

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 TORNEAMENTO

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

Abril 2018

ÍNDICE

1 – FORMAÇÃO DE CAVACOS.....	3
1.1 - Corte Ortogonal	5
1.2 - Relações cinemáticas e geométricas no corte ortogonal	7
1.3 - Tipos de Cavacos	12
1.3.1 – Cavacos contínuos.....	13
1.3.2 – Cavacos parcialmente contínuos	15
1.3.3 – Cavacos descontínuos	15
1.3.4 – Cavacos segmentados.....	15
1.4 - Formas de Cavaco.....	17
1.6 - Interface Cavaco-Ferramenta.....	18
1.6.1 – Atrito no corte de metais	21
1.7 – Recomendações gerais sobre parâmetros e corte em torneamento.....	25
1.8 - Bibliografia	28
2 – FORÇA E POTÊNCIA DE USINAGEM	30
2.1 – Força de usinagem no corte oblíquo (tridimensional)	30
2.2 – Força de usinagem no corte ortogonal (bidimensional)	32
2.2.1 – Tensões no plano de cisalhamento secundário.....	35
2.3 - Determinação teórica do ângulo do plano de cisalhamento	36
2.3.1 – Teoria de Ernst e Merchant	36
2.4 - Determinação teórica da força de corte.....	38
2.4.1 – Determinação teórica da pressão específica de corte em torneamento.....	41
2.5 – Potência de usinagem	44
2.6 – Bibliografia	46

1 – FORMAÇÃO DE CAVACOS

A base para um bom entendimento de todos os processos de usinagem está no estudo da formação de cavacos. O estudo científico deste fenômeno tem proporcionado grandes avanços nos processos de usinagem, contribuindo para o aperfeiçoamento das arestas de corte, com quebra-cavacos cada vez mais eficientes, novos e mais eficazes materiais para ferramentas e a possibilidade de usinar os mais variados tipos de materiais. Sabe-se que o cavaco é formado em altíssimas velocidades de deformação, seguidas de ruptura do material da peça e para o seu estudo mais detalhado divide-se o processo em quatro eventos:

1) Devido à penetração da cunha cortante no material da peça, uma pequena porção deste (ainda solidária à peça) é pressionada contra a superfície de saída da ferramenta.

2) O material pressionado sofre, inicialmente, uma deformação elástica, passando a uma plástica, a qual aumenta progressivamente, até que o estado de tensões se torne suficiente para provocar a ruptura do material. Esta ruptura se dá, predominantemente, por cisalhamento, embora exista um estado de tensões, combinando-se tensões de compressão/tração e de cisalhamento. Este estado o leva à ruptura segundo algum critério próprio de sua natureza, frágil ou dúctil. Após a ruptura, há a formação de uma trinca, a qual se propaga seguindo também um critério de propagação de trincas próprio para cada material. Ao mesmo tempo se inicia um deslizamento (sem que haja, ainda, uma perda de coesão) entre a porção de material rompido e a peça. Este deslizamento se dá em uma região característica, função do material e do estado de tensões atuantes naquele instante. Pelo fato da formação de cavacos ocorrer dinamicamente há planos instantâneos de deslizamento, os quais irão definir uma certa região entre a peça e o cavaco, chamada ***zona primária de cisalhamento***. Para facilitar o tratamento matemático dado à formação do cavaco um modelo bastante simples assume esta região como sendo apenas um plano matemático, o ***plano de cisalhamento***, onde se concentra, preferencialmente, a ruptura. A Figura 1.1 mostra esquematicamente este plano, ou zona primária de cisalhamento, a qual é definida pelo ângulo de cisalhamento ϕ , formado entre o plano de cisalhamento e a direção da velocidade de corte, v_c .

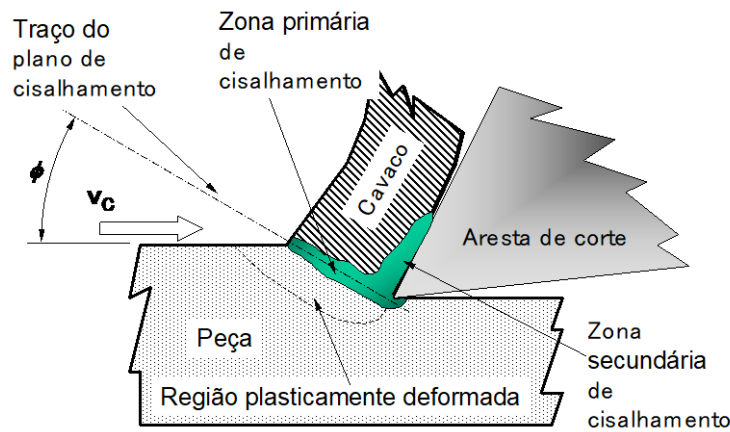


Figura 1.1 - Mecanismo de formação de cavacos

3) Continuando a penetração da ferramenta em relação à peça, haverá uma ruptura parcial, ou completa, na região de cisalhamento, dependendo da extensão da propagação da trinca. As propriedades do material e as condições de avanço e de velocidade de corte irão determinar o quanto o segmento de material rompido permanecerá unido ao cavaco recém-formado, dando origem a cavacos contínuos ou descontínuos.

4) Prosseguindo, devido ao movimento relativo entre a ferramenta e a peça, inicia-se um escorregamento da porção de material deformada e rompida, já denominada de cavaco, sobre a superfície de saída da ferramenta. Enquanto tal evento ocorre, uma nova porção de material (imediatamente adjacente à porção anterior) está-se formando, passando pelos mesmos eventos. Esta nova porção de material irá também escorregar sobre a superfície de saída da ferramenta, repetindo novamente o fenômeno. O escorregamento sobre a superfície de saída causa atrito, o qual não obedece, necessariamente, a proposta de Coulomb, uma vez que as tensões normais, a velocidade relativa entre as superfícies e, normalmente a temperatura são muito elevadas. Isso provoca a ocorrência de uma região denominada de ***zona secundária de cisalhamento***.

Desta forma, o fenômeno da formação do cavaco, nas condições normais de trabalho, é periódico. Tem-se alternadamente uma fase de recalque e uma fase de escorregamento, para cada pequena porção de material removido. Esta periodicidade do fenômeno provoca excitações dinâmicas na ferramenta de corte e é comprovada experimentalmente por meio de filmagem, ou na frequência e amplitude da força de usinagem.

As primeiras observações do mecanismo de formação de cavacos permitiram a idealização de um modelo simplificado, comparado a um "baralho de cartas", inicialmente publicado por Piispänen em 1937, ilustrado na Figura 1.2.

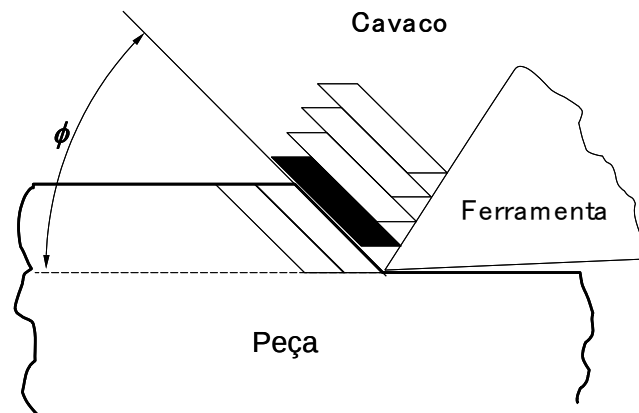


Figura 1.2 - Modelo de Piispänen para formação de cavacos ("baralho de cartas").

Para facilitar o estudo científico da formação de cavacos os primeiros modelos propostos se basearam em simplificações, sendo a primeira o modelo plano. Para isso foi definido o **corte ortogonal** [1,2].

1.1 - 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.

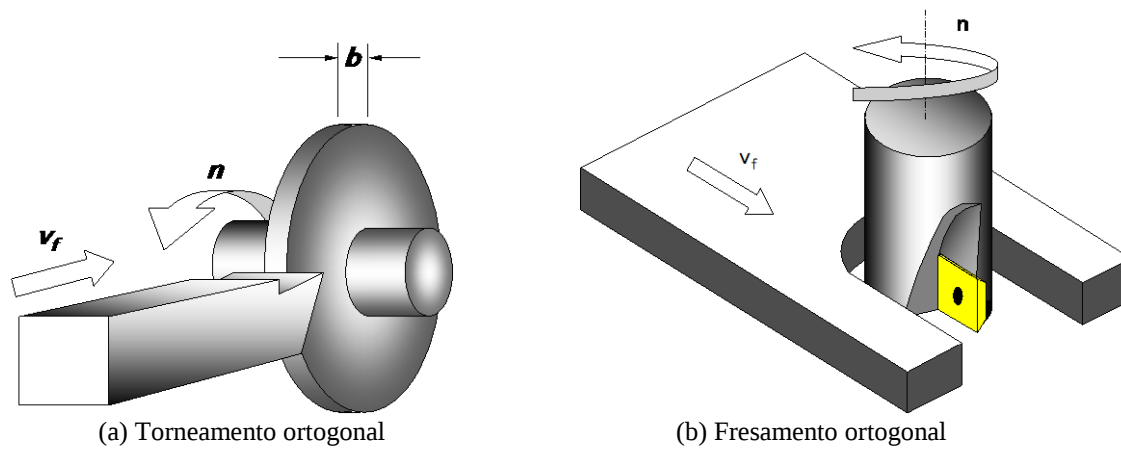


Figura 1.3 – Exemplos de Corte Ortogonal em processos de torneamento e de fresamento.

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.

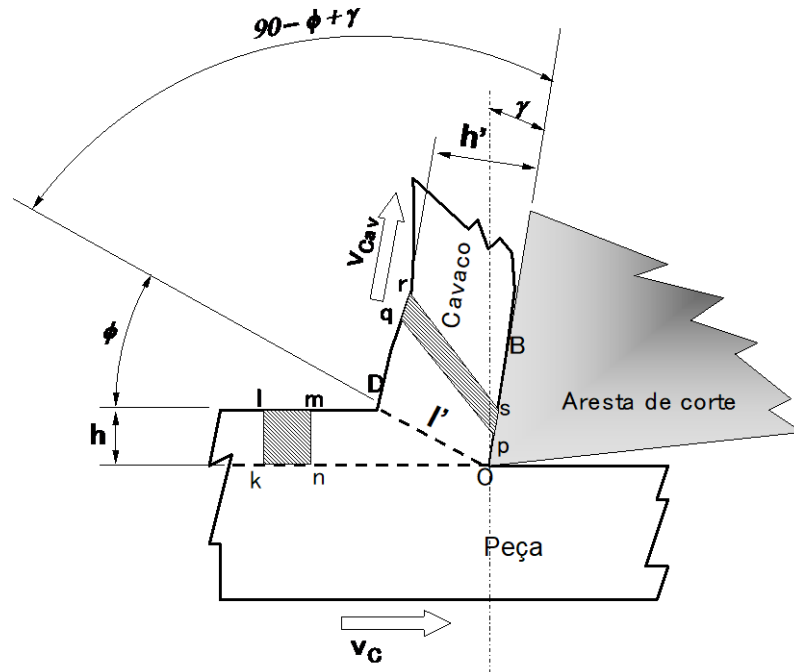


Figura 1.4 – Modelo para o mecanismo de formação de cavacos em corte ortogonal.

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.

1.2 - 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:

$$R_c = \frac{h'}{h} \quad (1.1)$$

Também se tem-se, aproximadamente, que:

$$\text{sen } \phi = \frac{h}{l'} \quad (1.2)$$

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

ou, reformulando-se:

$$\text{tg } \phi = \frac{\cos \gamma}{R_c - \text{sen } \gamma} \quad (1.4)$$

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 20°), 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.

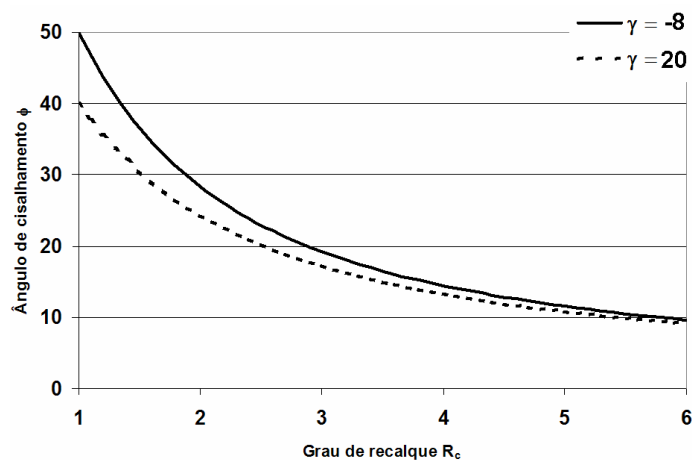


Figura 1.5 – Ângulos do plano de cisalhamento em função do grau de recalque.

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 (v_{cav}) e a de cisalhamento (v_{cs}) com relação à de corte (v_c).

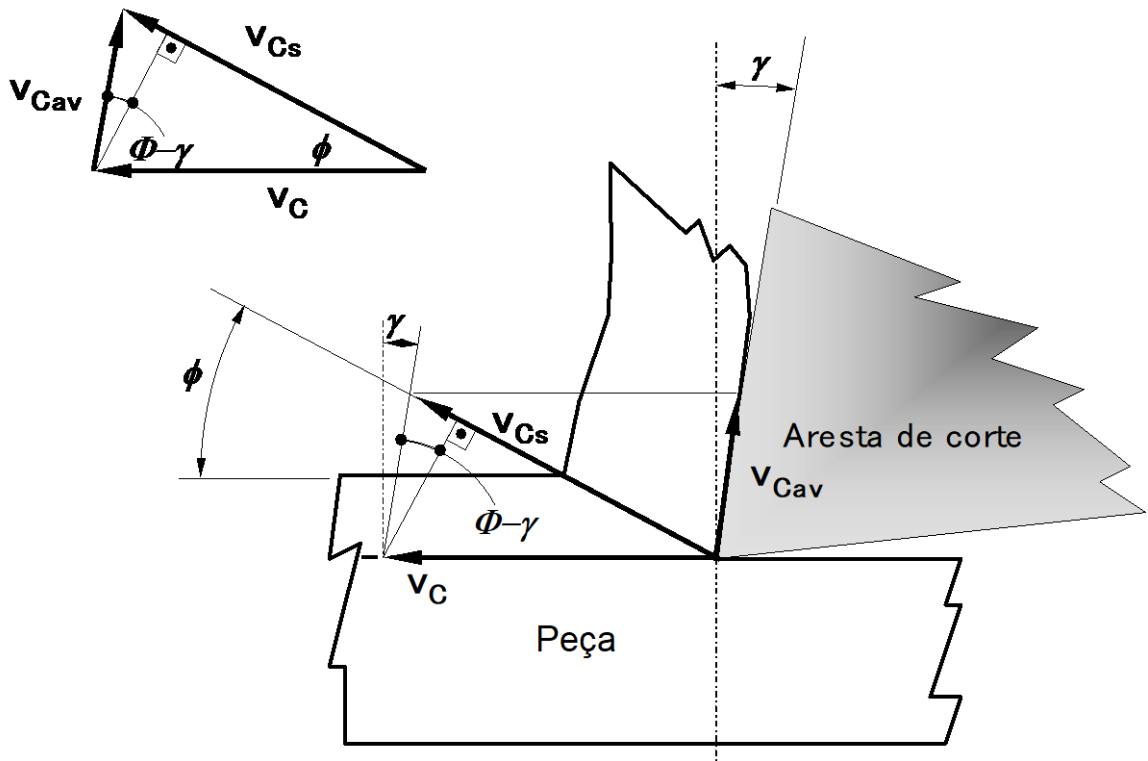


Figura 1.6 – Velocidades no corte ortogonal.

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:

$$\frac{v_{cav}}{\sen \phi} = \frac{v_c}{\sen[90 - (\phi - \gamma)]} \Rightarrow v_{cav} = v_c \cdot \frac{\sen \phi}{\cos(\phi - \gamma)} \quad (1.5)$$

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

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

$$v_{cav} = \frac{v_c}{R_c} \quad (1.7)$$

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.

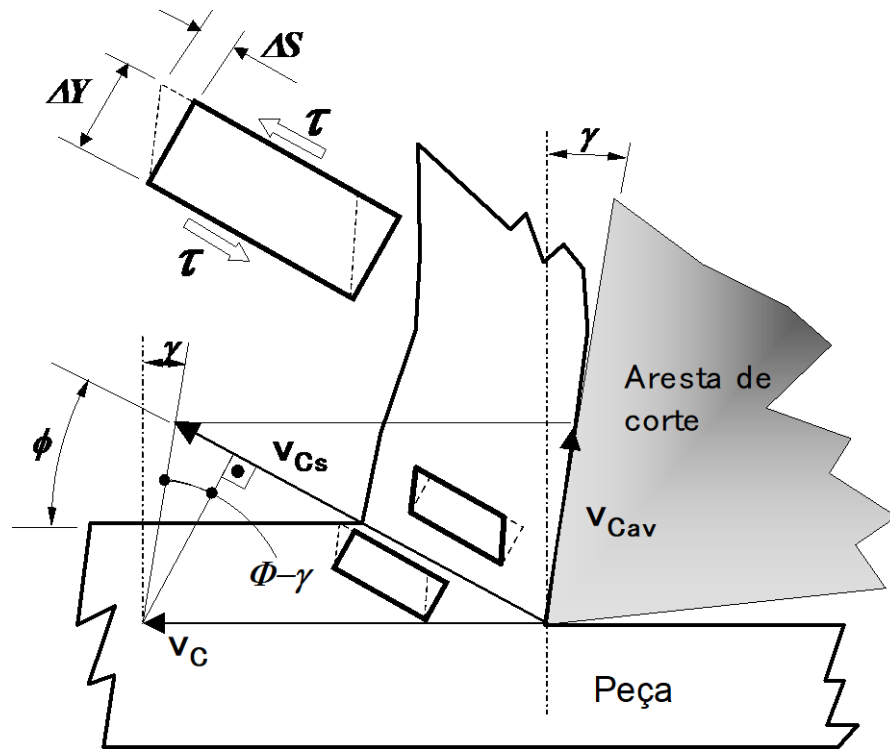


Figura 1.7 – Modelo de deformação para os cálculos relacionados ao cisalhamento.

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

$$\varepsilon_0 = \frac{\Delta S}{\Delta Y} \quad (1.8)$$

que no limite poder ser definido como:

$$\varepsilon_0 = \frac{\partial S}{\partial Y} \quad (1.9)$$

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:

$$\varepsilon_0 = \frac{v_{cs}}{v_Y} \quad (1.10)$$

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:

$$v_{cs} = v_C \cos(\phi) + v_{cav} \sin(\phi - \gamma) \quad (1.11)$$

$$v_Y = v_C \sin(\phi) \quad (1.12)$$

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

$$\varepsilon_0 = \cot(\phi) + \frac{v_{CAV} \sin(\phi - \gamma)}{v_C \sin(\phi)} \quad (1.13)$$

Introduzindo agora a Equação (1.5) resulta em:

$$\varepsilon_0 = \cot(\phi) + \tan(\phi - \gamma) \quad (3.14)$$

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

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

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:

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

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:

$$v_C = 100 \text{ m/min}$$

$$\gamma = 10^\circ$$

$$\phi = 20^\circ$$

$$\Delta Y = 0,0025 \text{ mm},$$

resultando em $\dot{\epsilon}_0 = 6.7 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ [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.

1.3 - Tipos de Cavacos

Durante a usinagem uma nova superfície é gerada na peça, pela remoção de material na forma de cavacos. Morfologicamente os cavacos podem ocorrer em pelo menos três possibilidades: cavacos contínuos, descontínuos e segmentados. Em geral, os cavacos contínuos aparecem quando se usinam materiais dúcteis, e os descontínuos pela formação de um fluxo de elementos de cavacos quebrados em pedaços, quando se usinam materiais frágeis. Existem várias vantagens em se produzir cavacos curtos. A quebra do cavaco pode ocorrer naturalmente durante a sua formação, como no caso de usinagem de bronze e ferro fundido, ou sua quebra pode ser conseguida pelos quebra-cavacos. Neste caso, provavelmente, apenas a forma do cavaco irá se alterar. Entretanto, numa classificação mais detalhada, os tipos podem ser:

- Cavaco contínuo
- Cavaco parcialmente contínuo
- Cavaco descontínuo
- Cavaco segmentado

Para os primeiros três tipos a classificação depende muito da ductilidade (ou fragilidade) do material da peça e dos parâmetros de corte. O último tipo acima listado se refere a cavacos produzidos, geralmente na usinagem de materiais de baixa condutividade térmica, na presença de “cisalhamento catastrófico (ou abiabático)” [6].

1.3.1 – Cavacos contínuos

São formados na usinagem de materiais dúcteis, como aços de baixa liga, alumínio e cobre, conforme mostrado esquematicamente na Figura 1.8(a).

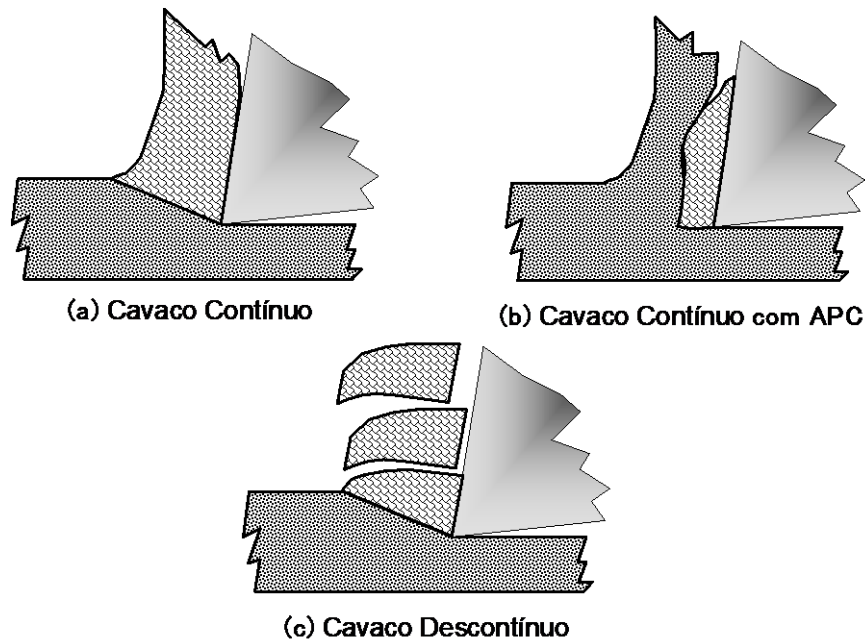


Figura 1.8 – Tipos de cavaco segundo a classificação mais simples.

Neste caso o metal cisalha na zona de cisalhamento primário com grandes deformações permanecendo em uma forma homogênea, sem a fragmentação. Apesar da forma de fita externa não apresentar nenhuma evidência clara de fratura, ou trinca, estes fenômenos ocorrem para que uma nova superfície seja formada.

O tipo de cavaco também está fortemente ligado à tensão normal no plano de cisalhamento, a qual depende do ângulo de cisalhamento, ϕ , e das condições de atrito na interface cavaco-ferramenta, ou seja, da zona de cisalhamento secundário. Na formação do cavaco contínuo, no entanto, há um equilíbrio entre a tensão normal e a de cisalhamento no plano de cisalhamento, de forma que a trinca surgida no momento da ruptura não se propague suficientemente longe, ou rapidamente, para que o cavaco seja interrompido. A complexidade da análise se deve ao fato de que tanto o primeiro quanto o segundo fator são dependentes das condições de atrito na interface ferramenta-cavaco, isto é, quem promove a tensão cisalhante no plano de cisalhamento, necessária à abertura da trinca, é a restrição que o cavaco tem ao se movimentar na superfície de saída da ferramenta. Quanto maior esta restrição, maior será a tensão. É também essa mesma restrição que promove a tensão de compressão no plano de cisalhamento, a qual poderá restringir a propagação da trinca. Quanto maior essa restrição, maior a tensão.

Algumas ações podem atuar favorecendo a propagação da trinca, diminuindo a restrição ao movimento do cavaco na zona de cisalhamento secundário e, por conseguinte, a tensão normal que determina a extensão da trinca, ao mesmo tempo que reduz a tensão de cisalhamento. A adição de elementos como chumbo, telúrio selênio e enxofre aos aços pode ter o efeito de favorecer a formação de cavacos, produzindo os aços de corte-livre. Tais adições além de reduzir as tensões normais no plano de cisalhamento, devido ao efeito lubrificante na interface cavaco-ferramenta, também reduzem a tensão de cisalhamento necessária para início da trinca, pois fragilizam o material. Por outro lado, a geometria da aresta (ou gume), principalmente o ângulo de saída, a velocidade de corte, o avanço, a profundidade de corte, inclusões (a quantidade, a forma e a dureza) e a rigidez da ferramenta são também variáveis importantes influenciando o tipo de cavaco.

Os cavacos contínuos são indesejáveis, pois podem causar acidentes, danificar a superfície usinada, etc. . Se eles não se quebram naturalmente, um quebra-cavacos deve ser usado para promover a segmentação. O cavaco será então fragmentado, porém não pelo mesmo mecanismo daqueles descritos a seguir como “cavacos segmentados”.

Uma variação do tipo de cavaco contínuo é o cavaco contínuo na presença de aresta postiça de corte (APC) [8], mostrado esquematicamente na Figura 1.8(b). Este fenômeno será discutido em detalhes à frente no texto.

1.3.2 – Cavacos parcialmente contínuos

É um tipo intermediário entre os contínuos e os descontínuos, no qual a trinca se propaga parcialmente pela extensão do plano de cisalhamento. É, muitas vezes, denominado cavaco de cisalhamento [2]. A propagação da trinca é interrompida por dois motivos, conforme sugerido por [7]: (i) perda de contato entre a ferramenta e o cavaco, devido à energia elástica acumulada na ferramenta não ser suficiente para que a trinca se propague por toda a extensão do plano de cisalhamento e (ii) presença de grande tensão de compressão no plano de cisalhamento, dificultando a propagação da trinca.

1.3.3 – Cavacos descontínuos

Esse tipo é mais comum na usinagem de materiais frágeis, como bronze e os ferros fundidos cinzentos, os quais não são capazes de suportar grandes deformações sem fratura. Entretanto, baixas velocidades de corte, ângulo de saída pequeno e grandes avanços podem também produzir cavacos descontínuos em materiais de baixa ductilidade. Com o aumento da velocidade de corte o cavaco tende a se tornar mais contínuo, primeiro por que mais calor é produzido e a temperatura tende a tornar os materiais mais dúcteis, segundo por que é mais difícil a penetração de “contaminantes” na interface cavaco-ferramenta para reduzir a tensão normal no plano de cisalhamento.

A Figura 1.8(c) mostra um cavaco descontínuo, no qual a trinca se propaga por toda a extensão do plano de cisalhamento, promovendo a segmentação. A zona de cisalhamento secundário também desempenha importante papel para que esse tipo seja formado. Inicialmente a componente de força tangencial à superfície de saída é menor do que a força necessária para promover o escorregamento do cavaco. Há, então, o desenvolvimento de uma região de material estático e a separação do cavaco ocorrerá com o aumento da relação entre força tangencial e normal.

1.3.4 – Cavacos segmentados

Os cavacos segmentados são caracterizados por grandes deformações continuadas em estreitas bandas entre segmentos com pouca, ou quase nenhuma deformação no seu interior. É um processo muito diferente daquele verificado na formação do cavaco contínuo. O fenômeno pode ser entendido com base nas explicações de [10] que afirma: a diminuição na resistência mecânica do material, devido ao aumento

da temperatura (causado pelas deformações plásticas locais nas bandas de cisalhamento) iguala, ou excede, o aumento da resistência mecânica causado pelo encruamento. Isto é peculiar a certos materiais com pobres propriedades térmicas, como o titânio e suas ligas. O cisalhamento para formar o cavaco começa a ocorrer em um plano de cisalhamento particular, quando as tensões impostas pelo movimento da ferramenta contra a peça excedem o limite de escoamento do material da peça. A energia associada a esta deformação é convertida em calor e, devido às propriedades térmicas do material, altas temperaturas são desenvolvidas de forma concentrada. Isto provoca amolecimento localizado levando a um plano de deslizamento como ocorre na formação de cavacos contínuos [10, 11]. Com o prosseguimento da deformação ocorre uma rotação no plano de cisalhamento, o qual começa a se afastar da ponta da ferramenta e se movimentar por sobre a superfície de saída. Tal rotação persiste até que o aumento da força devido à rotação excede aquela necessária para deformar um material a temperatura menor, em outro plano mais favorável. Este processo já foi referido como sendo “*cisalhamento termoplástico catastrófico*” [6] ou “*cisalhamento adiabático*” resultando num processo cíclico de produção de cavacos na forma de dentes de serra, conforme esquematizado na Figura 1.9.

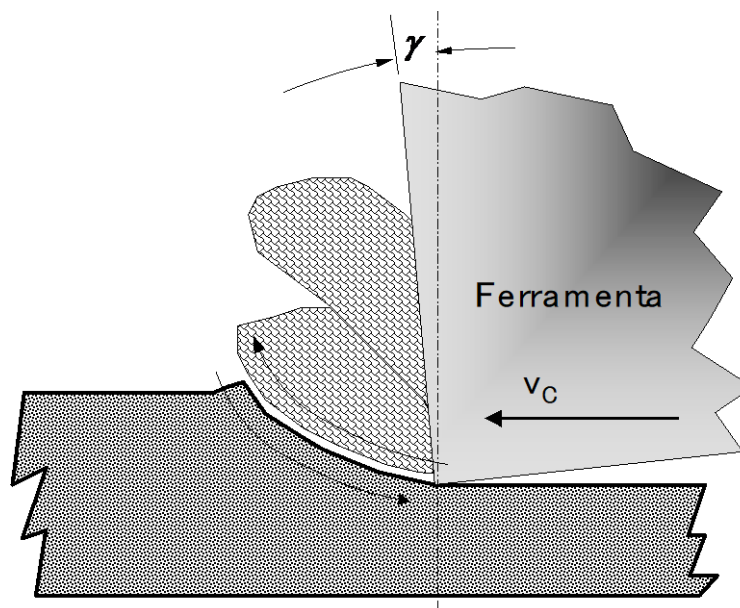


Figura 1.9 – Cavaco segmentado [14]

É verificado experimentalmente que muitos materiais podem sofrer cisalhamento termoplástico catastrófico, dependendo da temperatura alcançada durante a formação de cavacos e de suas propriedades térmicas. Pesquisas científicas mostraram que um material pode sofrer cisalhamento termoplástico

catastrófico, isto é, quando o efeito de amolecimento devido ao aumento da temperatura supera o efeito do encruamento, acima de uma determinada velocidade, chamada de crítica [6]. Para o Inconel 718 esta velocidade é 61 m/min e para o AISI 4340 é de 275 m/min [1, 16].

1.4 - Formas de Cavaco

Quanto á sua forma, os cavacos podem ser classificados como:

- Cavacos em fita
- Cavacos helicoidais
- Cavacos em espiral
- Cavacos em lascas ou pedaços.

Entretanto, a norma ISO [17] faz uma classificação mais detalhada da forma dos cavacos, de acordo com a Figura 1.10.

1- Cavaco em fita	2- Cavaco tubular	3- Cavaco espiral	4- Cavaco hel. tipo arruela	5- Cavaco hel. cônico	6- Cavaco em arco	7- Cavaco fragmentado	8- Cavaco tipo agulha
1-1- Longo	2-1- Longo	3-1- Plano	4-1- Longo	5-1- Longo	6-1- Conect.		
1-2- Curto	2-2- Curto	3-2- Cônico	4-2- Curto	5-2- Curto	6-2- Solto		
1-3- Emaranhado	2-3- Emaranhado		4-3- Emaranhado	5-3- Emaranhado			

Figura 1.10 Formas de cavacos produzidos na usinagem dos metais [17].

O material da peça é o principal fator a influenciar a forma dos cavacos, assim como o tipo de cavacos. Cavacos contínuos, parcialmente contínuos e segmentados podem ser produzidos em qualquer

das formas mostradas na Figura 1.15, dependendo dos parâmetros de corte e do uso de quebra-cavacos. Cavacos do tipo descontínuos só podem ser classificados quanto às formas de lascas, ou em pedaços.

No que se refere aos parâmetros de corte, em geral, um aumento na velocidade de corte, uma redução no avanço, ou um aumento no ângulo de saída, tendem a mudar das formas da direita para a esquerda na Figura 1.10, isto é, produzir cavacos em fitas (ou contínuos, quanto ao tipo). O avanço é o parâmetro mais influente, seguido da profundidade de corte, afetando a forma do cavaco. A Figura 1.11 mostra como as forma de cavaco são afetadas pelo avanço e pela profundidade de corte [18].

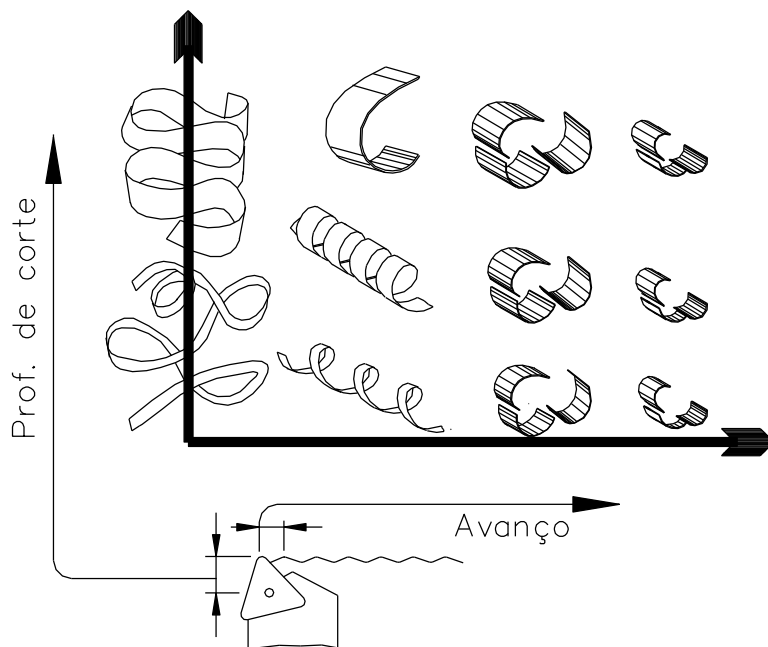


Figura 1.11 – Efeito do avanço e da profundidade de corte na forma dos cavacos [18].

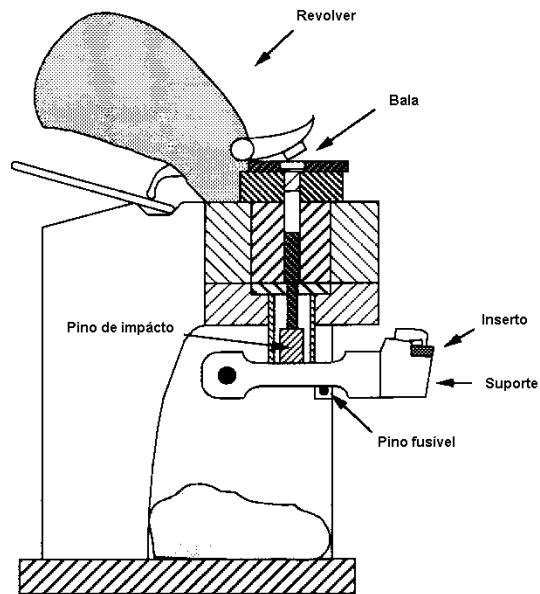
As formas de cavacos longos é que causam os maiores transtornos quanto à segurança de produtividade, exigindo, portanto, maiores cuidados e especial atenção ao seu controle. Apesar de que os parâmetros de corte podem, na maioria das vezes, ser escolhidos para evitar, ou reduzir, a formação de cavacos contínuos, o método mais efetivo de produzir cavacos curtos é o emprego de quebra-cavacos.

1.6 - Interface Cavaco-Ferramenta

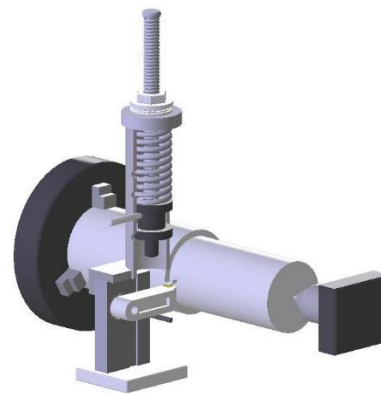
A formação do cavaco é um processo periódico, com cada ciclo dividido em 4 eventos distintos, sendo o último o movimento (escorregamento) do cavaco por sobre a superfície de saída da ferramenta.

As condições nas quais este escorregamento acontece têm influências marcantes em todo o processo, particularmente, no próprio mecanismo de formação do cavaco, na força de usinagem, no calor gerado durante o corte, e conseqüentemente, na temperatura de corte e nos mecanismos e taxa de desgaste das ferramentas, afetando seu tempo de vida. É preciso, portanto, entender como se processa o movimento do cavaco ao longo da superfície de saída da ferramenta.

O conceito clássico de atrito, baseado nas leis de Amonton e Coulomb não é apropriado para aplicação em usinagem dos metais, pois neste caso a força de atrito é proporcional à força normal, sendo a constante de proporcionalidade chamada de *coeficiente de atrito*. Em condições usuais de corte a pressão normal à superfície de saída da ferramenta é, geralmente, muito elevada, chegando a $3,5 \text{ GN/m}^2$, na usinagem de certos aços (Trent, 1963). Estudos desse fenômeno tem se mostrado como um grande desafio principalmente pelas altas velocidades de saída dos cavacos, e pelas reduzidíssimas áreas de contato cavaco-ferramenta. Para condições normais de corte a velocidade de saída do cavaco, v_{cav} pode ser de 120m/min, ou 2,0m/s e a área de contato pode chegar a apenas $6,0 \text{ mm}^2$. A maioria das teorias modernas disponíveis foi derivada de estudos desta interface, após o corte ter sido interrompido, utilizando-se dispositivos de *quick-stops*. Nestes dispositivos a ferramenta de corte é retraída, com velocidade superior a velocidade de corte (de 2 a 3 vezes maior), deixando a raiz do cavaco em condições de análises detalhadas por meio de microscópios. Basicamente estes dispositivos são baseados em estabelecer a operação de corte com o suporte da ferramenta apoiado em um pino de aço endurecido. Este possui alta dureza e capacidade de ruptura frágil, sem deformação. Quando a formação do cavaco está acontecendo, rompe-se este pino e a ferramenta é afastada da peça com alta velocidade, aproximadamente de forma instantânea. A forma de se romper o pino de sustentação da ferramenta pode ser por meio de uma explosão, usando-se pólvora de um cartucho, ou a força de uma mola, acelerando uma barra de impacto. A Figura 1.12 mostra dois exemplos desses dispositivos.



(a) Ruptura por explosão



(b) Ruptura por força de mola

Figura 1.12 – Exemplos de dispositivos *quick-stops*.

Durante a liberação da aresta de corte do contato com o cavaco, diversas situações podem ocorrer, as quais estão mostradas esquematicamente na Figura 1.13, juntamente com alguns exemplos reais.

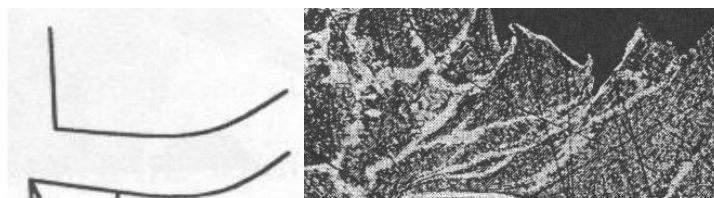


Figura 1.13 – Exemplos de situações que ocorrem quando a aresta é afastada da peça em um *quick-stop*.

Durante a saída do cavaco pelo menos três condições pode ser encontradas na interface cavaco-ferramenta:

- a)- Aderência + Escorregamento;
- b)- Escorregamento;

c)- Aresta Postiça de Corte - APC

Quem mais difundiu a teoria das condições da interface cavaco-ferramenta nos meios científicos foi Trent, que desde 1963 identificou e definiu com muita competência a “ZONA DE ADERÊNCIA” (*seizure zone* ou *sticking zone*, da literatura inglesa) e a “ZONA DE ESCORREGAMENTO” (*sliding zone*, da literatura inglesa). Na condição “a” a zona de aderência se estende da aresta de corte para dentro da superfície de saída da ferramenta, com uma zona de escorregamento se desenvolvendo ao longo de sua periferia. A Figura 1.14 identifica estas duas zonas. Linha BC = aderência, linha CD = escorregamento.

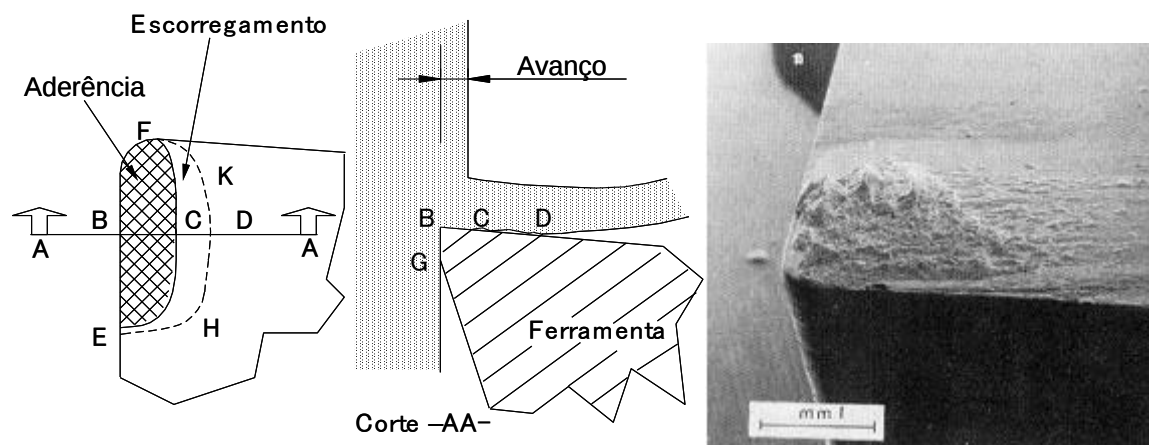


Figura 1.14 - Áreas de aderência e escorregamento na interface cavaco-ferramenta (Trent e Wright, 2000).

Em determinadas condições especiais, a zona de aderência pode ser suprimida, prevalecendo apenas a condição de escorregamento. Esta situação se refere à condição “b” já citada e será abordada mais tarde. Uma outra situação é a existência da aresta postiça de corte, APC, (condição “c”) fenômeno que pode ocorrer a baixas velocidades de corte. A presença da APC altera a geometria da cunha cortante, com efeitos em todo o processo de usinagem (força, temperatura, desgaste das ferramentas e acabamento superficial).

1.6.1 – Atrito no corte de metais

Quando duas superfícies reais são colocadas justapostas e em eminente movimento relativo, a área de contato real (A_r) é muito menor que a área de contato aparente (A), devido às micro-

irregularidades presentes em qualquer superfície acabada. Os contatos são estabelecidos apenas em alguns picos das irregularidades, como ilustrado na Figura 1.15.

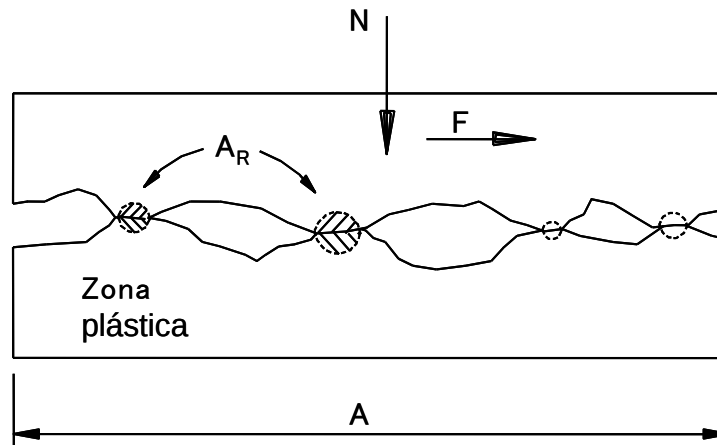


Figura 1.15 Área de contato numa superfície levemente carregada (Shaw et alli, 1960).

Aplicando-se uma força normal N , os pontos de contato são deformados plasticamente, e a área de contato real (A_R) aumenta para suportar esta nova carga. A força tangencial F (ou força de atrito), por conseguinte, aumenta proporcionalmente, e o limite de proporcionalidade é o coeficiente de atrito μ , valendo, portanto, a lei de atrito de Coulomb. Se a força normal aplicada for aumentada indefinidamente, pode-se atingir uma situação em que todos os picos das irregularidades se deformarão de tal maneira que a área real se iguale à área aparente ($A_R = A$). A força normal necessária para que isto aconteça é definida como “força normal limite”. A partir deste valor, o aumento da força normal não altera mais a força tangencial (ou de atrito), isto é, a força tangencial não é mais proporcional à força normal. Ela passa a ser constante e assume o valor suficiente para vencer a resistência ao cisalhamento do material menos resistente. Nestas condições a lei de atrito de Coulomb não tem mais validade.

Shaw et alli (1960) identificam, portanto, três regimes diferentes de atrito sólido. A Figura 1.16 ilustra estes regimes.

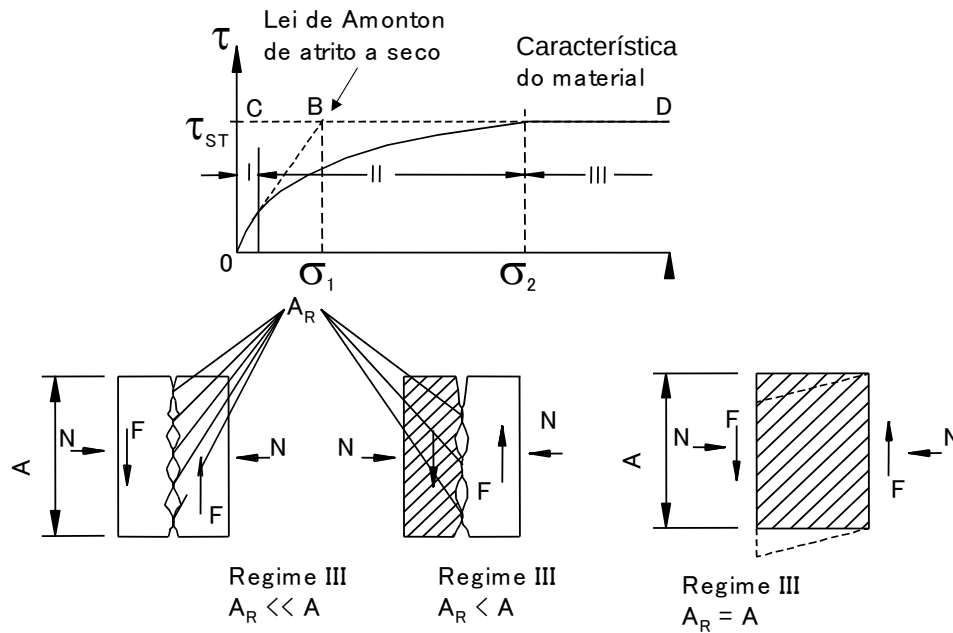


Figura 1.16. Os três regimes de atrito sólido (Shaw et alli, 1960).

O regime I é aquele onde vale a lei de atrito de Coulomb ($\mu = \tau/\sigma = \text{constante}$) e $A_R \ll A$. O regime III é aquele onde não existe superfície livre entre os materiais, isto é, $A_R = A$, e τ é independente de σ . Este começa a existir a partir do valor de tensão normal limite, σ_2 . O regime II é o de transição entre o I e o III, onde o coeficiente de atrito diminui com o aumento da carga normal. Wallace e Boothroyd (1964), entretanto, sugerem a transição brusca do regime I para o regime III, com a supressão do regime II, e a lei de atrito de Coulomb vale então até o ponto **B** da Figura 1.16 e a tensão normal limite passa a ser σ_1 .

Durante o corte dos metais, os regimes I e III ocorrem simultaneamente em pontos distintos ao longo do comprimento de contato entre o cavaco e a ferramenta. Zorev (1963) apresentou um modelo de distribuição de tensão na superfície de saída da ferramenta, ilustrado na Figura 1.17, o qual mostra que o comprimento de contato pode ser dividido em duas regiões distintas: “a região de aderência” e “a região de escorregamento”.

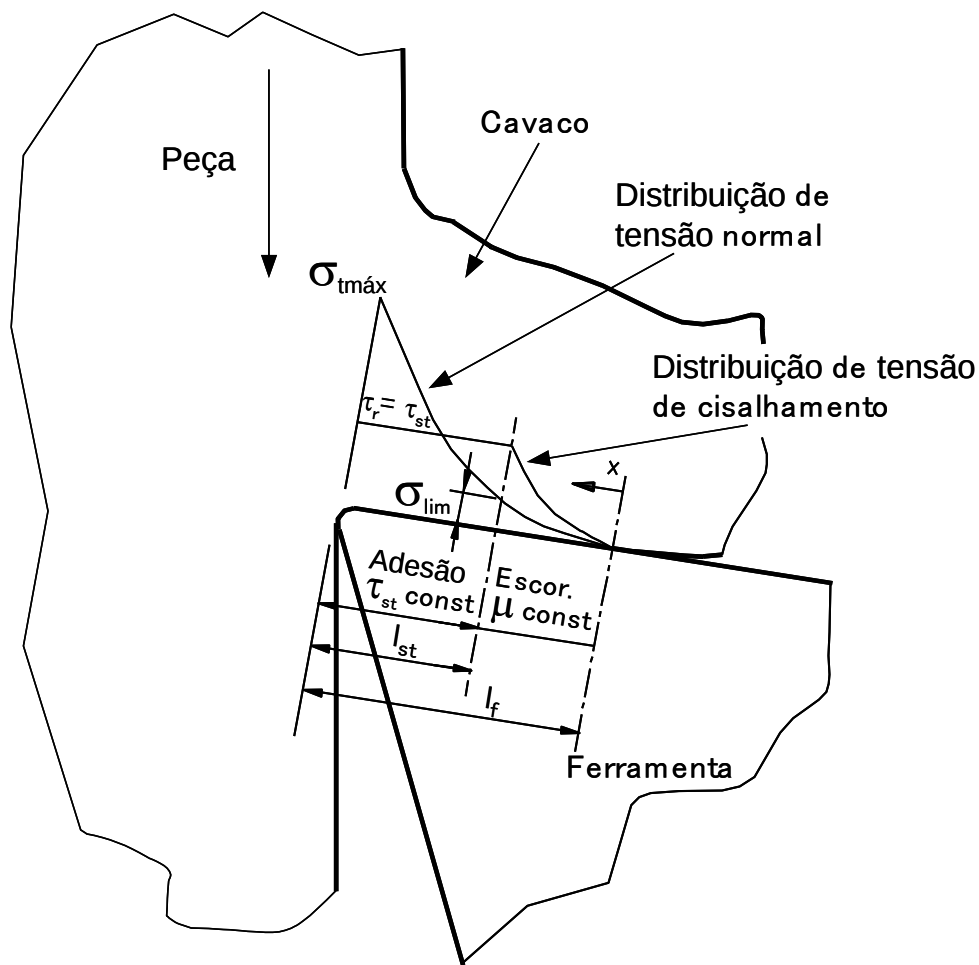


Figura 1.17. O modelo de distribuição de tensão na superfície de saída da ferramenta, proposto por Zorev (1963).

Segundo este modelo, a tensão normal é máxima na extremidade da aresta e decresce exponencialmente até zero, no ponto onde o cavaco perde contato com a superfície de saída. A tensão cisalhante é constante na zona de aderência (e assume o valor do limite de resistência ao cisalhamento do material da peça naquela região) e decresce, também exponencialmente, na zona de escorregamento, até o valor zero, no ponto onde o cavaco perde contato com a ferramenta. Na região de aderência, $A_R = A$ e vale o regime III. Na região de escorregamento $A_R \ll A$ e o regime I prevalece. A extensão da zona de aderência depende do valor da tensão limite σ_{lim} (Figura 1.17).

Desta maneira, a força total tangente à superfície da ferramenta, é dada pela soma da força tangencial que atua em cada uma destas regiões. Considerando as duas situações individuais, Boothroyd (1981) equaciona as tensões tangenciais médias da região de aderência e da região de escorregamento e define o “ângulo de atrito médio, β ” dado por (Boothroyd, 1981):

$$\beta = \arctg\left(\frac{k}{\sigma_{fav}}\right) \quad (1.17)$$

onde k é uma constante e σ_{fav} é a tensão normal média que atua na superfície de saída da ferramenta.

1.7 – Recomendações gerais sobre parâmetros e corte em torneamento

Vários são os parâmetros que podem influenciar o desempenho dos processos de usinagem, tendo em vista as variáveis de saída do mesmo. Dentre eles pode-se citar: as propriedades mecânicas do material usinado, o material da ferramenta de corte, a geometria da aresta de corte, as condições de corte, etc. Como parâmetros de saída e avaliadores do desempenho do processo podem-se listar: o tempo de vida da aresta de corte, o tipo de cavaco, a textura superficial, a taxa de remoção de material, a força, ou a potência de usinagem e a formação de aresta postiça de corte. Conhecendo-se a influência de cada um dos parâmetros de usinagem no desempenho o engenheiro de processos pode melhor combiná-los de forma a otimizar o desempenho dos processos. Os conhecimentos transmitidos por esse texto permitem melhor desempenhar tal tarefa e estender as recomendações que seguem.

Quando se analisam os materiais usinados mais comuns com o objetivo de se otimizar os resultados das operações de usinagem, algumas propriedades chamam mais a atenção: dureza, resistência à tração, ductilidade condutividade térmica, capacidade de endurecimento por deformação, além de outras propriedades relacionadas à microestrutura. Normalmente, baixos valores de dureza permitem usinar com maiores valores de parâmetros cinemáticos (velocidade de corte e de avanço) e de profundidade, assim como obter longos tempos de vida e, conseqüentemente, alta taxa de remoção a menores custos. Também se esperam baixas forças e potência de corte. Exceções são os materiais de baixa dureza e alta ductilidade onde há formação de aresta postiça de corte (APC), a qual causa pobre acabamento superficial, além do que esses materiais tendem a produzir rebarbas excessivas. Rebarbas necessitam operações posteriores, aumentando custos e tempo de entrega. Por outro lado, o aumento de dureza, causado por trabalhos a frio tende a melhorar o quadro, principalmente por melhorar a forma do cavaco, em geral, produzindo cavacos curtos. Materiais com baixa ductilidade e dureza são, geralmente, de fácil usinagem, como é o caso de ferro fundido. Os cavacos tendem a ser altamente segmentados e a energia necessária para remoção é baixa.

Alta condutividade térmica significa que o calor produzido na região de formação de cavacos é rapidamente conduzido para as imediações, longe da região de corte. Altos valores desse parâmetro são, em geral, desejados. Infelizmente a condutividade do material usinado nem sempre é uma escolha do engenheiro de fabricação, embora se possam desenhar algumas ligas para melhorar o desempenho dos processos de usinagem. De maneira bem geral e simplificada, podem-se classificar as ligas metálicas para usinagem na seguinte ordem, do menos ao mais difícil de se usar:

- Ligas de alumínio, de cobre e de magnésio;
- Aços não ligados;
- Ferros fundidos;
- Aços ligados;
- Aços inoxidáveis;
- Ligas de alta resistência térmica e mecânica.

Embora nem todos os materiais usinados estejam na lista acima, estes servem de comparação para estabelecer-se usinabilidade relativa. De forma análoga durante a usinagem dessas ligas a vida de ferramenta piora na mesma ordem. Alguns materiais metálicos ainda apresentam a característica de aumentar sua resistência mecânica à medida que são deformados plasticamente, o que pode ser denominado endurecimento por deformação (*work hardening*). O aumento da resistência depende da taxa de deformação e da capacidade de endurecimento do material. Uma alta taxa de endurecimento significa um rápido aumento de resistência com relação à taxa de deformação. Quando se formam cavacos a taxa de deformação é localmente muito alta. Materiais com alta taxa de endurecimento são os aços inoxidáveis austeníticos, juntamente com ligas de alta resistência térmica e mecânica. Aços carbono, por outro lado são materiais com baixa taxa de endurecimento por deformação a frio. Altas taxas de endurecimento por deformação significam que mais energia é necessária para a remoção de material, levando a maiores forças e potência de corte. Em geral, baixos valores de parâmetros cinemáticos e de profundidade devem ser usados para valores aceitáveis em termos de vida da ferramenta. Para materiais com altas taxas de endurecimento, arestas de corte com geometrias afiadas são preferíveis para que se diminua a taxa de deformação, evitando o endurecimento.

A microestrutura do material sendo usinado também desempenha significativo papel no desempenho da operação de usinagem. Macro-inclusões são aquelas com tamanhos maiores do que 150 μm . Elas são, em geral, duras e de caráter abrasivo causando desgaste, ou mesmo avarias, à aresta de

corte. Estas são mais frequentes em aços de baixa qualidade e devem ser evitadas para a maioria das aplicações em peças usinadas. A laminação a frio, ou o trabalho a frio, é realizado em peças, ou barras com a finalidade de uniformizar a microestrutura, ou mesmo provocar endurecimento, quando o material é propenso ao endurecimento por deformação. O trabalho a frio, em geral, provoca aumento de dureza e redução na vida das ferramentas, porém pode levar à redução de rebarbas e de APC. A condição de material recozido é usada, na maioria das vezes, para redução da dureza em um processo no qual as lamelas de cementita da estrutura perlítica são esferoidizadas. Isto provoca significativa redução de dureza e torna a estrutura menos abrasiva, aumentando a vida da ferramenta.

A integridade superficial da peça previamente à operação de usinagem pode também ser significativa para o desempenho. Superfície forjadas, ou fundidas, muitas vezes são inevitáveis, porém as forjadas podem estar endurecidas aumentando o desgaste das ferramentas, assim como presença de resíduos de areia de fundição que aceleram o desgaste abrasivo. Em muitos casos a limpeza de superfícies antes da usinagem pode melhorar o desempenho da usinagem.

Os elementos de ligas em um material a ser usinado são fatores de extrema importância para orientar o engenheiro de fabricação. Eles são os principais responsáveis pela melhoria das propriedades físicas e mecânicas das ligas. No entanto, essas mesmas qualidades que os fazem adequados a componentes mecânicos de alta responsabilidade e desempenho em serviço, os tornam difíceis de usar, uma vez que a formação de cavacos os leva à falha, por ruptura ao cisalhamento.

A seleção dos parâmetros de usinagem, assim como sua otimização, também está ligada aos processos anteriores de obtenção da microestrutura do material. Previamente à operação de usinagem o material pode ter sido: Laminado a quente, laminado a frio, forjado, normalizado, recozido ou endurecido. A estrutura de um material laminado a quente é, em geral, heterogênea e grosseira. Devido à longa exposição em altas temperaturas, acima da recristalização, os grãos podem ser grandes e heterogêneos. Já a estrutura normalizada passou por aquecimento na temperatura de austenitização por tempo suficiente para completa normalização e foi resfriado até o ambiente. Isto resulta em estrutura mais fina e homogênea, o que permite melhores condições de usinagem com parâmetros de corte mais altos.

De maneira geral, recomenda-se uma escolha inicial de velocidade de corte (v_c), de acordo com o material a ser usinado e aquele da ferramenta de corte. As ferramentas de corte mais comuns são o aço rápido (HSS – High Speed Steel) e o Carbetto de Tungstênio (WC, o Widia). Com um valor inicial recomendado

para velocidade de corte, seleciona-se o valor de avanço (f) com base também em recomendações de especialistas, tabelas de fabricantes de ferramentas, manuais de usinagem, etc. Valores máximos devem ser preferidos para operações de desbaste e menores para acabamento. O valor da profundidade de usinagem (a_p) será de acordo com a máxima força suportada pela aresta de corte, assim como potência disponível na máquina, ou o sobremetal disponível. Para valores iniciais pode-se recorrer ao APÊNDICE I (Dallas, D.B, 1976).

1.8 - Bibliografia

- ALGARTE, R.D.; da SILVA, M.B.; MACHADO, A.R., 1995, "Morfologia da APC no Torneamento do Aço ABNT 1020", Anais do XIII COBEM, Belo Horizonte, Dezembro, (em CD ROM).
- BANDYOPADHYAY, B.P., 1984, "Mechanism of Formation of Built-up Edge", Precision Engineering, vol. 6(3), July, pp. 148-151.
- BOOTHROYD, G., 1981, "Fundamentals of Metals Machining and Machine Tools", International Student Edition, McGraw Hill, 5th Printing, ISBN 0-7-085057-7, 350 pags.
- Da SILVA, M.B., 1998, "Lubrication in Metal Cutting under Built-up-Edge Conditions", PhD Thesis, University of Warwick, England, UK, October.
- DOYLE, E.D.; HORNE, J.G. and TABOR, D. "Frictional Interactions Between Chip and Rake Face in Continuous Chip-Formations", Proc. R. Soc., London, serie A, vol. 366, 1979, pp. 173-183.
- DALLAS, D.B, 1976, "Tool and Manufacturing Engineers Handbook" McGraw Hill Book Company, 3rd Ed.
- ERNEST, H. and MERCHANT, M.E., 1940, "Chip Formation, Friction and High Quality Surfaces", Proc. Symp. Surface Treatment of Metals, Cleveland, USA, 21-25 October, pp. 299-378.
- FERRARESI, D. "Fundamentos da Usinagem dos Metais", Editora Edgard Blücher Ltda, São Paulo, 1977, 751 pags.
- LEE, E.H. and SHAFFER, B.W., 1943, "The Theory of Plasticity Applied to a Problem of Machining", Journal of Applied Mechanics, vol. 18(4), pp. 405-413.
- MILOVIK, R. and WALLBANK, J., 1983, "The Machining of Low Carbon Free Cutting Steels with High Speed Steel Tools", The Machinability of Engineering Materials, ASM, pp. 23-41.
- OXLEY, P.L.B., 1980, "Metallic Friction under Near-Seizure Conditions", Wear, vol. 65, pp. 227-241.
- PIISPANEN, V., 1937, "Lastunmoudostimisen Teoriaa", Teknillinen Aika Kauslehti, no 27, pp 315.
- SHAW, M.C.; BER, A. and MAMIN, P.A., 1960, "Friction Characteristics of Sliding Surfaces Undergoing Subsurface Plastic Flow", Trans ASMS, J Basic Eng, vol. 82, June, pp. 342-346.
- SILVA JR., W.M., 2003, "Efeito da Velocidade e do Fluido de Corte nas Dimensões da APC de uma Liga de Al-Si", trabalho não publicado, LEPU / FEMEC/ UFU.
- TRENT, E.M., 1963, "Cutting Steel and Iron with Cemented Carbide Tools - Part II: Conditions of Seizure at the Tool/Work Interface", Journal of the Iron and Steel Institute, Nov. 1963, pp. 923-932.
- TRENT, E.M., 1988a, "Metal Cutting and the Tribology of Seizure: I-Seizure in Metal Cutting", Wear, vol. 128, pp. 29-46.
- TRENT, E.M., 1988b, "Metal Cutting and the Tribology of Seizure: II-Movement of Work Material Over the Tool in Metal Cutting", Wear, vol. 128, pp. 47-64.
- TRENT, E.M., 1988c, "Metal Cutting and the Tribology of Seizure: III-Temperature in Metal Cutting", Wear, vol. 128, pp. 65-81.
- TRENT, E.M. and WRIGHT, P.K., 2000, "Metal Cutting", 4th Edition, Butterworth Heinemann, ISBN 0-7506-7069-X, 446 pags.
- WALLACE, P.W. and BOOTHROYD, D.G., 1964, "Tool Force and Tool Chip Friction in Orthogonal Machining", Mech. Eng. Sci., vol. 6(1), pp. 74-87.
- WALLBANK, J., 1979, "Structure of Built-up Edge Formed in Metal Cutting", Metals Technology, April, pp. 145-153.
- WILLIAMS, J.E. and ROLLANSON, E.C., 1970, "Metallurgical and Pratical Machining Parameters Affecting Built-up Edge Formation in Metal Cutting", J. Inst. Metals, vol. 98, pp. 144-153.

WRIGHT, P.K.; HORNE, J.G. and TABOR, D., 1979, "Boundary Conditions at the Chip-Tool, Interface in Machining: Comparisons Between Seizure and Sliding Friction", *Wear*, vol. 54, pp. 371-390.

WRIGHT, P.K., 1981, "Frictional Interactions in Machining: Comparisons Between Transparent Sapphire and Steel Cutting Tools", *Metals Technology*, April, pp. 150-160.

ZOREV, N.M., 1963, "Interrelationship Between Shear Processes Occurring Along Tool Face and on Shear Plane in Metal Cutting", *Proc. Int. Prod. Eng. Res. Conf.*, Pittsburgh, Pnsylvania, USA, September, pp. 42-49.

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.

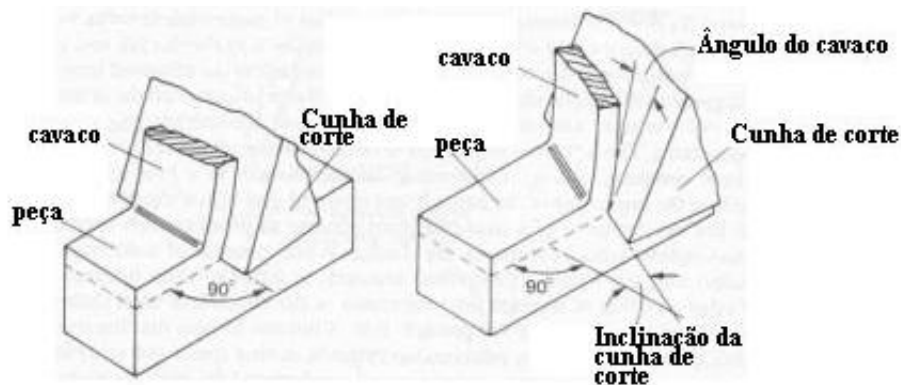


Figura 2.1 – Operação de corte tridimensional (Kalpakjian, 1995).

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.

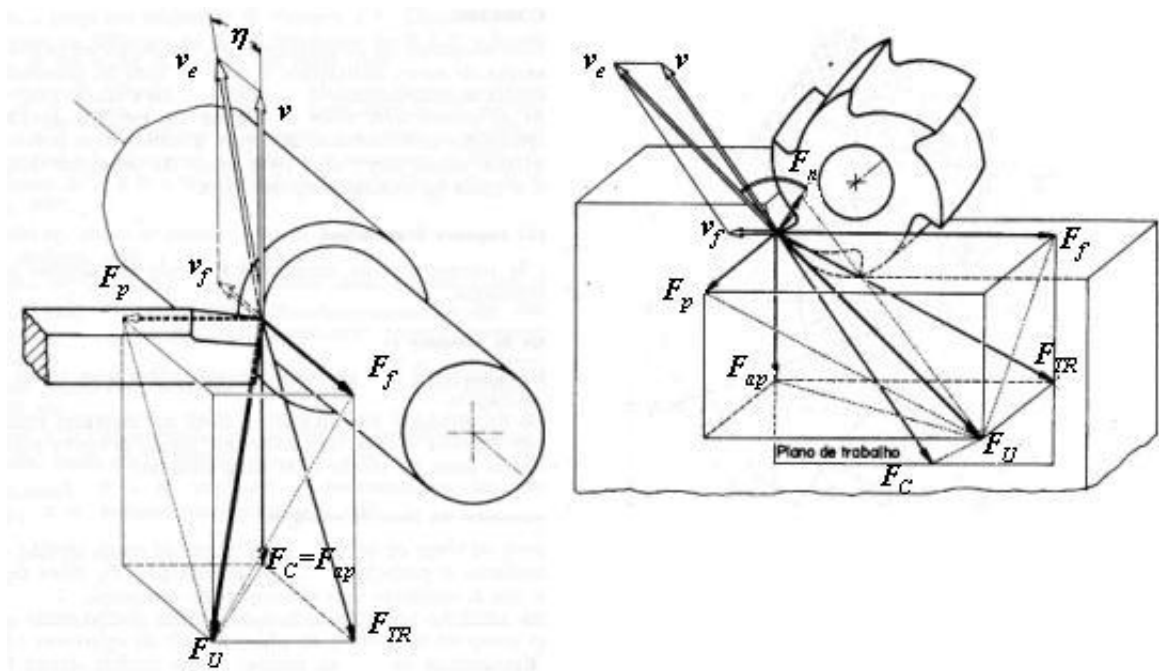


Figura 2.2 – Força de usinagem e suas componentes para os processos de torneamento e de fresamento (Ferraresi, 1977).

As três componentes básicas da força de usinagem são:

- 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.
- 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.
- 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:

- F_{TR} = força ativa, é a projeção da força de usinagem sobre o plano de trabalho;
- F_n = força de compressão, é a projeção da força de usinagem sobre uma direção perpendicular à superfície principal de corte.
- F_{ap} = força de apoio, é a projeção da força de usinagem sobre uma direção perpendicular à 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:

$$F_U^2 = F_C^2 + F_f^2 + F_p^2 \quad (2.1)$$

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 F_U , agindo sobre a cunha cortante e sua decomposição em diversas direções.

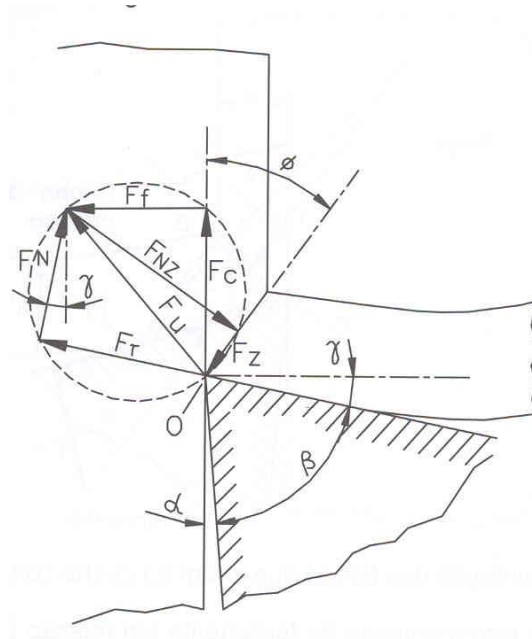


Figura 2.3 - Força de usinagem e suas decomposições no plano de cisalhamento, na superfície de saída e nas direções de corte e de avanço.

A decomposição da força de usinagem, F_U , nas diversas direções obedece a um teorema da geometria que permite representar todas as componentes em um círculo, onde 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).

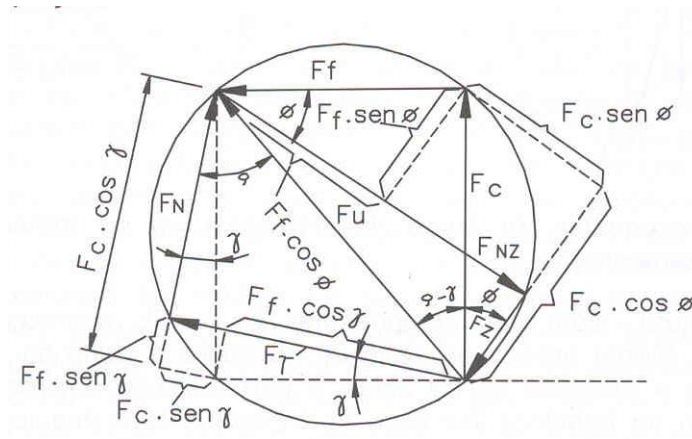


Figura 2.4 – Círculo de Merchant (Merchant, 1954).

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

$$F_T = F_U \cdot \text{sen} \rho \quad (2.2)$$

$$F_N = F_U \cdot \cos \rho \quad (2.3)$$

$$F_C = F_U \cdot \cos(\rho - \gamma) \quad (2.4)$$

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

$$F_Z = F_U \cdot \cos(\phi + \rho - \gamma) \quad (2.6)$$

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

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:

$$F_T = F_C \cdot \text{sen} \gamma + F_f \cdot \cos \gamma \quad (2.8)$$

$$F_N = F_C \cdot \cos \gamma - F_f \cdot \sin \gamma \quad (2.9)$$

$$F_Z = F_C \cdot \cos \phi - F_f \cdot \sin \phi \quad (2.10)$$

$$F_{NZ} = F_C \cdot \sin \phi + F_f \cdot \cos \phi \quad (2.11)$$

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:

$$\beta = \frac{F_T}{F_N} = \tan \rho \quad (2.11)$$

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

$$\beta = \frac{F_f + F_C \cdot \tan \rho}{F_C - F_f \cdot \tan \rho} \quad (2.12)$$

Como já analisado anteriormente a interface cavaco-ferramenta envolve alta pressão normal e a superfície real em contato pode aumentar até seu 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 seguinte forma:

$$\beta_Z = \frac{F_Z}{F_{NZ}} = \frac{F_C - F_f \cdot \tan \gamma}{F_f + F_C \cdot \tan \gamma} \quad (2.13)$$

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:

$$\tau_Z = \frac{F_Z}{S_Z} = \frac{F_Z}{S} \sin \phi \quad (2.14)$$

$$\sigma_z = \frac{F_{Nz}}{S_z} = \frac{F_{NZ}}{S} \text{sen}\phi \quad (2.15)$$

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

$$S_z = \frac{S}{\text{sen}\phi} = \frac{b \cdot h}{\text{sen}\phi} \quad (4216)$$

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:

$$\sigma_c = q \cdot x^y \quad (2.17)$$

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:

$$E = v_c \cdot F_c \cdot \Delta t \quad (2.18)$$

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:

$$F_c = F_z \cdot \frac{\cos(\rho - \gamma)}{\cos(\phi + \rho - \gamma)} \quad (2.19)$$

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

$$F_c = \tau_z \frac{S \cdot \cos(\rho - \gamma)}{\sin \phi \cdot \cos(\phi + \rho - \gamma)} \quad (2.20)$$

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

$$\frac{dF_c}{d\phi} = \tau_z \cdot S \cdot \cos(\rho - \gamma) \left[\frac{\cos \phi \cdot \cos(\phi + \rho - \gamma) - \sin \phi \cdot \sin(\phi + \rho - \gamma)}{\sin^2 \phi \cdot \cos^2(\phi + \rho - \gamma)} \right] \quad (2.21)$$

$$\frac{dF_c}{d\phi} = \tau_z \cdot S \cdot \cos(\rho - \gamma) \left[\frac{\cos(2\phi + \rho - \gamma)}{\sin^2 \phi \cdot \cos^2(\phi + \rho - \gamma)} \right] \quad (2.22)$$

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:

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

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.

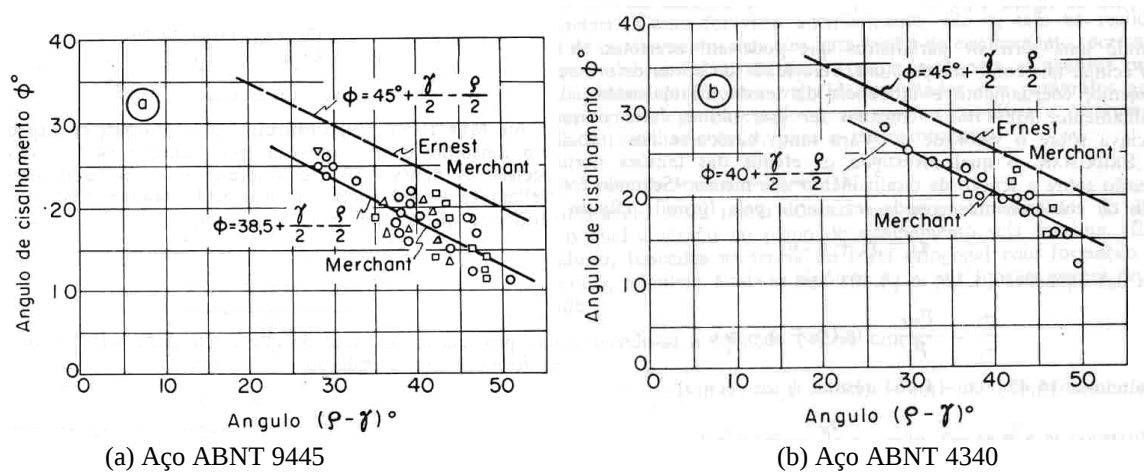


Figura 2.13 – Resultados experimentais em confronto com a Equação (4.34). $v = 60$ a 460 m/min, $f = 0,013$ a $0,2$ mm/rev, $\gamma = -10$ a 10° .

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, 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, 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:

$$F_c = k_s \cdot S \quad (2.24)$$

onde

k_s = pressão específica de corte e

S = área da seção de corte cujo valor é dado por:

$$S = b \cdot h = a_p \cdot f \quad (2.25)$$

admitindo-se que a ferramenta não possua raio de ponta. A pressão específica 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 específica varia segundo os seguintes fatores:

- *Material da peça*: para os aços ao carbono, principalmente, à medida que se aumenta a porcentagem de carbono, k_s aumenta. O aumento da porcentagem de fósforo Pb, de B e de MnS causa uma diminuição do valor de 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 k_s . Em geral, quando a dureza da peça cresce, k_s

também cresce, mas isto não pode ser tomado como uma regra. Materiais com durezas semelhantes podem ter valores de pressão específica de corte muito diferentes, devido a diversos fatores, dentre eles a presença dos elementos de liga citados acima, os quais podem formar carbeto, 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 k_s . No entanto, diversas pesquisas já realizadas mostraram que quando se varia o material da ferramenta dentro da mesma classe ISO P de Carbetos, 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 k_s menores. Os ângulos de saída (γ) (principalmente) e de inclinação (λ) provocam uma diminuição de 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 é 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 é 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 5°). Um aumento do ângulo de folga muito acima de 5° , 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.

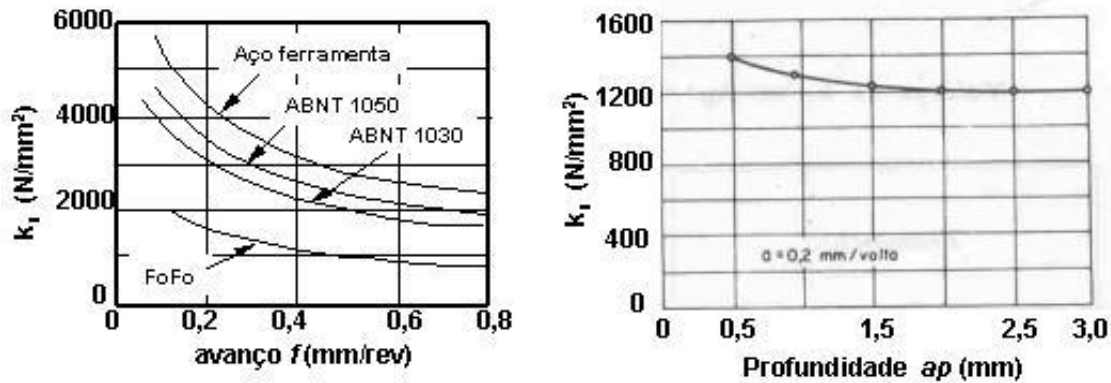


Figura 2.14 – Influência do avanço e da profundidade de corte na pressão específica (Ferraresi, 1977).

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 ap , pois o crescimento da profundidade de usinagem só faz aumentar o comprimento de contato ferramenta-peça, sem aumentar as velocidades envolvidas. Portanto, pode-se dizer que o crescimento da força de corte é diretamente proporcional ao da profundidade de usinagem, 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 VB). Neste caso a pressão específica de corte aumenta 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 é 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, cisalhamento, 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. Entre 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:

$$k_s = k_{s1} \cdot h^{1-z} \quad (2.26)$$

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_s , 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 11° 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;

Força 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 $2r_\epsilon < a_p$, 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 carbetto, 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 carbetto, 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:

$$P_c = \frac{F_c \cdot v_c}{60.000} \quad [\text{kW}] \quad (2.27)$$

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:

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

Igualmente a unidade usual em usinagem para a velocidade de avanço é [mm/min] e a constante 60×10^6 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:

$$P_{mc} = \frac{P_c}{\eta_c} \quad (2.29)$$

$$P_{mf} = \frac{P_f}{\eta_f} \quad (2.30)$$

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 $\eta = 0,75$ a $0,85$, para sistemas com motor acoplado $\eta = 0,9$ 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.

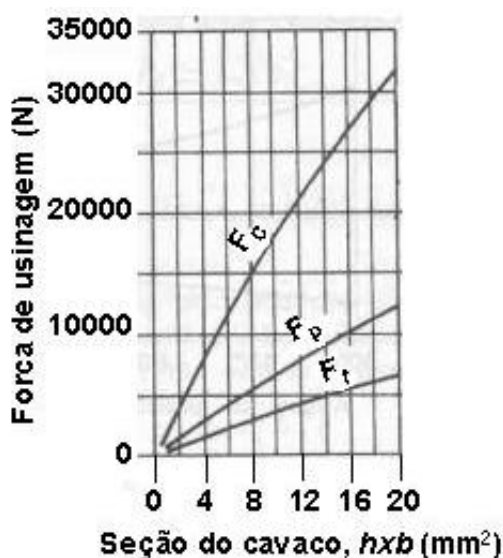


Figura 2.15 – Proporção entre as componentes da força de usinagem para torneamento.

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

$$F_c : F_p : F_f = 4,5 : 2,5 : 1 \quad (2.31)$$

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., 3^a. 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 Inóx	6120	HSS	-	30	24	15	9
	6150		-	46	30	23	15
	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

			---	--	--	--	--
	Cinzento	HSS	-	37	27	23	11
			-	46	37	27	23
		WC	137	107	76	61	30
			183	137	107	76	61
Ferro Fundido	Nodular	HSS	-	37	27	18	9
			-	46	37	27	18
		WC	107	76	61	46	23
			137	107	76	61	46
	Nudular (duro)	HSS	-	27	18	12	6
			-	38	27	18	12
		WC	76	46	30	23	15
			91	76	46	30	23
	Branco	HSS	3	-	-	-	-
			5	-	-	-	-
		WC	9	3	-	-	-
			15	9	-	-	-
Liga de Cobre	Com Pb	HSS	-	300	225	150	100
	Corte livre		-	400	300	225	150
	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						
Ligas Leves	Mg	HSS	152	107	84	61	38
			229	152	107	84	61
		WC	381	244	183	152	91
			610	381	244	183	152
	Al	HSS	107	69	46	30	15
			152	107	69	46	30
		WC	213	137	91	61	30
			305	213	137	91	61
Plásticos	Termoplásticos	HSS	-	-	-	-	-
	Termorígidos		-	-	-	-	-
		WC	198	122	76	46	-
			305	198	122	76	-
Abrasivos	Borracha dura	HSS	-	-	-	-	-
	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						
$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b$							$F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b$						
							$F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$						
$h = f \cdot \text{sen} \chi$							$b = \frac{a_p}{\text{sen} \chi}$						
Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						V _c m/min	k _{s1}	(1-z)	k _{ft}	(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						
$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b$							$F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b$			$F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$			
$h = f \cdot \text{sen} \chi$							$b = \frac{a_p}{\text{sen} \chi}$						
Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						Vc m/min	ks1	(1-z)	kf1	(1-x)	kp1	(1-y)
	γ_0	α_0	λ_0	χ_0	ε_0	rε 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						
$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b$							$F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b$						
							$F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$						
$h = f \cdot \text{sen}\chi$							$b = \frac{a_p}{\text{sen}\chi}$						
Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						Vc 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/mm ²		N/mm ²		N/mm ²	
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
$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b$	$F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b$	$F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$

$h = f \cdot \text{sen}\chi$ $b = \frac{a_p}{\text{sen}\chi}$													
Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						V _c m/min	k _{s1}	(1-z)	k _{ft1}	(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						
$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b$							$F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b$				$F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$		
$h = f \cdot \text{sen}\chi$							$b = \frac{a_p}{\text{sen}\chi}$						
Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						Vc 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						
$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b$							$F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b$						
$h = f \cdot \text{sen}\chi$							$F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$						
							$b = \frac{a_p}{\text{sen}\chi}$						
Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						Vc 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 Recondido 165 HB	DIN 41Cr4 G
$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b$	$F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b$
	$F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$

$h = f \cdot \text{sen}\chi$ $b = \frac{a_p}{\text{sen}\chi}$													
Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						V _c m/min	k _{s1}	(1-z)	k _{ft}	(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					
$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b$				$F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b$				$F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$					
$h = f \cdot sen\chi$								$b = \frac{a_p}{sen\chi}$					
Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						Vc m/min	k _{s1}	(1-z)	k _{ff1}	(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						
$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b$							$F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b$			$F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$			
$h = f \cdot \text{sen} \chi$							$b = \frac{a_p}{\text{sen} \chi}$						
Material Ferramenta	Geometria da ferramenta						Vc 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/mm ²		N/mm ²		N/mm ²	
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
$F_c = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b$	$F_f = k_{f1} \cdot h^{(1-x)} \cdot b$	$F_p = k_{p1} \cdot h^{(1-y)} \cdot b$

$h = f \cdot \text{sen} \chi$ $b = \frac{a_p}{\text{sen} \chi}$													
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/mm ²		N/mm ²		N/mm ²	
MD K10	20	10	0	45/ 90		0,5	3 a 180	115	0,71				