de materiais frágeis, como o Ferro Fundido, que se deforma bem pouco antes da

ruptura, a influência destes ângulos na pressão específica de corte e desprezível. Assim, no corte de materiais frágeis, a utilização de ângulos de saída e de inclinação negativos é recomendada, porque eles não influenciam os esforços de corte e propiciam uma maior resistência mecânica da cunha cortante. Geometrias positivas (γ e λ 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 baixa, na usinagem de peças com paredes finas, de eixos esbeltos e torneamento interno em acabamento, onde a ferramenta e pouco rígida e a obtenção de bons acabamentos superficiais é imposição do projeto do peça. Quando o ângulo de folga (α) diminui, aumenta o atrito entre a peça e a ferramenta e com isso cresce também o valor de k_s. Isto é crítico quando α é pequeno (menor que 5º). Um aumento do ângulo de folga muito acima de 5º, praticamente não tem influência no valor da pressão específica e diminui sua resistência mecânica.

• *Secção de corte (**S**):* 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 na Figura 2.14.

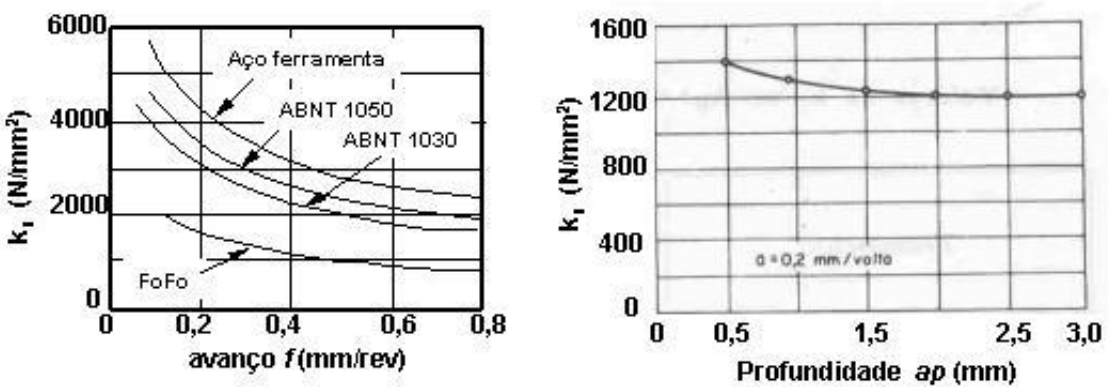


Figura 2.14 – Influência do avanço e da profundidade de corte na pressão específica (Ferraresi, 1977).

Durante a formação do cavaco, parte do volume de material deformado na 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. A proporção da energia gasta por este 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 neste caso 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 avanço quase não altera o valor de k_s (Figura 4.16), a não ser para pequenos valores de a_p, pois o crescimento da profundidade de usinagem só faz aumentar o comprimento de contato ferramenta-peça, sem aumentar as velocidades envolvidas. Portanto, pode-se dizer que o crescimento da força de corte e diretamente proporcional ao da profundidade de usinagem, mas quando o avanço cresce, a força de corte também cresce, entretanto não na mesma proporção, já que ocorre diminuição do valor de k_s.

• *Velocidade de corte (v_c):* no corte de materiais dúcteis com baixas velocidades de corte pode acontecer o fenômeno da *aresta postiça de corte* (APC). Com essa aderência, há uma modificação da geometria da aresta de corte, com isso os valores de k_s variam dependendo do tamanho e geometria da APC. Em velocidades de corte usualmente utilizadas (sem APC), os valores de k_s tendem a diminuir levemente com o crescimento da velocidade de corte devido à diminuição da deformação e da dureza do cavaco, assim como também dos coeficientes de atrito que o aumento de v_c (e conseqüentemente da temperatura de corte) proporciona.

• *Condições de Lubrificação e Refrigeração:* influi sobre a pressão específica de corte modificando as condições de atrito entre cavaco e ferramenta. Quanto mais eficiente for a penetração do fluido de corte e quão maior for o seu efeito lubrificante, maior será a diminuição de k_s. Em operações onde a velocidade de corte é alta, há muito pouco efeito lubrificante na formação de cavacos.

• *Desgaste da ferramenta:* Com a utilização, mesmo em condições favoráveis, sempre haverá o desgaste da cunha cortante. Quando o desgaste ocorre na superfície de folga, denomina-se *desgaste de flanco* (representado por V_B). Neste caso a pressão específica de corte aumento à medida que o desgaste cresce, devido ao crescimento do atrito peça-ferramenta. Quando o desgaste se dá na superfície de saída, denominado de *desgaste de cratera* aparece juntamente com o desgaste de flanco o crescimento de k_s já não e tão proeminente.

2.4.1 – Determinação teórica da pressão específica de corte em torneamento.

Vários pesquisadores tentaram estabelecer equações analíticas para exprimir a relação entre a pressão específica de corte, k_s e algumas propriedades conhecidas, ou mensuráveis através de ensaios mecânicos conhecidos (tração, cisalhmento, etc.), dos diversos materiais utilizados em usinagem. Como essa estratégia não resultou em valores teóricos de força próximos aos medidos experimentalmente, a pressão específica de corte passou a ser medida experimentalmente, para cada par ferramenta-peça, em função de parâmetros de corte. Com os valores de k_s é possível determinar-se todos os parâmetros do modelo estabelecido para a formação de cavacos. Entres os mais importantes, pesquisadores a estabelecer essas equações citam-se as equações de Kienzle, as quais têm fornecido valores mais próximos dos experimentais para a maioria dos materiais metálicos usinados:

$$k_S = k_{S1} \cdot h^{1-Z} \qquad (2.26)$$

Onde os valores de k_s e de $(1-z)$ são obtidos experimentalmente para materiais específicos, mediante ensaios. O Apêndice A.1 mostra tabelas com valores para os principais materiais metálicos usinados de acordo com alguns parâmetros específicos (ângulo de saída, γ, ângulo de folga, α, ângulo de inclinação, λ, ângulo de posição, χ:, raio de ponta, r_ε, velocidade de corte, v_c , etc.) usados durante os ensaios para obtenção dos valores de k_s. Para os casos em que as condições da aplicação são muito diferentes daquelas utilizadas nos ensaios experimentais, pode-se obter uma maior aproximação usando-se as seguintes correções:

• Correções no ângulo de saída, γ: para cada grau de diminuição (aumento), em relação aos valores tabelados, deve-se aumentar (diminuir) a:

Força de corte: de 1,5%;

Força de avanço: de 5%;

Força de profundidade: de 4%

• Ângulo de folga, α: para variações entre 4 e 11º não há correções. Valores maiores devem ser ensaiados, antes de se proceder a correções.

• Ângulo de inclinação, λ: para cada grau de diminuição (aumento), em relação aos valores tabelados, deve-se aumentar (diminuir) a:

Força de corte: de 1,5%;

Força de avanço: de 1,5%;

Força de profundidade: de 10%.

• Ângulo de posição, χ: As componentes de possuem considerações diferentes:

Força de corte: correção levada em consideração na equação;

Forca de avanço: para cada grau de diminuição (aumento), em relação aos valores

tabelados, deve-se diminuir (aumentar) em 2,5%;

Força de profundidade: correção levada em consideração na equação.

• Raio de ponta, r_ε: Para os casos em que $2r_\varepsilon < a_p$, não há necessidade de correção, caso contrário ensaios devem ser efetuados.

• Velocidade de corte, v_c: quando se empregam ferramentas de aço rápido, pequenas variações não há necessidade de correção. Quando se usam ferramentas de carbeto, as velocidades devem estar acima de 30 m/min para evitar-se a APC. Com velocidades entre 50 e 300 m/min e valores usuais de avanço, verificou-se que a força específica de corte diminui aproximadamente de forma hiperbólica com o aumento da velocidade de corte, desde que não se forme APC. Para os valores intermediários aos da tabela, recomenda-se, no entanto, interpolação linear, devido à simplicidade e pequenos erros. Para valores maiores, ensaios novos ensaios devem ser efetuados.

• Fluido de corte: para valores de velocidade menores que 30 m/min o fluido de corte pode contribuir para uma diminuição da força de usinagem, em particular as componentes de avanço e de profundidade. Para velocidade maior que 70 m/min pode haver um aumento da força de corte, devido à rápida saída de calor da zona de formação de cavacos.

• Quebra-cavacos: a presença de quebra-cavacos postiços colocados sobre a superfície de saída da ferramenta pode aumentar a força de corte entre 4 e 10% e as de avanço de profundidade entre 8 e 20%.

Nos casos de quebra-cavacos com perfis especiais em insertos intercambiáveis de carbeto, esses são projetados de forma a diminuir a força de usinagem, especialmente a componente de profundidade.

• Desgaste da ferramenta: O desgaste da cunha cortante provoca modificações na geometria da ferramenta, o que, por si só já provoca alterações na força de usinagem. Adicionalmente, há aumento da superfície de contato ferramenta-peça, à medida que o desgaste se processa. Desta forma, não há ainda uma relação clara entre o desgaste e a força de usinagem, porém, experimentalmente constatou-se:

Força de corte: aumentar 7 a 12% para cada 0,1 mm de desgaste de flanco;

Força de avanço: aumentar 18 a 26% para cada 0,1 mm de desgaste de flanco;

Força de profundidade: aumentar 20 a 32% para cada 0,1 mm de desgaste de flanco;

Os valores maiores devem ser usados até 0,25 mm de desgaste e os menores para valores maiores.

2.5 – Potência de usinagem

A potência de usinagem resulta da soma das potências necessárias para cada componente da força de usinagem. Como a potência resulta do produto da velocidade pela força e pelo co-seno do ângulo entre ambas, somente as componentes de corte e de avanço contribuem para a potência de usinagem. A potência de corte é dada por:

$$P_C = \frac{F_C \cdot v_C}{60.000} \quad \text{[kW]} \qquad (2.27)$$

As unidades da Equação (2.27) são as que normalmente se empregam em usinagem, ou seja, força de corte em [N] e velocidade de corte em [m/min]. Desta forma usa-se a constante 60.000 para que a unidade final seja em [kW]. Da mesma forma, a potência de avanço é dada por:

$$P_f = \frac{F_f \cdot v_f}{60 \times 10^6} \text{ [kW]} \qquad (2.28)$$

Igualmente a unidade usual em usinagem para a velocidade de avanço é [mm/min] e a constante $60x10^6$ é usada para obter-se a potência em [kW]. Se a potência deve ser expressa em [CV] multiplica-se o valor obtido acima por 0,735.

A potência do motor de acionamento em cada caso é dada pela potência obtida pelas Equações (2.27) e (2.28) dividida pelos respectivos rendimentos dos sistemas de transmissão entre os eixos dos motores e os sistema final de entrega de potência, na ferramenta, ou no carro de avanço da máquina-ferramenta. Assim tem-se:

$$P_{mc} = \frac{P_C}{\eta_C} \tag{2.29}$$

$$P_{mf} = \frac{P_f}{\eta_f} \tag{2.30}$$

Onde P_{mc} e P_{mf} são as potências dos motores de acionamento do eixo-árvore e do sistema de avanço, respectivamente. Assim como η_c e η_f são os rendimentos dos sistemas de transmissão do eixo-árvore e do sistema de avanço, respectivamente. Para sistemas de transmissão com engrenagens ou correias pode-se adotar η = 0,75 a 0,85, para sistemas com motor acoplado η = 0.9 a 0,95. Em máquinas-ferramentas onde um único motor é utilizado, somam-se as potências obtidas para o dimensionamento, ou seleção da máquina adequada. Há que se levar em consideração que os valores de potência obtidos para os motores de acionamento na direção do avanço são, geralmente, muito menores que aqueles na direção de corte, ou seja, no eixo-árvore das máquinas. Isso se deve ao fato de que as forças de avanço são geralmente muito menores que as de corte e, para condições de corte usuais, as velocidades de avanço são cerca de 1.000 vezes menores que as de corte. Na multiplicação de força por velocidade os valores para a potência de avanço resultam muito menores que aqueles para a de corte e, na maioria dos casos de seleção de máquina, são desprezadas.

Para exemplificar as proporções entre as componentes da força de usinagem a Figura 2.15 mostra um gráfico com medição das três componentes.

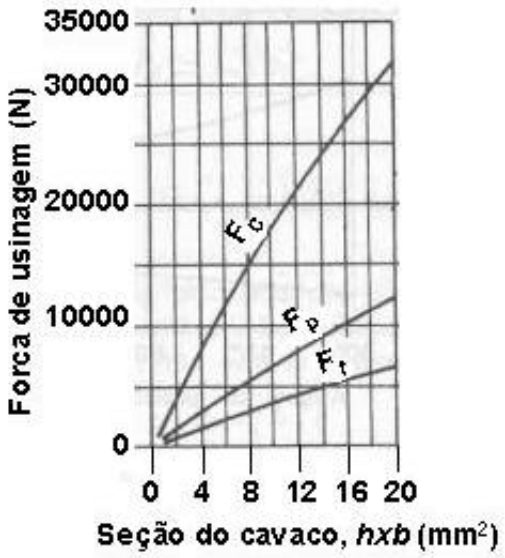


Figura 2.15 – Proporção entre as componentes da força de usinagem para torneamento.

Para usinagem de aços comuns com ferramenta de metal duro tem-se a seguinte proporção média:

$$F_c : F_p : F_f = 4{,}5 : 2{,}5 : 1 \qquad (2.31)$$

Com essas proporções em mente, em geral, somente o cálculo da força de corte é suficiente para que se proceda a seleção de uma máquina-ferramenta, com base na potência requerida para uma operação de usinagem.

2.6 – Bibliografia

KALPAKJIAN, S. Manufacturing Engineering and Technology. Third Edition. Addison-Wesley Publishing Co., 1995, ISBN 0 201 84552 0.

FERRARESI, D. "Fundamentos da Usinagem dos Metais", Editora Edgard Blücher Ltda, São Paulo, 1977, 751 pags.

MERChANT, M.E., "Mechanics of the Metal Cutting Process. I: Othogonal Cutting and Type 2 Chip", J. Applied Physics, v16, n5, May, 1954, pp267-275.

ZOREV, N.M., 1963, "Interrelantionship Between Shear Processes Occuring Along Tool Face and on Shear Plane in Metal Cutting, Proc. Int. Eng. Res. Conf., Pittsburgh, Pensylvania, USA, September, pp42-49.

CHILDS, T.H.C., MAHADI, M.I., "ON the Stress Distribution Between the Chip and Tool During Metal Cutting", Annals of CIRP, v38(1), 1989, pp55-58.

DALLAS, D.B, 1976, "Tool and Manufacturing Engineers Handbook" McGraw Hill Book Company, 3rd Ed.

KATO, S., YAMAGUSHI, K., YAMADA, M., "Stress Distribution at the INterface Between Tool and Chip in Machining", Trans ASME, J. Eng. Industry, v94, May, 1972, pp683-89.

BARROW, G., GRAHAM, W., KURIMOTO, T., LEONG, Y.F., "Determination of Rake Face Stress Distribution in Orthogonal Machining", Int. J. Mach. Tool Des. Res., V22(1), 1982, pp75-85.

SHAW, M., COOK, H.N., FINNIE, "The Shear Relationship in Metal Cutting, Trans. of ASME, USA 75:273,1953

TOROPOV, A.; KO, S-L. (2007). Prediction of shear angle for continuous orthogonal cutting using thermo-mechanical constants of work material and cutting conditions. Journal of Materials Processing Technology, v. 182, p. 167-173.

RUFFINO, R.T., "Algumas Considerações sobre as Forças de Usinagem no Torneamento de Aço-Carbono, Tese Doutorado Escola de Engenharia de São Carlos, USP, São Carlos, Outubro de 1971

HOFFMANN, K., 1989, "Na Introduction to Measurements Using Strain Gauges", Publ. Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, Darmstadt, Germany.

NISHIER, J., MACINTYRE, A.J., Instalações Elétricas, LTC, Livros técnicos e Científicos Editora S.A., 3ª. edição, Rio e Janeiro.

www.bbautomacao.com.

www.honeywell.com/sensing.

APÊNDICE I – VALORES RECOMENDADOS PARA PARÂMETROS DE USINAGEM, DE ACORCO COM A FERRAMENTA DE CORTE E O MATERIAL A SER USINADO

Material	Especificação	Ferramenta	a_p (mm)	a_p (mm)	a_p (mm)	a_p (mm)	a_p (mm)
			f (mm/rev)	f (mm/rev)	f (mm/rev)	f (mm/rev)	f (mm/rev)
			0,127	0,381	2,388	4,750	9,525
			0,381	2,388	4,750	9,525	19,050
			0,051	0,127	0,381	0,762	1,270
			0,127	0,381	0,762	1,270	2,286
Aço de Corte fácil	1112	HSS	-	76	53	24	17
	1120		-	107	76	46	23
	1315	WC	229	183	137	107	53
	etc.		457	229	183	137	107
Aço de baixo Carbono	1010		-	69	46	23	14
	1015		-	91	61	38	20
	1020		213	168	122	91	46
	1025		366	213	168	122	91
Aço de médio Carbono	1030	HSS	-	61	38	21	12
	1035		-	84	53	37	18
	1040	WC	183	137	107	76	38
	1050		305	183	137	107	76
Aço alto Carbono	1060	HSS	-	53	38	20	11
	1080		-	76	53	30	17
	1090	WC	152	122	91	61	30
	1095		229	152	122	91	91
Aço Ni-Cr	3120	HSS	-	46	30	15	9
	3450		-	61	38	23	15
	5140	WC	130	99	76	53	23
	52100		168	130	99	76	53
Aço Mo	4130	HSS	-	49	34	18	11
	4615		-	64	43	24	17
		WC	145	107	84	61	30
			198	145	107	84	61
Aço Cr-V	6120	HSS	-	30	24	15	9
	6150		-	46	30	23	15
Inóx	6195	WC	114	91	76	53	23
	18Cr-Sni		152	114	91	76	53
Aço W	7260	HSS	-	37	23	12	8
	18/4/2001		-	15	37	23	12
		WC	99	76	61	46	15
			122	99	76	61	46

Material	Especificação	Ferramenta	a_p (mm)	a_p (mm)	a_p (mm)	a_p (mm)	a_p (mm)
			f (mm/rev)	f (mm/rev)	f (mm/rev)	f (mm/rev)	f (mm/rev)
			0,127	0,381	2,388	4,750	9,525
			0,381	2,388	4,750	9,525	19,050
			0,051	0,127	0,381	0,762	1,270
			0,127	0,381	0,762	1,270	2,286
		HSS	-	37	27	23	11
	Cinzento		-	46	37	27	23
		WC	137	107	76	61	30
			183	137	107	76	61
Ferro		HSS	-	37	27	18	9
Fundido	Nodular		-	46	37	27	18
		WC	107	76	61	46	23
			137	107	76	61	46
		HSS	-	27	18	12	6
	Nudular		-	38	27	18	12
	(duro)	WC	76	46	30	23	15
			91	76	46	30	23
		HSS	3	-	-	-	-
	Branco		5	-	-	-	-
		WC	9	3	-	-	-
			15	9	-	-	-
	Com Pb	HSS	-	300	225	150	100
Liga de	Corte livre		-	400	300	225	150
Cobre	Latão macio	WC	305	244	198	152	91
	Bronze		381	305	244	198	152
	Latão médio	HSS	-	84	69	46	23
	Bronze médio		-	107	84	69	46
		WC	213	183	152	122	61
			244	213	183	152	122
	Cobre Duro	HSS	-	100	75	50	35
	Alto teor Sn		-	150	100	75	50
	Alto teor Mn	WC	152	122	91	61	30
	Alto teor Al		183	152	122	91	61
	Bronze duro						
		HSS	152	107	84	61	38
Ligas	Mg		229	152	107	84	61
Leves		WC	381	244	183	152	91
			610	381	244	183	152
		HSS	107	69	46	30	15
	Al		152	107	69	46	30
		WC	213	137	91	61	30
			305	213	137	91	61
	Termoplásticos	HSS	-	-	-	-	-
Plásticos	Termorígidos		-	-	-	-	-
		WC	198	122	76	46	-
			305	198	122	76	-
	Borracha dura	HSS	-	-	-	-	-
Abrasivos	Vidro		-	-	-	-	-
	Cerâmica verde	WC	46	23	-	-	-
	Granito		76	46	-	-	-
	Mármore						

APÊNDICE II – VALORES RECOMENDADOS PARA PRESSÃO ESPECÍFICA DE CORTE.

ABNT 1015 Recozido 104 HB	DIN C15 G

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P10	6	8	5	70	90	0,8	50	1570	0,603	400	-0,201	350	0,060
MD P10	6	8	5	70	90	0,8	100	1480	0,718	330	0,001	270	0,203
MD P10	6	8	5	70	90	0,8	200	1350	0,772	330	0,370	290	0,650
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	50	1630	0,414	690	-0,091	550	0,050
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	100	1690	0,749	530	0,047	460	0,216
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	200	1640	0,802	510	0,257	480	0,543
AR T8	15	8	0	70	90	0,8	25	1720	0,627	730	0,513	580	0,708

ABNT 1020 laminado 129 HB	DIN Ck20

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P20	6	8	5	60	90	1,0	50	1480	0,790	420	0,420	350	0,420
MD P20	6	8	5	60	90	1,0	100	1400	0,807	350	0,400	330	0,450
MD P20	6	8	5	60	90	1,0	150	1340	0,810	320	0,430	280	0,430

ABNT 1020 Normalizado 129 HB	DIN Ck20 N

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P20	6	8	5	60	90	1,0	47	1400	0,710	480	0,590	330	0,520
MD P20	6	8	5	60	90	1,0	70	1350	0,740	480	0,690	330	0,560
MD P20	6	8	5	60	90	1,0	100	1280	0,640	470	0,530	320	0,470

ABNT 1030 laminado 161 HB	DIN St 50-2

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	50	1740	0,751	560	0,526	410	0,678
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	100	1500	0,708	350	0,299	270	0,509
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	200	1510	0,773	250	0,341	230	0,557
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	50	1940	0,705	730	0,285	650	0,492
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	100	1800	0,747	630	0,393	590	0,680
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	200	1730	0,767	500	0,405	500	0,679
AR T8	15	8	0	70	90	0,8	25	2410	0,947	1240	1,027	990	1,259

ABNT 1035 Recozido 139 HB — **DIN C 35 G**

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	50	1470	0,602	460	0,146	310	0,350
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	100	1440	0,683	410	0,272	330	0,578
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	200	1390	0,723	280	0,193	240	0,520
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	50	1640	0,643	670	0,233	570	0,554
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	100	1640	0,715	670	0,379	600	0,583
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	200	1720	0,815	610	0,466	560	0,737
AR T8	15	8	0	70	90	0,8	25	1920	0,776	450	0,335	500	0,829

ABNT 1035 Normalizado 153 HB — **DIN C 35 N**

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	50	1670	0,730	520	0,387	360	0,544
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	100	1520	0,735	320	0,199	260	0,465
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	200	1400	0,713	220	0,092	200	0,372
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	50	1830	0,686	720	0,275	530	0,234
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	100	1740	0,744	620	0,422	570	0,651
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	200	1670	0,767	530	0,454	480	0,652
AR T8	15	8	0	70	90	0,8	25	2110	0,879	1090	0,970	780	1,124

ABNT 1035 Temp. Revenido 177 HB — **DIN Ck 35 V**

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	50	1650	0,671	530	0,346	480	0,575
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	100	1530	0,715	340	0,253	290	0,464
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	200	1470	0,749	250	0,309	250	0,531
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	50	1672	0,662	760	0,387	680	0,562
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	100	1610	0,707	570	0,352	550	0,551
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	200	1570	0,775	530	0,499	550	0,734
AR T5	15	8	0	70	90	0,8	25	2080	0,842	960	0,744	740	0,901

ABNT 1040 Normalizado 168 HB — DIN 40 Mn 4

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P20	6	8	5	60	90	1,0	48	1900	0,804	670	0,759	420	0,650
MD P20	6	8	5	60	90	1,0	68	1710	0,790				
MD P20	?	8	5	60	90	1,0	99	1540	0,740				

ABNT 1040 Recozido 175 HB — DIN 40 Mn 4 G

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	50	1640	0,682	480	0,312	360	0,555
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	100	1600	0,740	340	0,291	290	0,616
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	200	1530	0,785	250	0,248	230	0,537
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	50	1810	0,673	730	0,285	570	0,483
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	100	1690	0,721	620	0,390	520	0,642
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	200	1650	0,771	550	0,481	520	0,748
AR T8	15	8	0	70	90	0,8	25	2170	0,697	1140	0,625	660	0,782

ABNT 1040 Temp. Revenido 213 HB — DIN 40 Mn 4 V

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	50	1780	0,735	460	0,350	300	0,489
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	100	1690	0,781	350	0,310	240	0,552
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	200	1700	0,828	280	0,300	250	0,616
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	50	1910	0,690	780	0,389	590	0,582
MD P10	-6	6	-6	70	70	0,8	100	1840	0,771	680	0,463	640	0,794
MD P10	-6	6	-6	70	70	0,8	200	1720	0,775	560	0,439	510	0,729
AR T8	15	8	0	70	90	0,8	25	2240	0,655	1030	0,533	610	0,693

ABNT 1045 Laminado 216 HB	DIN Ck 45 N

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P20	6	8	5	60	90	1,0	50	1600	0,827	480	0,510	330	0,610
MD P20	6	8	5	60	90	1,0	100	1460	0,827	370	0,460	250	0.590
MD P20	6	8	5	60	90	1,0	150	1450	0,830	320	0,400	230	0,540

ABNT 1045 Normalizado 207 HB	DIN Ck 45 N

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P20	6	8	5	60	90	1,0	47	1970	0,824	740	0,780	450	0,671
MD P20	6	8	5	60	90	1,0	68	1810	0,800	560	0,687	350	0,575
MD P20	6	8	5	60	90	1,0	113	1700	0,767	400	0,421	270	0,373

ABNT 1045 Recozido 155 HB	DIN Ck 45 G

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MP 10	6	5	0	70	90	0,8	50	1550	0,697	480	0,306	330	0,578
MP 10	6	5	0	70	90	0,8	100	1440	0,751	340	0,228	250	0,495
MP 10	6	5	0	70	90	0,8	200	1440	0,832	250	0,237	160	0,373
MP 10	-6	6	-6	70	90	0,8	50	1670	0,668	1290	1,116	540	0,554
MP 10	-6	6	-6	70	90	0,8	100	1570	0,733	590	0,377	480	0,610
MP 10	-6	6	-6	70	90	0,8	200	1710	0,842	510	0,411	430	0,686
AR T8	15	0	0	70	90	0,8	25	2170	0,858	1100	0,783	740	1,126

ABNT 1045 Temp. Reven. 215 HB | **DIN Ck 45 V**

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P 10	6	5	0	70	90	0,8	50	1590	0,662	470	0,283	340	0,532
MD P 10	6	5	0	70	90	0,8	100	1580	0,745	360	0,273	280	0,570
MD P 10	6	5	0	70	90	0,8	200	1530	0,783	290	0,342	250	0,657
613P 10	-6	6	-6	70	90	0,8	50	1660	0,627	740	0,375	670	0,613
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	100	1670	0,712	600	0,297	520	0,506
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	200	1690	0,794	500	0,309	470	0,557
AR T 5	15	8	0	70	90	0,8	25	2170	0,743	960	0,544	700	0,770

ABNT 1045 Normalizado 171 HB | **DIN Ck 45 N**

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	50	1650	0,790	490	0,480	340	0,636
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	100	1540	0,788	340	0,364	240	0,510
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	200	1480	0,832	200	0,250	190	0,546
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	50	1840	0,740	730	0,407	510	0,541
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	100	1690	0,765	550	0,368	380	0,470
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	200	1640	0,808	380	0,289	350	0,498
AR T5	15	8	0	70	90	0,8	25	2050	0,879	790	0,876	450	0,952

ABNT 1045 Normalizado 170 HB | **DIN Ck 45 N**

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	50	1770	0,780	480	0,376	330	0,526
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	100	1570	0,743	340	0,325	260	0,524
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	200	1450	0,717	270	0,325	220	0,564
MD P10	-6	+6	-6	70	90	0,8	50	1850	0,705	670	0,337	600	0,583
MD P10	-6	+6	-6	70	90	0,8	100	1740	0,743	590	0,424	540	0,594
MD P10	-6	+6	-6	70	90	0,8	200	1700	0,776	510	0,474	450	0,648
AR T8	15	8	0	70	90	0,8	25	2170	0,906	1000	0,935	740	1,113

ABNT 1050 Normalizado 173 HB | **DIN Ck 53 N**

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	50	1620	0,770	390	0,296	330	0,588
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	100	1520	0,747	250	0,175	210	0,462
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	200	1510	0,796	190	0,166	190	0,442
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	50	1890	0,769	780	0,501	550	0,637
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	100	1790	0,770	540	0,361	450	0,588
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	200	1620	0,749	440	0,348	430	0,598
AR – VK1CE (VILARES)	15	8	0	70	90	0,8	25	1500	0,734	650	0,753	420	0,803

ABNT 1050 Normalizado 190 HB | **DIN Ck 53 N**

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	50	1880	0,796	520	0,417	480	0,653
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	100	1610	0,759	280	0,179	270	0,407
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	200	1490	0,755	230	0,195	240	0,473
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	50	2160	0,754	820	0,376	750	0,576
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	100	1860	0,758	560	0,343	590	0,575
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	200	1810	0,774	480	0,389	590	0,670
AR T8	15	8	0	70	90	0,8	25	2160	0,897	770	0,793	780	1,044

ABNT 155 Normalizado 209 HB | **DIN Ck 55 N**

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P10	6	8	5	60	90	1,0	47	1700	0,810	450	0,670	290	0,555
MD P10	6	8	5	60	90	1,0	95	1620	0,783	360	0,584	250	0,480

ABNT 1055 Normalizado 179 HB	DIN Ck 55 N

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	50	1640	0,706	500	0,354	370	0521
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	100	1390	0,651	310	0,161	250	0,416
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	200	1360	0,753	260	0,288	210	0,504
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	50	1770	0,674	770	0,365	660	0,564
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	100	1720	0,706	640	0,376	580	0,571
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	200	1680	0,763	550	0,414	530	0,615
AR T4	15	8	0	70	90	0,8	25	2080	0,884	900	0,834	720	1,041

ABNT 1060 Recozido 171 HB	DIN Ck 60 G

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	50	1730	0,726	430	0,297	320	0,470
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	100	1610	0,762	290	0,238	250	0,534
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	200	1600	0,827	210	0,195	220	0,579
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	50	1890	0,684	730	0,372	640	0,639
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	100	1800	0,753	600	0,415	540	0,648
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	200	1770	0,791	500	0,438	520	0,689
AR T4	15	8	0	70	90	0,8	25	2010	0,758	750	0,609	560	0,829

ABNT 1060 Normalizado 211 HB	DIN Ck 60 N

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	50	1820	0,792	420	0,364	320	0,567
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	100	1680	0,784	280	0,277	260	0,587
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	200	1600	0,782	270	0,373	260	0,543
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	50	1940	0,751	620	0,365	550	0,576
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	100	1700	0,714	490	0,393	490	0,617
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	200	1830	0,77	670	0.703	770	0,916
AR T4	15	8	0	70	90	0,8	25	2260	0,838	930	0,715	670	0,871

ABNT 1060 Temp. Reven. 247 HB	DIN Ck 60 V

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	50	1710	0,712	420	0,260	320	0,534
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	100	1660	0,767	340	0.287	250	0,529
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	200	1640	0,805	280	0,336	230	0,625
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	50	1790	0,680	720	0,376	610	0,524
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	100	1750	0,761	590	0,404	540	0,624
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	200	1700	0,759	580	0,503	600	0,772
AR VK 10E VILLARES	15	8	0	70	90	0,8	25	2070	0,698	779	0,436	540	0,655

ABNT 1112 Laminado 113 HB	DIN 9S27

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P30	6	8	5	60	90	1,0	50	1380	0,830	390	0,500	340	0,540
MD P30	6	8	5	60	90	1,0	100	1310	0,840	320	0,520	280	0,460
MD P30	6	8	5	60	90	1,0	200	1250	0,819	300	0,520	260	0,560

ABNT 4140 Recozido 162 HB	DIN 42CrMo4 G

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	50	1650	0,688	520	0,339	340	0,498
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	100	1560	0,744	370	0,329	270	0,524
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	200	1600	0,826	270	0,312	240	0,606
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	50	1860	0,698	740	0,280	600	0.519
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	100	1750	0,736	660	0,401	560	0,626
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	200	1710	0,786	550	0,458	500	0,739
AR T4	15	8	0	70	90	0,8	25	2240	0,824	1180	0,825	790	1,034

ABNT 4140 Temp. Reven. 261 HB | **DIN 42CrMo4 V**

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	50	1670	0,729	350	0,280	270	0,469
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	100	1650	0,792	280	0,310	230	0,462
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	200	1640	0,836	350	0,568	510	1,086
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	50	1760	0,682	530	0,257	510	0,557
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	100	1740	0,764	470	0,401	500	0,669
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	200	1720	0,807	570	0,576	560	0,757
AR T4	15	8	0	70	90	0,8	25	1820	0,603	420	0,110	340	0,446

ABNT 4140 Temp. Reven. 224 HB | **DIN 42CrMo4 V**

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	50	1720	0,763	510	0,341	290	0,443
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	100	1630	0,752	370	0,315	240	0,430
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	200	1570	0,804	270	0,300	190	0,483
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	50	1840	0,683	660	0,310	530	0,498
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	100	1840	0,743	530	0,337	480	0,535
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	200	1730	0,765	510	0,343	430	0,585
AR VK 10E (Villares)	15	8	0	70	90	0,8	25	1730	0,732	800	0,630	450	0,661

ABNT 4140 Temp. Reven. 293 HB | **DIN 42CrMo4 V**

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	50	1800	0756	380	0,281	260	0,397
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	100	1770	0,828	350	0,431	250	0,489
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	200	1500	0,732	280	0,330	220	0,520
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	50	2100	0,834	760	0,555	600	0,666
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	100	2040	0,856	690	0,545	520	0,616
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	200	1820	0,820	700	0,604	490	0,642
AR VK10E VILLARES	15	8	0	70	90	0,8	25	1850	0,842	540	0,661	310	0,774

ABNT 4340 Forjado 205 HB	DIN

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P20	6	8	5	60	90	1,0	50	1540	0,732	520	0,390	440	0,460
MD P20	6	8	5	60	90	1,0	100	1470	0,732	460	0,390	380	0,505
MD P20	6	8	5	60	90	1,0	150	1430	0,735	400	0,380	360	0,500

ABNT 4340 Beneficiado 250 HB	DIN

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P20	6	8	5	60	90	1,0	50	1580	0,780	550	0,401	460	0,502
MD P20	6	8	5	60	90	1,0	100	1510	0,794	480	0,404	400	0,500
MD P20	6	8	5	60	90	1,0	150	1450	0,810	440	0,410	380	0,541

ABNT 5140 Recozido 165 HB	DIN 41Cr4 G

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	50	1680	0,692	470	0,245	310	0,411
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	100	1590	0,776	330	0,283	230	0,480
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	200	1510	0,779	260	0,339	200	0,574
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	50	1860	0,679	720	0,233	560	0,447
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	100	1740	0,734	630	0,403	510	0,596
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	200	1670	0,758	550	0,480	510	0,747
AR T4	15	8	0	70	90	0,8	25	2320	0,840	1240	0,841	810	1,002

ABNT 5140 Temp. Reven. 270 HB | **DIN 41Cr4 V**

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	50	1610	0,693	380	0,249	260	0,436
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	100	1590	0,770	290	0,265	210	0,519
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	200	1530	0,805	250	0,289	220	0,613
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	50	1660	0,671	640	0,359	560	0,554
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	100	1600	0,724	560	0,388	470	0,573
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	200	1550	0,744	490	0,405	470	0,642
AR T-4	15	8	0	70	90	0,8	25	1620	0,564	510	0,194	400	0,401

ABNT 5150 Recozido 188HB | **DIN 50CrV4 V**

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	50	1660	0,677	440	0,283	320	0,467
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	100	1580	0,731	320	0,234	310	0,610
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	200	1610	0,808	260	0,324	260	0,642
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	50	1810	0,665	660	0,259	420	0,286
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	100	1720	0,722	570	0,377	470	0,504
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	200	1700	0,760	500	0,404	480	0,651
AR T4	15	8	0	70	90	0,8	25	2070	0,724	750	0,462	550	0,776

ABNT 5150 Temp. Reven. 295 HB | **DIN 50CrV4 V**

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	50	1690	0,700	370	0,217	271	0,435
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	100	1700	0,781	290	0,277	195	0,440
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	200	1650	0,837	270	0,425	347	0,928
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	50	1850	0,710	670	0,360	570	0,542
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	100	1740	0,747	580	0,405	510	0,594
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	200	1660	0,769	550	0,490	591	0,763
AR VK10E VILLARES	15	8	0	70	90	0,8	25	1900	0,620	440	0,164	413	0,494

ABNT 8640 Forjado 238 HB	DIN

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P20	6	8	5	60	90	1,0	50	1590	0,839	580	0,750	470	0,610
MD P20	6	8	5	60	90	1,0	100	1530	0,841	510	0,750	410	0,640
MD P20	6	8	5	60	90	1,0	150	1480	0,844	480	0,760	390	0,650

ABNT 8640 Beneficiado 217 HB	DIN

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P20	6	8	5	60	90	1,0	50	1550	0,792	530	0,680	450	0,630
MD P20	6	8	5	60	90	1,0	100	1480	0,793	480	0,682	390	0,630
MD P20	6	8	5	60	90	1,0	150	1420	0,794	420	0,685	370	0,640

ABNT 52100 Recozido 192 HB	DIN 100Cr6 G

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	50	1950	0,695	530	0,266	490	0,489
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	100	1720	0,716	320	0,137	360	0,470
MD P10	6	5	0	70	90	0,8	200	1630	0,790	240	0,186	270	0,493
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	50	2200	0,732	850	0,429	880	0,636
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	100	2050	0,804	600	0,345	660	0,560
MD P10	-6	6	-6	70	90	0,8	200	1850	0,781	520	0,416	570	0,639
AR VK10E VILLARES	15	8	0	70	90	0,8	25	2310	0,792	1100	0,705	790	0,754

ABNT FC15 FoFo Cinz. 180 HB	DIN GG15

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD K20	6	5	-4	60	90	1,0	100	860	0,790				

ABNT FC20 FoFo Cinz. 220 HB	DIN GG20

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD K20	6	5	-4	60	90	1,0	100	920	0,750				

ABNT FC25 FoFo Cinz. 220 HB	DIN GG25

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD K20	6	5	-4	60	90	1,0	100	1040	0,740				

ABNT FC30 FoFo Cinz. 206 HB	DIN GG30

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD K10	6	5	0	70	90	0,8	50	1110	0,734	350	0,551	370	0,805
MD K10	6	5	0	70	90	0,8	100	900	0,586	170	0,086	160	0,299
MD K10	6	5	0	70	90	0,8	200	890	0,631	150	0,280	120	0,290
MD K10	-6	6	-6	70	90	0,8	50	1470	0,804	670	0,675	730	0,852
MD K10	-6	6	-6	70	90	0,8	100	1170	0,708	440	0,478	380	0,507
MD K10	-6	6	-6	70	90	0,8	200	860	0,564	220	0,280	320	0,569
AR VK10E (VILLARES)	15	8	0	70	90	0,8	25	960	0,757	220	0,598	300	0,914

ABNT CuZn37 107 HB	DIN CuZn7 F38

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD K10	5	8	0	45/ 90		0,5	3 a 180	118	0,85				

ABNT CuZn40Pb2 140 HB	DIN CuZn40Pb2 F44

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD K10	0	6	0	60	45/ 90	0,5	3 a 180	50	0,680				

ABNT CuZn40Pb3 122 HB	DIN CuZn39Pb3 F44

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD K10	0	6	0	60	45/ 90	0,5	3 a 180	45	0,680				

DIN CuZn35Ni 122 HB

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD K10	5	8	0	45/ 90	-	0,5	3 a 180	103	0,82				

DIN CuZn40Al2 92 HB

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD K10	5	8	0	45/ 90		0,5	3 a 180	67	0,67				

ABNT CuSn8P 143 HB | **DIN CuSn8 F 46**

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD K10	20	10	0	45/ 90		0,5	3 a 180	118	0,9				

DIN CuNi18Zn19Pb 164 HB

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD K10	5	8	0	45/ 90		0,5	3 a 180	112	0,94				

ABNT CuAl8 187 HB	DIN CuAl8P 50

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD K10	20	10	0	45/ 90	-	0,5	3 a 180	97	0,82				

ABNT CuAl10Fe5Ni 201 HB	DIN CuAl10Ni F65

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD K10	20	10	0	45/ 90		0,5	3 a 180	130	0,88				

ABNT CuTe 92 HB	DIN CuTeP F27

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$$h = f \cdot sen\chi \qquad b = \frac{a_p}{sen\chi}$$

Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						v_c m/min	k_{s1}	(1-z)	k_{f1}	(1-x)	k_{p1}	(1-y)
	γ_o	α_o	λ_o	χ_o	ε_o	r_ε mm		N/mm²		N/mm²		N/mm²	
MD K10	5	8	0	45/ 90		0,5	3 a 180	91	0,88				

ABNT Cu-E	DIN E-Cu F30

$$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \qquad F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b \qquad F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$$

$h = f \cdot sen\chi$													$b = \frac{a_p}{sen\chi}$
Material Ferramenta	**Geometria da ferramenta**						**v_c m/min**	**k_{s1}**	**(1-z)**	**k_{f1}**	**(1-x)**	**k_{p1}**	**(1-y)**
	γ_o	**α_o**	**λ_o**	**χ_o**	**ε_o**	**r_ε mm**		**N/mm²**		**N/mm²**		**N/mm²**	
MD K10	**20**	**10**	**0**	**45/ 90**		**0,5**	**3 a 180**	**115**	**0,71**				