

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO - USP
ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS - EESC
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE PRODUÇÃO
NÚCLEO DE MANUFATURA AVANÇADA - NUMA

TEMPERATURA NA FORMAÇÃO DE
CAVACOS E APLICAÇÃO DE FLUIDOS DE
CORTE EM USINAGEM

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

Maio 2020

ÍNDICE

Table of Contents

1 - INTRODUÇÃO	3
1.2. TEMPERATURA NA FORMAÇÃO DE CAVACOS.....	11
1.2.1 - Temperatura no plano de cisalhamento (T_z):.....	24
1.2.2 - Temperatura na Interface cavaco-ferramenta (T_f):.....	26
1.3 - TEMPERATURA NA FORMAÇÃO DE CAVACOS - ESTIMATIVAS EXPERIMENTAIS.....	32
1.3.1 - Termopares inseridos na ferramenta.	33
1.3.2 - Termopar ferramenta-peça	36
1.3.3 - Radiação infravermelha.	38
1.3.4 - Vernizes termosensíveis.....	39
1.3.5 - Propriedades metalográficas.	40
1.3.6 - Sais com diferentes temperaturas de fusão	42
1.3.7 - Filmes depositados por PVD.....	43
2 - FLUIDOS DE CORTE	44
2.1 FUNÇÕES DOS FLUIDOS DE CORTE	44
2.2 CLASSIFICAÇÃO DOS FLUIDOS DE CORTE	48
2.2.1 Óleos.....	49
2.2.2 Emulsões	49
2.2.3 Soluções.....	50
2.3 ADITIVOS PARA FLUIDOS DE CORTE.....	51
2.4 CONSIDERAÇÕES A RESPEITO DA UTILIZAÇÃO DE FLUIDOS DE CORTE	52
2.5 DIREÇÕES DE APLICAÇÃO DO FLUIDO DE CORTE	54
2.6 MÉTODOS DE APLICAÇÃO DOS FLUIDOS DE CORTE	55
2.7 SELEÇÃO DO FLUIDO DE CORTE	56
2.7.1 Recomendações Quanto ao Material da peça.....	57
2.7.2 Recomendações Quanto ao Material da ferramenta	59
2.7.3 Recomendações Quanto à Operação de usinagem	59
3 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	61

1 - INTRODUÇÃO

A maior parte da potência consumida na usinagem dos metais é convertida em calor próximo à aresta cortante da ferramenta e muitos problemas técnicos e econômicos são causados direta ou indiretamente pela ação desse aquecimento (Trent, 1988). O custo da usinagem é dependente da quantidade de remoção de metal e pode ser reduzido aumentando-se a velocidade de corte e/ou a velocidade de avanço, porém há limites para essas velocidades, acima dos quais a vida da ferramenta é drasticamente diminuída, levando consigo o custo. A maior parte da usinagem ocorre com aços e ferros fundidos e no corte destes e das ligas à base de níquel surgem os problemas técnicos e econômicos mais sérios. O corte desses metais gera os maiores aquecimentos da ferramenta provocando seu colapso em curto tempo de usinagem. Por esses motivos é importante compreender como os fatores influem na geração do calor, como são distribuídos os fluxos de calor e as temperaturas na ferramenta e na peça, junto à aresta cortante. Nestes últimos 80 anos o progresso tem sido muito lento para se identificar precisamente a distribuição das temperaturas junto à aresta cortante. Assim, hoje são conhecidos os princípios gerais dos fenômenos térmicos que ocorrem nessa região e alguns casos particulares foram pesquisados.

Em 1798, pela primeira vez foi apresentado na "Academia Real de Londres" pelo conde Rumford (Benjamim Thomson) o registro de experiências em usinagem realçando o seu aspecto térmico (Boothroyd, 1981). Tais experiências foram feitas utilizando-se o método do calorímetro, no qual se mede a temperatura da água que envolve a peça em usinagem, a ferramenta e o cavaco. Praticamente toda a energia mecânica em jogo na usinagem se transforma em energia térmica. Daí também um método para a medida da potência necessária. Todavia, esse método não permite muita informação acerca da máxima temperatura atingida nas diversas partes envolvidas.

Em 1907 TAYLOR publicou o seu extenso trabalho sobre usinagem dos metais, onde observou e mediu o efeito da temperatura de corte sobre o desgaste da ferramenta. Resulta desse fato o desenvolvimento (juntamente com WHITE) dos novos aços rápidos (Trent, 1984).

Até o ano de 1925, pouco desenvolvimento ocorreu no sentido de se fazer uma análise teórica do processo de usinagem dos metais. Neste ano SHORE nos Estados Unidos estudou problemas térmicos na usinagem dos metais e apresentou o método para medir temperaturas de corte por meio do par termoeletrico constituído pela ferramenta e pela peça (Trent, 1984). Ainda em 1925 GOTTWEIN na Alemanha estudou o problema da medida das temperaturas de corte também pelo par-termoeletrico

ferramenta-peça, do que resultaram conclusões muito interessantes para a usinagem dos metais, por exemplo, a relação que liga a temperatura com a velocidade de corte é da forma (Trent, 1988)

$$\theta = C \cdot v_c^n \quad [\text{K}] \quad (1.1)$$

onde θ = temperatura de corte; v_c = velocidade de corte; "C" e "n" são valores característicos do par ferramenta-peça e das condições operacionais.

Em 1937, SCHALLBROCH e SCHAUMANN propuseram a expressão matemática correlacionando à temperatura com a vida da ferramenta de aço rápido, empregando o método do termopar-ferramenta x peça nos ensaios. Posteriormente outros pesquisadores provaram que a expressão é também válida para ferramenta de metal duro.

$$T \cdot \theta^n = K \quad (1.2)$$

onde T = vida da ferramenta (min)

θ = temperatura da ferramenta (°C)

n, K = constantes, função dos materiais e condições em jogo.

Podem ser identificadas as várias parcelas do trabalho total desenvolvido na operação como (Loewen, 1954):

- O trabalho das forças que produzem deformações elásticas na ferramenta, na peça, no cavaco, na máquina e que se transformam em vibrações elásticas (estas são rapidamente amortecidas) e se convertem em calor;
- O trabalho das forças de dispersão responsáveis pela superação das energias superficiais da peça, deslocamento dos grãos cristalinos para o cavaco e esmagamento de alguns grãos aumentando assim a sua área superficial;
- O trabalho das forças para modificar a estrutura cristalina do metal sob pressão e aquecimento;
- O trabalho das forças que produzem as deformações plásticas. Estas se constituem principalmente em um esmagamento e uma tração parcial acompanhada por um deslizamento, cuja tensão atinge e supera o limite de escoamento. Essas deformações consistem em uma alteração da rede cristalina, em um esmagamento dos cristais e uma modificação na estrutura

do material. Essa deformação plástica é um processo dissipativo onde a energia mecânica em jogo se transforma em calor (apenas uma mínima parte fica armazenada no material);

- O trabalho das forças que produzem o cisalhamento e conseqüentes deslizamentos no cavaco e sobre a superfície usinada (esta superfície formada pela ação da ferramenta que retira uma camada de material da peça-obra);
- O trabalho das forças de atrito de cavaco com a superfície de saída e da peça com as superfícies de folga (principal e lateral) da ferramenta.

Pode-se escrever então que o trabalho total é:

$$W_{\text{corte}} = W_{\text{elast.}} + W_{\text{dispers.}} + W_{\text{estr.}} + W_{\text{plast.}} + W_{\text{cisalh.}} + W_{\text{atrito}} \quad (1.3)$$

onde cada parcela corresponde, respectivamente a "a; b; ...f".

Essas 5 parcelas naturalmente têm valores bem diversos. As 3 primeiras parcelas são muito pequenas face ao total e como decorrência pode-se escrever para os metais (Loewen, 1981 e FERRARESI, 1977):

$$W_{\text{corte}} \cong W_{\text{plast.}} + W_{\text{cisalh.}} + W_{\text{atrito}} \quad (1.4)$$

O trabalho das forças que produzem as deformações plásticas de deslizamento é muito importante no caso de usinagem de aço baixo carbono por causa dos valores das deformações. Também ocorre no caso de usinagem de aço alto carbono, mais duros, por causa dos valores altos das forças de corte. No caso de usinagem de metais frágeis, isto é, ferro fundido cinzento, as deformações plásticas são pequenas. No caso de aços com estruturas austeníticas (aços resistentes ao calor) as forças de corte são consideráveis e, além disso, apresentam altas forças de atrito. Decorre, então, que na usinagem desses aços o trabalho das deformações plásticas e o trabalho de atrito são particularmente grandes. O trabalho das forças de cisalhamento é relativamente pequeno, no entanto é muito maior no caso de usinagem de metais de alta dureza e quebradiços do que no caso de usinagem de metais macios. O trabalho das forças de atrito pode ser considerável, sobretudo no caso de usinagem de aço baixo carbono e com ferramentas desgastadas. Pode ser considerável ainda no caso em que a temperatura de corte seja alta, aumentando-se assim o atrito interno nas camadas amolecidas do metal usinado. Alguns resultados experimentais podem ser vistos na Tabela 1.1, onde aparecem as proporções entre esses 3 trabalhos desenvolvidos, em %:

Tabela 1.1 – Proporções de energia na usinagem de aço e de ferro fundido, (Loewen, 1981)

	Aço (%)	Ferro fundido (%)
- Trabalho das deformações plásticas (esmagamento)	60 - 85	40 - 65
- Trabalho de cisalhamento (deslizamento)	10 - 25	25 - 45
- Trabalho de atrito	10 - 15	10 - 15

Analisando-se, por outro lado, os trabalhos realizados pelas componentes da força de usinagem (segundo a DIN 6584 ou NBR), tem-se a expressão do trabalho total como:

$$W_{\text{total}} = W_{\text{princ.}} + W_{\text{avanço}} + W_{\text{passiva}} \quad (1.5)$$

Onde:

$W_{\text{princ.}}$ = é o trabalho realizado pela componente força principal de corte, atuante na direção da velocidade de corte.

$W_{\text{avanço}}$ = é o trabalho realizado pela componente força de avanço, atuante na direção da velocidade de avanço.

W_{passiva} = é o trabalho realizado pela componente força passiva (também conhecida por força de profundidade) atuante na direção perpendicular ao plano de trabalho (passando pelo ponto de referência da ferramenta)

As proporções relativas dessas 3 componentes podem ser estabelecidas: a componente W_{passiva} é sempre zero porque a força passiva não realiza trabalho algum tendo em vista que não há deslocamento na direção perpendicular ao plano de trabalho, durante a operação de corte: a componente $W_{\text{avanço}}$ é sempre um valor muito pequeno (1 a 2%) em relação ao $W_{\text{princ.}}$, porque a velocidade de avanço é cerca de 200 a 500 vezes menor que a velocidade de corte: a componente $W_{\text{princ.}}$ corresponde praticamente ao trabalho total desenvolvido na usinagem

$$W_{\text{total}} \cong W_{\text{princ.}} \quad (1.6)$$

Pode-se constatar experimentalmente que mais de 90% de todo o trabalho mecânico na usinagem se converte em calor (Loewen, 1981 e FERRARESI, 1977). Assim, pode-se escrever:

$$Q = \frac{F_c \cdot v_c}{60} \quad [\text{W}] \quad (1.7)$$

onde:

Q = é a quantidade de calor gerada [W]

F_c = é a componente principal da força de corte [N]

v_c = é a velocidade de corte [m/min]

A quantidade de calor gerada na usinagem aumenta diretamente com a velocidade de corte e com a componente principal da força de corte. Considerando-se o mesmo par ferramenta-peça, a temperatura cresce na mesma proporção. Como a força de corte é proporcional ao avanço e à profundidade de corte pode-se afirmar que ao se pretender maior produtividade na operação de usinagem naturalmente devem ser aumentados: a velocidade, o avanço e a profundidade de corte. Todavia esse aumento deve ser limitado porque concomitantemente haverá aumento da temperatura e esta por sua vez altera as propriedades mecânicas da ferramenta que se desgasta rapidamente, reduzindo drasticamente sua produtividade. O usuário deve sempre fazer um estudo criterioso a fim de realizar uma operação de usinagem economicamente viável.

A energia gasta no processo de formação de cavacos é percebida na forma de calor em 3 regiões distintas na região de formação de cavacos: (i) Na zona do plano de cisalhamento, ou zona primária de cisalhamento (região A na Figura 1.1); (ii) Na interface entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta, ou zona secundária de cisalhamento, (regiões B e C na Figura 1.1) e (iii) Na interface de contato da peça com a superfícies de folga da ferramenta, ou zona terciária de cisalhamento (região D na Figura 1.1). O calor na zona primária de cisalhamento provém do trabalho de cisalhamento interno do material, enquanto que nas outras duas fontes de calor este vem do atrito e do cisalhamento interno devido à aderência entre as superfícies. A Figura 1.1 ilustra as três regiões onde o calor é percebido durante a formação de cavacos.

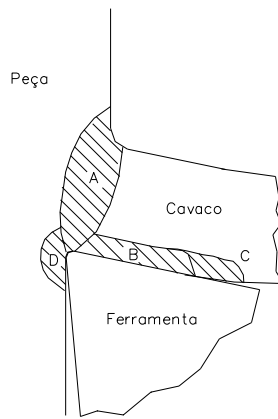


Figura 1.1 – Regiões onde calor é percebido durante a formação de cavacos.

O calor no plano de cisalhamento pode até ser benéfico para a usinagem, pois aumenta a temperatura nas zonas primária e secundária, diminuindo a resistência mecânica do material da peça para a continuidade da deformação plástica (efeito de amolecimento). O calor gerado na zona secundária de cisalhamento tem maior influência sobre o desempenho da ferramenta e é praticamente o fator limitante para a taxa de remoção de material, particularmente por meio do aumento da velocidade de corte (Trent, 1988). O contato entre a superfície de folga da ferramenta e a peça (zona terciária) pode ocorrer mesmo para ferramentas sem desgaste de flanco, uma vez que é necessária uma deformação mínima para a formação de cavacos, e pode contribuir para o aumento da temperatura da peça e da ferramenta.

O trabalho realizado e, conseqüentemente o calor gerado, depende das propriedades do material da peça e da ferramenta, geometria da ferramenta e das condições de corte. O calor aumenta com a taxa de remoção de material, seja por meio do aumento da velocidade de corte, da profundidade de corte ou do avanço. Dentre esses parâmetros, a velocidade de corte é o mais influente, para velocidades moderadas. Há, no entanto, a possibilidade de se formar cavacos com tanta rapidez que a transmissão de calor não se dá para a peça ou ferramenta, chegando ao que poderia ser chamado de “corte adiabático”. Para velocidades de corte baixas e moderadas, é importante entender os fatores que influenciam a geração de calor, seu fluxo e a distribuição de temperatura na ferramenta, no cavaco e na peça próximo à aresta de corte por dois motivos: (i) a temperatura afeta as propriedades mecânicas do material da peça e, por conseqüência, a interação das forças entre ferramenta e peça; (ii) a temperatura tem uma considerável influência no desgaste da ferramenta, tanto na superfície de saída quanto na superfície de folga. Em muitos casos, constituintes da ferramenta podem difundir-se para dentro do cavaco ou reagir quimicamente com a peça, ou fluido de corte, devido às altas temperaturas.

Existem, portanto, limites para a velocidade de corte e para o avanço devido a elevadas temperaturas na ferramenta. O aumento da temperatura na região de corte também causa dilatação térmica na peça, afetando sua dimensão durante a usinagem. Esse fato pode prejudicar a precisão dimensional inviabilizando o processo de usinagem. Esse fato é particularmente observado em operações de usinagem por abrasão ou quando altas velocidades de corte são usadas em processos de corte contínuo, como o torneamento.

A maior parte do calor gerado na zona primária é dissipada pelo cavaco e o aumento de temperatura neste não é muito influenciado pela velocidade de corte, embora a porção de calor dissipado pela peça diminua com o aumento da velocidade de corte (Boothroyd, 1981) A temperatura no cavaco pode chegar a 1000 °C quando usinando aços endurecidos e algumas ligas de níquel, sob certas condições de corte, mas a faixa normal de temperatura do cavaco, quando usinando aços e outros materiais comuns é de 500 °C a 650 °C. Um forte indicativo das temperaturas nos cavacos de aços é a coloração dos mesmos, normalmente marrom ou azul, promovida, poucos segundos após serem produzidos, pela formação de uma fina camada de óxido que acontece a temperaturas da ordem de 250 a 350°C (Trent, 1984).

A temperatura do cavaco, entretanto, terá pouca influência na temperatura da ferramenta, porque o tempo com que uma pequena porção do cavaco passa sobre a superfície de saída da ferramenta, é muito pequeno (poucos milissegundos) para conduzir calor, a menos que ocorra a zona de fluxo na zona de cisalhamento secundário. Neste caso haverá tempo para a condução para a ferramenta. Esta é a principal fonte de calor responsável pelo aumento de temperatura na ferramenta de corte.

A temperatura da ferramenta pode não ser considerada o maior problema quando na usinagem de materiais macios e de baixo ponto de fusão, como o alumínio e o magnésio, mas se torna o fator controlador da taxa de remoção de material, quando na usinagem de materiais duros e de alto ponto de fusão, como ferros fundidos, aços, ligas de níquel e ligas de titânio.

A temperatura na zona terciária, especificamente na interface peça-ferramenta, aumenta com a velocidade de corte. Haverá, portanto, um limite prático na velocidade de corte, para cada par ferramenta-peça. As altas temperaturas nas ferramentas de corte não só aceleram os mecanismos de desgaste termicamente ativados, mas também reduzem o limite de escoamento do material da ferramenta. Se a usinagem ocorrer com ângulos de folga pequenos ($<2^\circ$) ou se o desgaste de flanco atingir proporções consideráveis, a interface peça-superfície de folga da ferramenta se torna a terceira

fonte importante de geração de calor. Neste caso, a análise é similar à zona de cisalhamento secundário, com a presença da zona de fluxo, o que promove altas temperaturas na superfície de folga, que pode levar a ferramenta de corte ao colapso. Na presença da zona de fluxo, as taxas de deformação são muito altas e complexas, dificultando a estimativa da temperatura com o presente estado de conhecimento dos fenômenos envolvidos (Trent 1988). Altas deformações e altas taxas de deformação, sem encruamento do material na mesma proporção, só podem ocorrer com o amolecimento adiabático causado pelo aumento da temperatura. O processo é idêntico ao da formação do cavaco segmentado. A temperatura na zona de fluxo e, portanto, a temperatura da ferramenta depende da quantidade de trabalho realizado para cisalhar o material e da quantidade de material que passa pela zona de fluxo, e isto varia com o material da peça. Temperaturas da ordem de 1100 °C na interface cavaco-ferramenta podem ser encontradas e as ferramentas de corte têm que estar preparadas para suportarem tais condições durante o processo de formação de cavacos.

A Figura 1.2 mostra a temperatura máxima da interface cavaco-ferramenta (e, portanto a temperatura máxima na superfície de saída da ferramenta) na usinagem de vários materiais com ferramentas de aço rápido, em função da velocidade de corte.

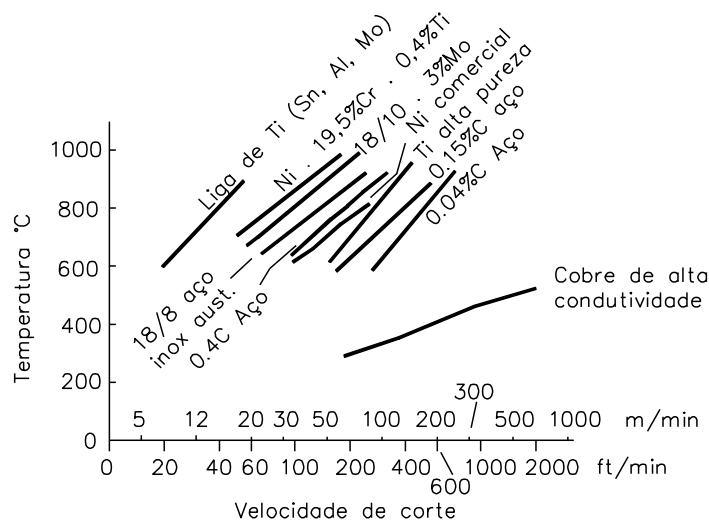


Figura 1.2. Temperaturas máximas da interface cavaco-ferramenta em função da velocidade de corte (Trent, 1984).

Observam-se temperaturas elevadas para certos materiais, mesmo para baixas velocidades de corte. As condições da interface cavaco-ferramenta (aderência, escorregamento ou aresta postiça de

corte) devem ser assumidas como os fatores mais importantes a serem considerados com relação à temperatura da aresta de corte. A zona de fluxo, portanto, constitui uma fonte efetiva de calor, e apesar de se conhecer muito pouco sobre a influência dos elementos de liga e mudanças micro estruturais nas bandas de cisalhamento termoplástico (zona de fluxo), pelo menos três parâmetros metalúrgicos devem influenciar a temperatura da ferramenta:

- O ponto de fusão do principal elemento químico do material da peça. Quanto maior o ponto de fusão deste elemento, maior a temperatura da interface cavaco-ferramenta, para qualquer velocidade de corte.
- Elementos de liga que elevam a resistência do material da peça aumentam a temperatura da interface para qualquer taxa de remoção de material.
- Presença de fases de baixa resistência ao cisalhamento na interface (tais como MnS e grafita), que podem reduzir a temperatura.

2. Modelos para Temperatura na Formação de Cavacos

Há diversos modelos matemáticos para calcular as temperaturas na região de formação de cavacos. Um dos mais simples é o de Trigger e Chao

2.1 - Temperatura Na Formação de Cavacos – Modelo de Trigger e Chao

O calor gerado durante a formação de cavacos tem sido extensivamente estudado usando-se técnicas analíticas. O ponto de partida para a maioria dos estudos nesta área tem sido o corte ortogonal. Os estudos se baseiam no princípio de que o fluxo de calor se dá em regime permanente e a temperatura gerada está associada com aquela produzida devido ao cisalhamento na zona primária ou com o aumento de temperatura causado pelo atrito entre o cavaco e a superfície de saída. O calor devido ao atrito entre a superfície usinada e a superfície de folga da ferramenta é desprezado. Segundo o modelo desenvolvido por Trigger e Chão o calor total produzido na formação de cavacos pode ser calculado como (Trigger, 1951):

$$q = q_z + q_f \quad [\text{W/m}^2] \quad (2.1)$$

Onde:

q : Calor total (W/m²);

q_z : Calor gerado no cisalhamento (W/m²);

q_f : Calor gerado pelo atrito na interface cavaco-ferramenta (W/m²);

O calor produzido por cisalhamento e devido ao atrito entre o cavaco e a superfície de saída pode ser calculado pela energia liberada pelo processo, como mostrado na Figura 2.1.

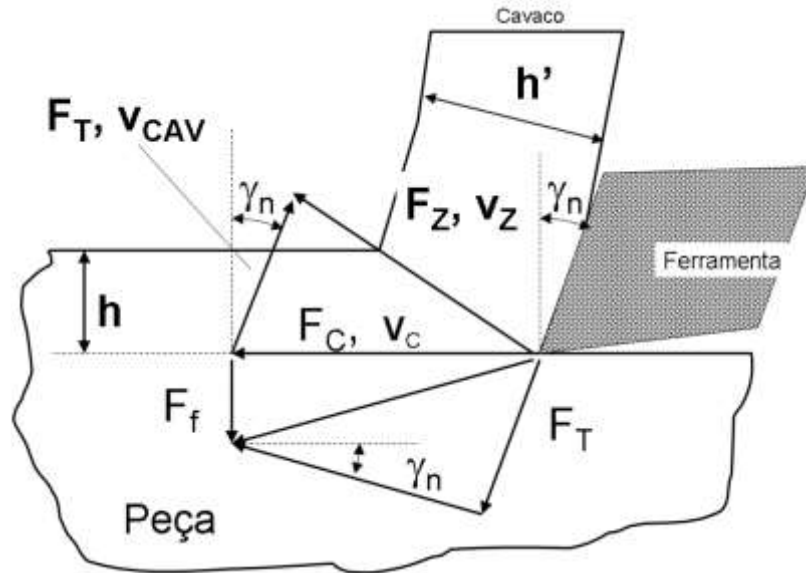


Figura 2.1 – Diagrama de força e de velocidade para calcular o calor gerado durante a formação de cavacos em processo de corte ortogonal, Modelo Trigger e Chao.

Com base na Figura 2.1 pode-se calcular o valor de q_z como sendo:

$$q_z = \frac{F_z \cdot v_z}{A_z} \times \frac{10^6}{60} \quad \left[\frac{W}{m^2} \right] \quad (2.2)$$

Onde:

$$A_z = \frac{b \cdot h}{\sin \phi} = b \cdot h \cdot \csc \phi \quad [mm^2] \quad (2.3)$$

A velocidade no plano de cisalhamento é:

$$v_z = \frac{v_c}{\cos \phi} \quad [m/min] \quad (2.4)$$

Para pequenos valores de γ_n :

$$F_z = \frac{F_c v_c - F_T v_{cav}}{v_z} \quad [\text{N}] \quad (2.5)$$

A força tangencial na superfície de saída é calculada por:

$$F_T = F_f \cos \gamma_n + F_c \sin \gamma_n \quad [\text{N}] \quad (2.6)$$

A velocidade do cavaco pode ser aproximada por:

$$v_{cav} = \frac{h}{h'} \quad (2.7)$$

Onde:

F_z : Componente de força ao longo do plano de cisalhamento (N);

v_z : Velocidade de cisalhamento com relação à peça (m/min);

b : largura de corte (mm);

$\csc \phi$: Cosecante do ângulo plano de cisalhamento ϕ ;

v_c : Velocidade de corte (m/min);

F_c : Força de corte (N);

F_T : Força tangencial de atrito na superfície de saída (N);

v_{cav} Velocidade do cavaco com relação à ferramenta (m/min);

F_f : Força de avanço (N);

γ_n : ângulo de saída (rad or °);

h : Espessura de corte (mm);

h' : Espessura média do cavaco (mm);

As componentes de força e as de velocidade seguem o modelo de Ernest e Merchant.

O modelo de Trigger e Chao assume, arbitrariamente, que entre 10 e 15% da energia de deformação é armazenada no cavaco como energia latente e que 10% do total de calor é deixado na peça. O aumento médio da temperatura de deformação do cavaco pode ser calculado pela Equação (2.8):

$$T_z - T_o = \frac{A_1 [F_c v_c (1 - B_1) - F_f v_{cav}]}{C \cdot \rho \cdot b \cdot l} \quad [\text{K}] \quad (2.8)$$

Onde:

T_z : Temperatura do cavaco assim que deixa a zona primária de cisalhamento (K);

T_o : Temperatura ambiente (K);

A_1 : Fração de energia de deformação transformada em calor ($A_1=0.9$ para a maioria dos metais);

B_1 : Proporção de calor que flui para a peça ($B_1=0.1$ para a maioria dos metais);

C : Calor específico do material do cavaco (J/kgK);

ρ : Densidade do material do cavaco (kg/m³);

l : Comprimento do plano de cisalhamento (mm);

b = Largura de corte (mm)

A Equação (2.9) calcula o aumento de temperatura devido ao atrito cavaco-ferramenta na superfície de saída, assumindo uma fonte móvel de calor sobre a superfície estacionária do cavaco, sob condições de regime permanente.

$$T_f - T_o = \frac{B_2}{9 \cdot (5\pi)^{1/2}} \frac{F_T}{k \cdot m} \left[\frac{K \cdot v_{\text{cav}}}{60 \cdot l_c} \right] 10^6 \quad [\text{K}] \quad (2.9)$$

Onde:

T_f : Aumento de temperatura devido ao atrito cavaco-ferramenta (K);

B_2 : Fração de calor carregada pelo cavaco ($B_2 = 0,5$);

K : Difusividade térmica do material do cavaco = $k/C\rho$ (m²/s);

k = condutividade térmica (J/kgK)

m : Largura de contato cavaco-ferramenta (aprox. igual a b) (mm);

l_c : comprimento de contato cavaco

A temperatura final será a soma de T_z com T_f . Maiores refinamentos foram introduzidos pelos pesquisadores para melhor aproximar o modelo de resultados experimentais, considerando a partição de energia entre o cavaco e a peça e o fluxo de calor na interface cavaco-ferramenta como sendo não uniforme. O calor gerado pelo atrito da superfície usinada com a superfície de folga da ferramenta não foi considerado.

2.2. – Temperatura Na Formação de Cavacos – Modelo de Loewen e Shaw

Um modelo mais completo e, também complexo, foi desenvolvido por Loewen e Shaw. Se baseiam, os autores, nas seguintes hipóteses (Loewen, 1954):

- Toda a energia gerada nas fontes primária e secundária é transformada em calor, sendo a energia total conservada;
- As fontes de geração de calor se concentram em planos;
- O fluxo de calor nestas regiões é constante.
- Não há dissipação de calor para o ambiente, na região de formação de cavacos.

Mesmo considerando essas aproximações, ressalta-se que a determinação da temperatura média no plano de cisalhamento (T_z) e na superfície de saída da ferramenta (T_f) é bastante complexa e mais aproximações deverão ser feitas para que o problema tenha uma solução analítica.

A primeira lei da termodinâmica estabelece que a variação entre o calor recebido por um sistema (ou uma quantidade fixa de matéria) menos o trabalho que este pode realizar equivale à variação da energia interna, ou matematicamente:

$$dQ - dW = dE \quad [W] \quad (2.10)$$

Onde

dQ = quantidade de calor adicionado à massa

dW = quantidade de Trabalho

dE = quantidade de energia interna.

Por outro lado, Fourier estabeleceu uma lei experimental que governa a condução de calor em sólidos que pode ser escrita como:

$$dQ = k \cdot dA \cdot \frac{d\theta}{dx} \quad (2.11)$$

Onde:

k = condutividade térmica do material condutor;

dA = área da seção transversal ao fluxo de calor, do condutor;

$d\theta$ = Variação de temperatura entre as extremidades do condutor;

dx = comprimento do condutor na direção do fluxo de calor;

A Equação (2.11) estabelece que o fluxo de calor é proporcional ao gradiente de temperatura na direção do fluxo e á área da seção transversal desse condutor de calor. A constante de proporcionalidade é a condutividade térmica.

A variação da energia interna em um sólido pode ser convenientemente expressa por:

$$dE = c \cdot d\theta \cdot \rho \cdot dV \quad (2.12)$$

Onde:

ρ = peso específico do sólido;

c = calor específico do material;

dV = volume do sólido.

Quando estas equações são aplicadas a um diferencial de volume, no qual não há trabalho sendo executado por forças externas, tem-se que:

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{q}{\rho \cdot c} + \frac{k}{\rho \cdot c} \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right) \quad (2.13)$$

Onde:

q = é a taxa de calor adicionado ao sistema por unidade de volume no tempo, por exemplo, por atrito, ou deformação plástica, etc.;

$\frac{k}{\rho \cdot c}$ = é a difusividade térmica, normalmente representada por K

No modelo de Loewen e Shaw consideram-se duas fontes de energia envolvidas no processo de formação de cavacos: a zona primária de cisalhamento ao longo do plano de cisalhamento, (1) na Figura 1.4 e a zona secundária de cisalhamento na superfície de saída do cavaco, (2) na Figura 2.2.

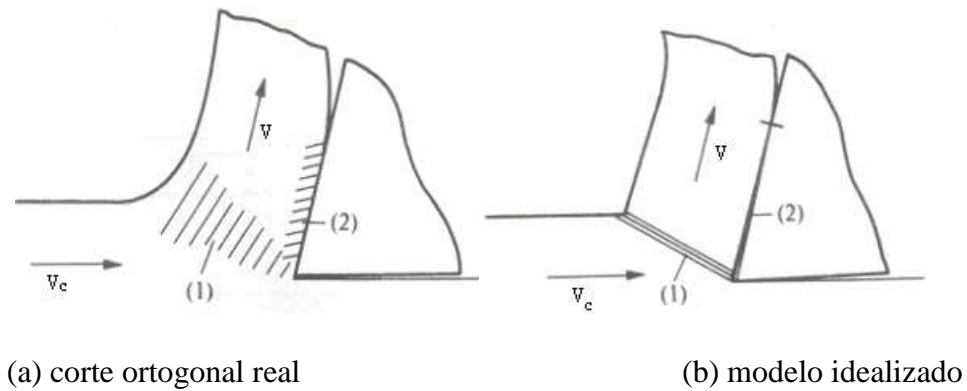


Figura 2.2 – Fontes de calor admitidas no Modelo de Shaw para o corte ortogonal (Shaw, 1986).

Da energia produzida na região (1) parte flui para o cavaco o qual se move com uma velocidade de cisalhamento no mesmo plano em relação á peça. A outra parte flui para a peça, a qual se move com velocidade v_c . Da mesma forma, na região (2) a energia produzida é dividida entre o cavaco e a ferramenta, na interface cavaco-ferramenta, sendo que a ferramenta está estacionária e o cavaco se move com velocidade v_{cav} .

Para modelar a partição de energia entre superfícies em movimento e, conseqüentemente calcular a temperatura média em cada uma delas, Shaw imaginou, inicialmente, uma fonte calor estacionária de forma retangular sobre a superfície de um corpo. A fonte tem as dimensões $2l \times 2m$, é uniforme, tem valor q e a superfície é de um corpo semi-infinito assumido estar trocando calor apenas onde a fonte está atuando. A Figura 2.3 ilustra essa situação.

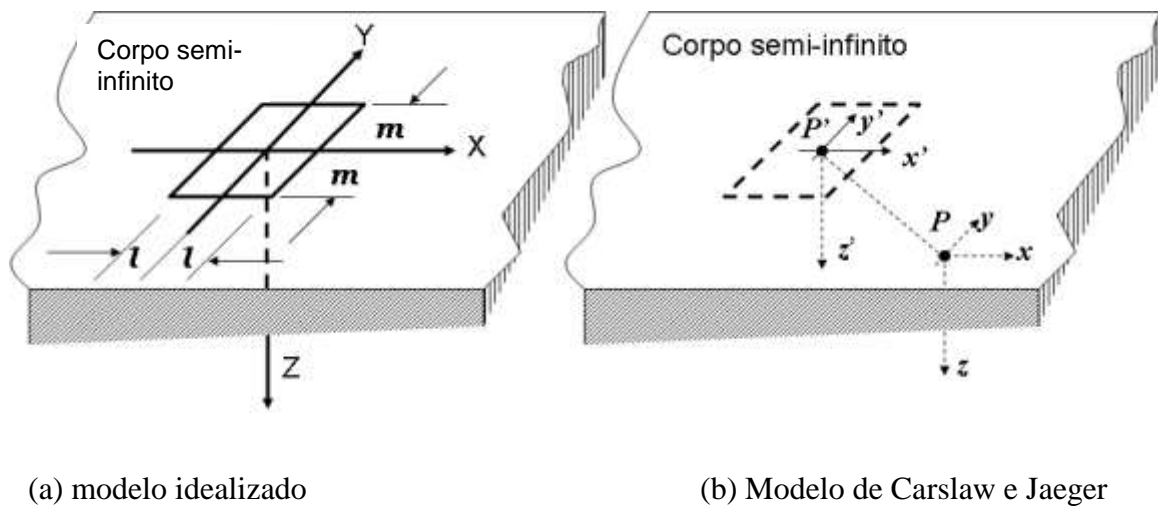


Figura 2.3 – Modelo de uma fonte de calor retangular sobre um corpo semi-infinito.

Para saber a distribuição de temperatura dentro do corpo semi-infinito o primeiro passo é integrar a Equação (1.11) para o caso onde se tem uma fonte instantânea de calor de quantidade Q sendo liberada em um ponto (x',y',z') . Calcula-se a temperatura no corpo após um tempo t em um ponto (x,y,z) devida àquela fonte de calor, problema resolvido por Carslaw e Jaeger em 1957, com o seguinte resultado:

$$\theta(x, y, z, t) = \left[\frac{QK}{8k(\pi Kt)^{3/2}} \right] e^{-r^2/4Kt} \quad (2.14)$$

Onde k é a condutividade térmica, K é difusividade térmica e r^2 é a distância do ponto P ao P' da Figura 1.5, dada por.

$$r^2 = (x - x')^2 + (y - y')^2 + (z - z')^2 \quad (2.15)$$

Desta forma, integra-se sobre a área finita delimitada pela fonte de calor. Se a integração no tempo for realizada primeiro, para o corpo semi-infinito e se o interesse for concentrado na solução em estado permanente (isto é, $t \rightarrow \infty$), então a equação para a temperatura no estado permanente em qualquer lugar no corpo semi-infinito com uma fonte de calor uniforme, atuando sobre a área delimitada por $-l < x' < l$ e $-m < y' < m$ é dada por:

$$\theta(x, y, z) = \frac{q_e}{2\pi k} \int_{-l}^l dx' \int_{-m}^m \frac{dy'}{\left[(x - x')^2 + (y - y')^2 + z^2 \right]^{1/2}} \quad (2.16)$$

Onde:

q_e = parcela de calor fluindo para o corpo devido a uma fonte estacionária.

O principal interesse encontra-se na temperatura sobre a superfície do corpo contendo a fonte. Então, sobre a integração da Equação (1.14) com $z = 0$, tem-se:

$$\theta(x, y) = \frac{q_e}{2\pi k} \left[|x + l| \left\{ \sinh^{-1} \left(\frac{y + m}{x + l} \right) - \sinh^{-1} \left(\frac{y - m}{x + l} \right) \right\} \right]$$

$$\begin{aligned}
& + |x-l| \left\{ \sinh^{-1} \left(\frac{y-m}{x-l} \right) - \sinh^{-1} \left(\frac{y+m}{x-l} \right) \right\} \\
& + |y+m| \left\{ \sinh^{-1} \left(\frac{x+l}{y+m} \right) - \sinh^{-1} \left(\frac{x-l}{y+m} \right) \right\} \\
& + |y-m| \left\{ \sinh^{-1} \left(\frac{x-l}{y-m} \right) - \sinh^{-1} \left(\frac{x+l}{y-m} \right) \right\} \quad (2.17)
\end{aligned}$$

Devido á complexidade do resultado expresso pela Equação (2.17) prefere-se trabalhar com o aumento da temperatura média sobre a área da fonte. Portanto, a temperatura média na fonte de calor pode ser dada por:

$$\bar{\theta} = \frac{\int_{-l}^l \int_{-m}^m (\theta) dx dy}{4lm} \quad (2.18)$$

Resolvendo tem-se:

$$\bar{\theta} = \frac{2 q_e m}{\pi l} \left[\frac{l}{m} \sinh^{-1} \left(\frac{m}{l} \right) + \sinh^{-1} \left(\frac{l}{m} \right) + \frac{1}{3} \left(\frac{m}{l} \right) + \frac{1}{3} \left(\frac{l}{m} \right)^2 - \frac{1}{3} \left\{ \left(\frac{l}{m} \right)^2 + 1 \right\} \left\{ 1 + \left(\frac{m}{l} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \right] \quad (2.19)$$

Para tornar essa equação mais conveniente para as aplicações separam-se os termos referentes à área da fonte de calor:

$$\bar{\theta} = \frac{q_e m}{k} \bar{A} \quad (2.20)$$

Onde \bar{A} é o fator de forma da fonte, uma função de $\left(\frac{m}{l} \right)$, a qual pode ser aproximada por:

$$\bar{A} = \frac{2 \cdot l}{\pi \cdot m} \left[\ln \left(\frac{2 \cdot m}{l} \right) + \frac{1}{3} \left(\frac{l}{m} \right) + \frac{1}{2} \right] \quad (2.21)$$

quando a razão $\left(\frac{m}{l} \right)$ for maior que 20. Pode-se também trabalhar com o valor máximo da temperatura na fonte de calor:

$$\theta_{m\acute{a}x} = \frac{q_e m}{k} A_m \quad (2.22)$$

Onde o fator de forma da fonte neste caso passa a ser aproximadamente:

$$A_{m\acute{a}x} = \frac{2 \cdot l}{\pi \cdot m} \left[\ln \left(\frac{2 \cdot m}{i} \right) + 1 \right] \quad (2.23)$$

também para a razão (m/l) maior que 20. A Figura 2.4 mostra a comparação entre as Equações (2.22) e (2.23) como função dessa razão.

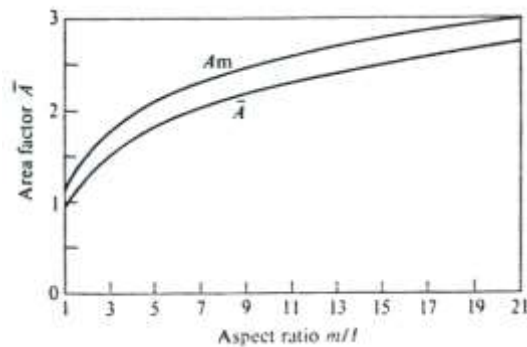


Figura 2.4 – Variação dos fatores de forma da fonte em função da razão (m/l) .

A Figura 2.5 mostra as formas das curvas de distribuição de temperatura sobre cada um dos eixos cartesianos, dentro dos limites da fonte de calor retangular.

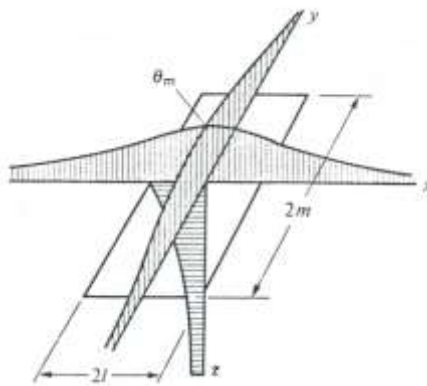


Figura 2.5 – Formas das curvas de distribuição de temperatura sobre os eixos cartesianos e dentro do corpo semi-infinito para uma fonte estacionária de calor.

Para modelar o calor fluido para o cavaco Shaw considera o modelo de uma fonte calor de área finita se movendo sobre uma superfície de um corpo semi-infinito. A Figura 2.6 ilustra essa nova situação, bastante parecida com a primeira.

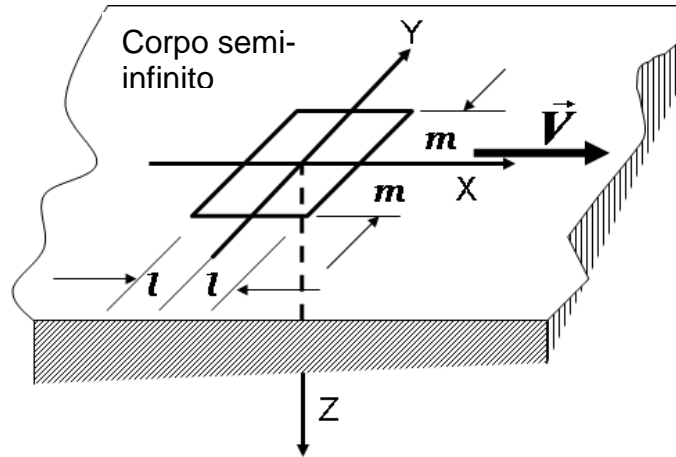
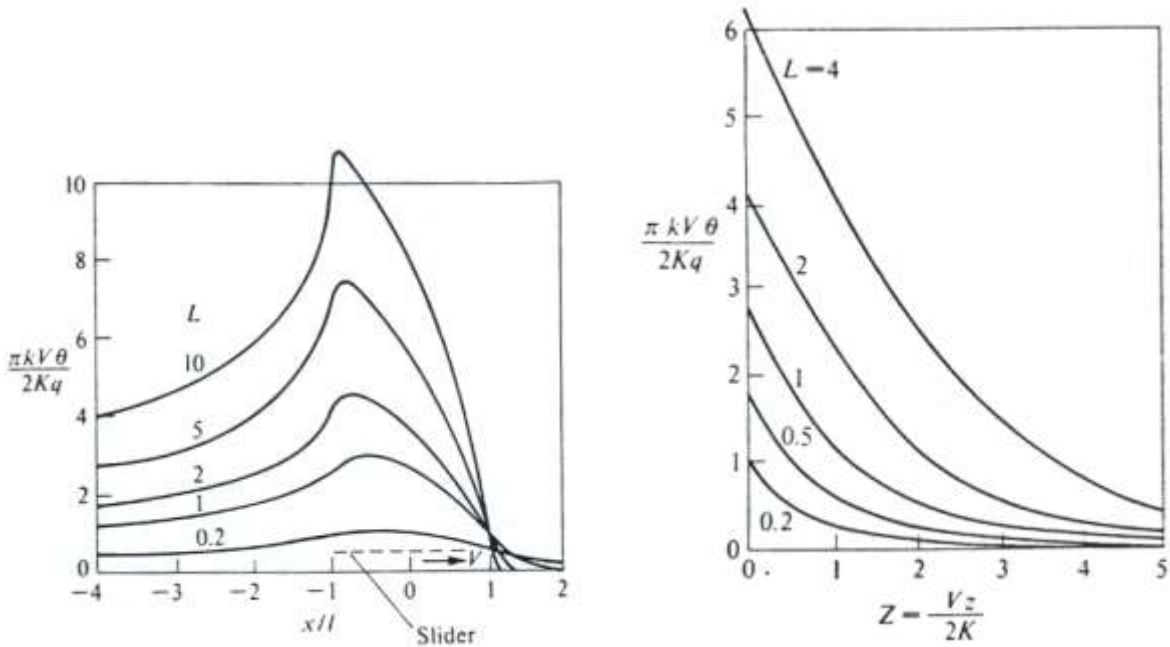


Figura 2.6 – Modelo de fluxo de calor para uma fonte se movendo sobre um corpo semi-infinito.

Usando-se a mesma solução proposta por Carslaw e Jaeger, 1957, expressa pela Equação (2.16), porém agora considerando a velocidade com que a fonte se move sobre o cavaco, como sendo V' . Neste caso, para simplificação da relação encontrada, admite-se que $(m/l) > 2$ e usa-se um parâmetro adimensional L em função da velocidade V' , definido como:

$$L = \frac{V' \cdot l}{2 \cdot K} \quad (2.24)$$

Usando esse novo parâmetro e buscando novas simplificações, Shaw analisa como a temperatura varia dentro dos limites da fonte retangular de calor e abaixo da superfície do do corpo semi-infinito. Para isso usam-se os gráficos mostrados na Figura (2.7).



(a) Comportamento na direção x

(b) Comportamento abaixo da superfície

Figura 2.7 – Comportamento da temperatura nos limites da área retangular da fonte de calor e abaixo da superfície do cavaco.

Nota-se, pela Figura 2.7(a), que com o aumento da velocidade V' , ou de L , a forma da curva de temperatura se modifica e o ponto de máximo se move para perto da borda da fonte do lado negativo de x . Na Figura 2.5(b) mostra-se como a temperatura diminui com a profundidade abaixo da superfície por onde a fonte se move. Tomando valores de $L > 0,2$ as equações que calculam os valores, médio e máximo, de temperatura na superfície abaixo onde a fonte de calor desliza são:

$$\bar{\theta} = 0,754 \frac{q_v \cdot l}{k \cdot \sqrt{L}} \quad (2.25)$$

$$\theta_{máx} = 1,130 \frac{q_v \cdot l}{k \cdot \sqrt{L}} \quad (2.26)$$

Onde

q_v = calor fluindo para o corpo semi-infinito oriundo de uma fonte móvel.

Se um corpo semi-infinito desliza sobre outro semelhante com velocidade V' e mantém apenas uma área $2l \times 2m$ em contato, pode-se calcular a temperatura média na superfície de cada um deles usando a teoria desenvolvida até este ponto. Admite-se que uma fração R do fluxo de calor gerado pelo atrito entre ambas as superfícies flui para o corpo móvel e, conseqüentemente, o restante $(1-R)$ flui para o corpo estacionário. Assim, as Equações (1.18) e (1.23) calculam a temperatura média usando a fração correspondente de calor, se tornando:

$$\bar{\theta} = 0,754 \frac{(R \cdot q_v) \cdot l}{k_1 \cdot \sqrt{L}} \quad (2.27)$$

$$\bar{\theta} = \left[(1-R) \cdot q_e \right] \frac{m}{k_2} \bar{A} \quad (2.28)$$

Onde:

R = fração do calor que flui para o corpo móvel;

$(1-R)$ = fração de calor que flui para o corpo estacionário;

k_1 e k_2 = Condutividade térmica do material móvel e do estacionário, respectivamente.

Para calcular o valor de R assume-se que a temperatura média, $\bar{\theta}$, na interface seja igual, igualando-se as Equações (1.25) e (1.26) e isolando-se R tem-se:

$$R = \frac{1}{1 + \frac{0,754 \cdot (k_2/k_1)}{\sqrt{L} \cdot \bar{A} \cdot (m/l)}} \quad (2.29)$$

Observa-se que R é uma função da razão $\bar{A} \cdot \left(\frac{m}{l} \right)$, da razão entre as condutividades térmicas dos materiais dos corpos semi-infinitos e da velocidade relativa entre ambos, ou do fator L . Os resultados obtidos pelas Equações (2.27) e (2.28) são valores acima da temperatura ambiente. Salienta-se que ao se igualar as temperaturas médias nas duas superfícies, faz-se uma aproximação, porém razoável em face da complexidade que assumiria uma solução mais elaborada.

Usando-se essa teoria básica pode-se calcular a temperatura média nas regiões (1) e (2) da Figura 1.4 da seguinte forma:

1.2.1 - Temperatura no plano de cisalhamento (T_z):

Quando toda a energia de cisalhamento é transformada em calor o valor de energia resultante será:

$$q_I = \frac{F_z \cdot v_z}{h \cdot b \cdot csc \phi} \quad [\text{W/mm}^2] \quad (2.30)$$

Combinando-se as Equações (2.11) e (2.12). Também pode-se calcular a energia específica para o cisalhamento como:

$$u_z = \frac{F_z \cdot v_z}{h \cdot b \cdot v_c} \quad [\text{J/mm}^3] \quad (2.31)$$

Combinando-se as Equações (2.30) e (2.31) tem-se:

$$q_I = \frac{u_z \cdot v_c}{csc \phi} \cdot \frac{1000}{60} \quad [\text{W/mm}^2] \quad (2.32)$$

Dessa energia total convenientemente equacionada, uma fração R_I irá fluir para o cavaco enquanto a outra parte $(I-R_I)$ fluirá para a peça. Considere-se, inicialmente, a fração fluindo para o cavaco. Partindo-se da Equação (2.12) a temperatura no cavaco pode ser calculada como:

$$T_z - T_0 = \frac{u_z}{c_1 \cdot \rho_1} \quad (2.33)$$

Substituindo a Equação (2.32) e assumindo a fração do calor total que vai para o cavaco:

$$T_z - T_0 = (R_I \cdot q_I) \frac{csc \phi}{v_c \cdot c_1 \cdot \rho_1} \quad (2.34)$$

Para calcular o valor de R_I , usa-se a Figura 2.8.

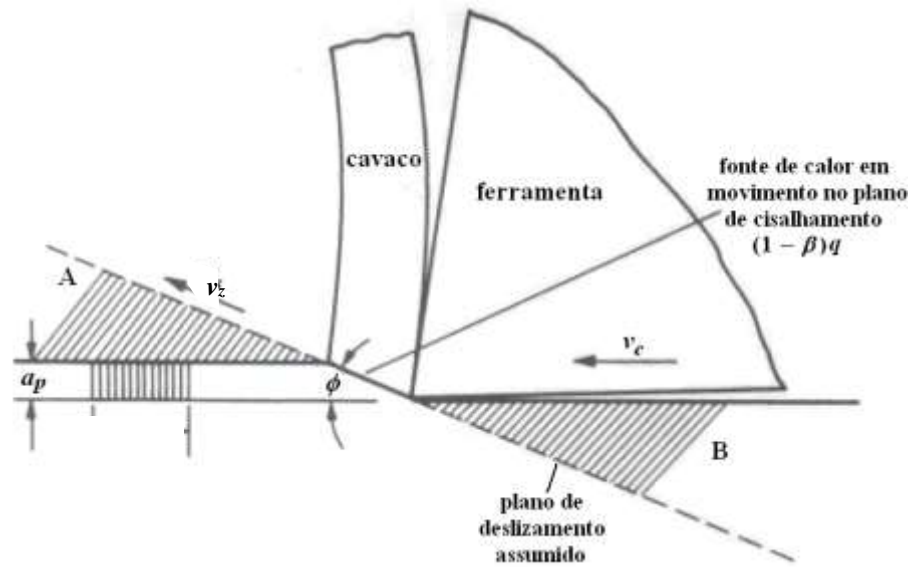


Figura 2.8 – Idealização de uma fonte de calor se movendo no plano de cisalhamento.

Na idealização feita por Shaw o material B é suposto estar em A e não em B, o que criaria a ilusão de que a superfície do cavaco em contato com o plano de cisalhamento deslizaria sobre a cunha de material em A com velocidade v_z . Assim o plano de cisalhamento pode ser considerado como uma fonte calor se move sobre a peça, o que caracterizaria a situação da fonte móvel finita sobre um corpo semi-infinito. A temperatura média pode então ser calculada com base na Equação (2.25) com a adoção da fração de calor que flui para a peça ($1-R_I$) e $l = \frac{h}{2} \cdot \csc \phi$:

$$T_z - T_0 = [(1 - R_I) \cdot q_I] \cdot 0,754 \frac{h \cdot \csc \phi}{2 \cdot k_I \cdot \sqrt{L_I}} \quad (2.35)$$

Onde k_I é o coeficiente de condutividade do material da peça na temperatura T_z e L_I é definido conforme a Equação (2.24), como sendo:

$$L_I = \frac{v_z \cdot h \cdot \csc \phi}{4 \cdot K_I} \quad (2.36)$$

Onde K_I é a difusividade térmica do material da peça na temperatura T_z . Assumindo-se que a temperatura média na interface (plano de cisalhamento) tem-se que:

$$R_1 = \frac{0,754 \cdot h}{\left(\frac{2 \cdot K_1 \cdot \sqrt{L_1}}{v_c \cdot c_1 \cdot \rho_1} \right) + 0,754 \cdot h} \quad (2.37)$$

Com essas equações pode-se determinar as temperaturas médias no cavaco, próximo ao plano de cisalhamento e na peça na mesma região.

1.2.2 - Temperatura na Interface cavaco-ferramenta (T_f):

A interface cavaco-ferramenta foi modelada por Shaw como sendo uma fonte de calor retangular sobre dois corpos semi-infinitos em contato por uma área retangular. Para a ferramenta a fonte é estacionária e para o cavaco a fonte é móvel. Ambas dividem o calor em determinadas proporções, as quais são encontradas admitindo-se temperaturas médias iguais na interface. A fração que flui para o cavaco, é R_2 (corpo com a fonte móvel) e para a ferramenta é $(1-R_2)$ (corpo com a fonte estacionária).

A energia total produzida pelo atrito entre a superfície do cavaco e da ferramenta é dada por:

$$q_2 = \frac{F_T \cdot v_{CAV}}{l_c \cdot b} = \frac{u_f \cdot v_c \cdot h}{b} \quad (2.38)$$

Tomando a fração de calor que vai para o cavaco, o qual tem sobre si uma fonte móvel de calor, usa-se então a Equação (2.27) para calcular o aumento médio de temperatura neste:

$$\Delta \bar{T}_f = \frac{0,754 \cdot (R_2 \cdot q_2) \cdot l_c}{2 \cdot k_2 \cdot \sqrt{L_2}} \quad (2.39)$$

Onde:

k_2 = Condutividade térmica do material do cavaco na temperatura T_f .

L_2 = dado por:

$$L_2 = \frac{v_{CAV} \cdot l_c}{4 \cdot K_2} \quad (2.40)$$

E K_2 é a difusividade térmica do material do cavaco na temperatura T_f . A temperatura média na superfície do cavaco será obtida por duas parcelas: aquela devida ao cisalhamento no plano de cisalhamento e aquela devida ao atrito com a superfície de saída da ferramenta:

$$\bar{T}_{cav} - T_0 = \bar{T}_f + \bar{T}_z = \frac{0,377 \cdot (R_2 \cdot q_2) \cdot l_c}{k_2 \cdot \sqrt{L_2}} \quad (2.41)$$

Pelo lado da ferramenta, esta é admitida como sendo um corpo semi-infinito com uma fonte estacionária sobre sua superfície recebendo $(I - R_2)$ do fluxo de calor produzido pelo atrito. Assim a razão de forma (m/l) pode ser assim definida:

$$\frac{m}{l} \Rightarrow \frac{b}{2 \cdot l_c} \quad (2.42)$$

A Figura 2.9 ilustra essa definição:

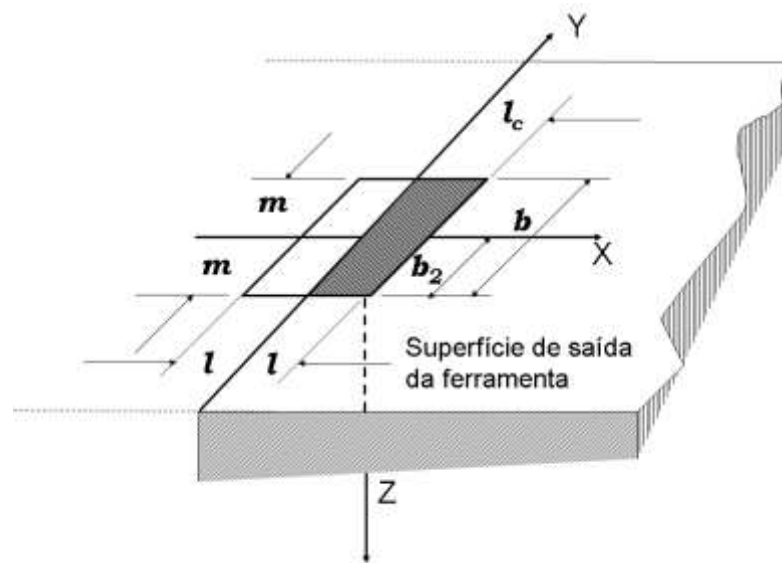


Figura 2.9 – Modelo usado para equacionar o calor que flui para a ferramenta devido ao atrito na interface cavaco-ferramenta.

A simetria do problema permite cortar o corpo semi-infinito no plano Y-Z o que deixa um corpo com um quarto de infinito representando a aresta de corte da ferramenta. Isto pode ser considerado uma boa aproximação para uma operação de corte ortogonal. A superfície de saída fica, desta forma, no

plano X-Y e a superfície de folga no plano X-Z. Consideração similar permite admitir a ferramenta de torneamento, por exemplo, como um quatro do corpo semi-infinito. Neste caso a razão de forma (m/l) deve ser dada por:

$$\left(\frac{m}{l}\right) \Rightarrow \frac{b_2}{l_c} \quad (2.43)$$

Com essas definições da razão de forma a Equação (2.13) pode ser assim escrita:

$$T_{fer} - T_0 = \left[(1 - R_2) \cdot q_2 \right] \frac{b_2/2}{k_3} \bar{A} \quad (2.44)$$

Onde:

k_3 = condutividade térmica do material da ferramenta na temperatura T_Z . Igualando-se as Equações (2.41) e (2.44) é possível determinar o valor de R_2 . Este resulta em:

$$R_2 = \frac{q_2 \cdot 2 \frac{b \cdot \bar{A}}{2 \cdot k_3} - (\bar{T}_s - T_0)}{q_2 \cdot \frac{b \cdot \bar{A}}{2 \cdot k_3} + q_2 \cdot \frac{0.377 \cdot l_c}{k_2 \cdot \sqrt{L_2}}} \quad (2.45)$$

Desta forma, ficam determinadas as proporções de calor entre a ferramenta e o cavaco, consequentemente, as temperaturas médias.

Experimentalmente foram encontrados resultados com boa aproximação a esse modelo, como pode ser observado nas Figuras 2.10 e 2.11.

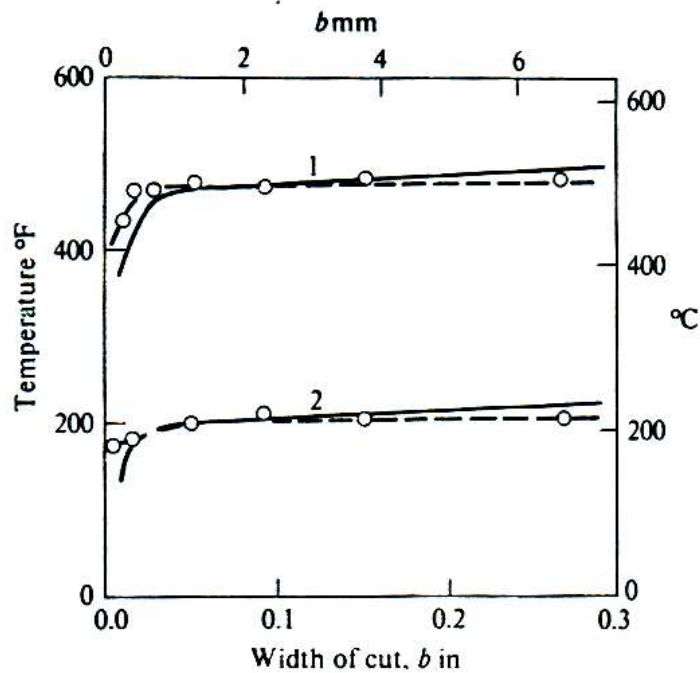


Figura 2.10 – Variação da temperatura na ferramenta em função da largura de usinagem para duas velocidades de corte. Peça de aço ABNT1113, ferramenta de metal duro K2S, $\gamma=20^\circ$, $a_p=0,6$ mm. Dados “1” $v_c=69$ m/min e “2” $v_c=4,5$ m/min. Linha contínua obtida pelo modelo e linha pontilhada mostra valores experimentais

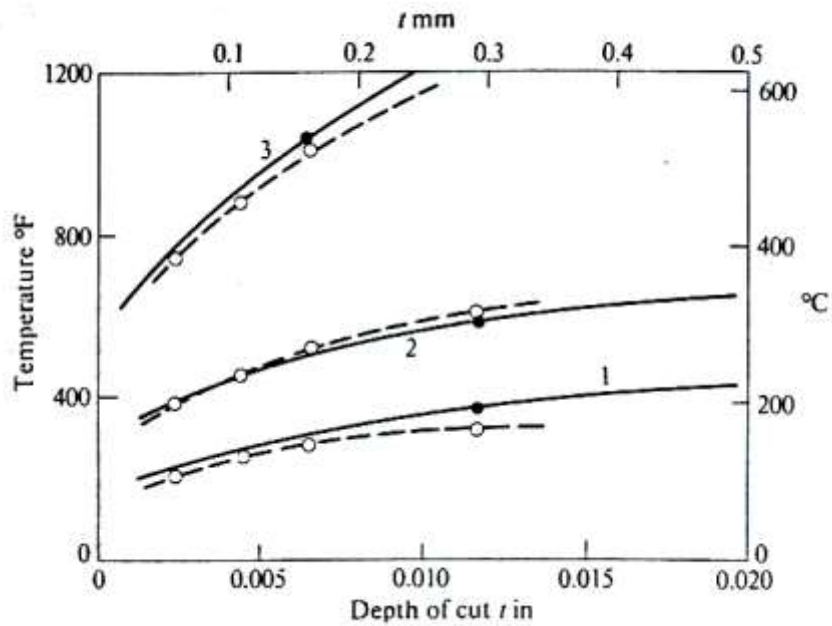


Figura 2.11– Variação da temperatura na ferramenta em função da profundidade de usinagem para três velocidades de corte. Peça de aço ABNT1113, ferramenta de metal duro K2S, $\gamma=20^\circ$,

$a_p=0,6$ mm. Dados “1” $v_c=3$ m/min, “2” $v_c=18$ m/min e “3” $v_c=137$ m/min. Linha contínua obtida pelo modelo e linha pontilhada mostra valores experimentais

Como pode ser observado, a temperatura na região de formação de cavacos sofre a influência de diversos fatores, sendo o principal a velocidade de corte, seguida pelo avanço e pela profundidade de usinagem. Além disso, as propriedades físicas dos materiais envolvidos, tais como a condutividade térmica e a sua capacidade térmica (produto da massa pelo calor específico). A presença de fluidos de corte na região de formação de cavacos também afeta a temperatura na região, embora não exatamente nas interfaces ferramenta-peça e ferramenta-cavacos. De maneira qualitativa, para baixas velocidades de corte o fluido consegue ser eficiente em baixar a temperatura nas interfaces e este efeito é menor à medida que a velocidade de corte é aumentada.

Como a energia dispendida na formação de cavacos é, praticamente, toda transformada em calor, esta é distribuída entre a peça, a ferramenta e o cavaco em proporções que dependem dos diversos fatores já citados. No entanto, algumas estimativas podem ser feitas com base nos modelos analíticos e nas medições experimentais. A Figura 2.12 mostra um exemplo típico dessa distribuição na usinagem de aços com ferramentas de metal duro.

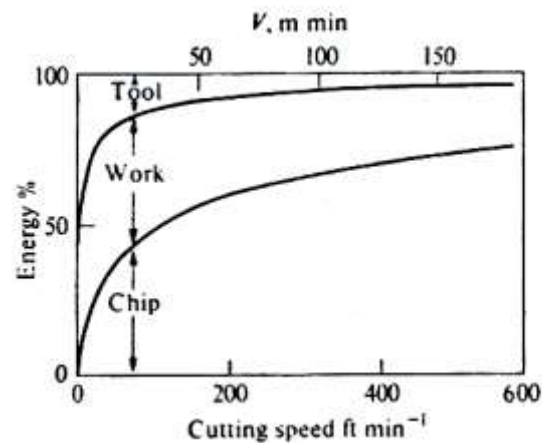


Figura 2.12 – Distribuição típica da energia gerada na formação de cavacos entre a ferramenta, a peça e o cavaco, Shaw, 1986.

Uma outra técnica usada para estimar a temperatura na região de formação de cavacos é pelo uso do método de elementos finitos (FEM – *Finite Element Method*) (Muraka, 1979). Há duas maneiras de se usar esse método para estimativa da temperatura na região de formação de cavacos. Uma delas é usando-se modelos inversos, onde se estima a potência da fonte de calor, segundo alguns critério prévio, como uma porcentagem da potência total calculada ou medida pela força e corte. A seguir se ajusta o modelo com base em valores de temperatura medidos experimentalmente. A Figura 2.13 mostra o resultado de distribuição de temperatura usando-se como base 2% do valor da potência total sendo transferida para a ferramenta.

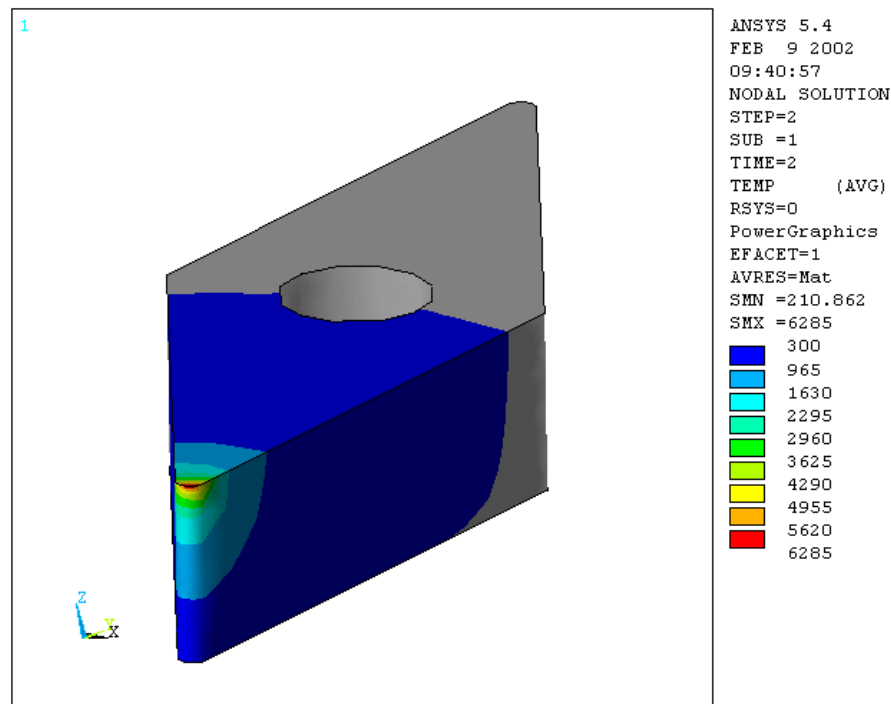


Figura 2.13 – Estimativa de temperatura para um inserto torneando aço 52100 com 60 HRC a $v_c = 250$ m/min, $f = 0,15$ mm/rev e $a_p = 0,5$ mm. Usando-se 2% da potência total de usinagem sendo transferida para o inserto.

Em uma outra técnica a ferramenta, o material da peça, as condições de corte, as propriedades físicas e o comportamento mecânico dos materiais são as variáveis de entrada, juntamente com a configuração geométrica da operação de corte. Por este método a interação entre a ferramenta e a peça é equacionada e desenvolvida com base nesses parâmetros de entrada, solucionando-se as equações que regem o comportamento do material e suas condições de contorno. Neste modelo a ferramenta realmente produz os cavacos, mediante a deformação e ruptura do material da peça, desde que esses

dados sejam fornecidos, nas condições de trabalho de usinagem. A Figura 2.14 ilustra os resultados desse modelo.

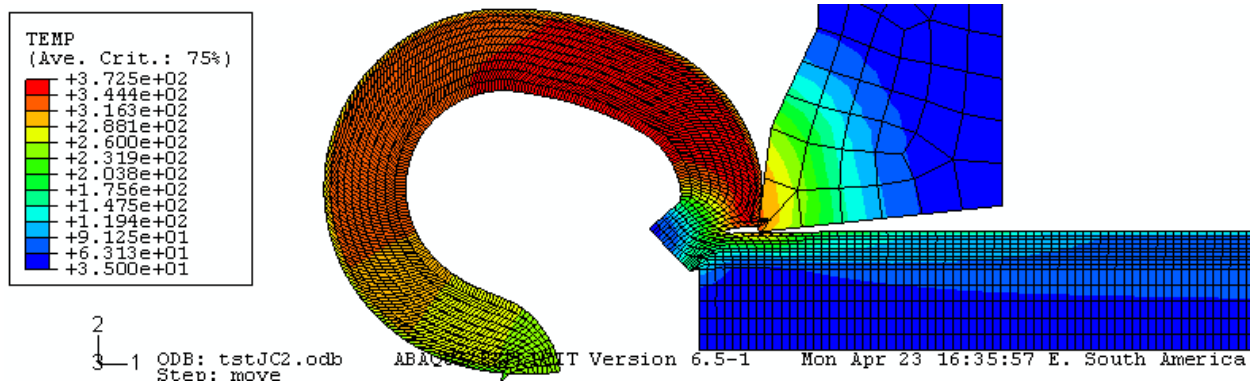


Figura 2.14 – Exemplo de distribuição de temperatura obtido por FEM mediante um modelo de formação de cavacos. Cortanto aço 4340 com 48-50 HRC, com $v_c=150$ m/min, $f=0,17$ mm/rev, corte ortogonal (Huang, 2007).

Estes são os métodos mais comuns de determinação teórica da temperatura na região de formação de cavacos partindo-se apenas de dados de entrada, sem necessariamente ter que se realizar a operação de usinagem. Há, no entanto, métodos de medição, ou estimativa experimentais da temperatura em processo, os quais serão abordados a seguir.

3 - Temperatura na Formação de Cavacos - Estimativas Experimentais

Para avaliar o aumento de temperatura nas zonas de corte, várias técnicas foram desenvolvidas (Burne, 1987), sendo que a maioria delas é empregada para medir a temperatura da ferramenta. Os métodos práticos mais utilizados para a medição da temperatura na região de formação de cavacos são:

- Medição direta por termopares inseridos.
- Medição da força termoelétrica entre a ferramenta e a peça (método do termopar ferramenta-peça).
- Medição por radiação de calor com sensores infra-vermelhos.
- Medição utilizando vernizes termo-sensíveis.
- Medição por propriedades metalográficas.

- Medição usando pós-químicos.
- Medição usando o método do filme PVD

3.1 - Termopares inseridos na ferramenta.

Thomas Johann Seebeck, nascido em 1770 foi o físico responsável pela descoberta em 1821 do efeito termoelétrico. Seebeck observou que uma junção de metais distintos produz uma tensão elétrica cujo valor depende dos materiais que a compõem e da temperatura a que é submetida. Este efeito é o princípio no qual se baseia o funcionamento do termopar. O físico notou que em um circuito fechado formado por dois condutores diferentes ocorre uma circulação de corrente enquanto existir uma diferença de temperatura entre as junções. Denominamos a junção mais quente de junção de teste, e a outra de junção de referência. A existência de uma F.E.M. (força eletromotriz) térmica no circuito é conhecida também como *efeito Seebeck*. Quando a temperatura da junção de referência é mantida constante, verifica-se que a F.E.M. térmica é uma função da temperatura da junção de teste. Este fato permite utilizar um par termoelétrico como um termômetro, neste caso chamado de termopar.

O efeito Seebeck se produz pelo fato de que a densidade dos transportadores de carga (elétrons em um metal) difere de um condutor para outro e depende da temperatura. Quando dois condutores diferentes são conectados para formar duas junções e estas são mantidas a diferentes temperaturas, a difusão dos transportadores de carga nas junções se produz a ritmos diferentes. Tem origem um movimento dos transportadores de carga como se fossem impulsionados por um campo não eletrostático. A integral curvilínea deste campo ao longo do par termoelétrico é a *F.E.M. de Seebeck*.

Um termopar pode ser definido como formado por dois condutores metálicos, de natureza distinta, A e B, na forma de metais puros ou de ligas homogêneas. Os fios são soldados em um extremo ao qual se dá o nome de junta quente, junta de teste, ou junta de medição. A outra extremidade dos fios é levada ao instrumento de medição de F.E.M., fechando um circuito elétrico por onde flui a corrente. O ponto onde os fios que formam o termopar se conectam ao instrumento de medição é chamado de junta fria ou de referência. A Figura 3.1 mostra esquematicamente um termopar com seu sistema de medição de F.E.M.

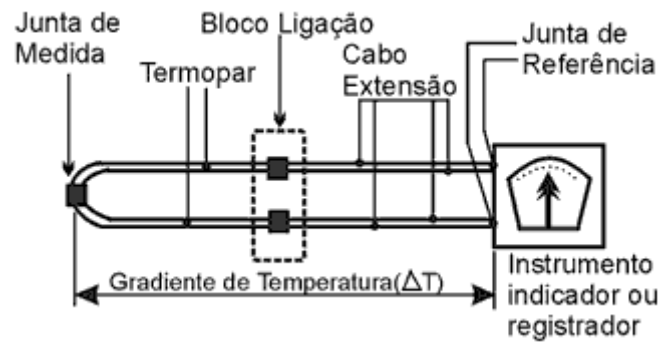


Figura 3.1 – Esquema de medição de temperatura usando termopar.

Para aplicação em medição de temperatura na região de formação de cavacos, os termopares têm sido muito empregados inserindo-se a junta quente nas peças, ou mais comumente nas ferramentas. Para isso usam-se fios de reduzido diâmetro inseridos em furos que causem a menor perturbação possível no campo de temperatura local. A inserção se dá nas mais diversas posições da ferramenta de corte, por exemplo, em processo de torneamento. Para tanto são feitos microfuros, geralmente por eletroerosão. A Figura 3.2 mostra um exemplo desse tipo de aplicação.

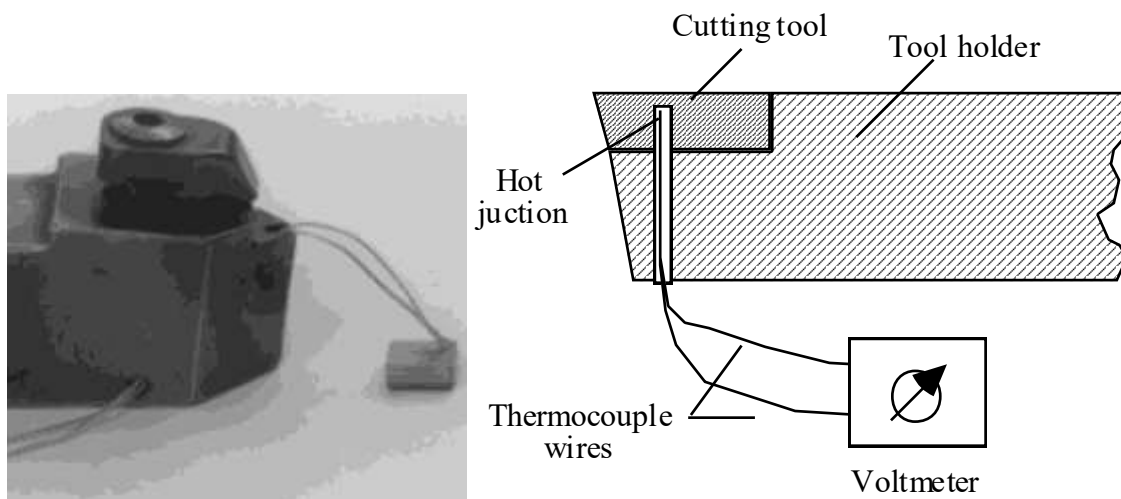


Figura 3.2 – Exemplo de termopar inserido em um inserto de metal duro (Abrão, 2004).

Medidas de temperatura com termopares inseridos foram capazes de medir a temperatura a 0,6 mm abaixo da superfície de saída e a 1,0 mm da aresta de corte para 3 diferentes materiais de inserto.

O primeiro material é uma ferramenta com alta porcentagem de PcBN, o segundo com 50% e o terceiro material é uma cerâmica mista a base de alumina com TiC. As Figuras 3.3 e 3.4 mostram os efeitos da velocidade de corte e do avanço, respectivamente, na temperatura para o torneamento de Aços AISI52100 endurecido para 62 HRC.

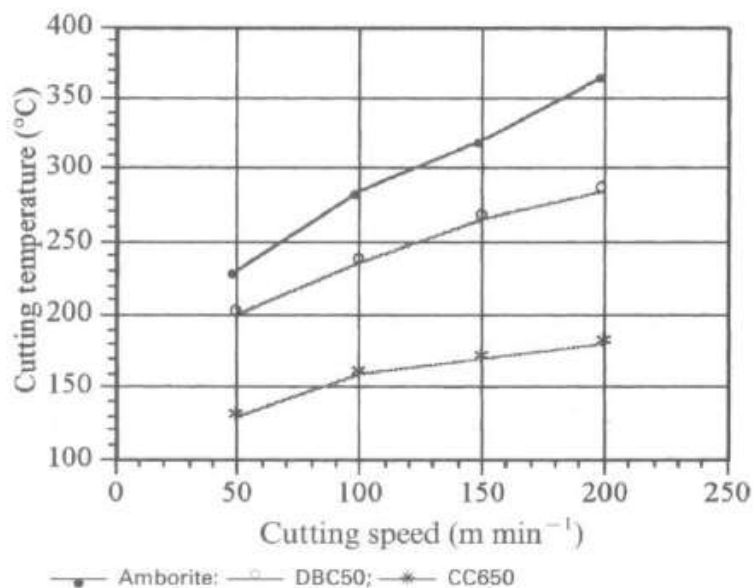


Figura 3.3 – Efeito da velocidade de corte na temperatura para diferentes materiais de insertos, usando termopares inseridos. Usando-se $f = 0.06$ mm/rev e $a_p = 0,5$ mm.

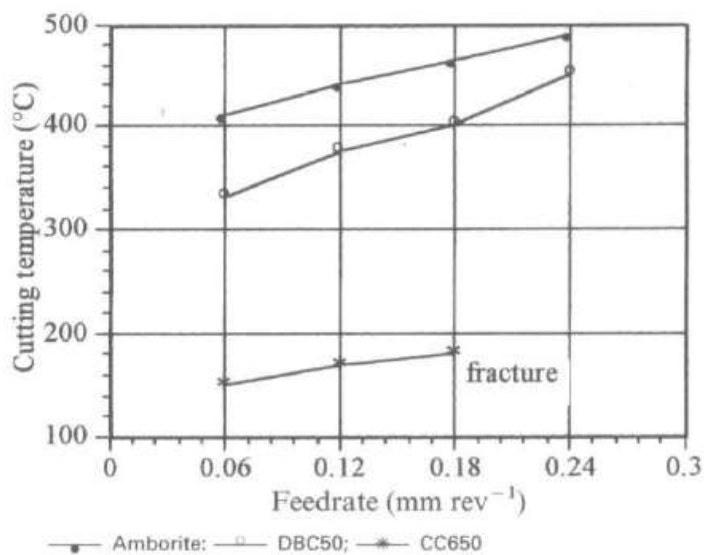


Figura 3.4 - Efeito do avanço na temperatura para diferentes materiais de insertos, usando termopares inseridos. Usando-se $v_c = 70$ m/min e $a_p = 2,0$ mm.

Embora os dados mostrem a temperatura próxima à zona de formação de cavacos, a tendência de aumento com a velocidade e com o avanço fica evidente para os 3 materiais de ferramenta. Além disso, as medições fornecem uma boa aproximação dos valores de temperatura no plano de cisalhamento e na interface cavaco-ferramenta, sobre a superfície de saída.

3.2 - Termopar ferramenta-peça

A técnica de termopar inserido no inserto não permite a medição de temperatura muito próxima à interface entre a ferramenta e o cavaco, ou a peça, uma vez que o furo usado enfraquece a aresta de corte. Para vencer essa dificuldade usa-se a técnica do termopar ferramenta-peça. Já que a interface ferramenta-peça é bastante íntima e os materiais são, em geral, bastante diferentes, em suas propriedades, esta pode ser tratada como uma junção de teste, ou quente. A Figura 3.5 mostra um esquema de como seria medição de temperatura usando a ferramenta e a peça como um termopar.

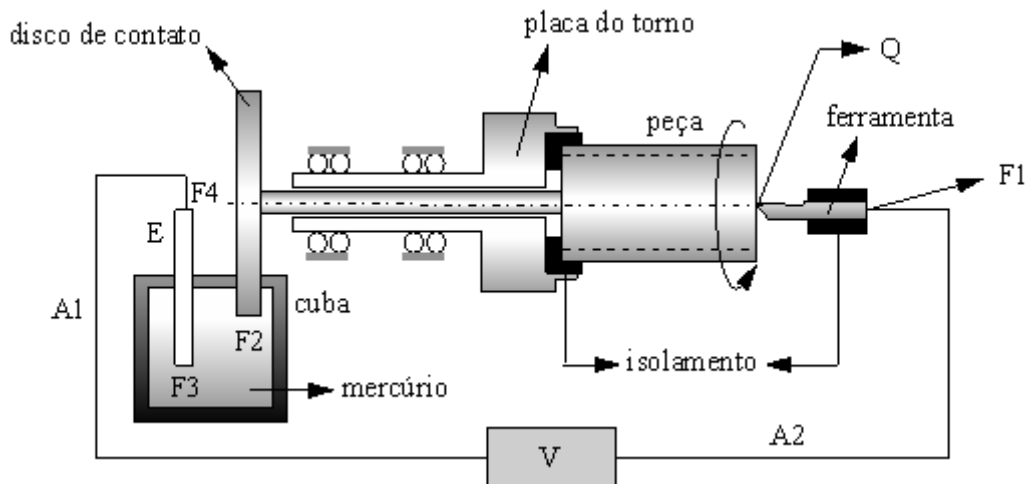


Figura 3.5. Esquema para medição da temperatura de corte pelo método do termopar ferramenta-peça (De Mello, 1998).

O ponto **Q** de contato da peça-ferramenta representa a junção quente. Os pontos **F1**, **F2**, **F3** e **F4** representam as junções frias. A cuba é preenchida com mercúrio até que seja estabelecido o contato elétrico do disco com o elemento **E**, garantindo desta forma o fechamento do circuito. Os fios **A1** e **A2**

fazem a conexão do sistema com o milivoltímetro V que indica o valor da F.E.M. gerada. O sistema deve ser calibrado para fornecer valores de temperatura como função da tensão elétrica.

A Figura 3.6 mostra um método bastante adequado para a calibração do termopar peça-ferramenta,

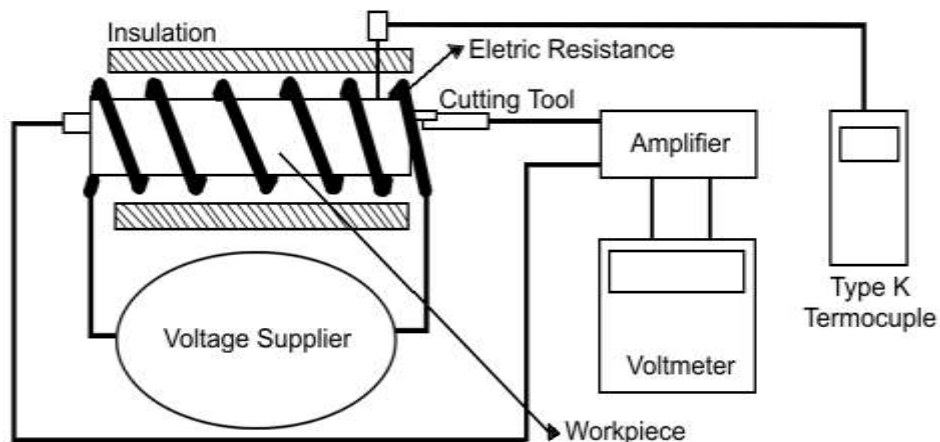


Figura 3.6 – Método de calibração do termopar ferramenta-peça (Abrão, 204).

Este método consiste em colocar em contato, sob pressão, a aresta da ferramenta e o material a ser usinado e submeter a peça ao aquecimento. Neste arranjo mostrado na Figura 5.21 o aquecimento é obtido por meio de uma resistência elétrica envolvendo a peça. Um termopar calibrado previamente é inserido na peça, próximo ao ponto de contato ferramenta-peça, o qual servirá de padrão de temperatura. Todo o sistema é isolado termicamente para evitar diferença de temperatura entre o ponto de medição e a região de contato do termopar.

Usando esta técnica mediu-se a temperatura na usinagem de liga de Al 6351-T6 (Al-Mg-Si) usinando com ferramenta de PCD (*Polycrystalline Diamond*) encontrando os resultados apresentados na Figura 3.7.

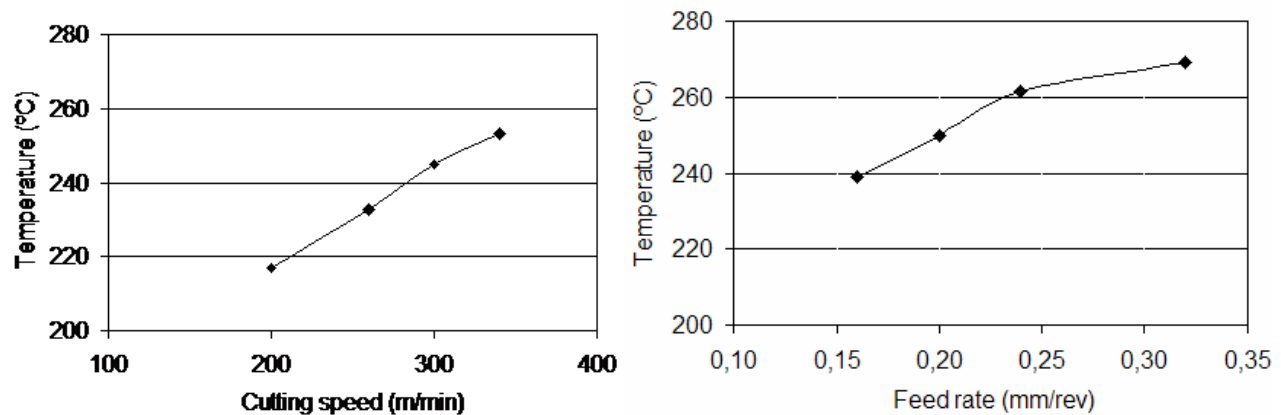


Figura 3.7 – Temperatura na interface peça (cavaco)-ferramenta usando a técnica do termopar ferramenta-peça. Usinando liga de Al com ferramenta de PCD. Efeito da velocidade de corte e do avanço na temperatura.

3.3 - Radiação infravermelha.

A medição de temperatura por meio de radiação utilizando sensores infravermelhos, ou pirômetros, é bastante utilizada para obtenção da temperatura da superfície da peça, do cavaco ou da ferramenta. Baseia-se na emissão de radiação infravermelha, a qual é uma parte da radiação eletromagnética cujo comprimento de onda é maior que o da luz visível ao olho humano, porém menor que o das microondas, conseqüentemente, tem menor frequência que a da luz visível e maior que a das microondas. O vermelho é a cor de comprimento de onda mais larga da luz visível, compreendida entre 1 milímetro a 700 nanômetros. Os raios infravermelhos estão associados ao calor dos corpos, pois todos emitem radiação térmica no campo dos infravermelhos. O infravermelho foi descoberto em 1800 por William Herschel, o qual colocou um termômetro de mercúrio no espectro obtido por um prisma de cristal com o a finalidade de medir o calor emitido por cada cor. Descobriu que o calor era mais forte ao lado do vermelho do espectro, observando que ali não havia luz. Esta foi a primeira experiência que demonstrou que o calor pode ser captado em forma de imagem, como acontece com a luz visível.

Este método de medição de temperatura em usinagem, no entanto, só permite a medição em superfícies expostas durante a operação. A sua principal vantagem está no fato de não necessitar contato com a superfície sendo medida. Isto implica em uma medição sem interferência ou perturbação no

campo original de temperaturas sendo medidas. Por outro lado, a presença de fluidos de corte altera a emissão dos raios infravermelhos e a temperatura nas interfaces não podem ser avaliadas por esse método. A Figura 3.8 mostra o resultado da medição de temperatura usando a técnica de radiação infravermelha no processo de fresamento.

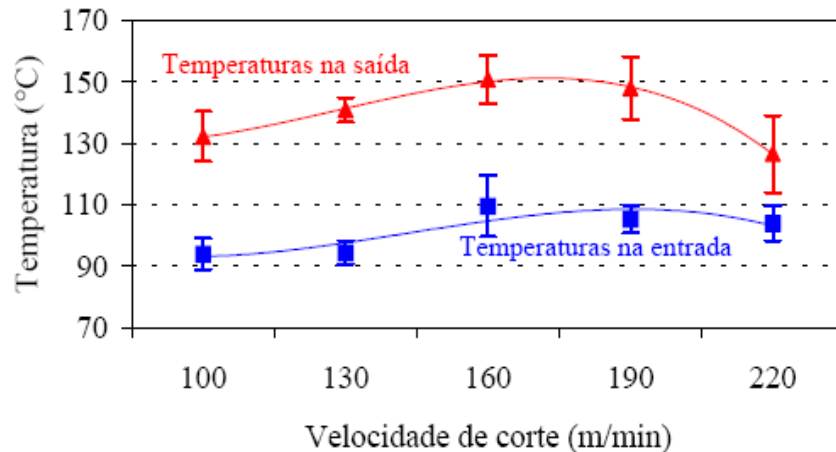


Figura 3.8 – Resultado da temperatura em fresamento medida pela técnica de radiação infravermelha. Fresamento de aço ABNT S12L14 com ferramenta de aço rápido, usando $a_p=1,0$ mm, $f_z=0,05$ mm/dente.

A técnica de medição por radiação infravermelha é a mais indicada para medição de temperatura na ferramenta de fresamento, justamente pela vantagem de não contato, já que a fresa trabalha em rotação.

3.4 - Vernizes termosensíveis.

Consiste da utilização de vernizes com capacidade de mudança de cor a determinadas temperaturas, devido a propriedades específicas das substâncias, ou mediante reações químicas iniciadas pela temperatura. São aplicáveis somente em superfícies expostas e não e interfaces durante a usinagem. Dispõe-se de vernizes sensíveis a um único nível, ou faixa, de temperaturas, ou a múltiplas faixas dentro de uma faixa entre 442 e 1270 °C (Thermax, 2007). O tempo necessário de exposição à temperatura de reação também pode ser uma limitação em alguns produtos, já que o tempo de início de reação é de alguns milissegundos, mas o tempo para completar a reação pode chegar a 10 minutos.

3.5 - *Propriedades metalográficas.*

A distribuição da temperatura na ferramenta de corte durante o trabalho pode ser estimada pela inspeção metalográfica da mesma, após a operação. A dureza, à temperatura ambiente, do aço carbono endurecido, assim como a do aço-rápido, decresce após seu reaquecimento, e a redução na dureza depende da temperatura e do tempo de re-aquecimento. As ferramentas de aço carbono endurecidas começam a perder dureza a partir de 250 °C, e esta propriedade é rapidamente reduzida após um aquecimento à 600 °C. Já as ferramentas de aço rápido não sofrem amolecimento apreciável até 600 °C (Wright, 1973). Entre 600 e 850 °C a dureza cai rapidamente, mas pode voltar a subir para temperaturas de reaquecimento maiores, se forem rapidamente resfriadas. Calibrando-se a dureza versus temperatura e o tempo de aquecimento, uma família de curvas pode ser obtida para cada material de ferramenta. Para as ferramentas de metal duro foi desenvolvida uma técnica que permite avaliar a distribuição de temperatura em insertos de metal duro (Dearnley, 1983). Consiste na substituição do elemento ligante normalmente utilizado nesses insertos, o Co, por ferro e ferro-silício, com diferentes teores. Cada ligante utilizado possui uma temperatura específica de transformação de fase, o que permite determinar as isotérmicas nas ferramentas. Por este método, a distribuição de temperatura foi determinada numa seção transversal à aresta principal de corte da ferramenta, após usinar um aço de baixo carbono sob diversas velocidades de corte (Smart, 1975). Os resultados são apresentados na Figura 3.9. Observa-se que nesta aplicação a máxima temperatura acontece à determinada distância da aresta principal de corte, e que elas crescem com o aumento da velocidade de corte.

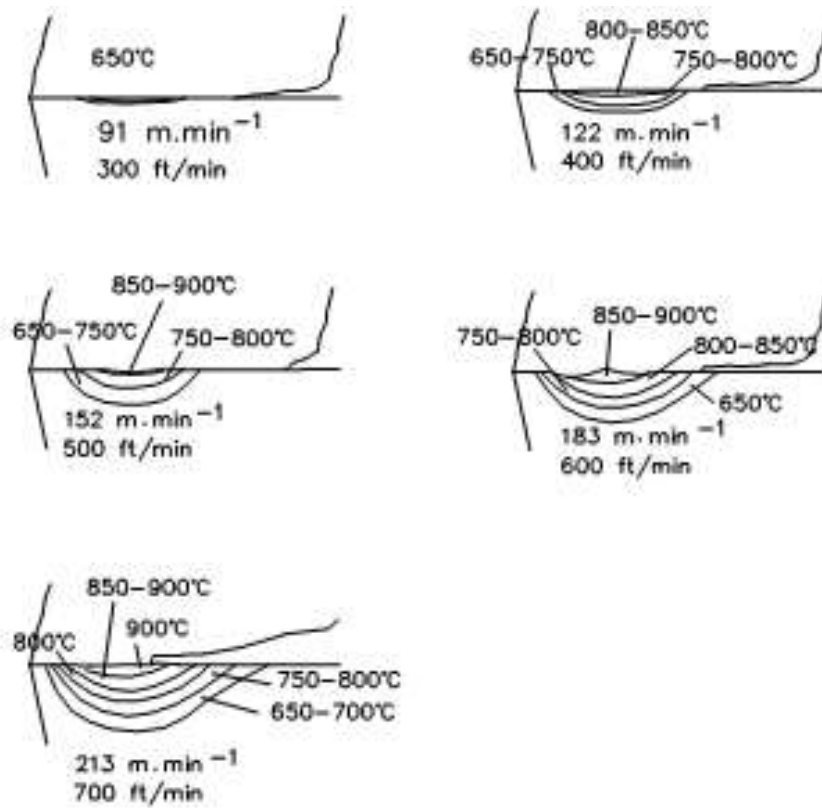


Figura 3.9. Distribuição de temperatura na ferramenta de corte, após usinar aço de baixo carbono por 30s, com avanço de 0,25 mm/rev e várias velocidades de corte (Smart, 1975).

A Figura 3.10 apresenta a distribuição de temperatura para avanços crescentes obtidas pela técnica metalográfica. Verifica-se o constante aumento da temperatura e da zona afetada pelo calor com o aumento deste parâmetro.

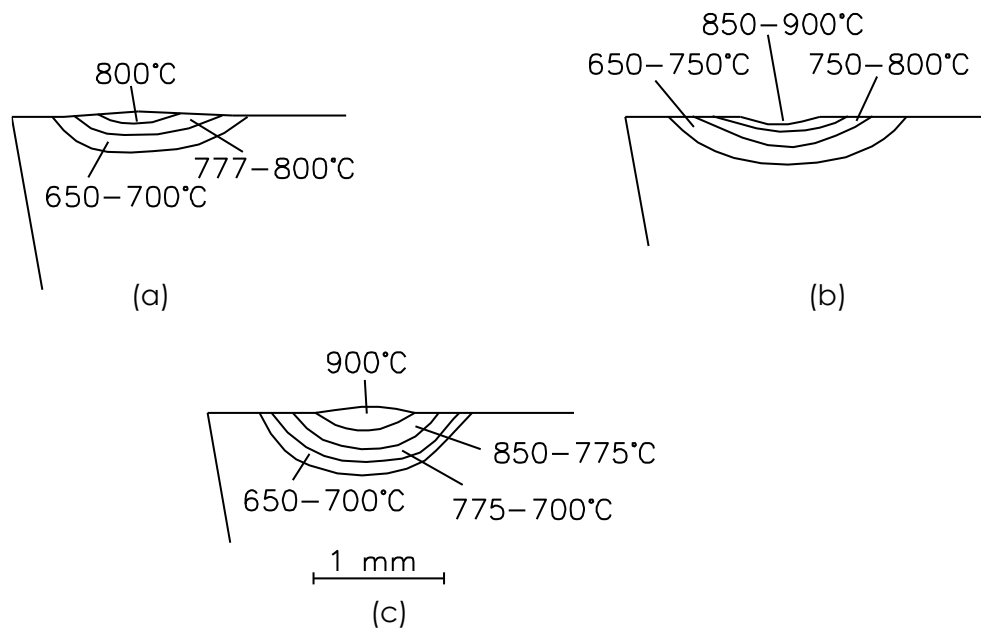


Figura 3.10. Influência do avanço nas temperaturas das ferramentas usadas para cortar aço com avanços de a) $f = 0.125$ mm/rev; b) $f = 0.250$ mm/rev; c) $f = 0,500$ mm/rev (Trente, 1984).

3.6 - Sais com diferentes temperaturas de fusão

Esta técnica consiste da utilização de sais com ponto de fusão bem definido tais como NaCl, KCl, CdCl, PbCl₂, AgCl, KNO₃, para determinação da distribuição da temperatura no corpo da ferramenta de corte. Em primeiro lugar, procede-se a divisão do inserto em duas partes de iguais dimensões. Geralmente, esta etapa é realizada por processo de abrasão (retificação) dos insertos, até que estes alcancem a metade do tamanho original. Dois deles são montados de maneira a formarem um bipartido. Com a ferramenta bipartida em mãos, a próxima etapa consiste em umedecer as superfícies retificadas com uma solução de silicato de sódio para melhorar a adesão do sal que será posteriormente espalhado por sobre estas superfícies. Terminadas estas etapas, as partes são unidas e processa-se a usinagem durante um tempo suficiente, até que o sistema entre em regime. Após o corte, a ferramenta é novamente separada e a isotérmica gerada pela fusão do sal é observada. Esta pode ser identificada pela linha gerada entre o sal que sofreu fusão e o que permaneceu sem transformação. Se este processo for repetido com vários tipos de sais (com pontos de fusão diferentes), e com ferramentas de um mesmo material, pode-se determinar a distribuição de temperatura no plano ortogonal à aresta da ferramenta de corte.

Determinou-se a distribuição de temperatura numa superfície perpendicular ao plano de trabalho em ferramentas de metal duro (classe P20), cermets e cerâmicas, durante o corte ortogonal de tubos do material STKM 13A utilizando saís com ponto de fusão constante conforme esquematizado na Figura 3.11 (Kato, 1976).

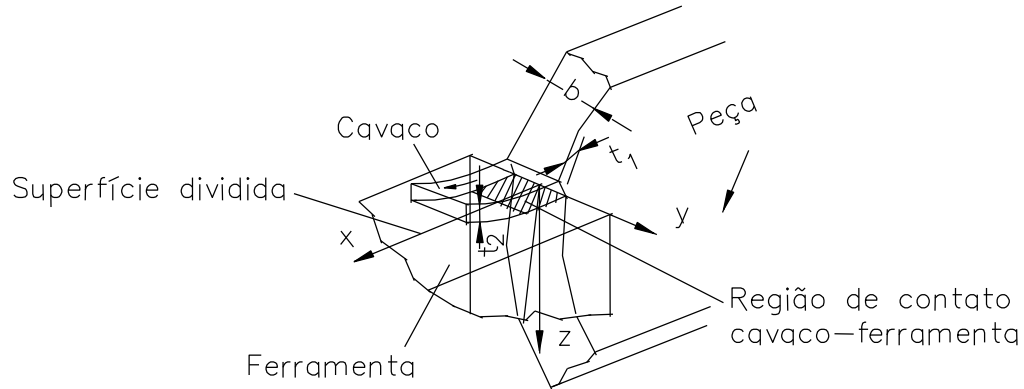


Figura 3.11. Experimento utilizado para a determinação da distribuição de temperatura no plano ortogonal de insertos (Kato, 1976).

3.7 - Filmes depositados por PVD.

Este método consiste da deposição de finas camadas de diversos materiais com pontos de fusão específicos numa superfície perpendicular à superfície de saída de insertos de metal duro. Após a deposição do filme de um determinado material, as partes da ferramenta são unidas e posta para usinar um disco num processo de corte ortogonal como mostra a Figura 3.12.

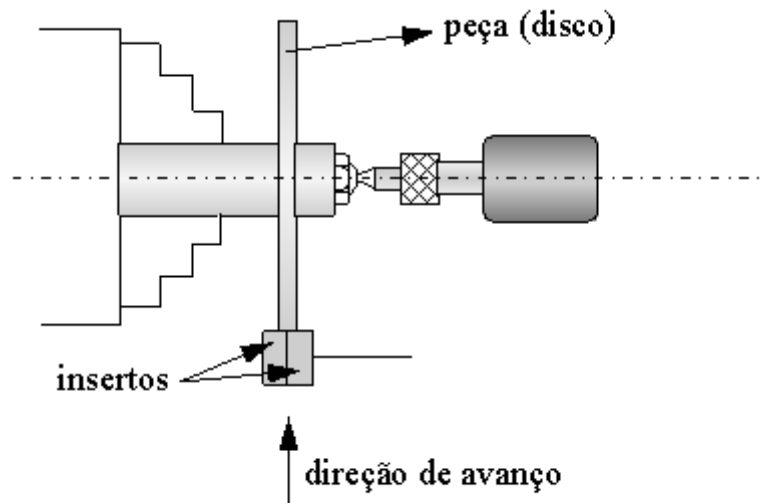


Figura 3.12. Montagem experimental para medir a distribuição de temperatura pelo método PVD (Casto, 1994).

4 - FLUIDOS DE CORTE

Em se tratando de sistemas de manufatura, qualquer esforço para aumentar a produtividade e/ou reduzir custos deve ser considerado. Na usinagem, o uso de fluidos de corte, quando escolhido e aplicado apropriadamente, traz benefícios. A seleção adequada de um fluido de corte deve recair naquele que possuir composição química e propriedades corretas para lidar com as adversidades de um processo de corte específico. Ele deve ser aplicado usando um método que permita sua chegada o mais próximo possível da aresta de corte, dentro da interface cavaco-ferramenta, de modo a assegurar que suas funções sejam exercidas adequadamente.

Em 1894 Taylor observou que aplicando grande quantidade de água na região de corte era possível aumentar a velocidade de corte em 33% sem prejuízo para a vida da ferramenta (Ruffino, 1977). Desde então, grandes avanços tecnológicos foram obtidos, tanto no que diz respeito aos materiais quanto às máquinas-ferramentas. Isto fez com que a demanda por fluidos de corte crescesse consideravelmente. Alta demanda estimula a competitividade, o que por sua vez provoca a melhoria da qualidade dos produtos disponíveis no mercado. Outro fator que também contribuiu para o aumento da qualidade dos fluidos de corte é a pressão exercida por agências de proteção ambiental e agências de saúde para que os produtos sejam comercializados com maior segurança e que sejam menos nocivos ao meio ambiente (Nelson e Schaible, 1988). O sucesso dos fluidos de corte nos dias atuais também é devido a avanços conseguidos nos processos de fabricação dos mesmos, particularmente no que se refere ao desenvolvimento de novos aditivos. Com isto, os fluidos de cortes atuais apresentam melhores propriedades refrigerantes e lubrificantes, oferecem menos riscos ao operador e duram consideravelmente mais, com menos problemas de armazenagem do que os fluidos de corte de gerações passadas.

4.1 Funções dos fluidos de corte

As principais funções dos fluidos de corte podem ser apresentadas como sendo:

- Lubrificação a baixas velocidades de corte;

- Refrigeração a altas velocidades de corte;
- Remoção dos cavacos da zona de corte;
- Proteção da máquina-ferramenta e da peça contra a oxidação.

Embora as primeiras duas funções sejam normalmente consideradas prioritárias, há situações em que a remoção de cavacos se torna crítica, como por exemplo, na furação profunda e no serramento, onde a aplicação deficiente de fluido de corte pode resultar no engripamento dos cavacos, que por sua vez causa a fratura prematura da ferramenta de corte. A capacidade do fluido de corte em remover os cavacos da zona de corte depende de sua viscosidade e vazão, além, é claro, da natureza da operação de usinagem e do tipo de cavaco sendo formado.

Sob baixas velocidades de corte, caso em que as temperaturas são relativamente baixas, a refrigeração é relativamente sem importância, enquanto que a lubrificação é fundamental para reduzir o atrito e evitar a formação de aresta postiça de corte. Sob altas velocidades de corte, a temperatura de usinagem é mais elevada; além disso, as condições não são favoráveis para a penetração do fluido de corte na interface para que ele exerça suas funções.

Agindo como lubrificante, o fluido de corte contribui para reduzir o atrito e a área de contato cavaco-ferramenta e sua eficiência vai depender da habilidade de penetrar na interface cavaco-ferramenta no pequeno período de tempo disponível e de formar um filme (seja por ataque químico ou por adsorção física) com a resistência ao cisalhamento menor que a resistência do material da peça. Por outro lado, como refrigerante, o fluido de corte favorece a transferência de calor da região de corte, reduzindo assim a temperatura da ferramenta e da peça, ainda que a temperatura na interface cavaco-ferramenta não seja significativamente alterada. Além disso, mesmo que a concentração de óleo seja mínima, haverá a redução do coeficiente de atrito e, portanto, da temperatura. Foi demonstrado experimentalmente que a eficiência do fluido de corte em reduzir a temperatura diminui com o aumento da velocidade de corte e da profundidade de corte (Shaw, 1951).

Ainda não está completamente claro como o fluido de corte ganha acesso à interface, nem até onde ele pode chegar. Algumas experiências relatam que o lubrificante não consegue acesso à zona de aderência, mas que na zona de escorregamento pode ser possível a presença de fluido, Trent (1967 e 1991), Childs e Rowe (1973). Há outras experiências relatadas por pesquisadores diversos que observaram o fluido penetrando contra o fluxo do cavaco, chegando à ponta da ferramenta por ação capilar, desde que o contato na interface não seja completo, isto é, sob condição de escorregamento,

Postnikov (1967) e Wilson (1977). Há relatos, ainda, de casos onde o fluido de corte ganha acesso à interface pelos lados, ao invés de se movimentar contra o fluxo de saída do cavaco em ensaios com ferramentas transparentes de safira, Horne et al. (1978). Entretanto, esta situação particular difere muito da usinagem tradicional. Qualquer que seja o método de penetração do fluido de corte, uma vez na interface ele deve formar um filme com resistência ao cisalhamento menor que a resistência do material da peça. Ele pode também restringir o caldeamento (união) do cavaco com a superfície de saída da ferramenta se aditivos apropriados forem acrescentados. A eficiência da lubrificação dependerá das propriedades do fluido, tais como: características de molhabilidade, viscosidade, oleosidade e resistência do filme. Estas propriedades podem ser conseguidas com uma mistura adequada de aditivos.

O poder lubrificante dos fluidos pode ser avaliado por uma técnica de esclerometria pendular utilizada para produzir riscos em superfícies imersas em fluido de corte. Determina-se assim a energia específica para riscar os corpos-de-prova, vide Figura 4.1

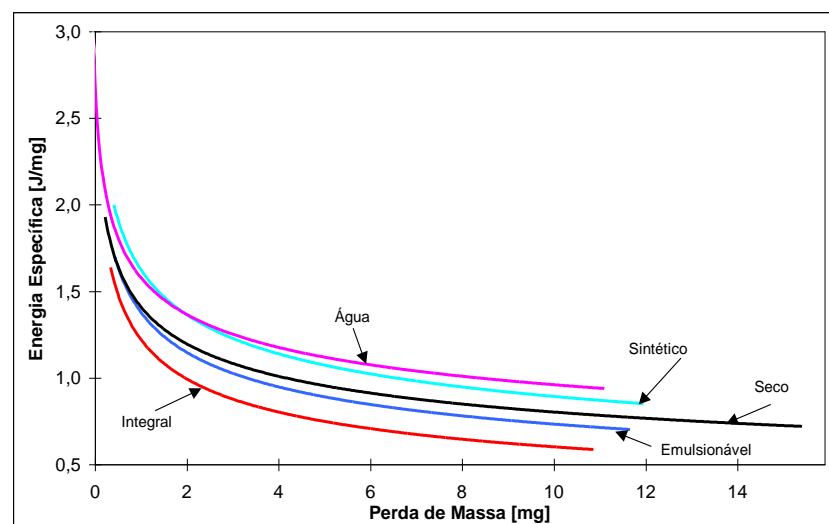


Figura 4.1: Resultados dos testes de esclerometria pendular utilizando diversos fluidos de corte (Sales, 1999).

Observa-se que os fluidos do tipo integral e emulsionável apresentaram menores valores de energia específica, enquanto os maiores valores foram encontrados em um dos sintéticos e na água. A condição a seco ocupou uma posição intermediária. Estes resultados mostram que a classificação depende não só das propriedades lubrificantes, mas também das características refrigerantes dos fluidos.

A capacidade refrigerante de fluidos de corte, também pode ser avaliada por meio de um ensaio no qual um corpo-de-prova padronizado é aquecido e fixado à placa do torno e depois colocado para girar a uma velocidade de 150 rpm enquanto o fluido de corte é aplicado. Quando a temperatura (monitorada por meio de um sensor infravermelho) atinge 300°C iniciava-se a aquisição dos dados até que seja atingida a temperatura ambiente. A Figura 4.2 apresenta resultados de um teste comparativo entre diversos meios refrigerantes. A classificação dos fluidos (em ordem crescente) quanto à capacidade de resfriamento foi a seguinte: corte a seco, óleo integral, fluido emulsionável, fluido sintético 2, água e fluido sintético 1. O fato do fluido sintético 1 apresentar uma taxa de resfriamento maior que a água, que teoricamente tem maior poder convectivo, é inesperado.

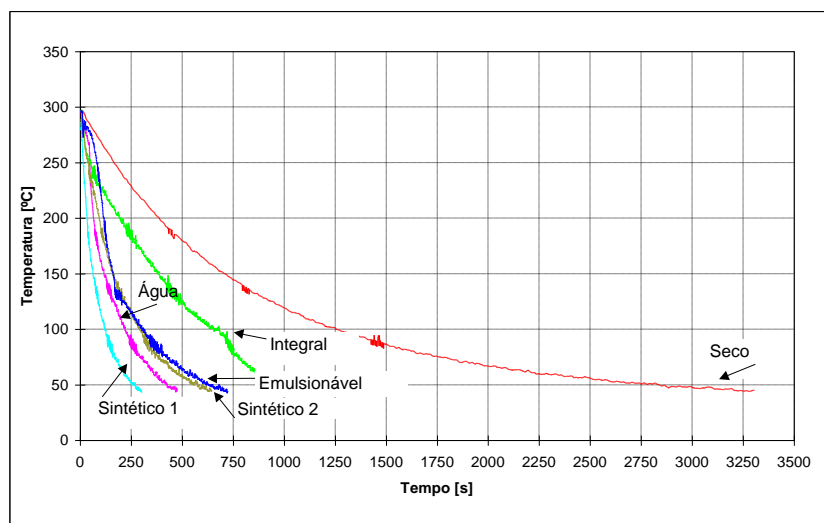


Figura 4.2: Curvas de resfriamento em função do fluido de corte (Sales, 1999).

Com base nas curvas de resfriamento pôde-se calcular o coeficiente convectivo dos fluidos, apresentado na Figura 4.3. Neste caso, além dos diversos fluidos de corte, também foram testadas concentrações distintas.

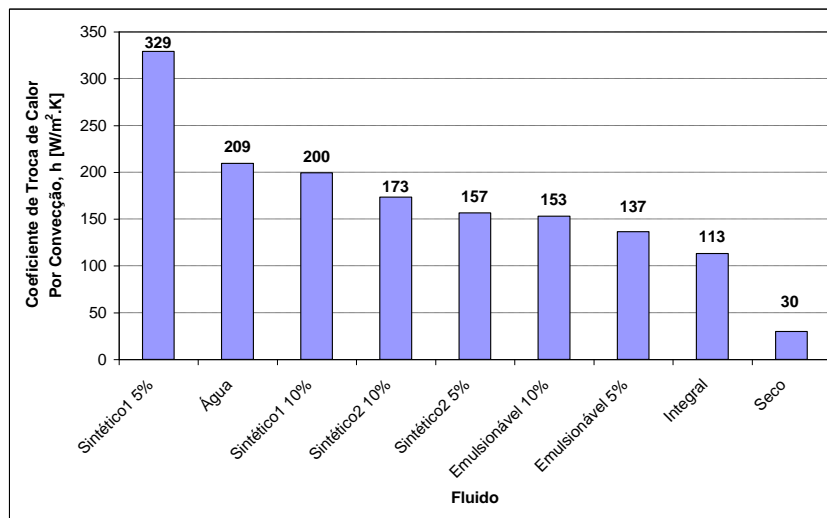


Figura 4.3: Coeficiente convectivo de fluidos de corte (Sales, 1999).

4.2 Classificação dos fluidos de corte

Existem diversas formas de se classificar os fluidos de corte, entretanto, não há uma padronização. Embora a utilização de fluidos de corte gasosos e sólidos seja eventualmente descrita na literatura técnica, os fluidos de corte líquidos representam a grande maioria para aplicações em operações de usinagem. O fluido de corte gasoso mais comum é o ar comprimido, cuja função restringe-se à expulsão dos cavacos da região de corte, visto que à temperatura ambiente o ar possui capacidade refrigerante e lubrificante mínimas. A utilização de fluidos gasosos resfriados a temperaturas negativas e sob pressão (ar, CO₂ e N₂) é descrita por Shaw (1982), que relata aumentos substanciais de vida de ferramenta. Entretanto, o uso industrial de fluidos de corte gasosos ainda não é viável economicamente. Os lubrificantes sólidos, como por exemplo, a grafita e o bissulfeto de molibdênio, são aplicados sobre a superfície de saída da ferramenta com o objetivo único de reduzir o coeficiente de atrito ferramenta-cavaco. Como é necessária a interrupção da operação para a reaplicação do produto, seu uso tem sido muito restrito.

Sendo os fluidos líquidos os mais comuns, sua classificação agrupa-os nas seguintes categorias:

- Óleos;
- Emulsões;
- Soluções.

4.2.1 Óleos

Os óleos de origem vegetal e animal foram os primeiros lubrificantes empregados como óleos integrais na usinagem dos metais. Sua utilização se tornou inviável devido ao alto custo e rápida deterioração, porém são empregados como aditivos nos fluidos minerais com o objetivo de melhorar suas propriedades lubrificantes. Embora sejam eficientes na redução do atrito, os óleos possuem baixa condutividade térmica, baixo calor específico e, portanto, não são eficazes na condução do calor para fora da região de corte.

Os óleos minerais são hidrocarbonetos obtidos a partir do refino do petróleo. Suas propriedades dependem do comprimento da cadeia, estrutura molecular e grau de refino. Os óleos integrais são, basicamente, óleos minerais puros ou com aditivos, normalmente agentes EP (extrema pressão). O emprego destes óleos nos últimos anos tem perdido espaço para os óleos emulsionáveis devido ao alto custo, baixo ponto de fulgor (risco de incêndios), ineficiência a altas velocidades de corte, baixo poder refrigerante e formação de fumos, além de oferecerem riscos à saúde do operador. Os aditivos podem ser à base de cloro e/ou enxofre, conferindo características de extrema pressão ao fluido. O fósforo e matérias graxas são também utilizados e atuam como elementos antidesgaste.

A base dos óleos minerais pode ser parafínica, naftênica ou aromática, entretanto, os últimos não são empregados na fabricação de fluidos de corte. Os fluidos de base parafínica derivam do refino do petróleo com alto teor de parafinas (ceras), o que resulta em excelentes fluidos lubrificantes. Esses óleos são encontrados em maior abundância e, portanto, apresentam um custo menor. Possuem elevada resistência à oxidação e mantêm sua viscosidade constante em uma ampla faixa de temperaturas. São menos prejudiciais à pele e ainda menos agressivos à borracha e ao plástico. Já os óleos de base naftênica são derivados do refino do petróleo naftênico. O uso desses óleos como bases para fluido de cortes tem diminuído em função dos problemas causados a saúde humana, entretanto, são mais estáveis que os óleos parafínicos e suportam cargas mais elevadas.

4.2.2 Emulsões

Nesta categoria estão os fluidos emulsionáveis e os fluidos semi-sintéticos. Os fluidos emulsionáveis (erroneamente chamados de óleos solúveis) são compostos bifásicos de óleos minerais adicionados à água na proporção de 1:10 a 1:100, mais agentes emulgadores que garantem a

uniformidade da mistura. Esses emulgadores são tensoativos polares que reduzem a tensão superficial formando uma película monomolecular relativamente estável na interface óleo-água. Assim, os emulgadores promovem a formação de glóbulos de óleo menores, o que resulta em emulsões translúcidas.

A estabilidade das emulsões se deve ao desenvolvimento de uma camada elétrica na interface óleo-água. Forças repulsivas entre glóbulos de mesma carga evitam a coalescência destes. Para evitar os efeitos nocivos da água presente na emulsão empregam-se aditivos anticorrosivos tais como nitrito de sódio, que ainda é utilizado na fabricação de óleos de corte emulsionáveis. São usados ainda biocidas, que inibem o crescimento de bactérias e fungos, porém devem ser compatíveis com a pele humana e não serem tóxicos. Os aditivos EP's e antidesgaste usados para aumentar as propriedades de lubrificação, são os mesmos empregados para óleos puros. No entanto, o uso de cloro como aditivo para fluidos de corte vem encontrando restrições em todo o mundo, devido aos danos que este causa ao meio ambiente e à saúde humana. Por esta razão procura-se substituir o cloro por aditivos a base de enxofre e cálcio. Usa-se ainda gordura e óleo animal e vegetal para melhorar as propriedades de lubrificação.

Os fluidos semi-sintéticos também são formadores de emulsões e se caracterizam por apresentarem de 5% a 50% de óleo mineral no fluido concentrado, além de aditivos e compostos químicos que verdadeiramente dissolvem-se na água formando moléculas individuais. A presença de uma grande quantidade de emulgadores propicia ao fluido uma coloração menos leitosa e mais transparente. A menor quantidade de óleo mineral e a presença de biocidas aumentam a vida do fluido de corte e reduzem os riscos à saúde. Aditivos EP's, anticorrosivos e agentes umectantes também são utilizados. Além disso, corantes são acrescentados para proporcionar uma cor mais viva e aceitável pelo operador da máquina.

4.2.3 Soluções

As soluções são compostos monofásicos de óleos dissolvidos completamente na água. Neste caso não há a necessidade da adição de agentes emulgadores, pois os compostos reagem quimicamente formando fases únicas. As soluções, também chamadas de fluidos sintéticos, caracterizam-se por serem isentas de óleo mineral. Consistem de sais orgânicos e inorgânicos, aditivos de lubricidade, biocidas, inibidores de corrosão entre outros, adicionados à água. Apresentam uma vida mais longa uma vez que

são menos atacáveis por bactérias e reduzem o número de trocas da máquina. Formam soluções transparentes, resultando em boa visibilidade durante a operação de corte. Possuem agentes umectantes que melhoram bastante as propriedades refrigerantes da solução e são estáveis mesmo em água dura.

Os fluidos sintéticos mais comuns oferecem boa proteção anticorrosiva e refrigerante. Os mais complexos são de uso geral, com boas propriedades lubrificantes e refrigerantes. Faz-se uma distinção quando os fluidos sintéticos contêm apenas inibidores de corrosão e as propriedades EP não são necessárias.

4.3 Aditivos para Fluidos de Corte

De forma a cumprir satisfatoriamente as funções já destacadas, os fluidos de corte devem possuir as seguintes propriedades: anti-espumante, anticorrosiva e anti-oxidante; antidesgaste e antisolda (EP); boa umectação; capacidade de absorção de calor; transparência, ser inodor, não provocar irritações na pele; compatibilidade com o meio ambiente; baixa variação da viscosidade quando em trabalho (índice de viscosidade compatível com a sua aplicação). A maioria destas propriedades é conferida aos fluidos de corte por meio de aditivos. Os principais são:

- **Antiespumantes:** evitam a formação de espumas que poderiam impedir a visibilidade da região de corte e comprometer o efeito de refrigeração do fluido. Estes aditivos reduzem a tensão interfacial do óleo de tal maneira que bolhas menores passam a se agrupar formando bolhas maiores e instáveis. No controle das espumas geralmente usam-se ceras especiais ou óleos de silicone.
- **Anticorrosivos:** protegem peça, ferramenta e máquina-ferramenta da corrosão. São produtos à base de nitrito de sódio ou que com ele reagem, óleos sulfurados ou sulfonados. É recomendável usar o nitrito de sódio moderadamente e com precaução, pois são suspeitos de serem cancerígenos.
- **Detergentes:** reduzem a deposição de lodo, lamas e borras. São compostos organometálicos contendo magnésio, bário, cálcio entre outros, ou ainda álcoois
- **Emulgadores:** são responsáveis pela formação de emulsões de óleo na água e vice-versa. Reduzem a tensão superficial e formam uma película monomolecular semi-estável na interface óleo-água. Os tipos principais são os sabões de ácidos graxos, as gorduras sulfatadas, sulfonatos de petróleo e emulgadores não iônicos.
- **Surfactantes:** de forma análoga aos emulgadores, têm a função de garantir a uniformidade das emulsões, porém, agem de forma diferente: quando um surfactante é acrescentado a dois fluidos

imiscíveis, ele será absorvido na interface entre os dois líquidos. Assim, a parte hidrófila da molécula (solúvel em água) se orienta para se tornar parte da fase água, enquanto a parte lipofílica (miscível em óleo) se orienta para se tornar parte da fase óleo. Normalmente ésteres fosfatos, sulfonatos e álcoois etoxilados são empregados como agentes surfactantes.

- **Biocidas:** são substâncias ou misturas químicas que inibem o desenvolvimento de microrganismos, especialmente fungos e bactérias que em geral reagem com o enxofre presente no fluido de corte.
- **Aditivos extrema pressão (EP):** em operações mais severas onde uma lubricidade adicional é necessária, pode-se utilizar aditivos extrema pressão. Eles conferem aos fluidos de corte a capacidade de suportar as elevadas temperaturas e pressões do corte, reduzindo o contato ferramenta-cavaco. São compostos que variam na estrutura e composição. São suficientemente reativos com a superfície usinada, formando compostos relativamente fracos na interface, geralmente sais (fosfato de ferro, cloreto de ferro, sulfeto de ferro, etc.) que se fundem a altas temperaturas e são facilmente cisalháveis. Os principais aditivos EP são compostos de enxofre, fósforo ou cloro. Apesar de sua importância, os aditivos EP podem atacar o cobalto presente em ferramentas de metal duro.

4.4 Considerações a respeito da utilização de fluidos de corte

O objetivo final ao se usar fluidos de corte é o de reduzir o custo total de fabricação ou então aumentar a taxa de produção. Além disso, o fluido de corte pode evitar alterações micro-estruturais na peça decorrentes de elevadas temperaturas de usinagem. Outros benefícios decorrentes do emprego de fluidos de corte são:

- Aumento da vida da ferramenta;
- Redução das forças de usinagem e, portanto, da potência de usinagem;
- Melhoria do acabamento da peça;
- Facilidade de remoção dos cavacos da região de corte;
- Redução do risco de distorção da peça.

Por outro lado, a utilização de fluidos de corte acarreta custos associados à sua aquisição, armazenamento, preparo, controle em serviço e, finalmente, ao descarte. De acordo com Kopac (1998), a utilização de fluidos de corte representa 16% do custo total de fabricação. Além disso, deve-se levar em consideração o fato que ao se aplicar um fluido de corte, este pode proporcionar vantagens, ser

inócuo, ou mesmo prejudicial ao processo, dependendo da operação, condições de corte, material da peça e da ferramenta.

Embora seja praticamente muito difícil eliminar totalmente o emprego de fluidos de corte, Batzer e Sutherland (1998) e Graham (2000) recomendam que nos casos em que sua aplicação é questionável (ou quando as perdas são passíveis de amortecimentos), a questão ambiental deve ser colocada em primeiro plano. Diante dessa situação, uma alternativa que tem sido apresentada por alguns fabricantes de fluidos de corte é o retorno dos produtos de base vegetal (biodegradáveis). Esses produtos apresentam maior compatibilidade com a pele humana e reduzida tendência à formação de vapor, fumaça e névoa, contribuindo assim para uma melhor qualidade do ar e limpeza do ambiente de trabalho. Além disso, possuem ponto de fulgor inferior ao de óleos minerais de mesma viscosidade, o que reduz o risco de incêndios. Assim como os óleos minerais, os óleos vegetais também podem ser descartados por meio de queima, mas são menos poluentes ao meio ambiente e apresentam matéria-prima renovável (Kuroda, 2006).

Os óleos vegetais também possuem propriedades lubrificantes superiores aos óleos de base mineral. Sua estrutura, composta de moléculas polares, produz um filme lubrificante com capacidade para suportar elevadas tensões, prolongando a vida das ferramentas de corte. Testes realizados por Kuroda (2006) mostraram que a substituição do óleo mineral pelo vegetal promoveu um aumento de quase 93% na vida de fresas geradoras de engrenagens em aço 1060. Dessa forma, o custo de aquisição mais elevado do produto vegetal é compensado pela redução nos custos de fabricação.

O controle de fluidos de corte em operação é padronizado por normas técnicas e normalmente compreende o monitoramento das seguintes propriedades/características (Nachtman, 1995): viscosidade, concentração, potencial corrosivo, pH, estabilidade, condutividade elétrica, concentração de contaminantes, presença de microrganismos e qualidade da água.

A reciclagem ou descarte de fluidos de corte é outro aspecto relevante a ser considerado. A reciclagem envolve as seguintes etapas (Nachtman, 1995):

- Decantação para remoção de material particulado grosseiro, como cavacos;
- Flotação para remoção de particulado fino;
- Uso de hidrociclones ou centrífugas para remoção de contaminantes muito finos;
- Filtração por gravidade, pressão ou a vácuo;
- Tratamento da água (correção de dureza, deionização e destilação);

- Controle biológico.

O descarte de fluidos de corte é mais freqüente que sua reciclagem, uma vez que esta tem custo elevado. Entretanto, antes de ser despejado na rede de esgoto, o fluido de corte deve sofrer o seguinte tratamento (Nachtman, 1995):

- Separação do óleo proveniente do sistema de lubrificação da máquina-ferramenta e de contaminantes sólidos;
- Adição de ácido sulfúrico até que $\text{pH}=3,5$ seja atingido;
- Adição de sulfato de alumínio para provocar a precipitação de hidróxido de alumínio;
- Adição de hidróxido de sódio até $\text{pH}=7$ seja atingido;
- Estabilização com a formação de flocos de hidróxido de alumínio;
- Remoção dos flocos de hidróxido de alumínio;
- Despejo da água isenta de óleo na rede de esgoto.

4.5 Direções de aplicação do fluido de corte

Existem três direções de aplicação dos fluidos de corte, como mostra a Figura 4.4.

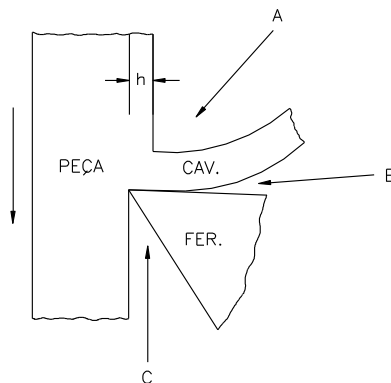


Figura 4.4: Direções possíveis de aplicação do fluido de corte.

Não há um consenso com relação a melhor direção de aplicação do fluido de corte. A direção A (sobre-cavaco) é a mais tradicional, provavelmente devido ao fato dos sistemas de aplicação serem rígidos e com poucos graus de liberdade, dificultando a aplicação nas outras direções. Entretanto, a direção A mostra-se inadequada quando cavacos emaranhados são produzidos, pois estes impedem o acesso do fluido à interface cavaco-ferramenta.

A direção B apresenta a desvantagem de aplicação do fluido no sentido contrário ao do movimento do cavaco, sendo recomendada quando o fluido é aplicado sob elevada pressão. Machado (1990) obteve bons resultados utilizando a direção B (superiores à direção A) no torneamento da liga de titânio Ti6V4Al quando aplicou o fluido de corte a alta pressão (aproximadamente 145 atm). Entretanto, esta direção de aplicação não apresentou os mesmos resultados no torneamento de uma liga de níquel (Inconel 901).

A direção C de aplicação do fluido de corte apresenta a vantagem de atingir diretamente a interface ferramenta-peça, reduzindo assim o desgaste de flanco e contribuindo para a qualidade da superfície usinada. Além disso, esta posição está relativamente protegida dos cavacos.

4.6 Métodos de aplicação dos fluidos de corte

Existem basicamente três métodos de aplicação do fluido:

- Jorro à baixa pressão;
- Sistema à alta pressão (até 163 bar);
- Atomização (de 1 a 5 bar).

O primeiro sistema é o mais utilizado pela sua simplicidade. O segundo método exige equipamento mais complexo (bomba de múltiplos estágios, reservatório com elevada capacidade e encapsulamento da máquina-ferramenta). O terceiro método oferece vantagens sobre o primeiro devido ao maior poder de penetração e velocidade do fluido. No sistema a alta pressão o fluido é bombeado através do porta-ferramentas (Figura 4.5) e aplicado na direção B, promovendo também a quebra do cavaco.

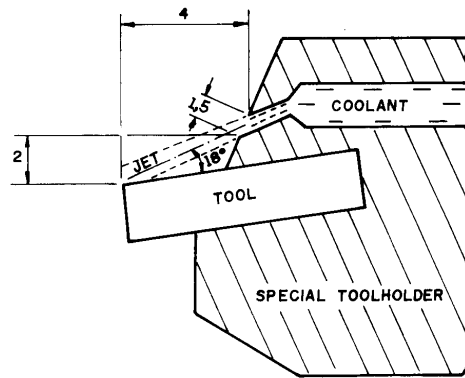


Figura 4.5: Esquema de aplicação do fluido de corte sob alta pressão.

Nos últimos tempos tem-se observado um esforço no sentido de se reduzir o consumo de fluidos de corte, tanto devido ao fator econômico, quanto pela preocupação ambiental. Neste cenário, a aplicação de fluido de corte pelo método da atomização (também chamado de névoa ou mínima quantidade de fluido – MQF) tem sido intensamente investigada (Machado e Wallbank, 1997, Machado et al., 1999 e 2000, Heisel et al., 1998, Weingaertner et al., 2000, entre outros). Nesta técnica o fluido é aplicado em vazões muito baixas, na faixa de 10 a 200 ml/h, normalmente nas direções de aplicação B e C. Embora os resultados encontrados sejam promissores (redução das forças de usinagem e da rugosidade da peça), estes não são consistentes, ou seja, apresentam variações de desempenho (em comparação com o método do jorro à baixa pressão) de acordo com as condições de corte.

A elevada razão entre a área e o volume das gotículas permite a rápida evaporação do fluido, provocando a refrigeração, Shaw (1982). Portanto, fluidos com baixo ponto de fusão e alto calor latente de vaporização (ou seja, com elevada concentração de água) devem apresentar melhores resultados. Os aspectos negativos associados ao método de aplicação por atomização dizem respeito à necessidade de controle de emissões (por meio do encapsulamento da máquina-ferramenta e de um sistema de exaustão eficiente) e de controle do ruído produzido pela linha de ar comprimido em funcionamento contínuo.

4.7 Seleção do fluido de corte

A seleção do fluido de corte ideal é difícil devido à grande variedade de produtos disponíveis em um mercado altamente competitivo. O custo é alto e a utilização de um fluido de corte tem que ser

justificada economicamente, isto é, os benefícios devem superar o investimento. Existem várias operações em que o corte é realizado sem aplicação de fluido algum, nas quais não se justifica economicamente o seu emprego. O torneamento e o fresamento de ferro fundido cinzento são exemplos de operações realizadas nestas condições. Em contrapartida, existem muitas operações nas quais o emprego do fluido de corte é vital, como por exemplo, na retificação ou no roscamento. Em termos de consumo industrial, os óleos emulsionáveis estão bem à frente dos demais, porém, os novos produtos, principalmente sintéticos, estão cada vez mais conquistando o mercado consumidor.

Ensaio de laboratório devem ser usados como critério para a seleção correta do fluido de corte e dos aditivos, apesar da maioria dos produtores fornecerem tabelas e diagramas que ajudam na seleção do produto. É comum encontrar na literatura informações detalhadas com a descrição do produto, concentração recomendada e material a usar. Essas informações são úteis e devem ser utilizadas como ponto de partida, entretanto, pelo menos três aspectos relevantes devem ser considerados antes de se decidir por um determinado fluido de corte: o material da peça, o material da ferramenta e a operação.

4.7.1 Recomendações Quanto ao Material da Peça

O ferro fundido cinzento produz cavacos de ruptura e normalmente é usinado a seco. O ar comprimido pode, entretanto, ser útil na remoção do cavaco, particularmente no caso do fresamento de cavidades. Na usinagem de ferro fundido maleável, se for usado fluido de corte, este deve ser um óleo integral ou algum tipo especial de emulsão. Devem-se tomar cuidados para que os cavacos não reajam quimicamente com emulsões. A usinagem de ferro fundido branco é difícil e geralmente requer aditivos EP nas emulsões.

Os aços representam o maior volume de material usado industrialmente e existe uma variedade muito grande de composições disponíveis. Assim, todos os tipos de fluidos de corte podem ser usados e a escolha depende da severidade da operação e da resistência do material da peça. Em geral, os aços de corte fácil (contendo chumbo, enxofre ou bismuto) apresentam boa usinabilidade, sendo recomendado o uso de emulsões ou soluções preferencialmente com enxofre na forma de aditivo EP (aditivos a base de cloro não produzem bons resultados). Para os aços baixo carbono emulsões e óleos com baixa viscosidade são indicados. Já para os aços com médio e alto teor de carbono e aços-liga com mesma concentração de carbono recomendam-se emulsões ou soluções (estas para altas taxas de

remoção de material). Os aços inoxidáveis devem ser usinados com a aplicação de óleos com aditivos EP a base de cloro e enxofre. Para altas velocidades de corte, emulsões contendo esses mesmos aditivos devem ser empregadas (Nachtman, 1995).

As ligas de alumínio podem, muitas vezes, ser usinadas à seco. Porém, as ligas conformadas (com alto teor de cobre) requerem um fluido de corte com alta capacidade refrigerante. Quando cavacos longos são formados a área de contato é grande, exige-se lubrificação adequada (óleos leves). As ligas de alumínio-silício também exigem boa lubrificação. Se a qualidade dimensional da peça for importante, deve-se usar um fluido refrigerante devido ao alto coeficiente de expansão térmica do alumínio. As ligas de alumínio não exigem aditivos EP e o enxofre livre ataca o metal instantaneamente.

As ligas de magnésio são normalmente usinadas a seco. Sob altíssimas velocidades de corte, entretanto, um fluido refrigerante pode ser utilizado. Emulsões são proibidas porque a água reage com o cavaco para liberar hidrogênio, que apresenta risco de ignição. Geralmente, usam-se óleo mineral ou misturas de óleo mineral com gorduras, e como no caso do alumínio, o enxofre ataca o metal.

As ligas de cobre são agrupadas de acordo com sua usinabilidade. As ligas de fácil usinagem incluem a maioria dos latões e alguns bronzes ao fósforo fundidos. Eles possuem resistência à tração adequada e baixa ductilidade e geralmente adições de elementos de corte fácil (chumbo, selênio e telúrio). Isto significa que eles são usinados mais facilmente que as ligas de outros grupos. Uma emulsão é suficiente para praticamente todas as situações. Já as ligas de usinabilidade moderada (latões sem chumbo, alguns bronzes ao fósforo e bronzes ao silício) têm alta ductilidade, o que causa alto consumo de potência e dificulta a obtenção de bom acabamento superficial. Geralmente uma emulsão com gordura atende as exigências. Finalmente, as ligas de difícil usinagem, tais como as ligas de chumbo, as ligas níquel-prata e os bronzes ao fósforo, têm baixa resistência e grande tendência ao arrancamento e, geralmente, produzem cavacos longos. Neste caso uma mistura concentrada de óleo mineral com gordura deve ser usada. Ressalva-se que todos os metais amarelos são manchados por qualquer óleo contendo enxofre livre.

As ligas a base de níquel, titânio e cobalto são consideradas ligas resistentes ao calor e muitas vezes chamadas de superligas. São difíceis de usinar e têm alta tendência de encruar, principalmente as ligas de níquel. A escolha do fluido de corte dependerá da operação de corte e da tenacidade da liga. Óleos leves contendo cloro como aditivo EP normalmente são eficientes. O enxofre livre, entretanto, pode causar a descoloração da peça.

4.7.2 Recomendações Quanto ao Material da ferramenta

A escolha de um material de ferramenta para determinada aplicação indicará o potencial da taxa de remoção de material. Esta taxa de remoção de material, por sua vez, indicará as temperaturas de corte e as tensões na ferramenta que provavelmente serão encontradas. Como as ferramentas de aço ao carbono e aço-liga devem ser usadas à baixas temperaturas, é essencial que se use uma refrigeração adequada. Os aços-rápidos também requerem uma refrigeração eficiente, e na usinagem de materiais tenazes, aditivos anti-solda devem ser usados.

As ligas fundidas, metais duros e cermets possuem dureza a quente mais elevada que as ferramentas de aço e, portanto, suportam trabalhar à temperaturas mais elevadas. Como a taxa de remoção de material é alta para estas ferramentas, a aplicação de um fluido refrigerante se torna necessária para prolongar a vida da ferramenta. Os fluidos emulsionáveis são usados com frequência, mas a escolha correta deve variar de acordo com a severidade da operação.

O uso de ferramentas cerâmicas tem aumentado consideravelmente nos últimos tempos. Devido à baixa condutividade térmica aliada ao alto coeficiente de expansão térmica deve-se tomar cuidados ao se aplicar um refrigerante, porque os choques térmicos podem causar trincas superficiais. As cerâmicas à base de nitreto de silício são menos susceptíveis a este tipo de problema. Se um fluido de corte for capaz de reduzir temperatura sem causar trincas, ele será sempre recomendado para prolongar a vida da ferramenta. Em certas aplicações, principalmente na usinagem das superligas, o desgaste de entalhe vai predominar, e neste caso o fluido de corte deve ser usado com alguma reserva, pois a atmosfera pode alterar o mecanismo de desgaste.

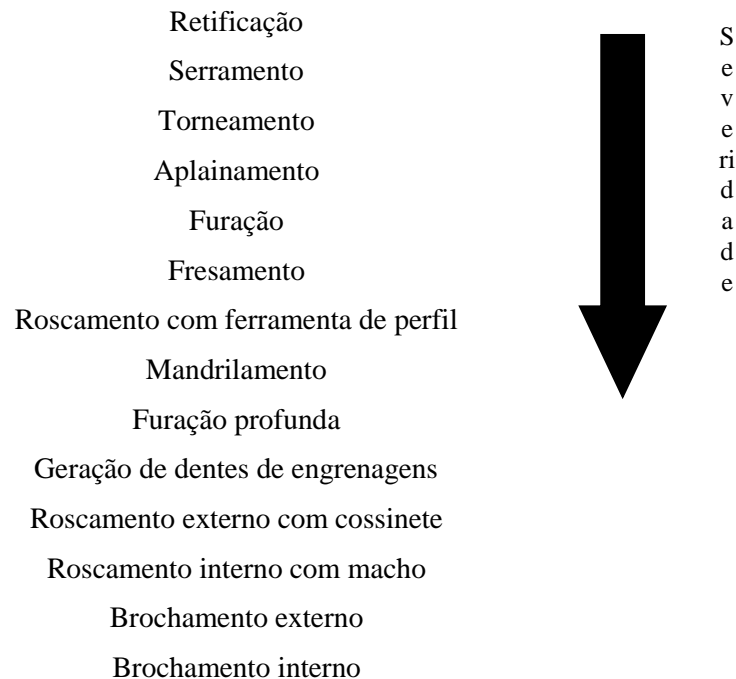
As ferramentas a base de diamante e de cBN são duras e resistentes o suficiente para suportarem os choques térmicos. Nestes casos o fluido de corte não tem qualquer efeito sobre a vida da ferramenta, sendo recomendado apenas para garantir a qualidade da superfície usinada.

4.7.3 Recomendações Quanto à Operação de usinagem

A severidade das operações de usinagem varia desde a retificação mais leve até os mais pesados cortes de brochamento. A seleção do fluido de corte pode, portanto, variar desde as emulsões de baixa concentração (altamente refrigerantes) até os mais ativos tipos de óleo integral (predominantemente

lubrificantes). A Tabela 4.1 apresenta uma classificação das principais operações de usinagem com respeito à sua severidade (Ferraresi, 1970).

Tabela 4.1: Classificação das principais operações de usinagem quanto à severidade.



Para o torneamento sugere-se que, devido ao contato contínuo entre ferramenta e peça e, conseqüentemente, ao acesso restrito à interface, soluções e emulsões de baixo peso molecular são mais indicadas, Nachtman (1995). Nas operações de fresamento a ação lubrificante é prioritária e o acesso do fluido é facilitado pela intermitência da operação, assim, óleos e emulsões concentradas são indicados, entretanto, corre-se o risco de se acentuar o gradiente térmico e promover trincas de origem térmica na ferramenta de corte. Finalmente, no caso da furação há o contato contínuo entre ferramenta e peça aliado à dificuldade de acesso do fluido de corte, o que requer, sempre que possível, o uso de ferramentas com canais internos para aplicação de fluido. Emulsões e soluções com aditivos a base de enxofre e cloro normalmente são eficientes.

Algumas vezes a seleção do fluido de corte mais indicado é realmente problemática, como no caso de células flexíveis de manufatura. Nestas células, várias operações de usinagem podem ser feitas em uma variedade de materiais. É difícil, portanto, satisfazer a todas as situações. O fluido de corte

deve suportar a severidade oferecida pelas mais exigentes operações de corte em materiais de difícil usinagem, o que representa, inevitavelmente, o desperdício de potencialidades no caso de materiais de corte fácil e operações mais leves, Nelson e Shaible (1988).

5 Referências bibliográficas

- BATZER, S.; SUTHERLAND, J., (1998), “The Dry Cure for Coolants Ills” Cutting Tool Engineering, June, pp 34 – 44.
- CHILDS, T.H.C.; ROWE, G.W. (1973), “Physics in Metal Cutting”, Rep. Prog. Physics, vol. 36, pp. 223-288.
- FERRARESI, D. (1977), Fundamentos da Usinagem dos Metais. Editora Edgard Blücher Ltda, São Paulo.
- GRAHAM, D., (2000), “Dry Out”, Cutting Tool Engineering, March, pp 56 – 65.
- HEISEL, U.; LUTZ, M.; SPATH, D.; WASSMER, R.; WALTER, U. (1998), “A Técnica da Quantidade Mínima de Fluidos e sua Aplicação nos Processos de Corte”, Máquinas e Metais, Editora Aranda, fevereiro, pp 22 – 38.
- HORNE, J.G.; DOYLE, E.D.; TABOR, D., (1978), “Direct Observation of Contact and Lubrication at a Chip-Tool Interface”, Proc. Inst. Int. Conf. on Lubrication Challenges in Metal Working and Processing, III Research Institute, Chicago, Illinois, USA, 7-9 June, 7p.
- KOPAC, J. (1988), "Influence of cutting material and coating on tool quality and tool life", Journal of Materials Processing Technology 78, 95–103.
- MACHADO, A.R. (1990), “Machining of Ti6Al4V and Inconel 901 with a High-Pressure Coolant System”, PhD Thesis, University of Warwick, England.
- MACHADO, A.R. and WALLBANK, J., (1997), "The Effect of Extremely Low Lubricant Volumes in Machining", Wear, vol. 210, pp 76 - 82.
- MACHADO, A.R.; MOTTA, M.F.; da SILVA, M.B., (1997), “Performance of Synthetic and Mineral Soluble Oil when Turning AISI 8640 Steel” ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol 119, No. 4, (A), pp 580 – 586.
- MACHADO, A.R.; WALLBANK, J.; PASHBY, I.R. and EZUGWU, E.O., (1998), “Tool Performance and Chip Control when Machining Titanium (Ti6Al4V) and Nickel (Inconel 901) Based Superalloys Using High Pressure Coolant Supply”, Machining Science and Technology, An International Journal, USA. Vol. 2, N° 1, pp 1 – 12.
- NACHTMAN, E.S. (1995), Metal Cutting and Grinding Fluids. In: Metals Handbook, Vol. 16: Machining, Ninth Edition. ASM International, Metals Park, ISBN 0 87170 007 7.
- NELSON, D.; SCHAIBLE, J. (1988), “Update: Cutting Fluids and Related Products”, Cutting Tool Engineering, oct, pp. 31-35.
- POSTNIKOV, S.N. (1967), “Penetrating Ability of Cutting Fluids”, Wear, vol. 10, pp. 142-150.
- KURODA, M., (2006), “Aumentando a lucratividade com óleos vegetais. *O Mundo da Usinagem*, São Paulo, 2ª Edição, p.14-15.
- RUFFINO, R.T. (1977), “Fluidos de corte. In: Fundamentos da Usinagem dos Metais. Edgard Blucher.
- SALES, W.F., (1999), "Influência das Características Refrigerantes e Lubrificantes de Fluidos de Corte", Tese de doutorado em Engenharia Mecânica – Universidade Federal de Uberlândia, UFU.
- SHAW, M.C. Metal Cutting Principles. Oxford University Press, 1982, ISBN 0 19 859002 4.
- SHAW, M.C.; (1951) PIGGOT, J.D.; RICHARDSON, L.P. “The Effect of the Cutting Fluid upon Chip-Tool Interface Temperature”, Trans of ASME, vol. 73(1), 1951, pp. 45-56.
- TRENT, E.M., (1967), “Conditions of Seizure at the Tool Work Interface”, ISI, Special Report 94, Iron and Steel Institute, London, pp. 11-18.
- TRENT, E.M. (1991), “Metal Cutting”, 3rd Edition, Butterworths, London, ISBN 0408108568, 245 pgs.
- WEINGAERNTER, W.; SCHROETER, R.; TEIXEIRA, C.R., (2000), “A Influência da Minimização do Fluido de Corte”, Máquinas e Metais, Editora Aranda, janeiro, pp 52 – 59.

- WILLIAMS, J.A., (1977), "The Action of Lubricants in Metal Cutting", Journal Mechanical Engineering Science, 7 Mech. E vol. 19(5), pp. 202-212.
- TRENT, E.M., (1988) "Metal Cutting and the Tribology of Seizure: I. Seizure in Metal Cutting", Wear, vol. 128, pp 29-45.
- BOOTHROOYD, G., (1981), "Fundamentals of Metal Machining and Machine Tools", International Student Edition, Mc Graw-Hill, 5 th Printing, ISBN 0-07-085057-.
- TRENT, E.M. (1984), "Metal Cutting", 2nd Edition, Butterworths, 245 pags, ISBN 0-408-108568.
- TRENT, E.M. (1988), "Metal Cutting and the Tribology of Seizure: III. Temperature in Metal Cutting", Wear, vol. 128, pp 65-81.
- TAY, A.O.; STEVENSON, M.G.; DAVIS, G.V., (1974), "Using the Finite Element Method to Determine Temperature Distribution in Orthogonal Machining", Proc. Instm. Mech. Engrs., vol. 188 (55), pp 627-638.
- LOEWEN, E.G., SHAW, M.C., (1954), "On the Analysis of Cutting Tool Temperatures", Trans. ASME 76 (1954), 217-221.
- MURAKA, P.D., BARROW, G., HINDUJA, S., (1979), "Influence of the Process Variables on the Temperature Distribution in Orthogonal Machining Using The Finite Element Method", Int. J. Mech. Sci. 21 (1979), 445-456.
- DE MELO, A. C. A. (1998), "Estimação da Temperatura de Corte Utilizando Problemas Inversos em Condução de Calor", Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, , 116 pgs.
- BYRNE G., (1987), "Thermoelectric signal characteristics and average interfacial temperatures in the machining of metals under geometrically defined conditions, Int. J. Mach. Tools Manuf. 27 (2), pp215-224.
- FERRARESI, D. "Fundamentos da Usinagem dos Metais", Editora Edgard Blücher Ltda., vol. 1, SP, 1977, 751 pgs.
- WRIGHT, P.K.; TRENT, E.M. (1973), "Metallographic Method of Determining Temperature Gradients in Cutting Tools", Journal of the Iron and Steel Institute, may, 1973, pp 364-368.
- DEARNLEY, P. A. (1983), "New Technique for Determining Temperature Distribution in Cemented Carbide Cutting Tools", Metals Technology, vol. 10, pp. 205-214.
- SMART, E.F.; TRENT, E.M. (1975), "Temperature Distribution in Tools Used to Cutting Iron, Titanium and Nickel", Int. J. Prod. Res., vol. 13(3), pp. 265-290.
- KATO, S.; YAMAGUCHI, K.; WATANABLE, Y.; HIRAIWA, Y. (1976), "Measurement of Temperature Distribution Within Tool Using Powders of Constant Melting Point", ASME Journal of Engineering for Industry, pp 607-613.
- CASTO, S. L.; VALVO, E. L.; PIACENTINI, M.; RUISI, V. F.; LUCCHINI, E.; MASCHIO, S. (1994), "Cutting Temperatures Evaluation in Ceramic Tools: Experimental Tests, Numerical Analysis and SEM Observations", Annals of the CIRP, vol. 43, 1994, pp. 73-76.
- TRIGGER, K.J. and CHAO, B.T., (1951), An analytical evaluation of metal-cutting temperatures - Transactions of the ASME, 53: 57-68, 1951
- SHAW, M.C. (1986), "Metal Cutting Principles", Oxford Scientific Publications, USA, 1986, 594 pgs, ISBN - 0-19-859002-4.
- CARSLAW, H. S.; JAEGER, J.C. (1957). Conduction of Heat in Solids. 2.ed. London: Oxford.
- ABRAO, A.M., REIS, D.D., (2004), The machining of aluminium alloy 6351, Proc. IMechE Vol. 219 Part B: J. Engineering Manufacture
- THERMOGRAPHIC MEASUREMENTS LTD.(2007) - THERMAX Product literature.

