

5 - TEMPERATURA NO PROCESSO DE USINAGEM.

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.

Do ponto de vista econômico, a vida de uma ferramenta é um item de grande importância. Esta depende mais da temperatura atingida na interface ferramenta-cavaco do que da quantidade total de calor em jogo na operação. A quantidade de calor liberada

na interface ferramenta-cavaco e que vai para a ferramenta provoca um aumento da temperatura nas vizinhanças da ponta. Com esse aumento a dureza, ou resistência ao cisalhamento, do material da ferramenta decresce. Em casos extremos a aresta cortante chega a fundir-se.

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 termoelétrico 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-termoelétrico 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)

$$\theta = C \cdot v_c^n \quad [K]$$

(5.1)

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 1926 E. G. HERBERT na Inglaterra (Tay, 1974) também mediu as temperaturas de corte por meio do par termoelétrico (ferramenta-peça) e a partir de seus experimentos enunciou a 1ª Lei do desgaste da ferramenta, lei que tem seu nome: "o desgaste da ferramenta é função da temperatura de corte".

No início da década de 1930, SCHWERD, na Alemanha estudou a variação da temperatura no cavaco e na peça durante a usinagem de aço carbono. A instrumentação

usada consistia em dispor 2 lentes convergentes de cloreto de sódio que recebendo os raios térmicos provenientes do ponto cuja temperatura se desejava medir os concentravam sobre um par termoeletrico convenientemente instalado. O par termoeletrico transmitia o sinal para um oscilógrafo a raios catódicos onde se fazia a leitura desejada, baseada em aferição previamente feita do sistema de medida. Este sistema permitia a medição da temperatura em regiões minúsculas de 0,1 a 0,25 mm de raio. Com esse sistema foi possível detectar a variação de temperaturas superficiais de várias centenas de graus Celsius em faixa cuja largura era de apenas 1 mm do cavaco ou da peça.

Em 1936, REICHEL estudou também a variação das temperaturas de usinagem empregando instrumental diferente daquele proposto por SCHWERD. A partir do princípio do par termoeletrico, constituído por um estilete metálico que entra em contato com o ponto onde se deseja medir a temperatura, REICHEL mediu e analisou as temperaturas nas superfícies da peça e da ferramenta e as temperaturas em camadas subjacentes das superfícies, até a profundidade aproximada de 1 mm. O inconveniente desse instrumental é a rápida oxidação no ponto de contato do estilete com a superfície em análise. Minorou-se esse inconveniente fazendo-se um revestimento de prata nas superfícies em análise. Todavia não se conseguiu fazer medições em pontos próximos da aresta cortante e nem em altas velocidades de corte. Algumas conclusões puderam ser tiradas desses experimentos:

- A máxima temperatura atingida na superfície da peça no instante da usinagem cai imediatamente após alguns centésimos de segundo da passagem da ferramenta de corte;
- Em profundidades de 0,24 a 0,96 mm o fenômeno de queda da temperatura ocorre igualmente, porém partindo-se de temperaturas menores - quanto mais afastado da superfície menor a temperatura.

Para se medir a temperatura na aresta de corte pode-se empregar o mesmo princípio do par termoeletrico já empregado por SHORE (1925) ou GOTTWEIN (1925) ou HERBERT (1926) isto é, a ferramenta de corte e a peça constituem o termopar. Neste

caso há que se aferir o sistema de medição a cada vez que se muda o material da peça. Para evitar-se nova aferição, a cada novo material, GOTTWEIN e REICHEL patentearam um novo sistema de medição, empregando ainda o par termoelétrico, porém aplicando-se 2 ferramentas de corte de mesma geometria mas de materiais diversos. O par neste caso é constituído por essas 2 ferramentas que operarão simultaneamente no mesmo carro porta ferramenta. A hipótese feita por esses autores é que os coeficientes de atrito do material da peça com as duas ferramentas sejam iguais. Assim usinando-se com as mesmas condições características (velocidade, avanço e profundidade de corte) terão a mesma temperatura, que é aquela correspondente à leitura no microvoltímetro do par ferramenta I e ferramenta II. Assim é suficiente construir-se uma só curva de aferição que valerá para qualquer material a usar.

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.

$$T \cdot \theta^n = K$$

(5.2)

onde T = vida da ferramenta (min)

θ = temperatura da ferramenta (°C)

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

Em 1943 SCHALLBROCH e LANG publicaram seus estudos sobre a distribuição das temperaturas nas faces da ferramenta através do método dos vernizes térmicos. Estes alteram a cor conforme a temperatura atingida - com isso é fácil ver as regiões de iguais temperaturas. A camada aplicada tem espessura de alguns centésimos de milímetro e permite identificar variações de temperatura com aproximação de + ou - 1%, numa faixa

de 40 a 650 °C. Apresentam a vantagem da simplicidade de aplicação e permitindo também efetuar as medições quando se usinam materiais não metálicos. Naturalmente não permitem sua aplicação nas regiões onde há atrito, como na superfície de saída onde o cavaco desliza e na parte da superfície de folga onde ocorre o contato com a peça.

A força de usinagem provoca diversas deformações no cavaco, na peça, na ferramenta de corte e na própria máquina. Além disso, quando o cavaco se desloca na superfície de saída da ferramenta ocorrem forças de atrito. O trabalho de todas essas forças (de deformação e de atrito) se converte em calor. A partir deste calor e das massas, geometria e propriedades térmicas dos materiais em jogo criam-se os diversos campos de temperatura com suas distribuições próprias.

Os fenômenos da geração e da dissipação de calor na operação de usinagem são ambos complexos. As temperaturas atingidas provocam alterações nas propriedades físicas e mecânicas, as quais aceleram os desgastes. Estes, por sua vez, propiciam maiores atritos que geram mais calor, elevando mais uma vez as temperaturas e assim se define um círculo vicioso que vai limitar o uso da ferramenta de corte (Loewen, 1954, Boothroyd 1981).

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:

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

(5.3)

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):

$$W_{\text{corte}} \cong W_{\text{plast.}} + W_{\text{cisalh.}} + W_{\text{atrito}}$$

(5.4)

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 aços 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 aços 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 5.1, onde aparecem as proporções entre esses 3 trabalhos desenvolvidos, em %:

Tabela 5.1 – 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

Observa-se que o trabalho das deformações plásticas é 1,5 vezes maior no caso de usinagem do aço, em relação ao ferro fundido; observa-se ainda que o trabalho de cisalhamento, ao contrário, é quase 2 vezes maior para o caso de usinagem de ferro fundido em relação ao aço; pode-se simplisticamente dizer que o trabalho das deformações plásticas na usinagem de aços corresponde a ~ 75% e na usinagem do ferro fundido correspondente a ~ 50% do trabalho total. O trabalho das forças de cisalhamento no caso de seções de corte grandes atinge 50% para o ferro fundido e 25% para o aço em

relação ao trabalho total. Observa-se ainda que o trabalho das forças de atrito mantem as mesmas proporções no caso de aço ou ferro fundido, todavia estas proporções podem aumentar quando as velocidades de corte crescem.

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:

$$W_{\text{total}} = W_{\text{princ.}} + W_{\text{avanço}} + W_{\text{passiva}} \quad (5.5)$$

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 facilmente: 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

$$W_{\text{total}} \cong W_{\text{princ.}} \quad (5.6)$$

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:

$$Q = \frac{F_c \cdot v_c}{60} \quad [W]$$

(5.7)

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 5.1); (ii) Na interface entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta, ou zona secundária de cisalhamento, (regiões B e C na Figura 5.1) e (iii) Na interface de contato da peça com a superfícies de folga da ferramenta, ou zona terciária de cisalhamento (região D na Figura 5.1). 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 5.1 ilustra as três regiões onde o calor é percebido durante a formação de cavacos.

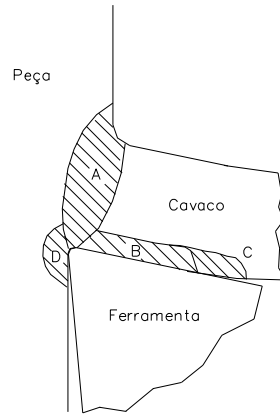


Figura 5.1 – Regiões onde calor é percebido durante a formação de cavacos.

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 consequência, 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 5.2 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.

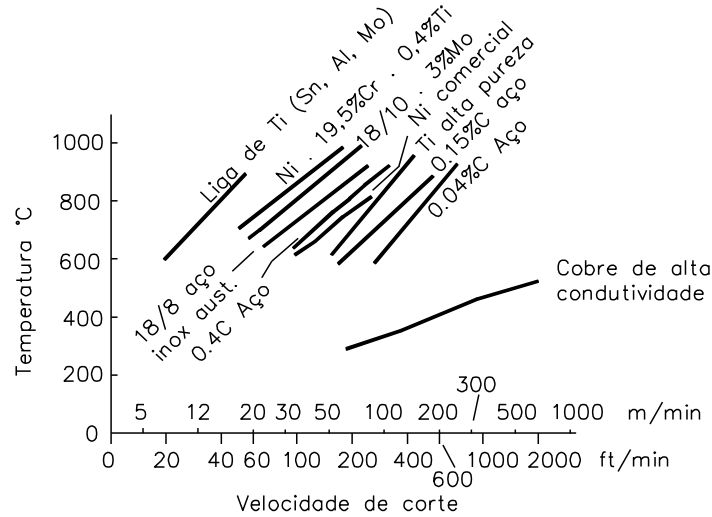


Figura 5.2. Temperaturas máximas da interface cavaco-ferramenta em função da velocidade de corte (Trent, 1984).

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.

5.1. 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 os modelos desenvolvidos na metade do século XIX por Trigger e Chão e os de Loewen e Shaw todos usando corte ortogonal. Ambos os estudos partiram do princípio de que o fluxo de calor se dá em regime permanente e a temperatura gerada na interface ferramenta-cavaco 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):

$$q = q_z + q_f \quad [W/m^2]$$

(5.8)

Onde:

q : Calor total (W/m^2);

q_z : Calor devido ao cisalhamento (W/m^2);

q_f : Calor devido ao atrito na interface cavaco-ferramenta (W/m^2);

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 5.3.

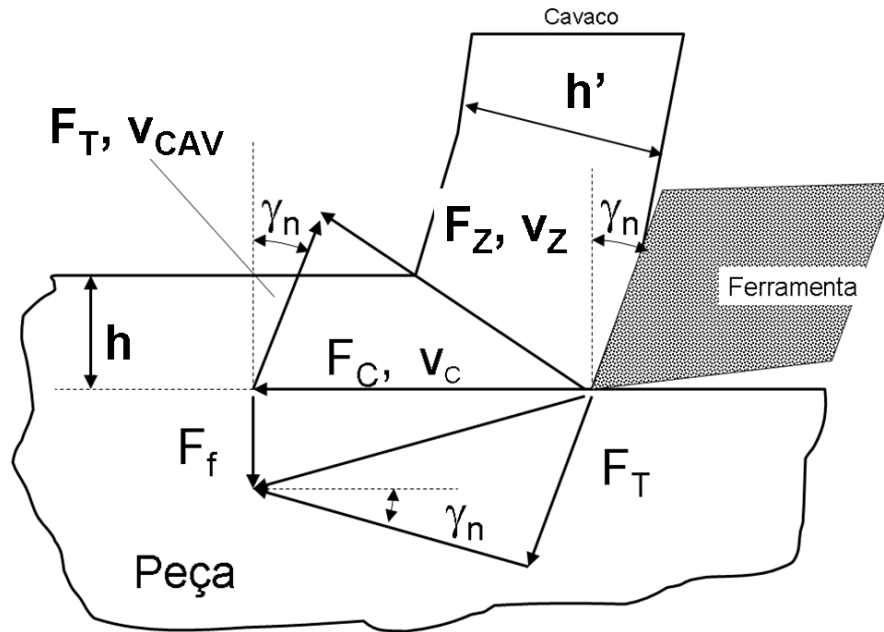


Figura 5.3 – Diagrama de força e de velocidade para calcular o calor gerado durante a formação de cavacos em processo de corte ortogonal.

Com base na Figura 5.3 pode-se calcular o valor de q_s como sendo:

$$q_s = \frac{F_Z \cdot v_Z}{S_z} \times \frac{10^6}{60} \quad [\text{W/m}^2]$$

(5.9)

Onde:

$$S_z = \frac{b \cdot h}{\sin \phi} = b \cdot h \cdot \csc \phi \quad [\text{mm}^2]$$

(510)

A velocidade no plano de cisalhamento é:

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

(5.11)

Para pequenos valores de γ_n :

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

(5.12)

A força tangencial na superfície de saída é:

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

(5.13)

A velocidade do cavaco pode ser dada aproximadamente por:

$$v_{cav} = \frac{h}{h'}$$

(5.14)

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 do 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);

l_c : Comprimento de contato cavaco-ferramenta (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 (5.7):

$$T_z - T_o = \frac{A_1 [F_c \cdot v_c \cdot (1 - B_1) - F_f \cdot v_{cav}]}{C \cdot \rho \cdot v_c \cdot f \cdot a} 10^6 \quad [K] \quad (5.15)$$

Onde:

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

T_o : Temperature ambiente (K);

A_1 : Fração de energia de deformação transformada em calor ($A_1=0.875$ para aços recozidos);

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

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

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

$a = \text{*****}$

F_C : Força de corte (N);

A Equação (5.8) 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.

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

(5.16)

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

B_2 : Fração de calor carregada pelo cavaco;

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

k = condutividade térmica

m : Largura de contato cavaco-ferramenta (mm);

l_c : comprimento de contato cavaco-ferramenta (mm);

A temperatura final será a soma de T_s 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.

5.2. Temperatura na Formação de Cavacos – Modelo de Loewen e Shaw

No modelo desenvolvido por Loewen e Shaw, admitem-se as 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:

$$dQ - dW = dE \quad [W]$$

(5.17)

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:

$$dQ = k \cdot dA \cdot \frac{d\theta}{dx}$$

(5.18)

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 (5.18) estabelece que o fluxo de calor é proporcional ao gradiente de temperatura na direção do fluxo e à 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:

$$dE = c \cdot d\theta \cdot \rho \cdot dV$$

(5.19)

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:

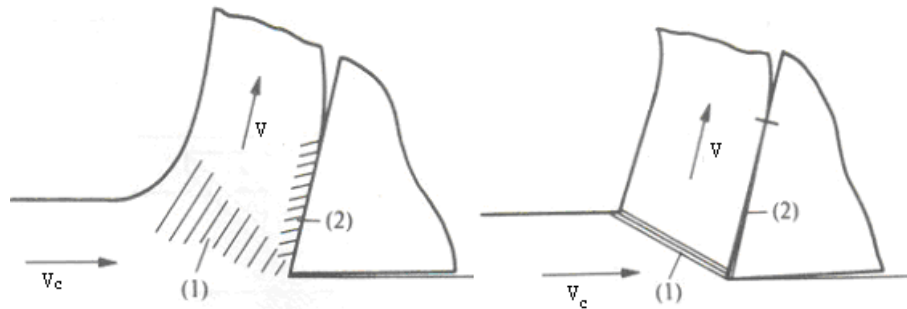
$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{q}{\rho \cdot c} + \frac{k}{\rho \cdot c} \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right) \quad (5.20)$$

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 5.4 e a zona secundária de cisalhamento na superfície de saída do cavaco, (2) na Figura 5.4.



(a) corte ortogonal real

(b) modelo idealizado

Figura 5.4 – 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 à 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 5.5 ilustra essa situação.

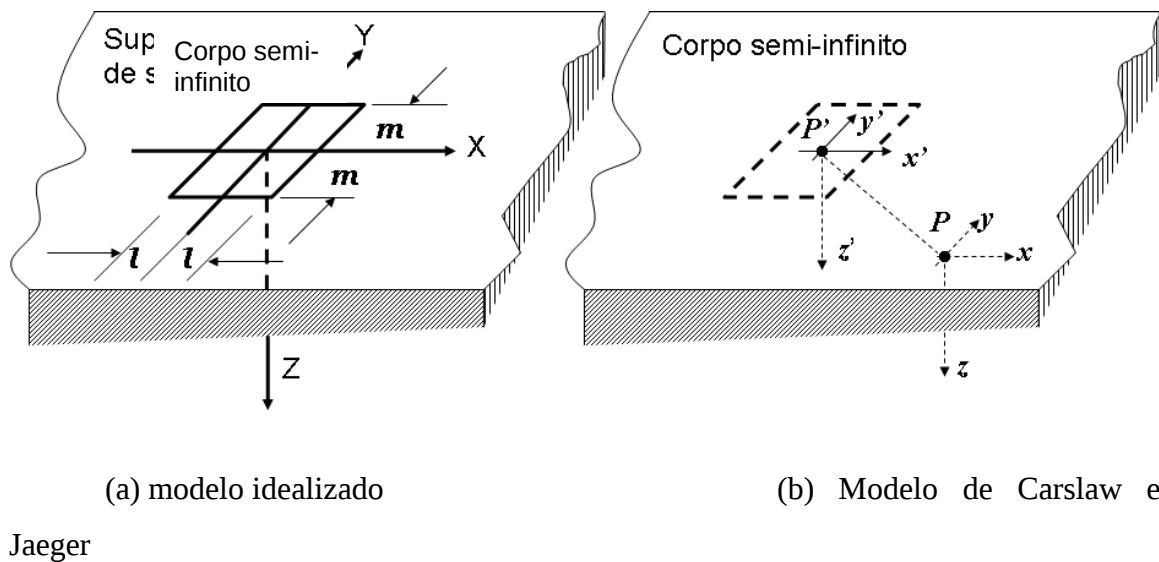


Figura 5.5 – Modelo de uma fonte de calor retangular sobre um corpo semi-infinito.

Para saber a distribuição de temperatura dentro do corpo semi-infinito o primeiro passo é integrar a Equação (5.20) 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:

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

(5.21)

Onde k é a condutividade térmica, K é difusividade térmica e r^2 é a distância do ponto P ao P' da Figura 5.5, dada por.

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

(5.22)

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:

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

(5.23)

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 (5.23) com $z = 0$, tem-se:

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

$$\begin{aligned}
& + |y + m| \left\{ \sinh^{-1} \left(\frac{x+l}{y+m} \right) - \sinh^{-1} \left(\frac{x-l}{y+m} \right) \right\} \\
& + |y - m| \left\{ \sinh^{-1} \left(\frac{x-l}{y-m} \right) - \sinh^{-1} \left(\frac{x+l}{y-m} \right) \right\} \Big] \\
(5.24)
\end{aligned}$$

Devido á complexidade do resultado expresso pela Equação (5.24) 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:

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

(5.25)

Resolvendo tem-se:

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

(5.26)

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

$$\bar{\theta} = \frac{q_e m}{k} \bar{A}$$

(5.27)

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

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

(5.28)

quando a razão (m/l) for maior que 20. Pode-se também trabalhar com o valor máximo da temperatura na fonte de calor:

$$\theta_{m\acute{a}x} = \frac{q_c m}{k} A_m$$

(5.29)

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

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

(5.30)

também para a razão (m/l) maior que 20. A Figura 5.6 mostra a comparação entre as Equações (5.29) e (5.30) como função dessa razão.

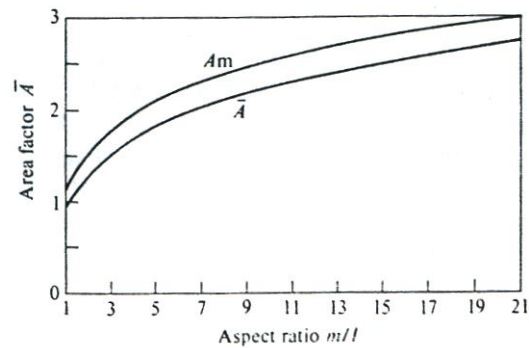


Figura 5.6 – Variação dos fatores de forma da fonte em função da razão (m/l) .

A Figura 5.7 mostra as formas das curvas de distribuição de temperatura sobre cada um dos eixos cartesianos, dentro dos limites da fonte de calor retangular.

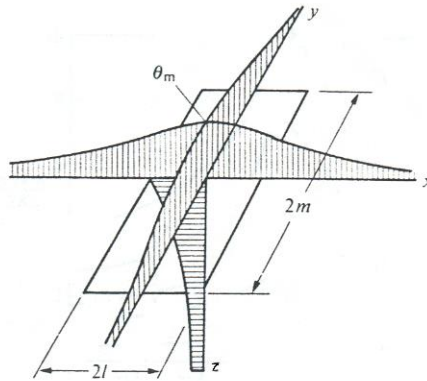


Figura 5.7 – Formas das curvas de distribuição de temperatura sobre os eixos cartesianos e dentro do corpo semi-infinito para uma fonte estacionária de calor.

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 5.8 ilustra essa nova situação, bastante parecida com a primeira.

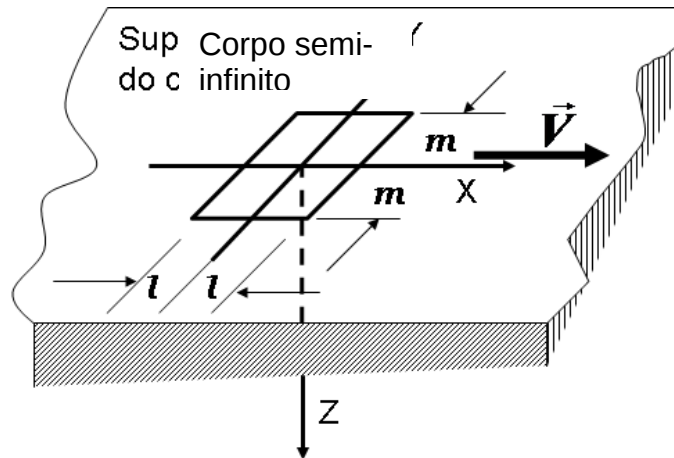


Figura 5.8 – Modelo de fluxo de calor para uma fonte se movendo sobre um corpo semi-infinito.

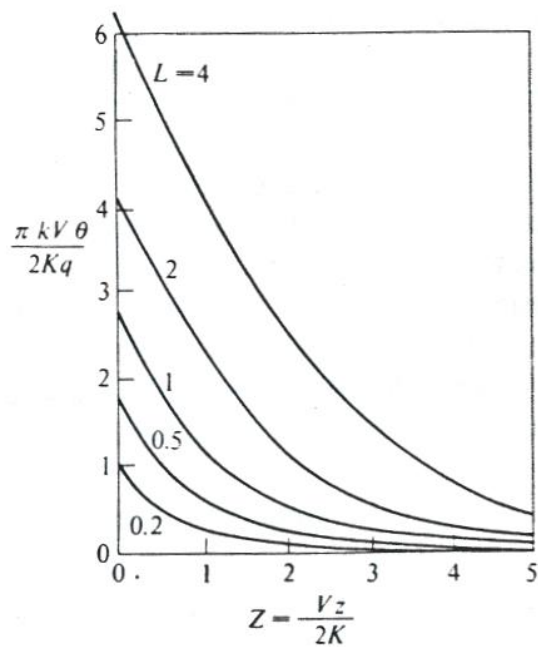
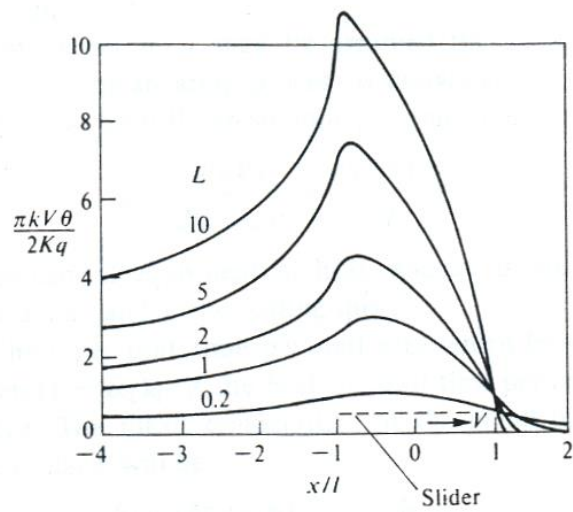
Usando-se a mesma solução proposta por Carslaw e Jaeger, 1957, expressa pela Equação (5.14), porém agora considerando a velocidade com que a fonte se move sobre o

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:

$$L = \frac{V' \cdot l}{2 \cdot K}$$

(5.31)

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 (5.9).



(a) Comportamento na direção x
superfície

(b) Comportamento abaixo da
superfície

Figura 5.9 – Comportamento da temperatura nos limites da área retangular da fonte de calor e abaixo da superfície do cavaco.

Nota-se, pela Figura 5.9(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 5.9(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:

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

(5.32)

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

(5.33)

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 (5.27) e (5.32) calculam a temperatura média usando a fração correspondente de calor, se tornando:

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

(5.34)

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

(5.35)

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 (5.34) e (5.35) e isolando-se R tem-se:

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

(5.36)

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 (5.34) e (5.35) 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 5.4 da seguinte forma:

5.2.1 - Temperatura no plano de cisalhamento (T_z):

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

$$q_1 = \frac{F_z \cdot v_z}{h \cdot b \cdot \csc \phi} \quad [\text{W/mm}^2] \quad (5.37)$$

Combinando-se as Equações (5.18) e (5.19). Também pode-se calcular a energia específica para o cisalhamento como:

$$u_z = \frac{F_z \cdot v_z}{h \cdot b \cdot v_c} \quad [\text{J/mm}^3] \quad (5.38)$$

Combinando-se as Equações (5.37) e (5.38) tem-se:

$$q_1 = \frac{u_z \cdot v_c}{\csc \phi} \cdot \frac{1000}{60} \quad [\text{W/mm}^2] \quad (5.39)$$

Dessa energia total convenientemente equacionada, uma fração R_1 irá fluir para o cavaco enquanto a outra parte $(1-R_1)$ fluirá para a peça. Considere-se, inicialmente, a fração fluindo para o cavaco. Partindo-se da Equação (5.19) a temperatura no cavaco pode ser calculada como:

$$T_z - T_0 = \frac{u_z}{c_1 \cdot \rho_1} \quad (5.40)$$

Substituindo a Equação (5.39) e assumindo a fração do calor total que vai para o cavaco:

$$T_z - T_0 = (R_1 \cdot q_1) \frac{\csc \phi}{v_c \cdot c_1 \cdot \rho_1} \quad (5.41)$$

Para calcular o valor de R_1 , usa-se a Figura 5.10.

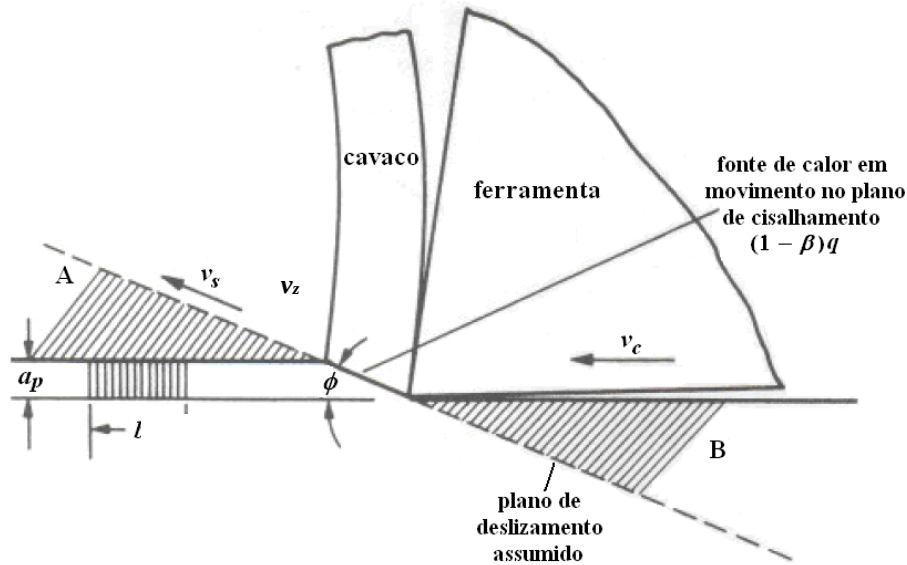


Figura 5.10 – Idealização de uma fonte de calor se movendo no plano de cisalhamento.

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 (5.32) com a adoção da fração de calor que flui para a peça $(1-R_1)$ e $l = \frac{h}{2} \cdot \csc \phi$:

$$T_z - T_0 = [(1 - R_1) \cdot q_1] \cdot 0,754 \frac{h \cdot \csc \phi}{2 \cdot k_1 \cdot \sqrt{L_1}} \quad (5.42)$$

Onde k_1 é o coeficiente de condutividade do material da peça na temperatura T_z e L_1 é definido conforme a Equação (5.31), como sendo:

$$L_1 = \frac{v_z \cdot h \cdot \csc \phi}{4 \cdot K_1}$$

(5.43)

Onde K_1 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:

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

(5.44)

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

5.2.2 - 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:

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

(5.45)

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 (5.34) para calcular o aumento médio de temperatura neste:

$$\Delta \bar{T}_f = \frac{0,754 \cdot (R_2 \cdot q_2) \cdot l_c}{2 \cdot k_2 \cdot \sqrt{L_2}} \quad (5.46)$$

Onde:

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

L_2 = dado por:

$$L_2 = \frac{v_{CAV} \cdot l_c}{4 \cdot K_2} \quad (5.47)$$

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:

$$\bar{T}_{cav} - T_0 = \bar{T}_f + \bar{T}_z = \frac{0,377 \cdot (R_2 \cdot q_2) \cdot l_c}{k_2 \cdot \sqrt{L_2}} \quad (5.48)$$

Pelo lado da ferramenta, esta é admitida como sendo um corpo semi-infinito com uma fonte estacionária sobre sua superfície recebendo $(1-R_2)$ do fluxo de calor produzido pelo atrito. Assim a razão de forma (m/l) pode ser assim definida:

$$\frac{m}{l} \Rightarrow \frac{b}{2 \cdot l_c} \quad (5.49)$$

A Figura 5.11 ilustra essa definição:

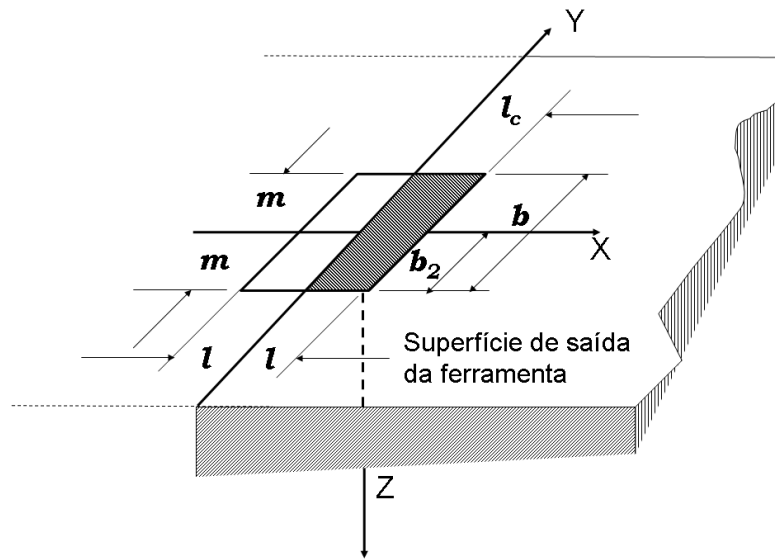


Figura 5.11 – Modelo usado para equacionar o calor que flui para a ferramenta devido ao atrito na interface cavaco-ferramenta.

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 quarto do corpo semi-infinito. Neste caso a razão de forma (m/l) deve ser dada por:

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

(5.50)

Com essas definições da razão de forma a Equação (5.20) pode ser assim escrita:

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

(5.51)

Onde:

k_3 = condutividade térmica do material da ferramenta na temperatura T_z . Igualando-se as Equações (5.48) e (5.51) é possível determinar o valor de R_2 . Este resulta em:

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

(5.52)

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 5.12 e 5.13.

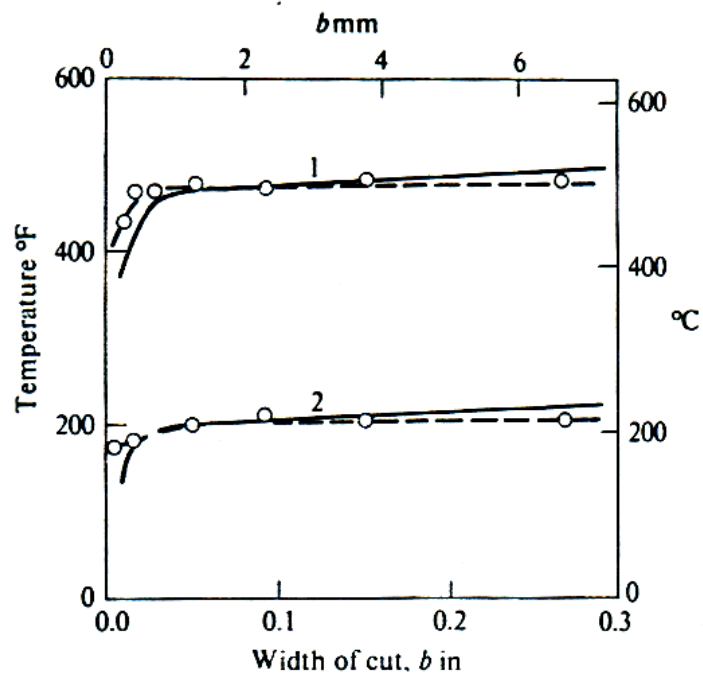


Figura 5.12 – Variação da temperatura na ferramenta em função da largura de usinagem para duas velocidades de corte. Peça de aço ABNT1113, ferramenta de metal duro K2S, $\gamma=20^\circ$, $a_p=0,6$ mm. Dados “1” $v_c=69$ m/min e “2” $v_c=4,5$ m/min. Linha contínua obtida pelo modelo e linha pontilhada mostra valores experimentais

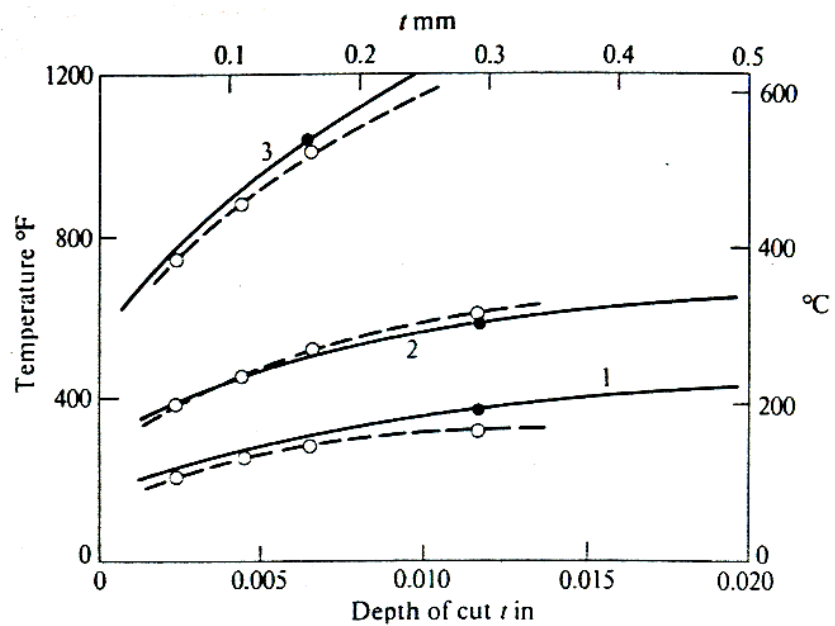


Figura 5.12 – Variação da temperatura na ferramenta em função da profundidade de usinagem para três velocidades de corte. Peça de aço ABNT1113, ferramenta de metal duro K2S, $\gamma=20^\circ$, $a_p=0,6$ mm. Dados “1” $v_c=3$ m/min, “2” $v_c=18$ m/min e “3” $v_c=137$ m/min. Linha contínua obtida pelo 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 5.13 mostra um exemplo típico dessa distribuição na usinagem de aços com ferramentas de metal duro.

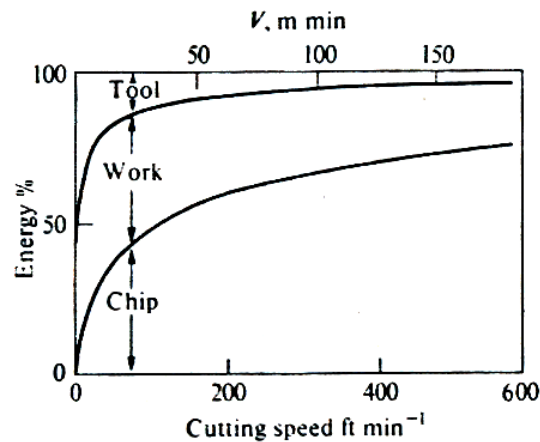


Figura 5.13 – Distribuição típica da energia gerada na formação de cavacos entre a ferramenta, a peça e o cavaco, Shaw, 1986.

5.3. Temperatura na Formação de Cavacos – Método dos Elementos Finitos (FEM)

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 de corte. A seguir se ajusta o modelo com base em valores de temperatura medidos experimentalmente. A Figura 5.14 mostra o resultado de distribuição de temperatura usando-se como base 2% do valor da potência total sendo transferida para a ferramenta.

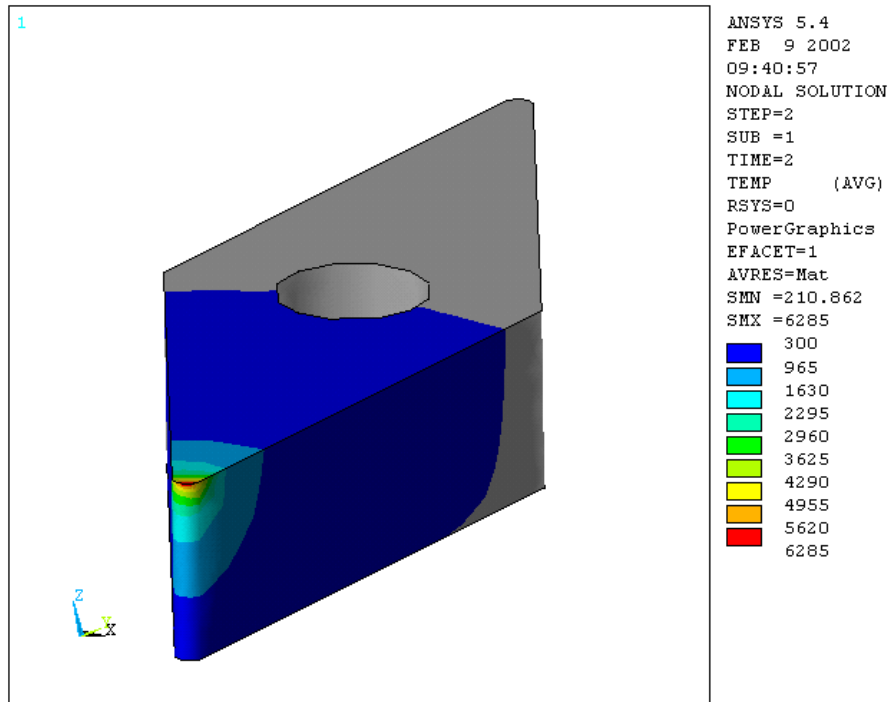


Figura 5.14 – Estimativa de temperatura para um inserto torneando aço 52100 com 60 HRC a $v_c = 250$ m/min, $f = 0,15$ mm/rev e $a_p = 0,5$ mm. Usando-se 2% da potência total de usinagem sendo transferida para o inserto.

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 5.15 ilustra os resultados desse modelo.

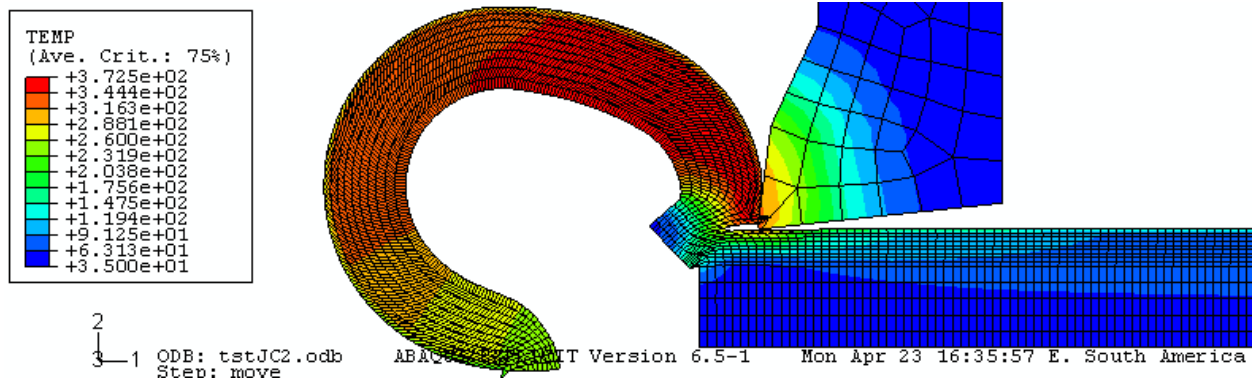


Figura 5.15 – Exemplo de distribuição de temperatura obtido por FEM mediante um modelo de formação de cavacos. Cortanto aço 4340 com 48-50 HRC, com $v_c=150$ m/min, $f=0,17$ mm/rev, corte ortogonal (Huang, 2007).

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.

5.4 - 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 termosensíveis.
- Medição por propriedades metalográficas.
- Medição usando pós-químicos.
- Medição usando o método do filme PVD

5.4.1 - 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 5.16 mostra esquematicamente um termopar com seu sistema de medição de F.E.M.

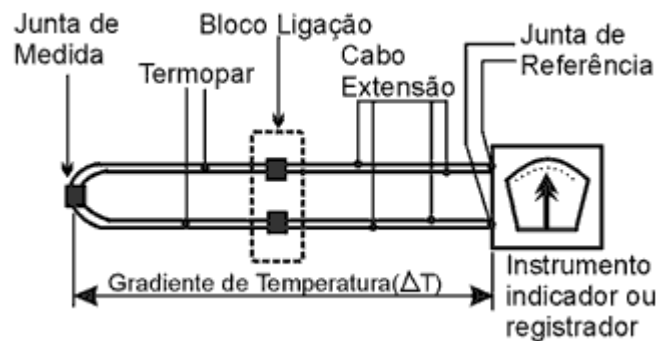


Figura 5.16 – Esquema de medição de temperatura usando termopar.

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 5.17 mostra um exemplo desse tipo de aplicação.

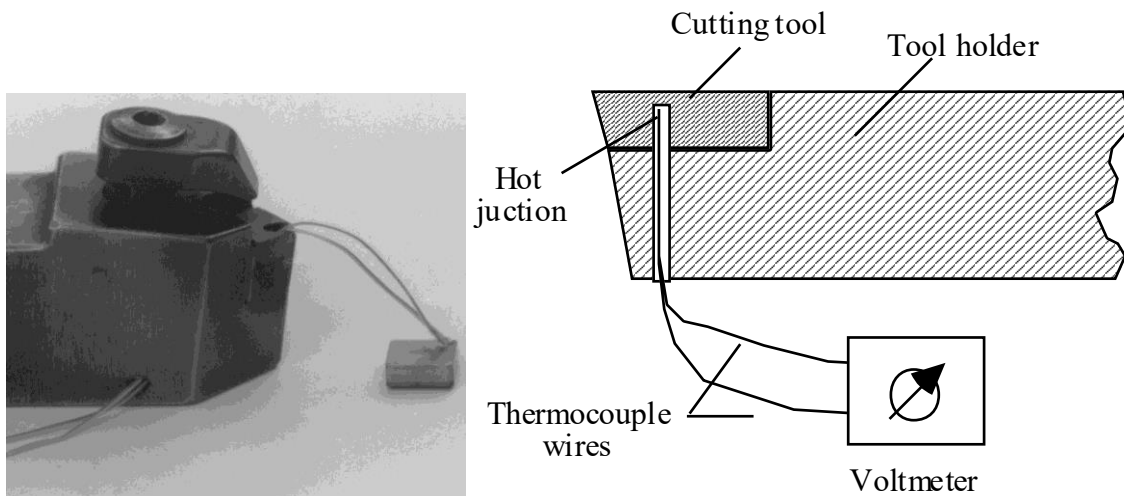


Figura 5.17 – Exemplo de termopar inserido em um inserto de metal duro (Abrão, 2004).

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 5.18 e 5.19 mostram os efeitos da velocidade de corte e do avanço, respectivamente, na temperatura para o torneamento de Aço AISI52100 endurecido para 62 HRC.

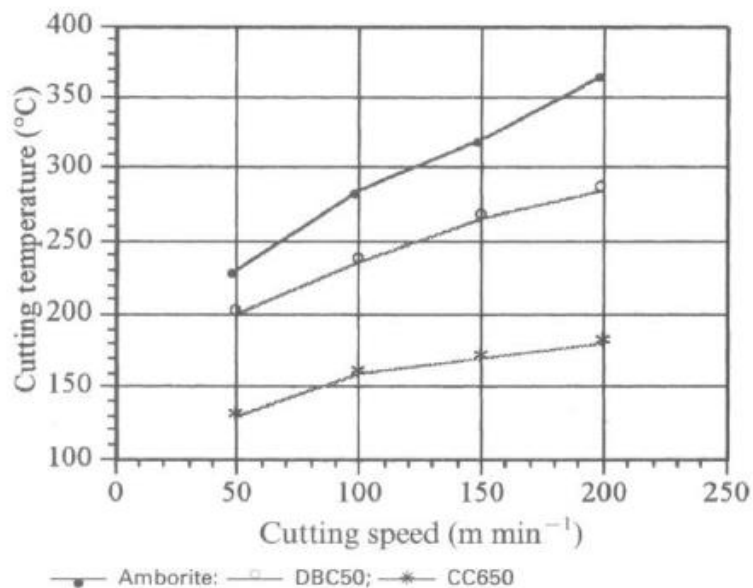


Figura 5.18 – Efeito da velocidade de corte na temperatura para diferentes materiais de insertos, usando termopares inseridos. Usando-se $f = 0.06$ mm/rev e $a_p = 0,5$ mm.

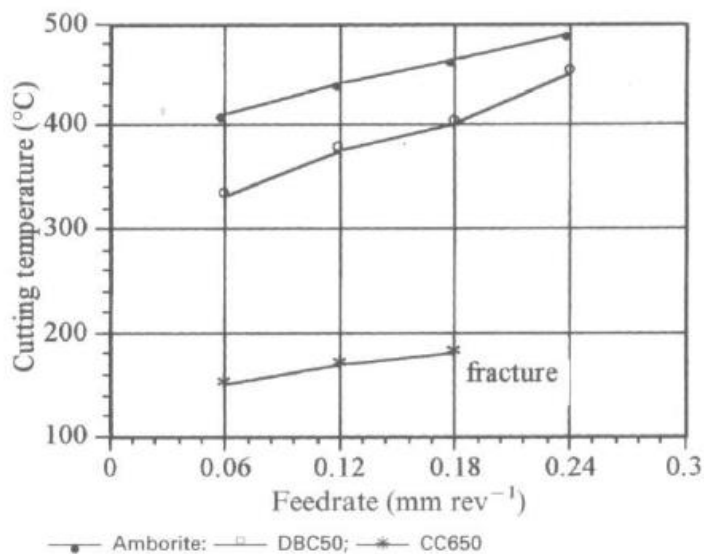


Figura 5.19 - Efeito do avanço na temperatura para diferentes materiais de insertos, usando termopares inseridos. Usando-se $v_c = 70$ m/min e $a_p = 2,0$ mm.

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.

5.4.2 - 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 5.20 mostra um esquema de como seria medição de temperatura usando a ferramenta e a peça como um termopar.

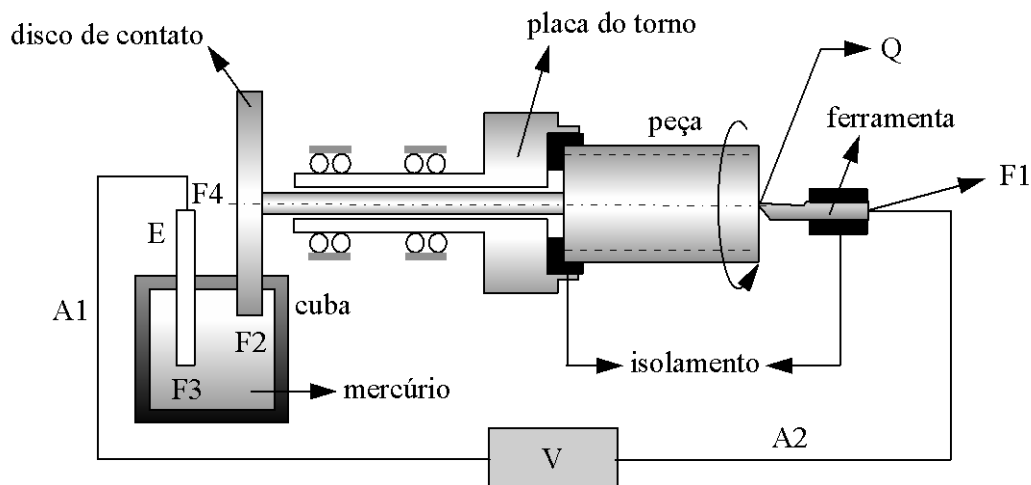


Figura 5.20. Esquema para medição da temperatura de corte pelo método do termopar ferramenta-peça (De Mello, 1998).

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 5.21 mostra um método bastante adequado para a calibração do termopar peça-ferramenta,

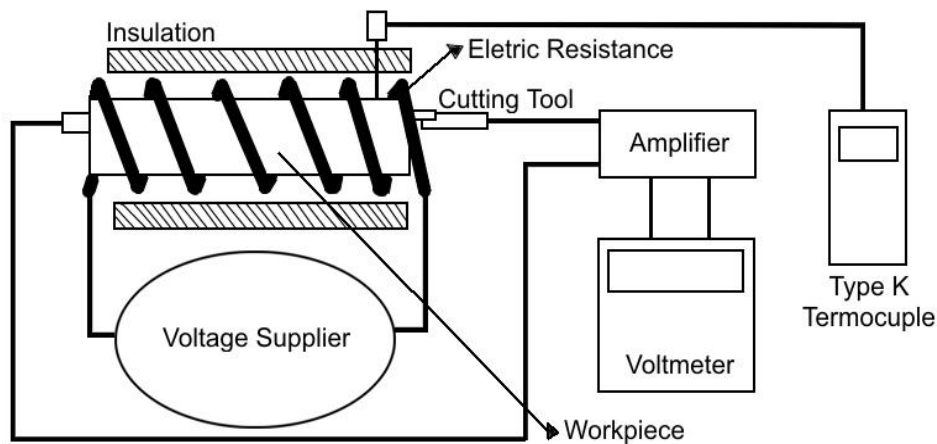


Figura 5.21 – Método de calibração do termopar ferramenta-peça (Abrão, 204).

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 5.22.

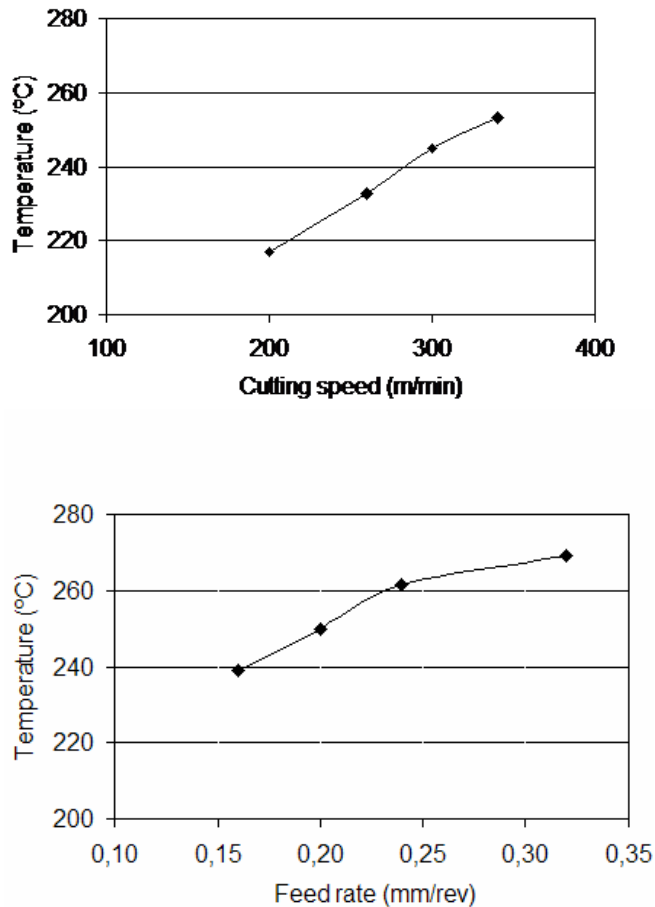


Figura 5.22 – Temperatura na interface peça (cavaco)-ferramenta usndo a técnica do termopar ferramenta-peça. Usinando liga de Al com ferramenta de PCD. Efeito da velocidade de corte e do avação na temperatura.

5.4.3 - 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, consequentemente, 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 5.23 mostra o resultado da medição de temperatura usando a técnica de radiação infravermelha no processo de fresamento.

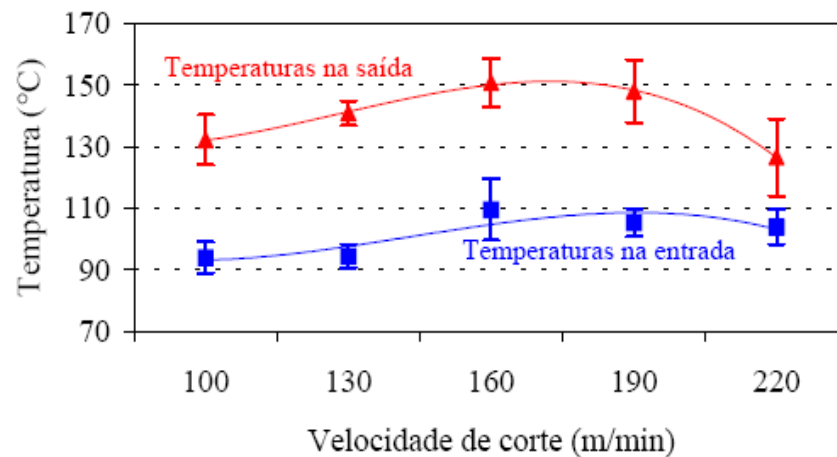


Figura 5.23 – Resultado da temperatura em fresamento medida pela técnica de radiação infravermelha. Fresamento de aço ABNT S12L14 com ferramenta de aço rápido, usando $a_p=1,0$ mm, $f_z=0,05$ mm/dente.

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.

5.4.4 - 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.

5.4.5 - 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 reaquecimento. 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 5.24. 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.

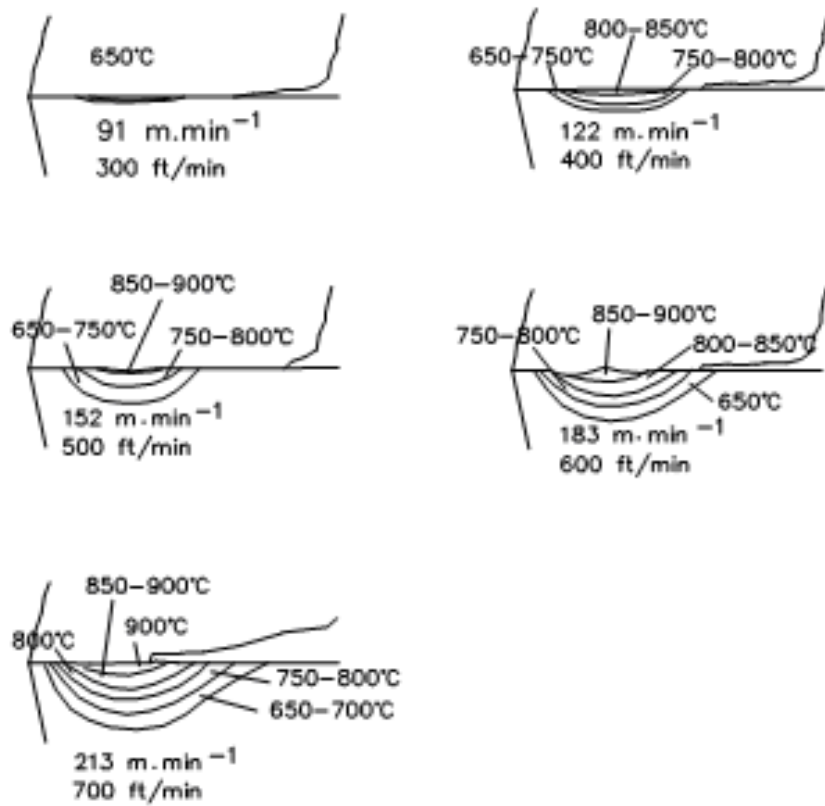


Figura 5.24. Distribuição de temperatura na ferramenta de corte, após usinar aço de baixo carbono por 30s, com avanço de 0,25 mm/rev e várias velocidades de corte (Smart, 1975).

A Figura 5.25 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.

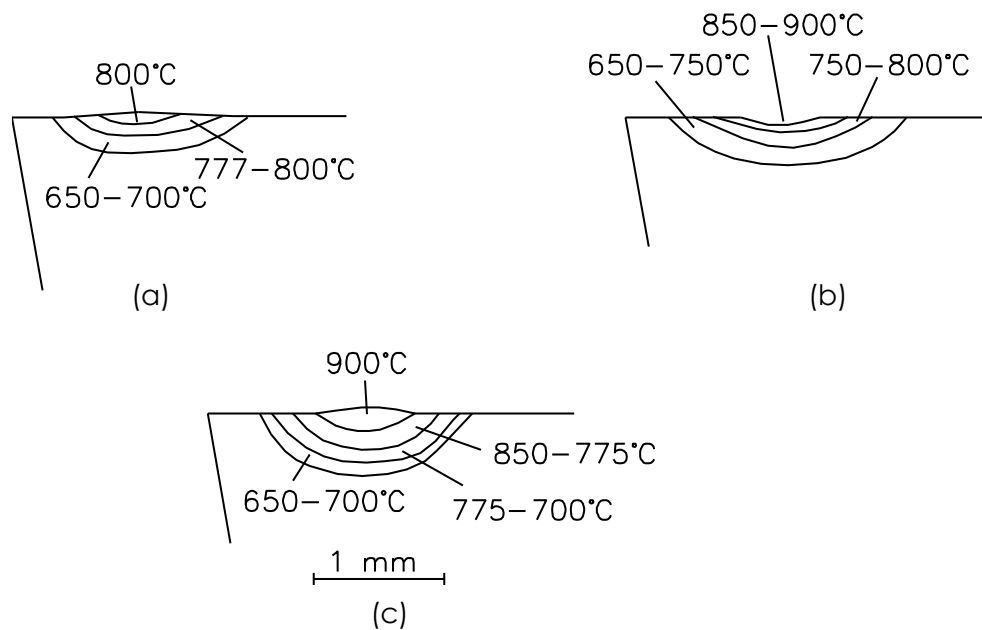


Figura 5.25. Influencia do avanço nas temperaturas das ferramentas usadas para cortar aço com avanços de a) $f = 0.125$ mm/rev; b) $f = 0.250$ mm/rev; c) $f = 0,500$ mm/rev (Trente, 1984).

5.4.6 - 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 sais com ponto de fusão constante conforme esquematizado na Figura 5.25 (Kato, 1976).

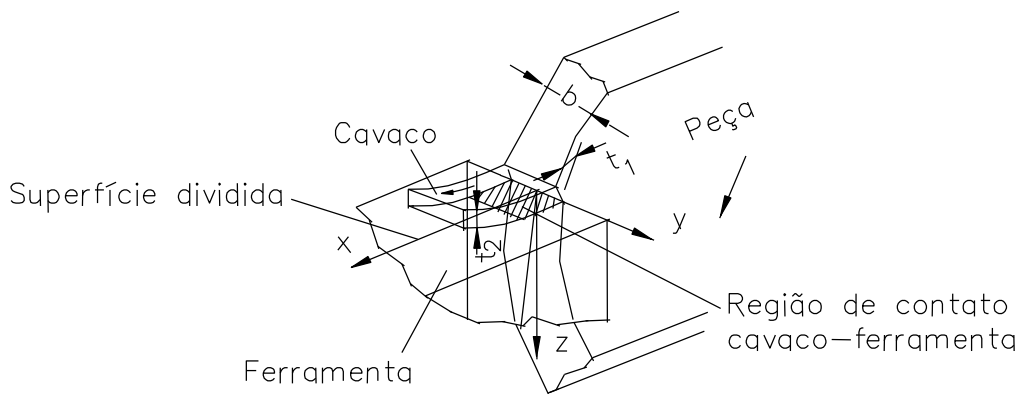


Figura 5.25. Experimento utilizado para a determinação da distribuição de temperatura no plano ortogonal de insertos (Kato, 1976).

5.4.7 - 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 5.26.

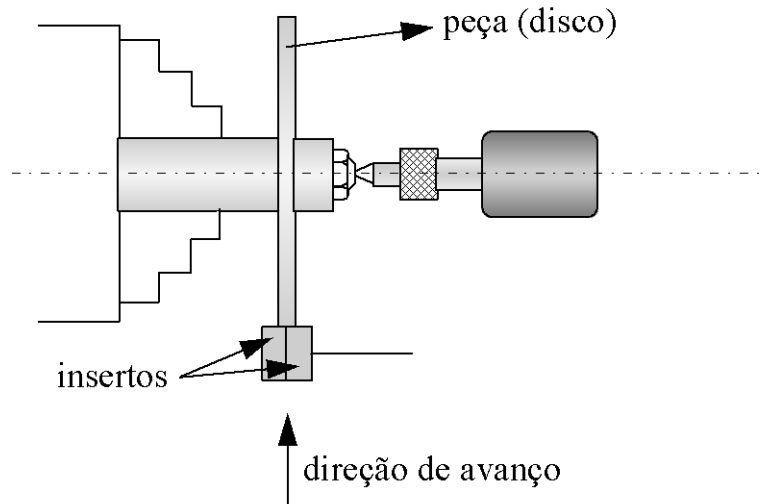


Figura 10. Montagem experimental para medir a distribuição de temperatura pelo método PVD (Casto, 1994).

5.5 - Referências Bibliográficas

- 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 pages, 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. Instn. 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.
- HUANG, H.H., (2007), Dissertação *****
- 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.

