

- [35] OXLEY, P. L. B. e WELSH, M. J. M. "Calculating the Shear Angle in "Orthogonal Metal Cutting from Fundamental Stress-Strain-Strain Rate Properties of the Work Material". In TOBIAS, S. A. e F. KOENIGSBERGER. *Advances in Machine Tool Design and Research-4th International M.T.D.R. Conference*, Oxford, Pergamon Press, 1964.
- [36] KATTWINKEL, W. "Untersuchungen an Schneiden spanender Werkzeuge mit Hilfe der Spannungsoptik". *Industrie-Anzeiger*, Essen, 36: 525-532, maio, 1957.
- [37] LANGENDONCK, C. "Processo de cálculo das forças de corte em função de propriedades físicas do material usinado". Seminário apresentado no Curso de Pós-Graduação *Materiais para ferramentas e sua aplicação na usinagem dos metais*, a cargo dos professores D. Ferraresi e V. Chiaverini. Os originais se encontram na Biblioteca da Escola Politécnica da U. S. P. e Escola de Engenharia de São Carlos da U. S. P., São Paulo, 1967.
- [38] KOLENKINE, G. "Estudo da temperatura de corte durante a usinagem; balanço energético". Seminário apresentado no Curso de Pós-Graduação *Materiais para Ferramentas e sua Aplicação na Usinagem dos Metais*, a cargo dos professores D. Ferraresi e V. Chiaverini. Os originais se encontram na Biblioteca da Escola Politécnica da U. S. P. e Escola de Engenharia de São Carlos da U. S. P., São Paulo, 1967.
- [39] BRUHAT, G. *Cours de physique générale — Thermodynamique*. Paris, Masson & C. Éditeurs, 1942.
- [40] WATSON, W. *Práticas de física*. Buenos Aires, Editorial Labor S. A., 1939.
- [41] PHILIPS INDUSTRIES ELEKTRONIK. "Temperaturmessungen mit Philips Miniatur-Mantel — Thermoelementen Thermocoax". *Philips Technischemiteilung*. Hamburg.
- [42] PHILIPS. *Heavy-Duty Miniature Thermocouples — Thermocoax*. Netherlands. 760557 BE.
- [43] KÜSTER, K. J. "Temperaturen im Schneidkeil spanender Werkzeuge". *Industrie-Anzeiger*, Essen, 89: 1337-1340, novembro, 1956.
- [44] SCHALLBROCH, H. e H. BETHMANN. *Kurzprüfverfahren der Zerspanbarkeit*. Leipzig, B. G. Teubner Verlagsgesellschaft, 1950.

V

FÔRÇAS E POTÊNCIAS DE USINAGEM

5.1 — GENERALIDADES

Analogamente ao que se fez no capítulo II — *Geometria na cunha cortante das ferramentas de corte*, iniciaremos o presente com os conceitos básicos fornecidos pelas normas técnicas. Sobre este assunto a norma mais completa é o projeto de norma DIN 6584, elaborado em outubro de 1963 [1]*. Como simplificação consideram-se as forças atuantes num ponto, se bem que na realidade atuem sobre uma certa área. As definições desta norma se aplicam a todos os processos de usinagem.

5.2 — FÔRÇAS DURANTE A USINAGEM

As forças de usinagem serão consideradas agindo em direção e sentido sobre a ferramenta.

5.2.1 — Força de usinagem P_u

A força de usinagem é a força total que atua sobre uma cunha cortante durante a usinagem.

No processo de *usinagem por abrasão*, a força de usinagem praticamente não pode ser referida a uma aresta cortante única, devendo portanto ser referida à parte ativa do rebôlo num dado instante.

5.2.2 — Componentes da força de usinagem

A componente da força de usinagem num plano ou numa direção qualquer é obtida mediante a projeção da força de usinagem P_u sobre esse plano ou direção, isto é, mediante uma decomposição ortogonal.

Praticamente assumem importância especial aquelas componentes que estão contidas no plano de trabalho e no plano efetivo de referência (§ 1.6.1 e § 2.3.1). Baseando-se na técnica empregada na medida dessas forças, o plano efetivo de referência é frequentemente confundido com o plano perpendicular à direção de corte.

As componentes da força de usinagem que não são obtidas através de uma decomposição geométrica da força de usinagem P_u , e sim por intermédio

* Os parágrafos 5.1 a 5.3.3 correspondem à tradução da norma DIN 6584.

de considerações tecnológicas e físicas da formação do cavaco, devem ser definidas numa norma especial.

5.2.2.1 — Componentes da força de usinagem no plano de trabalho

Tôdas as componentes da força de usinagem no plano de trabalho contribuem para a *potência de usinagem*.

FÔRÇA ATIVA P_t : A força ativa P_t é a projeção da força de usinagem P_u sobre o *plano de trabalho* (figuras 5.1 e 5.2).

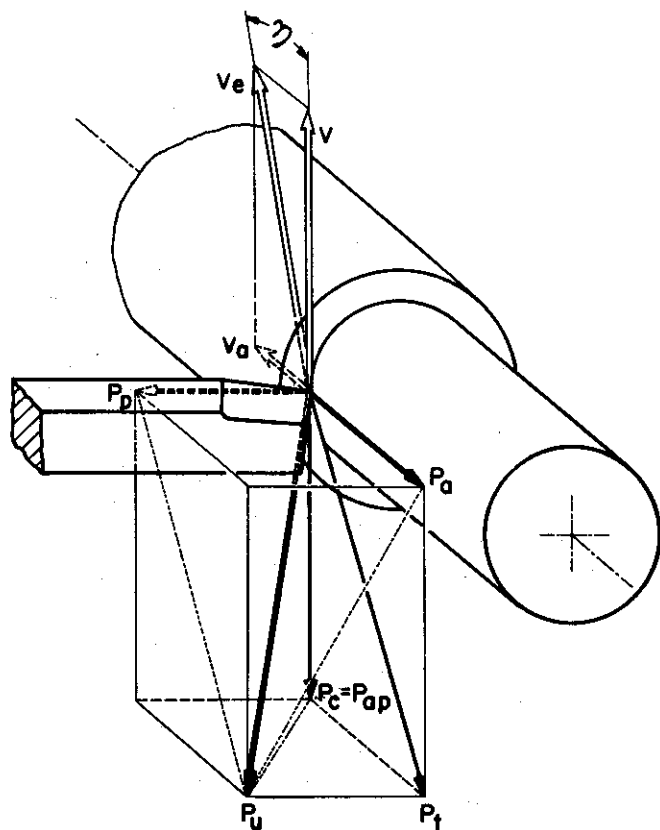


FIG. 5.1 — Componentes da força de usinagem no torneamento, segundo a norma DIN 6584 [1].

FÔRÇA DE CORTE P_c : A força de corte P_c (também conhecida por *força principal de corte*) é a projeção da força de usinagem P_u sobre a *direção de corte* (dada pela velocidade de corte).

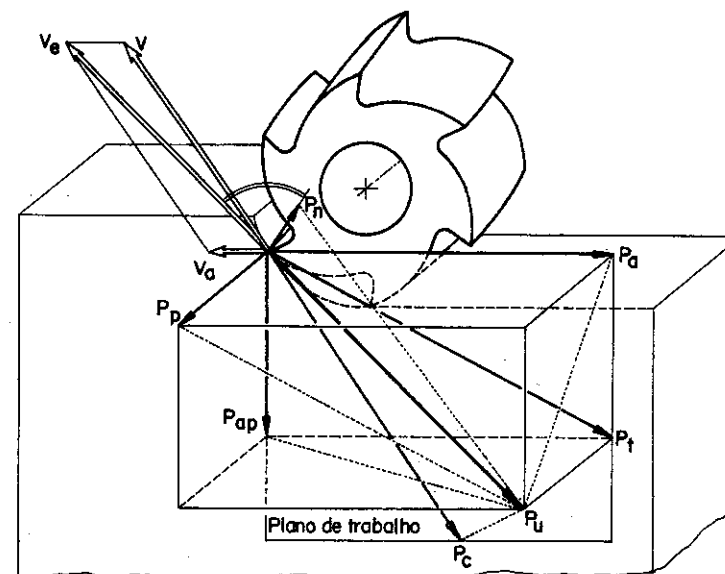


FIG. 5.2 — Componentes da força de usinagem no fresamento, segundo a norma DIN 6584 [1].

FÔRÇA DE AVANÇO P_a : A força de avanço P_a é a projeção da força de usinagem P_u sobre a *direção de avanço* (figuras 5.1 e 5.2).

FÔRÇA DE APOIO P_{ap} : A força de apoio P_{ap} é a projeção da força de usinagem P_u sobre a *direção perpendicular à direção de avanço, situada no plano de trabalho* (figura 5.2).

Entre a força ativa P_t , a força de apoio P_{ap} e a força de avanço P_a vale a relação

$$P_t = \sqrt{P_{ap}^2 + P_a^2}. \quad (5.1)$$

Logo,

$$P_{ap} = \sqrt{P_t^2 - P_a^2} \quad (5.2)$$

Nos casos em que o ângulo φ da direção de avanço (ver § 1.6.2) for igual a 90° , por exemplo no torneamento, a força de apoio P_{ap} confunde-se com a força de corte P_c . Sômente nestes casos valem as relações:

$$P_t = \sqrt{P_c^2 + P_a^2} \quad (5.3)$$

$$P_c = \sqrt{P_t^2 - P_a^2} \quad (5.4)$$

FÔRÇA EFETIVA DE CORTE P_e : A força efetiva de corte é a projeção da força da usinagem P_u sobre a *direção efetiva de corte* (figura 5.3).

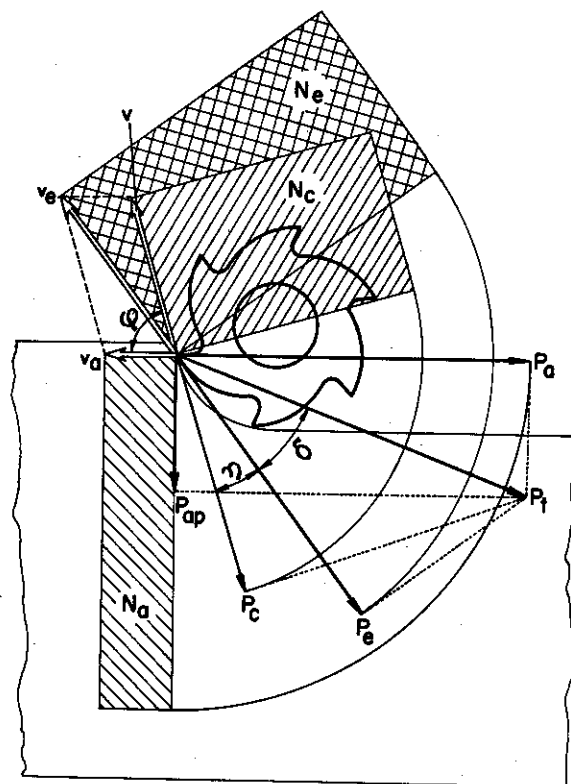


FIG. 5.3 — Representação das forças e velocidades que tomam parte ativa na potência de usinagem [1].

5.2.2.2 — Componentes da força de usinagem no plano efetivo de referência

Tôdas as componentes da força de usinagem situadas no plano efetivo de referência *não contribuem na potência de usinagem*.

FÔRÇA PASSIVA P_p : A força passiva P_p (também conhecida por *força de profundidade*) é a projeção da força de usinagem P_u sobre uma *perpendicular ao plano de trabalho*.

Vale a relação

$$P_p = \sqrt{P_u^2 - P_t^2} \quad (5.5)$$

Substituindo-se P_t pelo seu valor dado na equação 5.1 tem-se

$$P_p = \sqrt{P_u^2 - (P_{ap}^2 + P_a^2)} \quad (5.6)$$

Somente nos casos em que $\phi = 90^\circ$, por exemplo no torneamento, vale a relação

$$P_p = \sqrt{P_u^2 - (P_c^2 + P_a^2)} \quad (5.7)$$

obtida pela substituição de (5.3) em (5.5).

FÔRÇA DE COMPRESSÃO P_n : A força de compressão P_n é a projeção da força de usinagem P_u sobre uma direção perpendicular à superfície principal de corte (figura 5.2).

5.3 — POTÊNCIAS DE USINAGEM

As potências necessárias para a usinagem resultam como produtos das componentes da força de usinagem pelas respectivas componentes da velocidade de corte.

5.3.1 — Potência de corte N_c

A potência de corte N_c é o produto da força de corte P_c com a velocidade de corte v (figura 5.3).

Para P_c em kg^* e v em m/min tem-se

$$N_c = \frac{P_c \cdot v}{60.75} \text{ CV} \quad (5.8)$$

5.3.2 — Potência de avanço N_a

A potência de avanço N_a é o produto da força de avanço P_a com a velocidade de avanço v_a (figura 5.3).

Para P_a em kg^* e v_a em mm/min tem-se

$$N_a = \frac{P_a \cdot v_a}{1000 \cdot 60 \cdot 75} \text{ CV} \quad (5.9)$$

5.3.3 — Potência efetiva de corte N_e

A potência efetiva de corte N_e é o produto da força efetiva de corte P_e pela velocidade efetiva de corte v_e (figura 5.3). É portanto igual à soma das potências de corte e avanço.

$$N_e = N_c + N_a \quad (5.10)$$

Para P_e em kg^* e v_e em m/min tem-se

$$N_e = \frac{P_e \cdot v_e}{60.75} \text{ CV} \quad (5.11)$$

5.3.4 — Relação entre a potência de corte e de avanço

Através das equações (5.8) e (5.9) tem-se

$$\frac{N_c}{N_a} = 1000 \cdot \frac{P_c \cdot v}{P_a \cdot v_a} \quad (5.12)$$

TORNEAMENTO: Para a operação de torneamento resulta

$$\frac{N_c}{N_a} = \frac{P_c}{P_a} \cdot \frac{\pi \cdot d \cdot n}{a \cdot n},$$

onde:

d = diâmetro da peça, em mm

a = avanço, em mm/volta

n = rotação, em r. p. m.

Aproximadamente tem-se no torneamento $P_c \approx 4,5 P_a$ (Ver § 5.4), e tomando-se por exemplo $d = 50\text{mm}$ e $a = 1\text{mm/volta}$ resulta

$$\frac{N_c}{N_a} \approx 4,5 \frac{\pi \cdot 50}{1} \approx 770. \quad (5.13)$$

FRESAMENTO: Na operação com fresas cilíndricas tangenciais temos aproximadamente as relações médias

$$P_a \approx 1,2 P_c$$

$$v_E \approx 5 v^*$$

Logo, substituindo-se em (5.12) resulta

$$\frac{N_c}{N_a} \approx 1000 \frac{1}{1,2} \cdot \frac{1}{5} \approx 170. \quad (5.14)$$

Através das relações (5.13) e (5.14) vê-se que a maior parcela da potência efetiva de corte N_c é fornecida pela potência de corte N_c . Para as outras operações de fresamento, como também na furação e retificação, a relação N_c/N_a é considerável. Logo, no cálculo da potência efetiva de corte N_c pode-se admitir com suficiente aproximação

$$N_e \approx N_c. \quad (5.15)$$

Por esta razão a força de corte P_c , constituinte da maior parcela da potência de usinagem, é chamada *fôrça principal de corte*.

5.3.5 — Potência fornecida pelo motor

Nas máquinas operatrizes que apresentam um único motor para o movimento de corte e avanço, a potência fornecida pelo motor vale, de acordo com a consideração acima,

$$N_m = \frac{N_c}{\eta}, \quad (5.16)$$

onde η é o rendimento da máquina operatriz, igual a 60 a 80%.

No caso de haver um motor para cada movimento, o cálculo parcelado das potências fornecidas pelos motores pode ser realizado com um rendimento maior.

* Para v_c em mm/min e v em m/min.

5.4 — VARIAÇÃO DAS COMPONENTES DA FÔRÇA DE USINAGEM COM AS CONDIÇÕES DE TRABALHO

A fôrça de usinagem P_u depende de uma série de fatores:

material da peça,
área da secção de corte,
espessura de corte h ,
geometria da ferramenta e ângulo de posição,
estado de afiação da ferramenta,
material da ferramenta
lubrificação,
velocidade de corte.

O estudo pormenorizado é feito analisando-se a influência destes fatores sobre as componentes da fôrça de usinagem na operação de torneamento. A figura 5.4 apresenta a variação das componentes da fôrça de usinagem em função da secção de corte para três materiais, segundo SCHLESINGER [2]. Através da mesma pode-se calcular as relações fôrça de corte/fôrça de profundidade e fôrça de corte/fôrça de avanço, conforme tabela V.1.

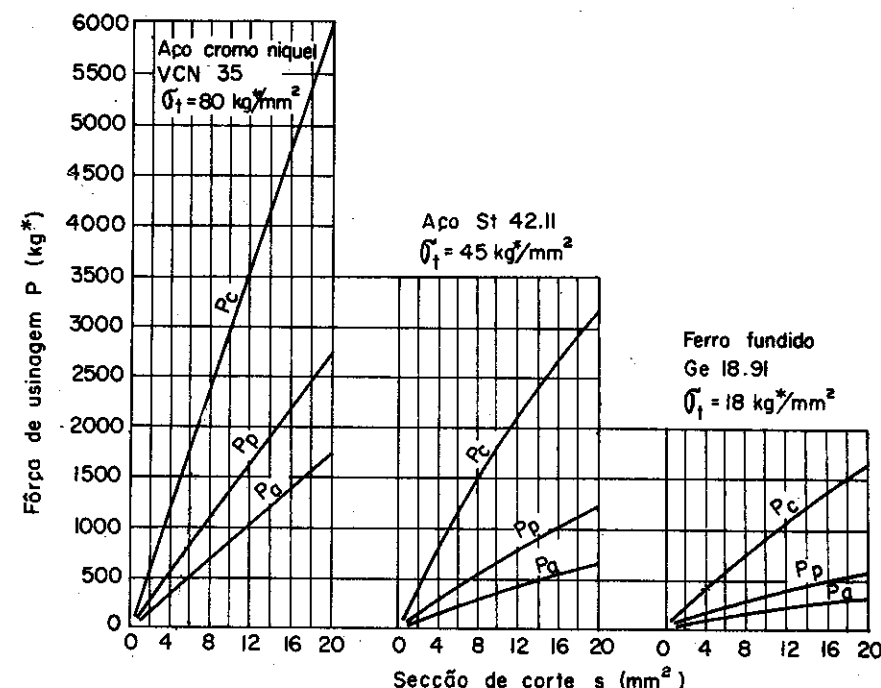


FIG. 5.4 — Relação entre as componentes da fôrça de usinagem em função da área da secção de corte, segundo SCHLESINGER [2]. P_c = fôrça de corte; P_a = fôrça de avanço; P_p = fôrça de profundidade; $\gamma = 15^\circ$; $\chi = 43^\circ$.

TABELA V.1

Relações da força de corte com a força de profundidade e avanço, segundo Schlesinger

Material	Secção de corte $s = 5\text{mm}^2$		Secção de corte $s = 15\text{mm}^2$	
	P_c/P_p	P_c/P_a	P_c/P_p	P_c/P_a
VCN 35*	2,1	4,0	1,9	3,1
St 42.11	3,0	7,1	2,9	5,9
St 18.91	3,4	6,6	3,8	8,3

Estas relações variam, porém, com o ângulo de posição χ e com os ângulos da ferramenta, como se pode constatar nas figuras 5.5 e 5.6. Aproximadamente tem-se para os aços a relação média:

$$P_c : P_p : P_a \approx 4,5 : 2,5 : 1. \quad (5.17)$$

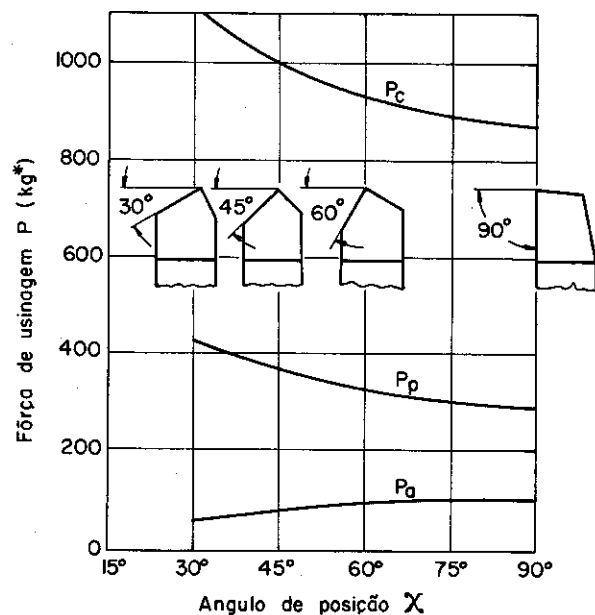


FIG. 5.5 — Influência do ângulo de posição na força de usinagem, segundo SCHLESINGER [2]. Material: aço $\sigma_r = 70-80\text{kg/mm}^2$; $v = 16\text{m/min}$; $a.p = 1.4\text{mm}^2$; ferramenta de aço rápido.

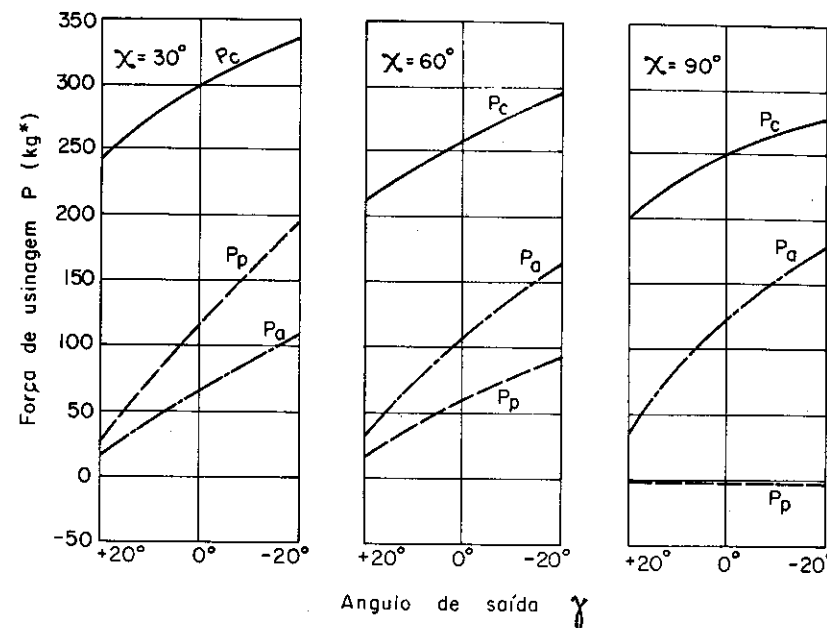


FIG. 5.6 — Variação das componentes da força de usinagem em função dos ângulos de posição χ e de saída γ , segundo VIEREGGE [3]. Material aço 50 NiCr 13; $a.p = 1\text{mm}^2$; $\lambda = 0^\circ$; $\epsilon = 80^\circ$.

5.4.1 — Força principal de corte. Pressão específica de corte

A força de corte pode ser expressa pela relação

$$P_c = k_s \cdot s, \quad (5.18)$$

onde

s = área da secção de corte,

k_s = pressão específica de corte, isto é, a força de corte para a unidade de área da secção de corte.

A área da secção de corte é dada pelo produto da profundidade ou largura de corte p com o avanço a_c (Ver § 1.9.5). Em ferramentas sem arredondamento da ponta da aresta cortante tem-se (figura 5.7):

$$s = p \cdot a_c = b \cdot h. \quad (5.19)$$

Para o torneamento e aplainamento $a_c = a$.

5.4.2 — Fatores que influem sobre a pressão específica de corte k_s

Verificou-se experimentalmente que a pressão específica de corte depende dos seguintes fatores:

* Para conversão dos materiais normalizados pela DIN aos correspondentes da norma ASA ou ABNT, consultar o apêndice.

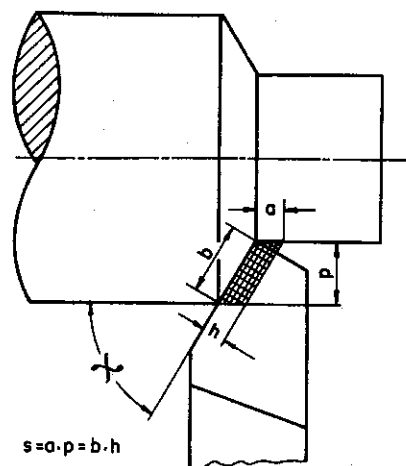


FIG. 5.7 — Seção de corte para o torneamento.

MATERIAL DA PEÇA: A composição química do material exerce notável influência sobre o valor de k_s ; assim para os aços carbono e os aços de corte fácil, o aumento da porcentagem de carbono acarreta um aumento da pressão específica de corte. O aumento da porcentagem de fósforo diminui porém o valor de k_s .

A dependência do valor de k_s com a resistência mecânica do material pode ser explicada através das considerações vistas na teoria do corte ortogonal (§ 4.4.4). Entre a tensão de cisalhamento na ruptura do material τ_r^* , o grau de recalque R_c e a pressão específica de corte k_s existe a relação aproximada

$$k_s \cong k \cdot \tau_r \cdot R_c, \quad (5.20)$$

onde k é uma constante.

Esta equação explica o fato de que o aumento de k_s não é diretamente proporcional ao aumento de τ_r . Com o aumento da resistência do material, a sua plasticidade diminui e o valor de R_c se torna menor (figura 4.29). Assim, em iguais condições de usinagem, o valor de k_s de um aço com $\sigma_r = 100 \text{ kg}^*/\text{mm}^2$ não é o dobro do valor de k_s para um aço com $\sigma_r = 50 \text{ kg}^*/\text{mm}^2$.

O recozimento do material não apresenta influência significativa sobre o valor de k_s . A tabela V.2 fornece os valores de k_s para alguns materiais, segundo KIENZLE & VICTOR [4].

SECÇÃO DE CORTE: Verifica-se experimentalmente que a pressão específica de corte diminui com o aumento da área da seção de corte (figura 5.8).

* τ_r = tensão de cisalhamento limite, dada num ensaio de torção.

TABELA V.2

Valores de k_s em kg^*/mm^2 para alguns materiais em função do tipo de recozimento [4]

Tratamento	Material			
	C 20	34 CrMo4	C 35	20 Mn Cr5
Estado de fornecimento ..	178	176	174	153
Recozido	178	164	160	—
Normalizado	178	181	174	171
Recozido com granulação grossiera	171	166	174	160
Beneficiado	178	181	183	156

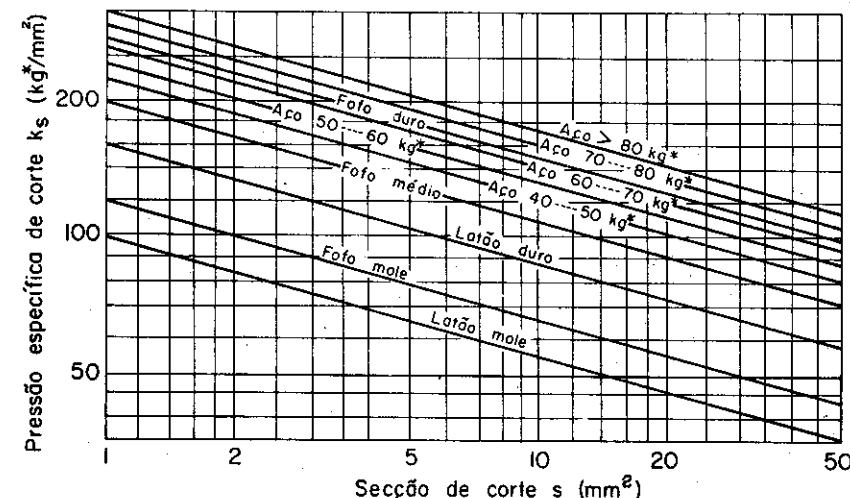


FIG. 5.8 — Variação da pressão específica de corte com a área da seção de corte, para diferentes materiais, segundo HIPPLER. Representação em coordenadas logarítmicas.

Esta diminuição de k_s é devida principalmente ao aumento do avanço a , como se pode constatar através das figuras 5.9 e 5.10.

O aumento do avanço diminui o grau de recalque (figuras 4.29 e 4.32), e pela equação (5.20) resulta uma diminuição de k_s . O aumento da profundidade de corte praticamente não altera o valor de k_s , a não ser para pequenos valores de p . Geralmente tomam-se na prática relações p/a superiores a 5, de maneira que a influência da aresta lateral de corte sobre a aresta principal é pequena. Somente para pequenos valores de p se verifica a influência da aresta lateral de corte, a influência do arredondamento da ponta da aresta cortante e a influência do atrito entre a peça e a superfície de folga da ferramenta.

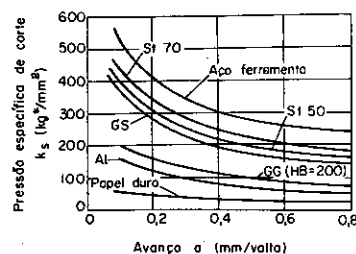


FIG. 5.9 — Variação da pressão específica de corte com o avanço, segundo a AWF 158.

O arredondamento da ponta da aresta cortante, quando considerável, acarreta uma variação dos valores das componentes da força de usinagem, como se verifica na figura 5.11.

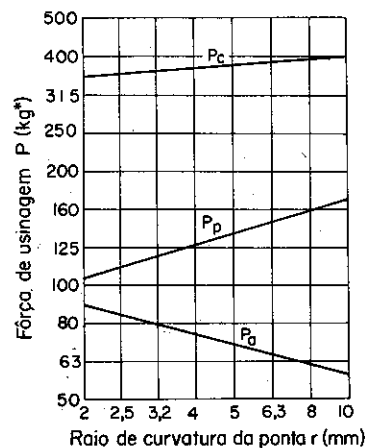


FIG. 5.11 — Influência do arredondamento da ponta da aresta cortante sobre as componentes da força de usinagem, segundo ABENDROTH & MENZEL [6].

GEOMETRIA DA FERRAMENTA: A influência do ângulo de saída sobre a pressão específica de corte pode ser observada na figura 5.6. Quanto maior o valor de γ , tanto menor o valor de k_s . Deve-se notar, porém, que o aumento de γ diminui a resistência da ferramenta e aumenta a sua sensibilidade aos choques*.

* Para simplificar o texto, confunde-se os ângulos da ferramenta com os ângulos efetivos.

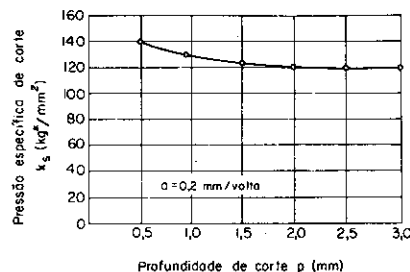


FIG. 5.10 — Variação da pressão específica de corte com a profundidade p , segundo SCHALLBROCH & BETHMANN [5] ($a = 0,2 \text{ mm/volta}$; $r = 1 \text{ mm}$).

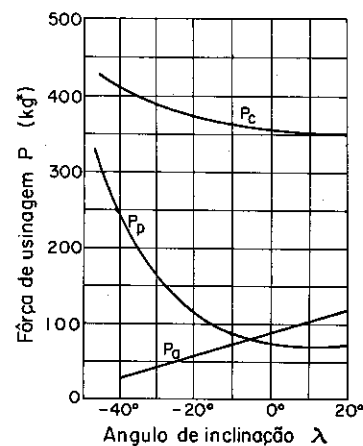


FIG. 5.12 — Influência do ângulo de inclinação λ sobre a força de usinagem, segundo ABENDROTH & MENZEL [6]. Material C 45; $a = 0,6 \text{ mm/volta}$; $p = 3 \text{ mm}$.

A diminuição de k_s com o aumento de γ é facilmente explicada pela equação (5.20) e pela figura 4.28, que apresenta a variação do grau de recalque R_c com o ângulo γ .

O ângulo de folga α , quando muito pequeno, tende a aumentar o valor de k_s . Há um aumento do atrito entre a peça e a superfície de incidência da ferramenta. Se, porém, α for exagerado, haverá um enfraquecimento desnecessário do ângulo de cunha β , e, portanto, um enfraquecimento da ferramenta.

A influência do ângulo de inclinação λ é verificada somente para valores negativos elevados, como se constata na figura 5.12. Nestes casos a força em profundidade P_p aumenta consideravelmente, podendo fletir a peça usinada ou mesmo deslocar transversalmente a ferramenta.

A escolha dos ângulos da ferramenta depende ainda de outros fatores, que serão abordados posteriormente.

ÂNGULO DE POSIÇÃO χ : A influência do valor de χ pode ser verificada através das figuras 5.5 e 5.6. A força principal de corte diminui com o aumento de χ , desde que não haja interferência da aresta lateral de corte com a superfície trabalhada da peça, isto é, para $\chi_1 > 5^\circ$.

A figura 5.13 mostra a influência do ângulo de posição χ no valor de k_s para o caso de usinagem com ferramenta de ângulo de ponta $\epsilon = 90^\circ$. Na mesma figura encontram-se dois casos de operação: a) usinagem unicamente com a aresta principal de corte (usinagem de um tubo); b) usinagem com ambas arestas em trabalho. Nesse último caso nota-se que o valor total de k_s aumenta consideravelmente com χ a partir de 80° , devido à influência da aresta lateral de corte.

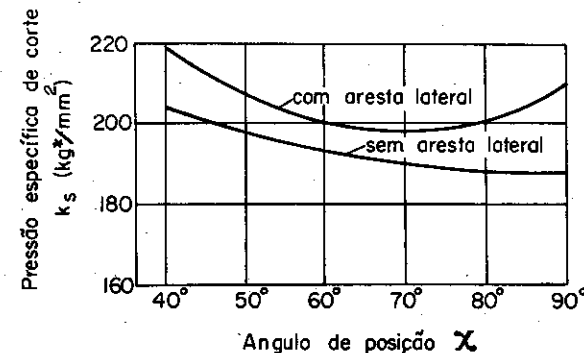


FIG. 5.13 — Influência do ângulo de posição na pressão específica de corte, para usinagem com uma única aresta cortante e com as duas arestas cortantes, segundo A. RICHTER [7] ($a = 0,34 \text{ mm/volta}$; $p = 2 \text{ mm}$; $r = 1 \text{ mm}$; $\gamma = 6^\circ$; $\epsilon = 90^\circ$; $v = 300 \text{ m/min}$; aço St 50).

Geralmente χ é tomado entre 45° e 75° . O ângulo de ponta ϵ é normalizado para 90° ; valores menores enfraquecem a ferramenta.

AFIAÇÃO DA FERRAMENTA: O estado de afiação da ferramenta exerce notável influência sobre o valor de k_s . Dentro da faixa de desgaste admissível da ferramenta, a força de corte pode chegar a valores 25% maiores. A figura 5.14 apresenta o aumento das forças de usinagem P_c , P_a e P_p com o tempo de torneamento segundo MEYER [8]. Na mesma figura estão representados os valores dos desgastes da ferramenta I_L e C_p em função do tempo (ver § 7.2).

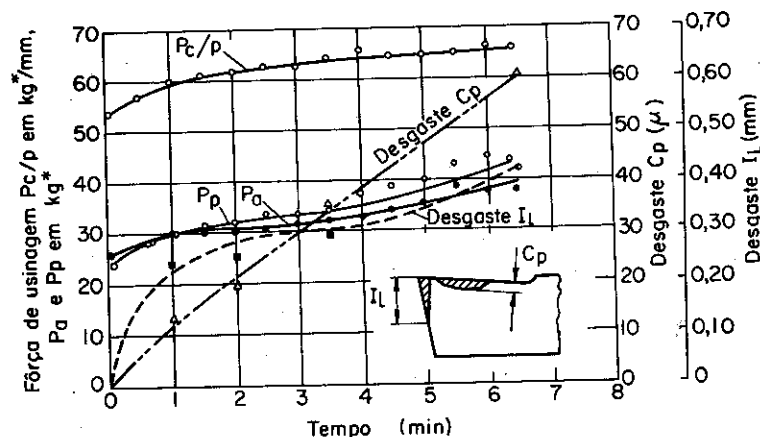


FIG. 5.14 — Variação das forças de usinagem P_c , P_a e P_p com o tempo de torneamento [8]. Material aço Ck53 N; ferramenta metal duro P30; velocidade de corte $v = 125 \text{ m/min}$; secção de corte $a, p = 0,25, 3 \text{ mm}^2$, geometria da ferramenta $\alpha = 8^\circ$, $\gamma = 10^\circ$, $\lambda = 0^\circ$, $\chi = 90^\circ$, $\epsilon = 85^\circ$, $r = 0,5 \text{ mm}$.

O acabamento das superfícies de saída e de folga influi também sobre os valores iniciais das forças de usinagem.

VELOCIDADE DE CORTE: Verifica-se que, na faixa da velocidade de trabalho de vários metais com ferramenta de metal duro, a pressão específica de corte diminui com o aumento da velocidade de corte.

A figura 5.15 apresenta as forças de usinagem P_c , P_a e P_p em comparação com o grau de recalque R_c e com os desgastes I_L e C_p da ferramenta, em função da velocidade de corte; para usinagem do aço Ck 53N [9]. Nesta figura verifica-se o seguinte:

Trecho "a" da curva $P(v)$ — Nas velocidades de corte muito baixas, os valores médios das forças de usinagem permanecem inicialmente constantes e posteriormente diminuem com o aumento de v . Nesta região tem-se inicialmente formação de *cavaco lamelar*, passando finalmente a *cavaco contínuo* com formação da aresta postíça de corte (Ver §§ 8.3.1.2 e seguintes).

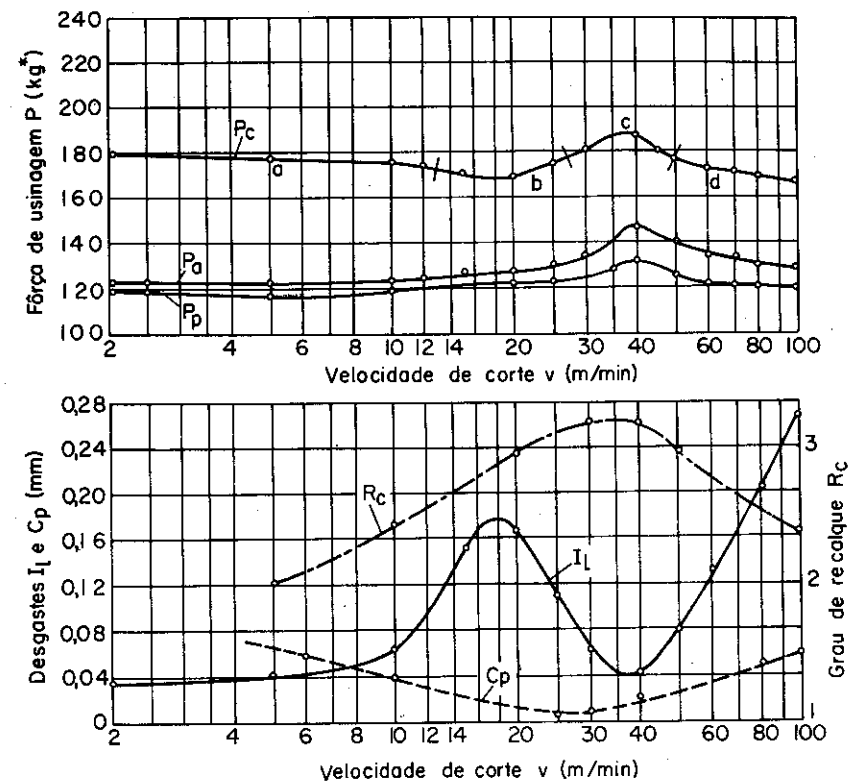


FIG. 5.15 — Variação das forças de usinagem P_c , P_a , P_p , do grau de recalque R_c e dos desgastes I_L e C_p da ferramenta com a velocidade de corte [9]. Material Ck53N; ferramenta de metal duro P30; secção de corte $a, p = 0,315, 2 \text{ mm}^2$ tempo de usinagem 20min; $\chi = 60^\circ$; $\alpha = 8^\circ$; $\gamma = 10^\circ$; $\lambda = 4^\circ$; $\epsilon = 90^\circ$; $r = 0,5 \text{ mm}$.

Trecho "b" da curva $P(v)$ — Para uma determinada velocidade de corte, as forças de usinagem chegam a um valor mínimo. A amplitude da variação da força de usinagem, em torno do valor médio, é relativamente alta, enquanto que a frequência é baixa (figura 5.16). Há um aumento das dimensões da aresta postíça de corte e o desgaste I_L da superfície de incidência atinge um valor máximo. Uma explicação clara desta diminuição da força de usinagem ainda não se tem. Atribui-se que tal ocorrência seja devida a três fatores: aumento do ângulo de saída devido à aresta postíça de corte; diminuição da dureza do cavaco devida ao aumento da temperatura de corte; variação do atrito entre o cavaco e a ferramenta [9]. A figura 5.17 mostra a dureza dos aços carbono com a temperatura; na mesma verifica-se uma diminuição da dureza a partir de 450°C , temperatura na qual provavelmente se processa a formação de cavaco contínuo no início do trecho "b" da curva $P(v)$ [10].

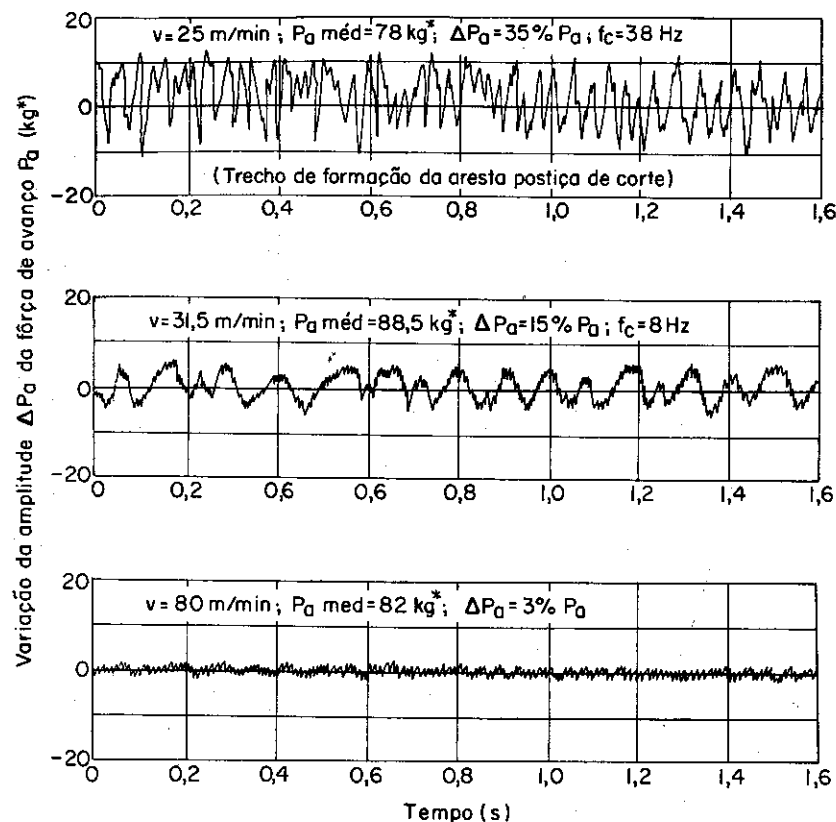


FIG. 5.16 — Variação da amplitude e da frequência da força de avanço com a velocidade de corte [8]. Material Ck53 N; ferramenta de metal duro P30; seção de corte $a.p = 0,25.3\text{mm}^2$; $\alpha = 8^\circ$; $\gamma = 10^\circ$; $\lambda = 0^\circ$; $\epsilon = 85^\circ$; $\chi = 90^\circ$; $r = 0,5\text{mm}$.

Trecho "c" da curva $P(v)$ — Nesta região tem-se um aumento sensível da força de usinagem. Não há mais formação da aresta postiça de corte, podendo ser evidenciado pelo desgaste I_1 , que atinge o valor mínimo (figura 5.15)*. Segundo OSTERMANN e GAPPISH [10], o aumento da força de corte é atribuído ao aumento da dureza do material do cavaco na mudança de fase α - γ e ao aumento do grau de recalque R_e , proveniente provavelmente da variação do coeficiente de atrito e do ângulo de saída γ . Na figura 5.17 verifica-se um aumento de dureza à 720°C devido à mudança de fase do material. A dependência de k_s com a dureza do material e com o grau de recalque pode ser constatada através da fórmula (5.20).

* Vide § 8.3.1.

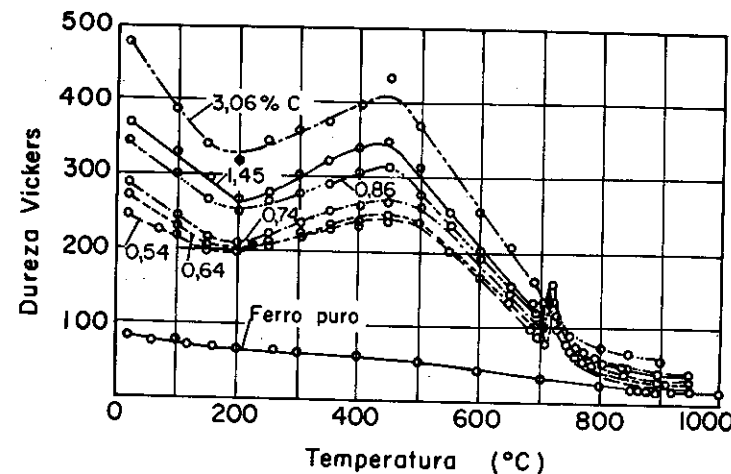


FIG. 5.17 — Variação da dureza dos aços carbono com a temperatura [10].

Trecho "d" da curva $P(v)$ — Finalmente as forças de usinagem caem progressivamente com o aumento da velocidade de corte. Atribui-se como razão a diminuição do grau de recalque e da dureza do material do cavaco com a temperatura.

A figura 5.18 mostra a dependência da pressão específica de corte k_s em função da velocidade de corte para os aços C 60, Ck 35 e 16 MnCr 5. O comportamento é semelhante ao descrito acima.

A variação das forças de avanço P_a e de profundidade P_p com a velocidade é bem maior que a da força de corte P_c . Tal ocorrência se pode constatar através das figuras 5.19 e 5.20 [8]. Nestas verifica-se que com o aumento do avanço a (e o conseqüente aumento da temperatura de corte), o valor máximo das forças P_a e P_p é deslocado para a esquerda do gráfico.

A figura 5.21 apresenta os valores de k_s em função da velocidade de corte para vários materiais, segundo VIEREGGE [3]. Verifica-se em ligas de magnésio e de alumínio que k_s aumenta levemente com v .

FLUIDO DE CORTE: Somente em velocidades de corte baixas os fluidos de corte contribuem para o abaixamento da força de usinagem. Esta diminuição é tanto maior quanto mais eficiente for a penetração do fluido na zona de contato cavaco-ferramenta. Resultados satisfatórios obtêm-se com lubrificação sob pressão, na qual o lubrificante é injetado entre a superfície de folga e a peça, com uma pressão de 30 atmosferas.

Em velocidades de corte altas torna-se difícil a penetração do fluido na zona de contato. Geralmente a lubrificação e a refrigeração são utilizadas, não para diminuir a força de corte, porém para diminuir o desgaste da ferramenta e permitir maiores velocidades de corte.

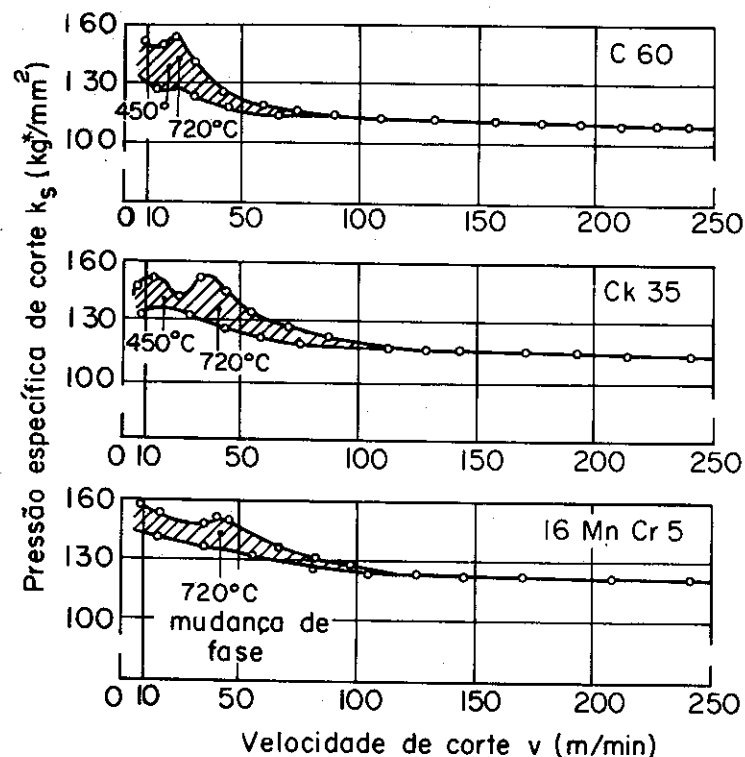


FIG. 5.18 — Variação da pressão específica de corte k_s com a velocidade de corte [10]. Materiais C60, Ck35 e 16 MnCr 5; ferramenta de metal duro P20; seção de corte $a.p = 0,315.2 \text{ mm}^2$. O trecho hachurado das curvas representa a faixa de dispersão dos resultados da medida da força.

A figura 5.22 mostra a influência da emulsão de óleo solúvel 1:40 sobre as forças de usinagem P_a e P_p segundo MEYER [8]. Verifica-se para velocidades de corte superiores a 63 m/min um aumento das componentes das forças de usinagem, devido a uma diminuição da temperatura de corte, proveniente da ação do fluido de corte. A aplicação do bissulfeto de molibdênio na superfície de saída e de incidência da ferramenta permite uma diminuição das forças de usinagem (figura 5.23), porém a sua ação é por curto tempo de trabalho.

RIGIDEZ DA FERRAMENTA: Segundo ensaios de BERTHOLD em DRESDEN [11], a rigidez da ferramenta, quando pequena, acarreta um aumento da força de usinagem. BERTHOLD realizou medidas da força de corte com dinamômetros de diferentes frequências naturais, chegando à conclusão que quando $f_n < 6.000 \text{ c.p.s.}$, a força de usinagem é sensivelmente maior, conforme mostram as figuras 5.24 e 5.25 (ver § 6.4.3).

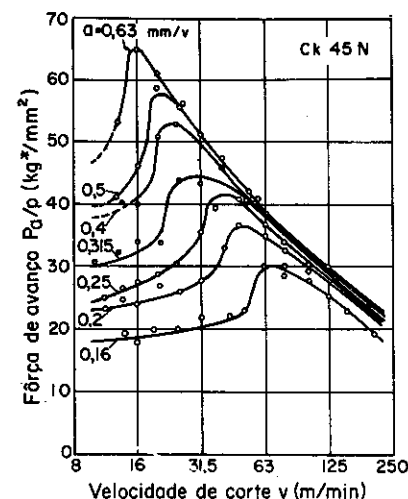


FIG. 5.19 — Variação da força de avanço P_a com a velocidade de corte, para diferentes avanços. Material Ck 45 N; ferramenta de metal duro P 30.

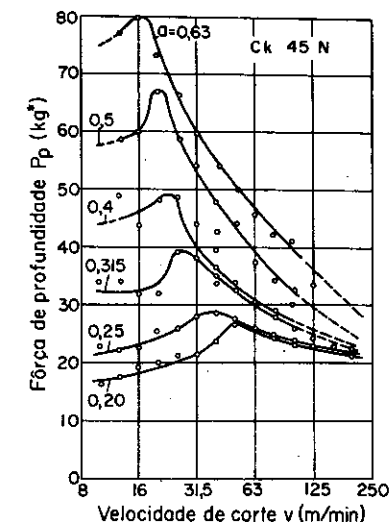


FIG. 5.20 — Variação da força de profundidade P_p com a velocidade de corte, para diferentes avanços. Material Ck 45 N; ferramenta de metal duro P 30.

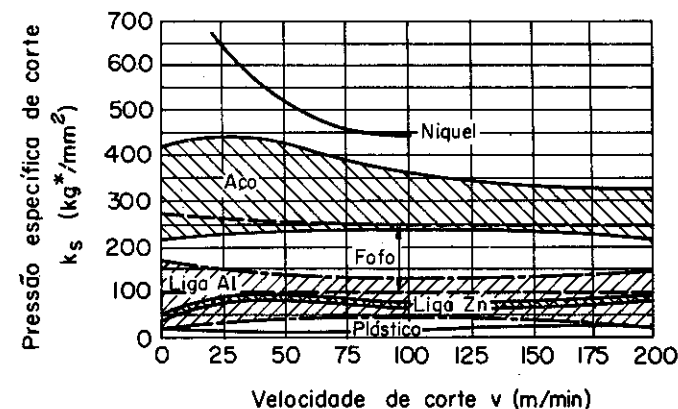


FIG. 5.21 — Variação da pressão específica de corte com a velocidade de corte em diferentes materiais, segundo VIEREGGE [3].

5.4.3 — Cálculo da pressão específica de corte

Baseados nos resultados experimentais apresentados no parágrafo anterior, vários pesquisadores propuseram fórmulas analíticas, relacionando a pressão específica de corte com as diversas grandezas que a influenciam.

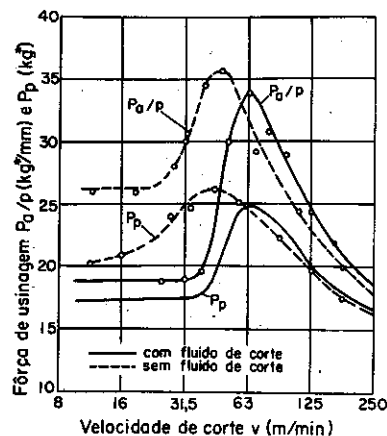


FIG. 5.22 — Influência da emulsão de óleo solúvel 1:40 sobre as forças de usinagem P_a e P_p segundo MEYER [8]. Material Ck 53 N; ferramenta de metal duro P 30; seção de corte $a.p = 0,25.3\text{mm}^2$; geometria $\alpha = 8^\circ$, $\gamma = 10^\circ$, $\lambda = 0^\circ$, $\chi = 90^\circ$, $\epsilon = 85^\circ$, $r = 0,5\text{mm}$.

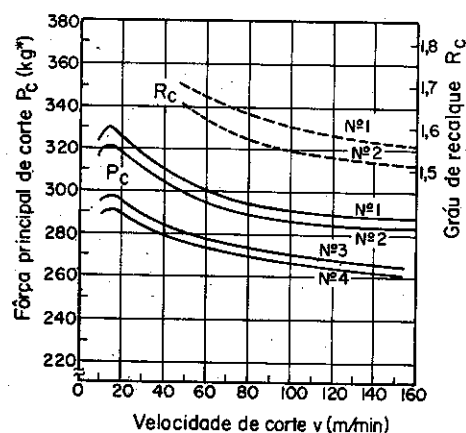


FIG. 5.24 — Influência da frequência natural do dinamômetro na medida da força de corte P_c e no grau de recalque R_c . Dinamômetro n.º 1 — $f_n = 600\text{ c.p.s.}$; Dinam. n.º 2 — $f_n = 940\text{ c.p.s.}$; Dinam. n.º 3 — $f_n = 2.850\text{ c.p.s.}$; Dinam. n.º 4 — $f_n = 11.000\text{ c.p.s.}$ [11].

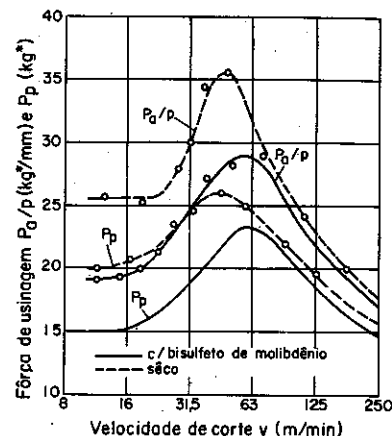


FIG. 5.23 — Influência da aplicação de bissulfeto de molibdênio na ferramenta de metal duro, segundo MEYER [8]. Material Ck 53 N; ferramenta de metal duro P 30; seção de corte $a.p = 0,25.3\text{mm}^2$; geometria $\alpha = 8^\circ$, $\gamma = 10^\circ$, $\lambda = 0^\circ$, $\chi = 90^\circ$, $\epsilon = 85^\circ$, $r = 0,5\text{mm}$.

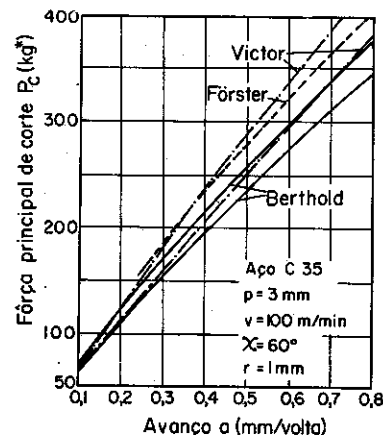


FIG. 5.25 — Influência dos dinamômetros construídos por diferentes pesquisadores na medida da força de corte. Construção VICTOR — $f_n = 900\text{ c.p.s.}$; construção FÖRSTER — $f_n = 600\text{ c.p.s.}$; construção BERTHOLD — $f_n = 2.850$ e 11.000 c.p.s. [11].

Para um dado material a ser usinado com uma dada ferramenta, geralmente os ângulos efetivos de trabalho já se acham tabelados, isto é, já foram determinados, baseados de certa forma em condições econômicas. Como foi visto anteriormente, a influência da velocidade de corte sobre a pressão específica k_s é pequena, de maneira que para um dado par ferramenta-peça resta saber como varia k_s em função da área e da forma da seção de corte.

Um dos primeiros pesquisadores que procurou expressar analiticamente a dependência acima, foi TAYLOR (1908). Suas fórmulas foram as seguintes:

$$k_s = \frac{88}{a^{0,25} \cdot p^{0,07}} \quad \text{para fofo cinzento,} \quad (5.21)$$

$$k_s = \frac{138}{a^{0,25} \cdot p^{0,07}} \quad \text{para fofo branco,} \quad (5.22)$$

$$k_s = \frac{200}{a^{0,07}} \quad \text{para aço semidoce.} \quad (5.23)$$

Após TAYLOR seguiram-se vários pesquisadores, tais como SCHLESINGER, FRIEDRICH, HIPPLER, AWF, ASME, KRONENBERG, BOSTON & KRAUS, SCHALLBROCH, OKOSHI & OKOCHI, HUCKS, OPITZ & VICTOR, KIENZLE. Merecem particular interesse os trabalhos dos seguintes autores:

ASME — A American Society of Mechanical Engineers apresenta no *Manual on Cutting of Metals* [12] várias tabelas da velocidade e da potência de corte (por unidade de volume de cavaco e por minuto) para diferentes materiais e diferentes ferramentas. Calculando-se o valor de k_s através destes dados, verifica-se que o mesmo obedece a fórmula geral:

$$k_s = \frac{C_a}{a^n}, \quad (5.24)$$

onde:

C_a = constante do material
 a = avanço
 $n = 0,2$ para aços
 $= 0,3$ para ferro fundido.

Nesta fórmula figura somente o valor de a como variável, devido o fato de ser este o elemento que mais influi no valor de k_s .

A tabela V.3 apresenta o valor de C_a de diferentes materiais para ferramentas de aço rápido (18% W, 4% Cr, 1% V) com ângulo de posição $\chi = 60^\circ$ e características geométricas (segundo a ASA B5.22 — 1950): *back rake* = 8° , *relief* = 6° , *side rake* = 14° , *end cutting-edge angle* = 6° , *side-cutting-edge angle* = 30° , *nose radius* $\frac{1}{4}$ ". Para ferramentas de ma-

TABELA V.3

Valores das constantes das fórmulas da pressão específica de corte segundo a ASME e AWF (equações 5.24 e 5.25)¹

Material	Dureza Brinell	C _a ²	C _w ³
Aços de construção			
SAE 1020 e 1025 ou St 37.11 e 42.11	127	182	120
SAE X 1020 — EF ⁴	156	190	—
SAE 1035 ou St 50.11	174	201	140
SAE 1045 ou St 60.11	187	215	145
SAE 1050 — LQ	201	224	—
SAE 1060 ou St 70.11	217	245	150
SAE 1095 ou St 85	280	280	160
Aços de corte fácil			
SAE 1112 — LQ, B	130	104	—
SAE 1112 — EF, B	167	125	—
SAE X 1112 — EF	183	125	—
Aços manganês			
SAE X 1315 — LQ	120	108	—
SAE X 1315 — EF	161	105	—
SAE T 1340 — LQ	217	240	—
Aços níquel			
SAE 2315 — N	192	182	—
SAE 2330 — EF	223	202	—
SAE 2340 — N	223	202	—
SAE 2512 — N	—	182	—
Aços cromo-níquel			
SAE 3115 — N	128	132	—
SAE 3115 — EF	163	138	—
SAE 3130 — EF	210	197	—
SAE 3140 — T	285	228	—
SAE 3140 — R	207	178	—
SAE 3240 — R	170	145	—
Aços molibdênio			
SAE 4340 — T	400	310	—
SAE 4340 — R	302	233	—
SAE 4310	415	304	—
SAE 4615 — EF	212	182	—
SAE 4815 — N	187	175	—
SAE 4640 — N	248	197	—
Aços cromo			
SAE 5120 — N	149	155	—
SAE 5135 — R	207	172	—
SAE 52100 — R	187	185	—

TABELA V.3

Valores das constantes das fórmulas da pressão específica de corte segundo a ASME e AWF (equações 5.24 e 5.25) (continuação)

Material	Dureza Brinell	C _a ²	C _w ³
Aços cromo vanádio mang.			
SAE 6115 — N	170	182	—
SAE 6140 — R	187	240	—
Aços liga alemães			
Aço Liga 70/85	—	—	160
Aço Liga 100/140 e inox.	—	—	180
Aço Liga 140/180	—	—	195
Ferro fundido			
Fofo mole	126	60	—
Fofo médio	181	122	—
Fofo duro	241	142	64
Ge 12.91 e 14.91	—	—	94
Ge 18.91 e 26.91	200-250	—	—
Fofo esferoidal	—	127	—
Fofo esferoidal (trat.)	—	114	—
Fofo acicular	263	142	—
Fofo ligado	250-400	—	110
Aço fundido			
Aço fundido mole	—	—	110
Aço fundido médio	—	—	120
Não-ferrosos			
Latão	—	—	54
Cobre	—	—	72
Alumínio puro	—	—	36
Liga magnésio	—	—	20
Liga AL c/ Si	5	—	46
Al fundido	5	—	46
Plásticos			
Borracha dura, Ebonite	—	—	15,5
Bakelite, Pertinax	—	—	16,2

1 Para a equivalência de materiais consultar o apêndice.

2 Ferramenta de aço rápido (18% W, 4% Cr, 1% V) com ângulos (segundo a ASA B 5.22 — 1950): *back rake* 8°, *relief* 6°, *side rake* 14°, *end cutting-edge angle* 6°, *side-cutting-edge angle* 30°, *nose radius* 1/4".

3 Ferramenta com ângulo de posição $\alpha = 45^\circ$.

4 EF = estirado a frio, LQ = laminado a quente, B = produzido em forno Bessemer, N = normalizado, R = recozido.

5 Tensão de ruptura 30 a 42 kg/mm².

teriais diferentes e geometria diferente, o manual da ASME, citado acima, apresenta gráficos de correção. O valor de C_s da tabela V.3 é para k_s em kg/mm^2 e a em mm/volta .

AWF — A Associação de Produção Econômica* da Alemanha apresenta, através de sua Comissão n.º 158 [13], uma tabela de k_s para diferentes materiais. Esse valor corresponde à fórmula

$$k_s = \frac{C_w}{a^{0.477}}, \quad (5.25)$$

onde:

C_w = constante do material

a = avanço.

A tabela V.3 apresenta o valor de C_w de diferentes materiais para ferramentas com ângulo de posição $\chi = 45^\circ$. Quanto ao material e os ângulos da ferramenta, para os quais foram realizados os ensaios, a AWF não faz referência; apenas recomenda os ângulos para o trabalho com metal duro e aço rápido.

Representando-se as fórmulas (5.24) e (5.25) em papel dilogarítmico, têm-se retas com inclinações diferentes (figura 5.26), devido ao fato de serem diferentes os expoentes de a nessas fórmulas.

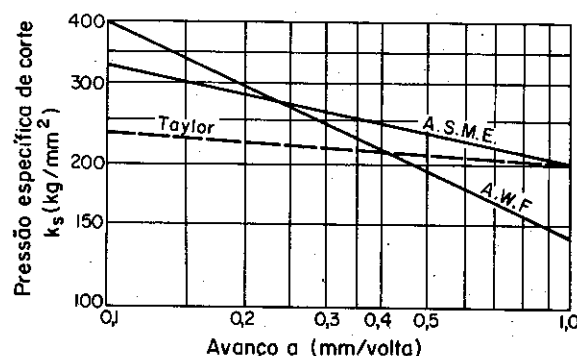


FIG. 5.26 — Representação em escala dilogarítmica de k_s em função do avanço, segundo diferentes pesquisadores.

HUCKS, baseado na teoria da plasticidade e em ensaios experimentais, chegou à fórmula (vide § 4.4.4, fórmula 4.71)

$$k_s = \tau_r \cdot K \quad (5.26)$$

* AWF — Ausschuss für Wirtschaftliche Fertigung.

onde

τ_r = tensão de cisalhamento na ruptura do material

$$K = \frac{1}{\sqrt{\lg^2 \left[90^\circ + 2\gamma - 2 \left(\arccotg \frac{R_c - \sin \gamma}{\cos \gamma} \right) \right]} + 1} + \frac{R_c - \sin \gamma}{\cos \gamma}$$

KRONENBERG, baseado nos ensaios experimentais de diferentes pesquisadores, estabeleceu a fórmula [15]

$$k_s = \frac{C}{a^{ps} \cdot p^{qs}} = \frac{C_{ks} \cdot \left(\frac{G}{5} \right)^{gs}}{s^{fs}}, \quad (5.27)$$

onde:

$G = \frac{P}{a}$ = índice de esbeltez,

s = área da secção de corte,

C , C_{ks} , ps , qs , gs e fs são constantes que dependem do material da peça e da ferramenta.

Em seguida KRONENBERG aplica essa fórmula aos resultados de diferentes pesquisadores e calcula os coeficientes C_{ks} , gs e fs , a fim de realizar um estudo comparativo dos mesmos. Este autor estuda também a influência do ângulo de saída γ sobre o valor de C_{ks} e estabelece os gráficos 5.27 e 5.28, que fornecem respectivamente os valores médios de C_{ks} para diferentes aços e ferro fundidos. Os valores da força de corte P_c se obtêm multiplicando-se C_{ks} pelos coeficientes corretivos F_1 e F_2 :

	Aços	Ferro fundido
$F_1 = s^{(1-fs)}$	$F_1 = s^{0,808}$	$F_1 = s^{0,888}$
$F_2 = \left(\frac{G}{5} \right)^{gs}$	$F_2 = \left(\frac{G}{5} \right)^{0,180}$	$F_2 = \left(\frac{G}{5} \right)^{0,120}$

Os gráficos 5.29 e 5.30 fornecem os valores de F_1 e F_2 para os aços e ferros fundidos.