UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

Escola de Engenharia de São Carlos

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

**SIMULAÇÃO DA FORMAÇÃO DE CAVACOS USANDO FEM (*FINITE
ELEMENT METHOD*) – *TEMPERATURA E FORÇA***

Eng. Huang Huai Hui

**Dissertação apresentada à Escola de
Engenharia de São Carlos da
Universidade de São Paulo, como parte
dos requisitos para a obtenção do título
de Mestre em Engenharia Mecânica.**

ORIENTADOR: Prof. PhD Reginaldo Teixeira Coelho

São Carlos

2007

DEDICATÓRIA

Aos meus pais, Huang Chiu Jung e Shih Ying Yu, as minhas irmãs Huang Yi Hua e Huang Chun Jen, ao meu irmão Huang Kun Lin, e aos meus tios, Miquel, Patrícia e Sílvia - Fonte de inspiração, coragem e conforto exemplos de dignidade, amor e luta – Dedico a este trabalho.

AGRADECIMENTOS

Ao professor Reginaldo Teixeira Coelho, pela amizade, orientação, confiança e paciência.

À família OPF, Luciana Brunelli, Lincoln Brandão, Ariel, Eloy, Adolfo, Alex e muito outros pelo apoio, ajuda e amizade.

A todos os funcionários do Departamento de Engenharia Mecânica e de Engenharia de Produção da EESC-USP, pela cooperação.

A minha grande família pela demonstração de amor, confiança, paciência, tolerância, o grande apoio e a compreensão todos esses anos.

Às meus grandes amigos, Maurício, Rosângela, Edson e Sofia pelo grande apoio, amizade, sinceridade, paciência e compreensão.

Sobretudo a Deus, que me deu uma grande alegria na vida do Brasil, a coragem para enfrentar dificuldades e o sabor da vida.

A todos que de uma forma ou de outra me ajudaram, o meu grande sincero agradecimento.

SUMÁRIO

CAPÍTULO 1 – INTRODUÇÃO.....	- 1 -
1.1 – OBJETIVOS	- 4 -
1.2 – ESTRUTURA DO TRABALHO	- 5 -
CAPÍTULO 2 – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	- 7 -
2.1 – MATERIAIS PARA FERRAMENTAS.....	- 7 -
2.1.1 – Aço rápido.....	- 15 -
2.1.2 – Aço rápido revestido	- 18 -
2.1.3 – Metal duro	- 20 -
2.1.4 – Metal duro revestido	- 23 -
2.1.5 – Material cerâmico.....	- 25 -
2.1.6 – Materiais Ultraduros: Nitreto cúbico de Boro (CBN – Cubic Boron Nitride) e Diamante Policristalino (PCD – Polycrystalline Diamond)	- 27 -
2.2 – TEMPERATURA DE CORTE	- 29 -
2.2.1 – Mecanismos da formação do cavaco	- 38 -
2.2.2 – Interface cavaco/ferramenta	- 42 -
2.2.3 – Interface ferramenta/corpo-de-prova	- 47 -
2.2.4 – Desgaste e vida da ferramenta	- 51 -
2.2.4.1 – Deformação plástica superficial por cisalhamento a altas temperaturas	- 57 -
2.2.4.2 – Abrasão	- 58 -
2.2.4.3 – Aderência	- 59 -
2.2.4.4 – Difusão	- 61 -
2.2.4.5 – Oxidação	- 61 -
2.2.5 – Velocidade de corte.....	- 62 -
2.2.6 – Força de corte.....	- 67 -
2.3 – O MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS.....	- 68 -
CAPÍTULO 3 – TRABALHO EXPERIMENTAL	- 72 -
3.1 – MÉTODO DE PESQUISA.....	- 72 -

3.2 – MATERIAIS E EQUIPAMENTOS	- 72 -
3.3 – A MEDIÇÃO EXPERIMENTAL DAS FORÇAS DE CORTE	- 74 -
3.4 – MODELO DO MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS PARA DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURAS NA ZONA DE CORTE.....	- 74 -
CAPÍTULO 4 – RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	- 83 -
4.1 – A DISTRIBUIÇÃO DA TEMPERATURA NA ZONA DE CORTE	- 83 -
4.2 – FORÇAS NA FERRAMENTA DE CORTE.....	- 87 -
4.3 – AS TEMPERATURAS NO PLANO DE CISALHAMENTO	- 89 -
4.4 – AS DEFORMAÇÕES NAS SUPERFÍCIES USINADAS	- 93 -
4.5 – COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS COM OUTRO TRABALHO EXPERIMENTAL	- 95 -
CAPÍTULO 5 – CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	- 98 -
CAPÍTULO 6 – REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	- 101 -

LISTA DE ABREVIACÕES E SIGLAS

AISI – American Iron and Steel Institute

CNC – Comando numérico computadorizado

CVD – Chemical Vapour Deposition

FEM – Finite Element Method

ISO – International Standards Organization

LPO – Laboratório de Pesquisa Operacional.

NUMA – O núcleo de Manufatura Avançada

Escola de Engenharia de São Carlos

OPF – Laboratório para Otimização de Processos de Fabricação

Escola de Engenharia de São Carlos

PCBN – Polycrystalline Cubic Boron Nitride

PVD – Physical Vapour Deposition

TiN – Nitreto de Titânio

WC – Metal Duro

LISTA DE SÍMBOLOS

A – Área de contato aparente

a_p – Profundidade de corte

A_R – Área de contato real

C_p – Calor específico (J/kg°C)

E – Módulo de Young (GPa)

f – Avanço (mm/rot)

F_{fr} – Força total de cisalhamento atuando na superfície de saída (N)

F_s – Força de avanço

F_v – Força de corte (N)

L – Vida da ferramenta

N – Força normal

Q_r – A quantidade de calor

T – Temperatura de corte

V_c – Velocidade de corte

W_c – Energia consumida durante o corte

n, C – Constantes para a combinação ferramenta-peça

α – Ângulo de saída (graus)

α_d – Difusividade térmica

r_ϵ – Raio de ponta da ferramenta (mm)

$\bar{\epsilon}$ – Deformação plástica equivalente

$\dot{\bar{\epsilon}}$ – Taxa de deformação plástica

$\dot{\epsilon}_0$ – Taxa da deformação referente (1.0 s^{-1})

λ – Condutividade térmica ($\text{W/m}^\circ\text{C}$)

λ_h – Razão da espessura de cavaco

μ – Coeficiente de atrito

ρ – Densidade (kg/m^3)

σ – Tensão normal

$\bar{\sigma}$ – Tensão equivalente

τ – Tensão de cisalhamento

ν - Raio de Poisson

T_{room} – Temperatura ambiente

T_{melt} – Temperatura de fusão

A – Tensão de cisalhamento inicial (MPa)

B – Módulo de encruamento

n – Expoente do trabalho a frio

C – Coeficiente da dependência da taxa de deformação (MPa)

m – Coeficiente térmico

RESUMO

HUANG, H. HUI (2007). Estudo teórico-experimental da distribuição de temperatura na zona de corte no processo de torneamento usando FEM utilizando o software Abaqus. São Carlos, 2007. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.

A distribuição de temperatura, as deformações e as forças na zona de corte durante a formação de cavacos são muito importantes, pois têm grande influência nos resultados dos processos de usinagem como um todo. O desgaste das ferramentas, a precisão das operações de usinagem (dilatação térmica) e o acabamento superficial são alguns desses resultados que afetam a economia do processo. Este trabalho tem o objetivo uma avaliação das potencialidades oferecidas pela simulação da formação de cavacos usando-se FEM (Finite Element Method). Quatro modelos com princípios bastante diferentes são utilizados explorando-se as mais recentes inovações em termos de recursos oferecidos pelo software ABAQUS/Explicit. Nos modelos utilizam-se ferramentas de substrato WC recoberto com TiN usinado aços AISI 4340. As simulações proporcionam o estudo e exame detalhado da distribuição de temperatura, deformações, forças de corte, fluxo de material e uma enorme quantidade de informações que poderão ser muito úteis para a análise de novos processos, otimização de processos existentes, além de abrir novos horizontes no estudo da formação de cavacos. As simulações também demonstram que a complexidade da formação de cavacos cria muitas dificuldades para sua análise usando equações analíticas baseadas em constantes.

Palavras-chaves: Temperatura de corte; Formação de cavaco; FEM.

ABSTRACT

HUANG, H. HUI (2007). Experimental and theoretical study of temperature distribution. in the cutting zone using FEM simulation. São Carlos, USP, 2007. Dissertação (Mestrado) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.

The distribution of temperature, the deformations and the cutting forces in the cutting zone during chip formation are very important aspects of the process. Therefore they have great influence in results of machining. Tool wear, the precision of the machining operations and the finishing superface are some of these results that affect the economy of the process. This work has the objective of an evaluation offered potentialities for simulating chip formation using FEM (Finite Element Method). Four models with sufficiently different principles are used to exploring the most recent innovations in terms of resources offered by ABAQUS/Explicit software. In the models, WC tools coated TiN was used to machine AISI 4340 steel. The simulations provide a study and detailed examination of temperature distribution, deformations, cutting forces, flow of material and an enormous amount of information that could be useful for the analysis of new processes and optimization of existing processes. Additionally, they open new horizon in the study of the chip formation. The simulations also demonstrate the complexity of the chip formation process, which creates many difficulties for its analysis using based analytical equations in constants. Some comparisons are established with experimental results found in temperature measurements.

Key Words: Cut temperature; Formation of chips; FEM.

CAPÍTULO 1 – INTRODUÇÃO

Atualmente, o aumento da produção industrial e da competitividade do mercado fazem as empresas buscar a assimilação de novas tecnologias no aperfeiçoamento contínuo dos processos de fabricação. Conseqüentemente, os produtos se tornam a cada dia mais aperfeiçoados e qualificados, e seus preços mais competitivos e acessíveis para atender necessidades e exigências de clientes e consumidores.

De acordo com Trent (1991), a operação de usinagem representa o processo mais versátil e mais comum de manufatura e é, reconhecidamente, o processo de fabricação mais popular do mundo, transformando em cavacos algo em torno de 10 por cento de toda a produção de metais, empregando dezenas de milhares de pessoas em todo o mundo.

Devido à grande quantidade de materiais para ferramentas no mercado, deve-se conhecer o processo e entender os mecanismos de desgaste das ferramentas para realizar uma ótima escolha, visando economia (Machado, 1988).

Praticamente, todo conjunto mecânico é submetido a algum tipo de operação de

usinagem em seu estágio inicial, intermediário ou final de manufatura, haja visto que o mesmo proporciona um alto padrão de acabamento, com flexibilidade e qualidade. Peças que são usinadas se originam de produtos provenientes dos mais diversos processos de fabricação, como fundição, conformação, soldagem, etc (Trent, 1991). Dentre os processos de usinagem, o torneamento é o mais simples e mais utilizado na indústria, pois tem alta flexibilidade, compatibilidade com o meio ambiente, baixo tempo de *setup*, etc. O torneamento se baseia no movimento da peça em torno de seu próprio eixo, permitindo fabricar peças rotacionais por meio de um movimento uniforme de rotação. Para tal são necessários três movimentos relativos entre a peça e a ferramenta, sendo estes: movimento de corte, movimento de avanço e movimento de profundidade. O processo ocorre mediante a retirada, em geral contínua, do cavaco de uma peça ou corpo-de-prova. O cavaco é removido por uma ferramenta mono-cortante, que deve ter uma dureza superior à dureza do corpo-de-prova. Uma investigação da temperatura de corte é essencial para entender os mecanismos de desgaste do material da ferramenta, assim melhorando a eficiência do processo (Ren et al., 2003).

Durante as operações de corte dos metais, a temperatura é gerada por deformação plástica do cavaco no plano de cisalhamento e o atrito nas interfaces ferramenta/cavaco e ferramenta/corpo-de-prova. A distribuição da temperatura na zona de corte e, principalmente, a dissipação do calor dependem dos parâmetros de usinagem, preparação da aresta da ferramenta, propriedades termofísicas do material da ferramenta e do corpo-de-prova tais como: a condutividade térmica, a difusão térmica e o coeficiente de transferência de calor. A dissipação do calor atravessa dá, principalmente pelo cavaco, e também pelo corpo-de-prova, pela ferramenta e pelo meio ambiente. A temperatura gerada durante a operação de usinagem é um fator crucial que determina o desgaste e a vida da ferramenta, a integridade da superfície do corpo-de-prova, o mecanismo de

formação do cavaco e a deformação térmica da ferramenta de corte. Segundo Trent (1991) o custo de usinagem depende muito da taxa de remoção de material e pode-se reduzir com o aumento da velocidade de corte e/ou do avanço, mas há limites em relação à vida da ferramenta por causa do calor gerado na aresta de corte.

Segundo Ferraresi (1977), a formação e transmissão do calor no corte de metais são muito complexas, pois com o aumento da temperatura mudam as características físicas e mecânicas do metal em trabalho. A temperatura agindo na aresta de corte influencia diretamente o desgaste das ferramentas, limita a aplicação de regimes de corte mais altos, fixando, portanto, as condições máximas de produtividade e duração das ferramentas.

De acordo com Ferraresi (1977), na indústria moderna, tempo é um dos fatores mais importantes dentre os que influenciam o custo de produção, portanto existe uma grande necessidade da diminuição do tempo de produção de peças, diminuindo principalmente o tempo e o número de operações de usinagem, sem acréscimo excessivo ao custo de ferramenta. No processo de corte, uma temperatura ideal de usinagem poderia provocar ductilidade local do material do corpo-de-prova sem causar deteriorização significativa da resistência da ferramenta (El Wardany et al., 1996). Vários têm sido os meios de se estudar a geração e transmissão do calor nos processos de usinagem, sendo o método dos elementos finitos (FEM) o mais recente.

O método de Elementos Finitos (FEM – Finite Element Method) é muito utilizado para obter valores de tensão, deformação, deslocamento, tensão de cisalhamento, força de corte, deformação plástica (a espessura de cavaco e o ângulo de cisalhamento), distribuição de temperatura na zona de corte, etc. O FEM tem entre suas qualidades a economia de material e consumo de tempo em relação aos experimentos reais, podendo

estimar a temperatura da ferramenta de corte, cavaco e corpo de prova durante o processo de torneamento.

Para a medição experimental da temperatura e sua distribuição na região de formação de cavacos existem muitas técnicas, sendo os mais comuns: calorimétrico, termo-par, vernizes térmicos e irradiação térmica. Neste trabalho a simulação da formação de cavacos por meio de FEM será usada para estimar a temperatura e sua distribuição na região de formação de cavacos. Os dados serão comparados a medições experimentais realizadas por outro pesquisador no mesmo laboratório de pesquisas. Também serão comparados os valores de força de corte simulados com os reais medidos em experimentos práticos.

1.1 – Objetivos

O principal objetivo desse trabalho é estimar a distribuição da temperatura na região de formação de cavacos utilizando o método de Elementos Finitos - FEM. Será utilizado o software com a rotina de solução ABAQUS/Explicit aplicando a técnica de integração explícita no tempo. Esta solução é aplicada a problemas dinâmicos não-lineares, devido à sua simulação ser mais precisa, auto-refinação de malha e de fácil de programação.

Também serão realizadas comparações dos resultados simulados com os experimentais, em termos de temperatura medida por termopares e força de corte medida por dinamômetro piezoelétrico. A comparação entre os valores de temperatura servirá para estabelecer a capacidade do modelo simulado em reproduzir a realidade. A comparação entre os valores de força para estabelecer uma ordem de grandeza entre a

energia estimada pela simulação e aquela gasta no corte real, a qual é diretamente proporcional à temperatura na região de corte.

1.2 – Estrutura do trabalho

- ◆ Capítulo 2: Revisão bibliográfica do assunto contribuindo para a distribuição da temperatura na zona de corte. E também são tratados alguns tópicos que se relacionam com este assunto, sendo estes: os diferentes tipos de materiais da ferramenta, o mecanismo da formação do cavaco, as interfaces ferramenta/corpo-de-prova e ferramenta/cavaco, a cobertura da ferramenta, o desgaste da ferramenta, a velocidade de corte e as forças de corte.
- ◆ Capítulo 3: Trabalho experimental descreve-se os dados utilizados nos ensaios e nas simulações usando programa Abaqus/Explicit, e o procedimento de trabalho de forma detalhada.
- ◆ Capítulo 4: Resultados e discussões apresentados com uma análise dos resultados focando a distribuição da temperatura na zona de corte, as forças de corte, as temperaturas no plano de cisalhamento e as deformações nas superfícies usinadas.
- ◆ Capítulo 5: Conclusões pertinentes ao trabalho e as sugestões para futuros trabalhos.

◆ Capítulo 6: Referências bibliográficas.

CAPÍTULO 2 – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Foi realizado um levantamento bibliográfico sobre o processo de torneamento, ressaltando o comportamento térmico durante o corte. Os temas mais relevantes se relacionam com a distribuição da temperatura na zona de corte, sendo estes: os diferentes tipos de materiais da ferramenta, o mecanismo da formação do cavaco, as interfaces ferramenta/corpo-de-prova e ferramenta/cavaco, a cobertura da ferramenta, o desgaste da ferramenta, a velocidade de corte e as forças de corte.

2.1 – Materiais para ferramentas

De acordo com Ferraresi (1987), uma operação de usinagem é considerada otimizada, quando a escolha do material da ferramenta e as condições de usinagem são determinadas de tal forma que o custo de operação venha ser o mínimo, ou seja, obtida a máxima produtividade para a máquina-ferramenta empregada. A grande quantidade de critérios a serem considerados (alguns dos quais são opostos), somados à imensa quantidade de materiais para ferramentas existentes no mercado, dificulta a seleção da

melhor ferramenta para cada caso.

Existem diversos fatores a serem considerados para a correta seleção de ferramentas de corte. De acordo com Diniz et al. (1999), alguns fatores são:

- ◆ Material a ser usinado – a dureza e o tipo de cavaco formado são duas das características do material da peça que devem ser levadas em conta na escolha do material da ferramenta;
- ◆ Processo de usinagem – alguns tipos de processos que utilizam ferramentas rotativas de pequeno diâmetro, ainda utilizam bastantes materiais de ferramentas mais antigos (como aço-rápido), devido às altas rotações necessárias para se conseguir as velocidades de corte compatíveis com materiais mais nobres de ferramentas. Exemplos típicos são as operações de fresamento e furação com ferramentas de pequeno diâmetro, pois, como grande parte das máquinas não possui rotação suficiente para atingir as altas velocidades de corte usadas na usinagem com metal duro, se faz necessário o uso de ferramentas compostas de materiais menos tecnológicos, como o aço rápido.
- ◆ Condição da máquina-ferramenta (potência, gama de velocidades, estado de conservação, etc.) – máquinas-ferramentas antigas, com folgas, baixa potência e rotação exigem materiais de ferramentas mais tenazes e que não requeiram alta velocidade de corte;
- ◆ Forma e dimensões da ferramenta – ferramenta de forma não padronizada, muitas vezes são feitas de aço-rápido ou de um tipo de material duro que possa ser soldado ao suporte (metal duro que suporte choques térmicos). Ferramentas rotativas de pequeno diâmetro são geralmente fabricadas em aço rápido devido ao fato de necessitarem de rotações muito altas para conseguirem velocidades de corte compatíveis com um material de ferramenta mais nobre;

- ◆ Custo do material da ferramenta – alguns materiais de ferramenta, apesar de conseguirem maior vida da ferramenta e/ou maior produção, muitas vezes não apresentam uma relação custo/benefício razoável;
- ◆ Condições de usinagem – condições de usinagem típicas de acabamento (alta velocidade de corte, baixos avanço e profundidade de usinagem, em peças que já sofreram uma operação anterior de usinagem e, portanto, não apresentam excentricidade, casca endurecida, etc.) necessitam de ferramentas com elevada resistência ao desgaste. Em operações de desbaste (baixa velocidade de corte, altos avanço e profundidade de usinagem, com peças que apresentam excentricidade ou camada endurecida, etc) necessitam de ferramentas com elevada tenacidade (resistência a impactos), em detrimento da resistência ao desgaste.
- ◆ Condições de operação – as condições tanto da operação de usinagem quanto de rigidez do sistema máquina-peça-ferramenta influenciam no material da ferramenta. Operações de corte interrompido, ou com baixa rigidez do sistema máquina-peça-ferramenta demandam ferramenta de corte mais tenaz.

As propriedades gerais de um material de ferramenta são dureza, tenacidade, resistência ao desgaste, resistência à compressão, resistência ao cisalhamento, boas propriedades mecânicas e térmicas a altas temperaturas, resistência ao choque térmico e inércia química. O material de ferramenta é baseado no princípio da dureza relativa e, é óbvio que o surgimento de novos materiais e ligas estruturais com excelentes propriedades de resistência mecânica e elevada dureza contribuiu para o aparecimento de materiais de ferramentas mais resistentes para as operações de usinagem (Machado, 1988). Sabe-se que uma ferramenta corta o material basicamente porque é mais dura e mais aguda do que a peça a ser cortada, mas nem todo material duro é adequado para ser

uma ferramenta de corte. A dureza de uma ferramenta de corte está associada à sua resistência ao desgaste por abrasão, o que afeta basicamente o desgaste de flanco (na superfície de folga da ferramenta). A tenacidade indica a capacidade da ferramenta em suportar elevadas forças de corte e cargas de impacto causadas por cortes interrompidos, o que acarreta a fratura e o lascamento da aresta de corte de ferramenta (Matosinhos et al., 2003).

O desempenho da pastilha ou ferramenta é a soma de partes iguais de confiabilidade, previsibilidade e produtividade. A melhor pastilha (inserto indexável) para uma aplicação particular é aquela que fornece vida útil confiável da ferramenta e controle do cavaco em conjunto com formas de cavacos e tipo de falhas previsíveis. A pastilha que fornece estas características vai provocar menores tempos de paradas quando usada em células de manufatura, diminuirá as necessidades de estoque e reduzirá os custos unitários (Katbi, 1996).

A eficiência de uma ferramenta de corte é regida por muitos fatores: material de corte, geometria de corte, qualidade de retificação e qualidade do revestimento. A qualidade de retificação é de grande importância nas ferramentas revestidas. Ela é crítica na determinação da adesão do revestimento e da vida útil das ferramentas de corte usadas com desempenho significativamente mais elevado (Wild, 1999).

A figura 2.1 mostra a deterioração da dureza com a temperatura para diferentes materiais de ferramenta de corte. É possível observar que até mesmos materiais tecnologicamente avançados, como cerâmicas, apresentam queda em suas durezas com o aumento da temperatura, apesar de numa taxa menor que a observada para os aços.

Figura 2.1 – Variação da dureza de diversos materiais com a temperatura.

Fonte: MACHADO e SILVA, 2000.

A figura 2.2 mostra a comparação das propriedades dos principais grupos de ferramentas de corte segundo Komanduri e Desai (Komanduri e Desai apud Machado e Silva, 2004). É importante ressaltar que tanto exceções à regra quanto sobreposição de características são muito comuns, devido às amplas faixas de composições e propriedades passíveis de ser obtidas em algumas classes de ferramentas de corte.

TENDÊNCIAS GERAIS DE PROPRIEDADES E PRINCIPAIS CARACTERÍSTICAS DE VÁRIOS MATERIAIS DE FERRAMENTAS DE CORTE*								
	Carbono e Baixa/Médi a Ligas de Aço	Aço Rápido	Liga de Cobalto Fundido	Metal Duro	Metal Duro Revestido	Cerâmica	CBN Policrista- lino	Diamante
Dureza a quente			aumento					
Tenacidade	←		aumento					
Resistência ao impacto	←		aumento					
Resistência ao desgaste			aumento					
Resistência ao lascamento	←		aumento					
Velocidade de corte			aumento					
Profundidade de corte	alta a média	alta a profunda	alta a profunda	alta a profunda	alta a profunda	alta a profunda	alta a profunda	
Resistência ao choque térmico	←			aumento				
Custo da ferramenta			aumento					

*Algumas características podem se sobrepor em alguns casos. Exceções à regra são muito comuns. Em muitas classes de materiais de ferramentas, uma ampla faixa de composições e propriedades são obtidas.

Figura 2.2 – Comparação entre propriedades de vários materiais para ferramenta de corte.

Fonte: MACHADO e SILVA, 2000.

A figura 2.3 mostra os materiais para ferramentas existentes atualmente no mercado. Como se observa, estes materiais estão em ordem crescente de dureza, e decrescente de tenacidade. Esta ordem também representa o avanço tecnológico dos materiais, de acordo com a cronologia, com algumas exceções.

Figura 2.3 – Materiais para ferramentas de corte.

Fonte: Machado e Silva, 2000.

Em uma pesquisa realizada pela revista *Máquinas e Metais* das 476 empresas prestadoras de serviço de usinagem para terceiros que responderam aos formulários enviados, 52,1 % trabalham com previsão de crescimento em 1999. As figuras 2.4 e 2.5 mostram o resultado de ferramentas mais utilizadas e materiais mais usinados pelas

empresas. Estas estão trabalhando preferencialmente com ferramenta de metal duro, que predominam com 39 % das utilizações. Este volume é seguido de perto (36%) pelas ferramentas de aço rápido, enquanto 13 % processos empregam aço temperado e os restantes são divididos entre as ferramentas diamantadas e as de cermet.

O aço carbono é o material mais usinado. Ele é empregado em 20 % das peças usinadas e é seguido de perto entre os não-ferrosos e o aço inox. O ferro fundido é usinado em 16% das aplicações e em último lugar está outro empate de 13 % para os aços temperados e materiais não-metálicos.

Figura 2.4 – O resultado das ferramentas mais utilizadas pela pesquisa.

Fonte: Máquinas e metais nº 403 – Agosto 1999.

Os materiais mais usados

Figura 2.5 – O resultado dos materiais mais utilizados pela pesquisa.

Fonte: Máquinas e metais nº 403 – Agosto 1999.

2.1.1 – Aço rápido

O primeiro aço rápido (0,67% C, 18,91% W, 5,47% Cr, 0,11% Mn, 0,29% V e apropriado tratamento térmico) foi inicialmente introduzido pelo Taylor e White e apresentado publicamente em 1900 na Exposição Mundial de Paris. Com elevada tenacidade, resistência ao desgaste (à abrasão) e dureza a quente (se comparado com os aços carbonos usados na fabricação de ferramentas), podendo ser utilizados até temperaturas de corte da ordem 600°C, o aço rápido é um aço de alta liga com microestrutura martensítica com inclusões de carbonetos. Os principais elementos de liga dos aços rápidos são tungstênio (W), molibdênio (Mo), cromo (Cr), vanádio (V), cobalto (Co) e nióbio (Nb). As propriedades desse material influenciam fortemente sobre a capacidade de corte.

De acordo com Ferraresi (1977), Machado e Silva (2004) e Diniz et al. (1999), o efeito dos principais elementos nos aços rápidos é:

- ♦ Carbono (C) – Teores variando de 0,7 a 1,6%, atua no sentido de aumentar a dureza do material. Forma também carbonetos complexos de alta resistência ao desgaste com o aumento de teor C. Como efeito negativo, o maior teor de carbono causa a retenção da austenita na têmpera, o que demanda maior tempo e temperatura de revenimento.
- ♦ Tungstênio (W) – Presente nos aços rápidos em teores que chegam até 20%, o tungstênio é o grande responsável pela elevada resistência ao desgaste destes materiais. É o principal elemento de liga presente nos aços rápidos do tipo T (ao tungstênio).
- ♦ Molibdênio (Mo) – Usado inicialmente como substituto ao tungstênio durante a segunda guerra mundial, devido ao seu custo mais acessível, o molibdênio forma carbonetos complexos com o ferro de elevada dureza a quente e resistência à abrasão. Com peso atômico menor do que o tungstênio é necessário a metade da quantidade de molibdênio (em massa) para substituir o tungstênio. Em comparação a este, possui menor dureza a quente, devido ao seu ponto mais baixo de fusão, e tende a causar descarbonetação nos aços durante o tratamento térmico, motivo pelo qual recomenda-se o uso de banhos de sal nesta operação.
- ♦ Vanádio (V) – Aparece em teores que variam de 1 a 5%. É forte formador dos carbonetos de maior dureza observados nos aços rápidos. Seu efeito é aumentar a dureza a quente, impedir o crescimento de grão durante o tratamento térmico, o que gera aços mais tenazes, e aumentar a resistência ao desgaste. Porém, o aumento na quantidade de vanádio deve ser compensado com o aumento na porcentagem de carbono, pois o vanádio, quando livre, promove a ferritização dos aços, o que diminui consideravelmente a sua dureza. Aços com altos teores de carbono e vanádio são chamados aços super rápidos, devido às suas maiores resistências ao desgaste e, portanto, maior eficiência no

corde.

- ♦ Nióbio (Ni) – usado como substituto ao vanádio devido ao seu custo mais baixo (no Brasil), o nióbio também diminui a descarbonetação em aços que apresentam este problema durante o tratamento térmico.
- ♦ Cromo (Cr) – aparece em teores sempre em torno de 4%, o que se justifica por representar o melhor compromisso entre dureza e tenacidade. Juntamente com o carbono, são responsáveis pela elevada temperatura de aço rápido. Outro efeito de cromo é reduzir a oxidação e a formação de casca de óxido durante o tratamento térmico.
- ♦ Cobalto (Co) – aumenta consideravelmente a dureza a quente e à temperatura ambiente dos aços rápidos, sendo por isso recomendados para operações mais pesadas de desbaste. Como efeito negativo, o cobalto causa o aumento da tendência a descarbonetação durante o tratamento térmico.
- ♦ Outros – o enxofre em teores de 0.05% a 0.2%, pode ser adicionado, para melhorar a usinagem dos aços-rápidos, inclusive o acabamento superficial da peça. A tenacidade, entretanto é afetada negativamente. O titânio pode substituir parte ou completamente o vanádio. Outros elementos como o boro e o nióbio podem também, eventualmente ser encontrados nos aços-rápidos. E pequena quantidade de manganês para evitar fragilidade.

A prática vem contrariando aqueles que acham que os aços-rápidos estão ultrapassados. As qualidades deste grupo de materiais são tão grandes que mesmo hoje, já quase um século depois de descobertos, eles ainda sobrevivem no meio de vários outros grupos com fantásticas propriedades.

As aplicações dos aço-rápidos são principalmente em brocas, fresas, coccinets, brochas, matrizes e até ferramentas de barras para aplicações em torneamentos de peças

de diâmetros reduzidos, cuja velocidade de corte conseguida é inferior à velocidade econômica de corte dos materiais de ferramentas mais resistentes.

2.1.2 – Aço rápido revestido

Apesar do aço rápido ser um material menos desenvolvido do que o metal duro, apenas recentemente foi possível a obtenção de ferramentas de aço rápido revestidas. Isto é devido ao fato do processo originalmente desenvolvido para a aplicação de revestimento em ferramentas de corte, o CVD (chemical vapour deposition – deposição química a vapor), desenvolvido na década de 60, ser realizado a temperaturas da ordem de 1000°C, acima da temperatura de revenimento dos aços. Desse modo, apenas no início da década de 80, quando o revestimento TiN foi aplicado pelo processo PVD (physical vapour deposition – deposição física a vapor), que é realizado em temperaturas próximas a 500°C, foi possível a obtenção de ferramentas de aço rápido revestidas com uma camada dourada.

Os processos de revestimento por PVD e CVD, ao contrário dos processos convencionais como nitretação, cromação, tratamento com boro ou com vanádio, permitem a disposição de uma grande variedade de materiais diferentes, o que torna possível, por sua vez, adaptar tais revestimentos de forma dirigida aos materiais a serem processados. Esses revestimentos estão adquirindo importância cada vez maior, especialmente com vistas à crescente aplicação de materiais como o alumínio, aço austenítico e materiais zincados (Broszeit et al. apud Berg et al., 1999; Richter apud Berg et al., 1999).

De acordo com Katbi (1996), revestimentos PVD podem ser aplicados em arestas muito afiadas, o que os torna muito populares para pastilhas usadas para cortar materiais pastosos, tais como alguns aços inoxidáveis e ligas para altas temperaturas. Eles são aplicados a temperaturas muito mais baixas do que os revestimentos de CVD, o que geralmente resulta em pastilhas mais fortes porque as propriedades do substrato sofrem menos impactos no processo de revestimento.

As maiores aplicações das ferramentas revestidas pelo processo de CVD são torneamento e mandrilamento, e de PVD são fresamento, roscamento e furação. As vantagens das ferramentas revestidas pelo processo de CVD são maior resistência ao desgaste, maior resistência à craterização e grande vida da ferramenta, enquanto a PVD substitui ferramentas sem revestimento (com mesma tenacidade, mesma configuração de aresta e mesma precisão), reduz APC (aresta postiça de corte) e tem maior vida da ferramenta.

Alguns materiais bastante utilizados como cobertura de ferramentas de aço rápido são o nitreto de titânio e o carbonitreto de titânio. Esta camada externa possui as seguintes características (Diniz et al., 1999):

- ◆ Dureza elevada (da ordem de 2300 HV);
- ◆ Elevada ductilidade;
- ◆ Proteção do metal de base contra altas temperaturas pelo baixo coeficiente de transmissão de calor do TiN;
- ◆ Redução do desgaste na face e no flanco da ferramenta;
- ◆ Reduz a ocorrência da aresta postiça de corte;
- ◆ Baixo coeficiente de atrito (reduz os esforços e, por consequência, as temperaturas observadas na usinagem);

- ♦ Inércia química;
- ♦ Espessura de 1 a 4 μm ;
- ♦ Boa aparência (ferramentas revestidas: as amarelinhas).

2.1.3 – Metal duro

O metal duro (carbonetos sintetizados) surgiu em 1972 com o nome de Widia (*wie diamant*), com uma composição de 81% de tungstênio, 6% de carbono e 13% de cobalto. As ferramentas de metal duro são fabricadas pela metalurgia do pó, o que lhes garante boa precisão dimensional. De acordo com Ferraresi (1977), a dureza tanto à temperatura ambiente como a elevadas temperaturas, e a resistência à ruptura transversal, dado este que se utiliza para avaliar a tenacidade, são as propriedades fundamentais que se exigem do metal duro quando aplicando em ferramentas de corte. A grande aplicação destes materiais, também fabricados pelo processo de sinterização (metalurgia do pó) se deve ao fato deles possuírem a combinação de resistência ao desgaste, resistência mecânica, resistência à compressão, resistência ao choque, a resistência a quente e tenacidade em altos níveis (Machado, 1988; Ferraresi 1977).

As ferramentas de metal duro produzidas inicialmente, contendo apenas WC e Co, obtiveram resultados excelentes na usinagem, de ferro fundido cinzento e materiais não ferrosos. Porém, na usinagem de aços, esta ferramenta apresentou baixa resistência à formação de cratera, devido ao forte atrito observado na superfície de saída, o que gerava altas temperaturas que, e à afinidade entre os materiais da ferramenta e peça, que gerava difusão de materiais do cavaco para a ferramenta e vice-versa. Foram então adicionados novos elementos de liga às ferramentas de metal duro. Dessa maneira, os componentes

usados em metal duro são cobalto (Co), Carbetos de tungstênio (WC), carbetos de titânio (TiC), carbetos de tântalo (TaC) e carbetos de nióbio (NbC).

A norma ISO 513/1975 classifica os metais duros em 3 grupos, designados pelas letras P, M e K, também designados por um código de cores (em ordem, azul, amarelo e vermelho). A classificação dentro de um grupo ou outro é feita de acordo com a aplicação do metal duro, uma vez que a variedade de composições químicas e processos de fabricação tornam difícil a padronização baseada em outras características. Dentro de cada grupo, ainda há uma classificação usando números.

- ♦ O grupo P é formado por metais duros contendo teores elevados de TiC (até 35%) e TaC (até 7%), o que lhes confere uma elevada dureza a quente, resistência ao desgaste e resistência à difusão. Esta classe de metais duros é indicada para a usinagem de materiais dúcteis, de cavacos contínuos que, por apresentarem uma área de contato cavaco-ferramenta grande, desenvolvem altas temperaturas durante a usinagem. Materiais normalmente usinados com ferramentas de metal duro classe P são aço, aço fundido e ferro fundido maleável, nodular ou ligado.
- ♦ O grupo M é um grupo de metais duros com propriedades intermediárias entre as do grupo P e do grupo K. Metais duros deste grupo se destinam às ferramentas de aplicações múltiplas. Ferramentas de metal duro tipo M são usadas na usinagem de aço, aço fundido, aço ao manganês, ferros fundidos ligados, aços inoxidáveis austeníticos, ferro fundido maleável e nodular e aços de corte fácil (cavaco tanto longo como curto).
- ♦ O grupo K foi o primeiro tipo de metal duro desenvolvido, sendo composto basicamente por carbonetos de tungstênio aglomerados por cobalto. Devido à baixa resistência dos metais duros à difusão em altas temperaturas, as ferramentas deste grupo não são recomendadas para a usinagem de metais dúcteis, sendo sua área de aplicação

restrita a usinagem de materiais frágeis, que formam cavacos curtos (ferros fundidos e latões), metais não ferrosos, como alumínio, cobre, titânio e níquel, não necessariamente de cavacos curtos (cavacos de ruptura) e madeira (Diniz et al., 1999).

Segundo os especialistas na Guhring Inc. (EUA), somente as classes K e P são adequadas para furação. A classe K, principalmente WC em um ligante de cobalto, oferece melhor dureza e tenacidade do que a classe P. Entretanto, a sua baixa resistência ao calor faz das arestas postiças e das crateras problemas comuns, especialmente no aço – exceto se a ferramenta for revestida com o material certo. Mas ao se adicionar TiC e TaC à classe P elimina-se a tendência para formação da aresta postiça e, frequentemente, melhora-se a resistência à oxidação a altas temperaturas de corte. Entretanto elas não são tão tenazes (Koelsch, 2000).

DESIGNAÇÃO ISO	DUREZA E RESIST. AO DESGASTE	TENACIDADE
P 01 P 10 P 20 P 25 P 30 P 40 P 50	↑	↓
M 10 M 20 M 30 M 40	↑	↓
K 01 K 05 K 10 K 20 K 30 K 40	↑	↓

Figura 2.6 – Principais propriedades dos metais duros.

Fonte: Diniz et al., 1999.

A figura 2.6 mostra as principais propriedades dos metais duros. Pode-se observar que os metais duros da classe P apresentam as maiores durezas (e menores tenacidades), ao contrário dos metais duros da classe K, com resultados opostos. A letra de designação dos metais duros é sempre acompanhada de um número que representa a tenacidade e a resistência ao desgaste da ferramenta. Quanto maior o número, que normalmente varia de 01 a 50, maior a tenacidade e menor a resistência ao desgaste.

2.1.4 – Metal duro revestido

O revestimento de ferramenta de metal duro ganhou importância muito grande, pois o mesmo pode garantir um desempenho bem superior à ferramenta sem revestimento na usinagem de materiais ferrosos, que são os materiais mais utilizados na indústria mecânica. Hoje dentre todo o metal duro utilizado na indústria, a percentagem de metal duro revestido é muito grande (próximo de 90%). Outro fator que contribuiu muito para o crescimento da aplicação de ferramenta de metal duro revestida foi o maior domínio das técnicas de revestimento e, conseqüentemente, o custo mais acessível do produto. Outro parâmetro comparativo é o número de produtos oferecidos pelos fabricantes. Um grande fabricante de ferramentas, possui hoje no seu catálogo (de 1998) 17 diferentes classes de metal duro revestido contra apenas 7 classes de metal duro sem revestimento. Esses revestimentos são aplicados em substratos de quaisquer classes de metal duro (P, M ou K) (Machado e Silva, 2004).

Segundo Machado e Silva (2004), ao contrário das ferramentas de aço-rápido revestidas, que usam apenas o processo PVD, os metais duros podem receber tanto o processo PVD como o CVD. Nesse caso, a utilização de temperaturas elevadas do

processo CVD ($\sim 1000^{\circ}\text{C}$) não implica em problemas para as ferramentas de metal duro, pois as mesmas não sofrem alterações metalúrgicas nestas temperaturas como as ferramentas de aço-rápido.

Segundo Witting (2002), no mercado dispõe de classes de metal duro à base de óxido de alumínio, de nitreto de titânio e de carbeto de titânio, além de revestimentos de nitreto de alumínio-titânio (TiAlN). Comparando as diferentes camadas de metal duro, o Al_2O_3 possui a maior resistência contra a oxidação, mas a sua dureza é reduzida (ver a figura 2.7). O carbeto de titânio (TiC) apresenta grande dureza e pequena dureza a quente. Devido à sua resistência muito elevada, ligas como Inconel, Waspaloy ou Hastelloy geram, na usinagem, forças e energias extremamente elevadas, que na sua maior parte são transformadas em calor. A relação equilibrada entre dureza e resistência ao desgaste por calor torna o nitreto de alumínio-titânio o material mais indicado como sistema de revestimento para a usinagem de ligas à base de níquel.

Figura 2.7 – O TiAlN é um revestimento de material duro com relação equilibrada entre dureza e resistência à oxidação.

Fonte: H. Witting, 2002.

De acordo com Machado (1988), as ferramentas de metais duros com revestimento apresentam excelentes características de resistência ao desgaste, com um núcleo bastante tenaz, suportando altas velocidades de corte em usinagem de aços-liga, ferros fundidos, superligas e aços inoxidáveis.

2.1.5 – Material cerâmico

De acordo com Machado e Silva (2004), as ferramentas cerâmicas para usinagem são compostas de elementos metálicos e não metálicos, geralmente na forma de óxidos, carbonetos e nitretos, e existem em uma grande variedade de composição e forma. A maioria tem estrutura cristalina, mas em contraste com os metais as ligações entre os elementos são iônicas ou covalentes. A ausência de elétrons livres faz com que as cerâmicas sejam pobres condutores de eletricidades, e que, em seções finas, sejam transparentes. Devido às fortes ligações primárias, a maioria das cerâmicas tem alto ponto de fusão.

Em geral, as cerâmicas possuem as seguintes propriedades: capacidade de suportar alta temperatura (materiais refratários), alta resistência ao desgaste, alta dureza, são frágeis, baixa condutividade térmica, boa estabilidade química e térmica, boa resistência à fluência e alta resistência à compressão e baixa resistência à tração. De acordo com Diniz et al. (1999), pode-se classificar as ferramentas cerâmicas como segue:

- ♦ À base de óxido de alumínio – dividem-se em cerâmicas puras (muitas vezes chamadas de brancas, pois quando prensadas a frio apresentam esta cor. Porém, quando prensadas a quente estas cerâmicas são de cor cinza), cerâmicas mistas ou alumina reforçada com Wiskers (SiC). As cerâmicas puras são aquelas constituídas somente de óxidos. Podem ser a alumina pura, constituída basicamente de finos grãos de Al_2O_3 sinterizados, podendo ter também algum teor de MgO pra inibir o crescimento de grão e óxido de cromo, titânio e níquel para aumentar a resistência mecânica, ou alumina com baixos percentuais de óxido de zircônio (ZrO_2), que aumenta a tenacidade do material. As cerâmicas mistas contém além da alumina, ou o carboneto de titânio (TiC) ou o nitreto de titânio (TiN). A alumina reforçada com “whiskers” é constituída por inclusões de monocristais de SiC chamadas “whiskers” em uma matriz cerâmica (Al_2O_3);
- ♦ À base de nitreto de silício (Si_3N_4) – são cristais de Si_3N_4 com uma fase intergranular de SiO_2 que são sinterizados na presença da alumina (sialon) e/ou óxido de ítrio (Y_2O_3) e manganês (MgO);
- ♦ Cermet – É um acrônimo para designar um composto formado por fases metálicas e cerâmicas. Segundo definição adotada pela ASME, o material cermet é “uma combinação heterogênea de metal ou ligas metálicas com uma ou mais fases cerâmicas, que apresentam solubilidade relativamente baixa na temperatura de preparação”. Este material é um excelente escolha para aplicações de acabamento na maioria dos materiais. Características deste material têm elevada dureza a quente, arestas de corte afiadas, resistência à formação de aresta postiça de corte e resistência à oxidação. Seus benefícios para usuários sendo estes: elevadas velocidades de corte, mantém rígidas tolerâncias, bom acabamento superficial da peça e vida longa para a ferramenta. Estes fatores levam ao fato não discutível de que o uso de cermets no acabamento e no semi-acabamento

resulta em excelente produtividade e bom desempenho da ferramenta em aplicações de aço, aço inoxidável e ferro fundido (Goetzel apud Boehs et al., 1999; Israelsson, 1994).

De acordo com Silva et al. (1998), dos materiais disponíveis no mercado das ferramentas, de 4 % a 5 % baseiam-se em materiais cerâmicos, que têm aplicação principal em usinagens a altas velocidades (>300 m/min) de materiais de elevada dureza, como o ferro fundido cinzento, aço de alta resistência e superligas.

Segundo Ferraresi (1987), o emprego de pastilha de material cerâmico, no lugar de metal duro, originou valores menores da força de corte, de aproximadamente 10 %. Tal fato deve-se às condições de atrito mais favoráveis entre a superfície de saída da ferramenta e o cavaco. O emprego de pastilhas de metal duro com revestimento de TiC, TiN, ou TiN + Al_2O_3 diminui a força de corte de 5 a 10 %.

2.1.6 – Materiais Ultraduros: Nitreto cúbico de Boro (CBN – Cubic Boron Nitride) e Diamante Policristalino (PCD – Polycrystalline Diamond)

Foram produzidos primeiramente nos anos de 50, mas apenas recentemente entram no mercado como ferramentas de corte competitivas, devido a exigência de alta estabilidade e potência máquina-ferramenta. Considerados como materiais ultraduros (com dureza superior a 3000 HV) possuem elevada dureza a quente e a frio, resistência ao desgaste e estabilidade química, porém baixa tenacidade (é similar ao material cerâmico baseado em nitretos e cerca de duas vezes a da alumina) e resistência ao choque térmico.

A ferramenta de CBN é muito usada na indústria devido à sua excelente resistência ao desgaste. Ela tem características de elevada dureza (material mais duro conhecido

após o diamante), além de elevada dureza a quente. Na usinagem com CBN o uso de fluido de corte na usinagem com CBN é indicado apenas para proteger a peça de alterações superficiais causadas pelo calor ou dilatação térmica. Segundo Machado e Silva (2004) e Diniz et al. (1999), o CBN sintético é termicamente mais estável, apresentando uma resistência ao ataque químico (resistência à oxidação) bem maior do que o diamante. O CBN é estável até a temperatura da ordem de 1200 °C, sendo, portanto aplicado na usinagem dos ferros sem maiores problemas de grande desgaste por difusão.

. De acordo com Machado (1988), CBN possui apenas uma camada de 0,5 a 1,0 mm, que revestem geralmente o metal duro WC + Co, ou então como ferramentas totalmente sólidas. CBN tem-se mostrado excelente na usinagem dos aços, ligas de níquel, ligas de titânios e ferros fundidos.

CBN tem pontos negativos, que apresenta a tendência à caracterização na usinagem de aços dúcteis e o preço elevado.

De acordo com Diniz et al. (1999) faz uma comparação entre torneamento com CBN e retificação. Segundo em determinada operação, cinco tornos usinando com CBN substituem dez retificadoras.

Segundo Machado e Silva (2004), o que mais limita a aplicação dos ultraduros ainda é o seu alto custo de fabricação. O preço dessas pastilhas no mercado está em torno de 80 vezes o preço do metal duro e de 15 a 25 vezes o preço da cerâmica. Elas estão sendo comercializadas a um preço médio de US \$ 80 a US \$ 120 cada aresta. Com o maior domínio da técnica de obtenção este custo pode baixar, tornando este grupo de materiais ainda mais competitivo. Ferramentas de PCD também seguem basicamente as mesmas

recomendações, com o agravante de que não podem ser aplicados a materiais ferrosos, sob o risco de se transformarem em grafite.

2.2 – Temperatura de corte

Muitos dos problemas econômicos e técnicos de usinagem são causados diretamente ou indiretamente pela ação do calor. O problema do calor em usinagem é inicialmente introduzido pelo F. W. Taylor em 1907 em seu artigo “*On the art of cutting metals*”, no desenvolvimento de novos aços rápidos (Trent, 1991; Longbottom e Lanham, 2005), justamente para operações de torneamento.

Ferraresi (1977), Rech et al. (2004), Grzesik e Nieslony (2003), O’Sullivan e Cotterell (2001), e Singamneni (2004) afirmam que as principais fontes de calor no processo da formação do cavaco são devidas à deformação plástica do cavaco na região de cisalhamento (zona de cisalhamento primário), ao atrito do cavaco com a superfície de saída de ferramenta (zona de cisalhamento secundário) e ao atrito da peça com a superfície de incidência da ferramenta (ou as superfícies de incidência para o corte tridimensional) conforme a figura 2.8.

Figura 2.8 – Zonas de geração do calor em usinagem.

Fonte: Modificado de J. Rech, 2006.

A temperatura na zona de corte depende do contato entre ferramenta e cavaco, da magnitude da força de corte e das condições de atrito entre materiais ferramenta/peça. O calor excessivo causa alta temperatura indesejada na ferramenta, que amolece a ferramenta e acelera o desgaste e a quebra da mesma (Saglam et al., 2005).

Ay e Yang (1988), Borelli (2001), Saglam et al. (2006) e Dhar (2006) afirmam que com o aumento da velocidade de corte usada na operação da usinagem moderna, os aspectos térmicos da corte se tornam fatores muito importantes. Não somente influencia diretamente a taxa do desgaste de ferramenta, mas também afeta a precisão (reconhecida com a dilatação térmica) da usinagem e a rugosidade do acabamento superficial. Entretanto, há necessidade de calcular precisamente a taxa da geração do calor no corte e a distribuição da temperatura na superfície da peça. Esta predição da distribuição da temperatura é muito importante, pois afeta a velocidade máxima de corte ao mesmo tempo em que afeta as condições econômicas da operação.

A energia térmica é um dos principais fatores que afetam a precisão durante o processo pela indução da expansão térmica da ferramenta e da peça. O efeito da

influência térmica sobre a precisão é uma das maiores fontes de erros, que afeta a dimensão e a precisão da forma da peça. Segundo McKeown et al. apud Zhou et al. (2004), os efeitos térmicos contribuem com mais de 50% do erro total da peça usinada (Zhou et al., 2004).

Silva e Wallbank (1999), Abukhshim et al. (2006), Saglam et al. (2006) e O'Sullivan e Cotterell (2001) afirmam que o calor gerado na zona de corte é afetado por muitos fatores, sendo estes:

- ◆ Condições de corte (a velocidade de corte, taxas de avanço e a profundidade de corte) e refrigerante;
- ◆ As propriedades térmicas e da ferramenta e da peça (condutividades térmicas);
- ◆ As propriedades mecânicas (resistência material);
- ◆ Condições tribológicas e o tempo de contato entre ferramenta/cavaco;

O'Sullivan e Cotterell (2001) e Grzesik et al. (2005) afirmam que a temperatura gerada na zona de cisalhamento primária afeta as propriedades mecânicas de material cavaco/corpo-de-prova e a nas interfaces ferramenta/cavaco e ferramenta/corpo-de-prova influencia o desgaste da ferramenta, principalmente na superfície de saída e de folga.

O calor gerado na zona de cisalhamento secundário é a fonte mais responsável pelas temperaturas da 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 (Machado e Silva, 2004; Abukhshim et al., 2006).

Para os cavacos contínuos de metal não abrasivo formados durante a usinagem em

velocidade de corte média, assume-se entre 20% e 35% do calor na zona primária (Tay et al. apud Abukhshim et al., 2006; Trent apud Abukhshim et al., 2006). Vernaza et al. apud Abukhshim et al. (2006) reporta que 17% do calor gerado na zona primária flui na peça. Para a taxa de remoção de metal muito baixa, esta quantidade de calor sempre alta que é equivalente a 50%. Moriwaki et al. apud Abukhshim et al. (2006) assume que a metade do calor gerado devido ao atrito entre a ferramenta e peça é fornecida para a peça, e outra metade é para a ferramenta como fluxo de calor. Assim, de 10% a 30% de calor gerado entra na ferramenta (Takeuchi et al. apud Abukhshim et al., 2006)

Figura 2.9 – A dissipação do calor durante o corte ortogonal.

Fonte: Modificado de Abukhshim et al., 2006.

Machado e Silva (2004), O'Sullivan e Cotterell (2001), Abukhshim et al.(2006) e Silva e Wallbank (1999) afirmam que a grande parte deste “calor gerado” é dissipada pelo cavaco, uma pequena porcentagem é dissipada pela peça e uma outra para o meio ambiente conforme a figura 2.9. O restante vai para ferramenta de corte. Apesar desse restante representa apenas pequenos percentuais (8 – 10%) conforme a figura 2.10, o aumento da temperatura associado com este calor é significativo, podendo chegar, em certos casos, a 1100°C, o que compromete, fortemente, a resistência da ferramenta.

Figura 2.10 – Distribuição do calor – ferramenta, cavaco e peça.

Fonte: Komanduri e Hou, 2001.

De acordo com Trent (1991), o trabalho realizado na formação de cavaco e o

movimento do cavaco e da superfície recém usinada sobre a ferramenta é quase totalmente convertido em calor devido ao valor muito alto de tensão plástica. É improvável que mais que 1% do trabalho realizado seja armazenado como energia elástica, os restantes 99% são convertido em calor para o cavaco, a ferramenta e a peça. Para cavacos contínuos a mais importante fonte de calor responsável pelo aumento de temperatura da ferramenta é identificada na região de zona de fluxo onde o cavaco está aderido à superfície de saída de ferramenta. A quantidade de calor necessária para aumentar a temperatura da camada fina da zona de fluxo é uma pequena fração da energia total consumida na usinagem, e o volume de metal aquecido na zona de fluxo varia consideravelmente. Então não há relação direta entre forças de corte ou potência consumida e a temperatura próxima à aresta de corte.

Como as deformações e as forças de atritos se distribuem irregularmente, o calor produzido também se distribui de forma irregular. Com o aumento da temperatura, além do ponto de transformação da estrutura do material, as ferramentas perdem a sua dureza, desgastam-se rapidamente e se tornam improdutivas (Ferraresi, 1977). A dificuldade em medir a temperatura nas interfaces ferramenta/cavaco e ferramenta/corpo-de-prova pode ser devido (Carvalho et al., 2006) (Abukhshim et al., 2006): (i) ao movimento de corte, (ii) a algumas áreas de contatos envolvidos, (iii) à banda de cisalhamento estreita, ou (iv) aos obstáculos para formação do cavaco.

A figura 2.11 representa uma típica distribuição da temperatura na ponta de uma ferramenta e na zona de corte. A maioria da temperatura na superfície de saída é observada a uma distância da aresta de corte. Uma explicação para este comportamento é devido a uma combinação do calor grande na interface cavaco-ferramenta com o calor

gerado na zona de cisalhamento primário, o qual é conduzido em sua grande parte pelo fluxo de cavacos (Ay e Yang, 1988).

Figura 2.11 – A distribuição da temperatura na zona de corte (ferramenta de PCBN e a velocidade de corte 75m/min).

Fonte: Ng et al., 1999.

Segundo Machado e Silva (2004), o mecanismo de formação do cavaco, a integridade superficial da peça, a energia consumida e a vida da ferramenta de corte são fortemente dependentes da temperatura, e esta rege os principais mecanismos de desgaste que irão prevalecer numa determinada aplicação e limitar a vida útil da ferramenta de corte.

Quase todo trabalho de usinagem se transforma em calor (Ferraresi, 1977; Barrow apud Abukhshim et al., 2006; Schmidt et al. apud Abukhshim et al., 2006; Silva e Wallbank, 1999).

De acordo com Abukhshim et al. (2006), a quantidade de calor, em joule por segundo, é aproximadamente ao trabalho de usinagem num segundo. Pode-se determinar, com bastante aproximação, a quantidade de calor Q_s produzida na zona de deformação primária da usinagem através da fórmula:

$$Q_s = W_c = F_c \cdot V \quad [W] \quad (1)$$

Onde

W_c é a energia consumida durante o corte;

F_c é força de corte, em N;

V é a velocidade de corte, em m/s;

A quantidade de calor Q_r produzida devido ao trabalho feito na zona de deformação secundária ao longo da superfície de saída da ferramenta, pode ser calculada através da fórmula da energia de atrito:

$$Q_r = \frac{F_{fr} V}{\lambda_h} \quad (2)$$

Onde

F_{fr} é força total de cisalhamento atuando na superfície de saída, em N.

λ_h é razão da espessura de cavaco;

A força de F_{fr} é obtida por:

$$F_{fr} = F_v \sin \alpha + F_s \cos \alpha \quad (3)$$

Onde F_s é a força de avanço e α é o ângulo de saída.

Segundo Ferraresi (1977), por meio dessas fórmulas, note-se que a quantidade de calor gerada durante o processo de torneamento aumenta com a velocidade e com a força de corte. Conseqüentemente, a temperatura cresce com o aumento da velocidade, do avanço, e da profundidade. Esse aumento da temperatura afeta o desgaste da ferramenta, o qual aumenta o coeficiente de atrito de usinagem e, conseqüentemente, a força de corte. Para aumentar a produtividade da ferramenta deve-se aumentar a velocidade, o avanço e a profundidade de corte. Todos estes três fatores aumentam a temperatura. Portanto, o tecnólogo deve investigar todos os meios para diminuir a temperatura, além de empregar materiais de corte resistentes às altas temperaturas e ao desgaste. De acordo com Diniz et al. (1999), os meios que atualmente têm sido tentado com estes fins são:

- ◆ Desenvolvimento de materiais de usinabilidade melhorada (ou de corte livre) que possuem menor coeficiente de atrito com a ferramenta e que tem tensão de cisalhamento mais baixa, facilitando a formação de cavaco. Por exemplo, aços com elementos de liga como o chumbo ou o fósforo e aços inoxidáveis com sulfetos de manganês;
- ◆ Desenvolvimento de materiais de ferramentas com maior resistência ao calor (calor dureza a quente). Por exemplo: metal duro com cobertura, material cerâmico e diamante;
- ◆ Utilização de fluidos de corte que além do efeito refrigerante possuam também efeito lubrificante, isto é, além de retirar o calor da região de corte (efeito refrigerante), também consigam reduzir o calor gerado (efeito lubrificante). Para isto, o fluido tem que possuir características que possibilitem sua presença nas interfaces cavaco-ferramenta e ferramenta-peça.

O meio de menor custo para a diminuição da temperatura de corte é o emprego de refrigerante e lubrificante de corte. Em relação às questões de saúde dos trabalhadores e

do meio ambientes, redução dos custos de produção pela eliminação ou diminuição do meio refrigerante e seu custo de tratamento, é necessário levar mais considerações em uso de refrigerante e lubrificante de corte.

O aumento da temperatura da peça ou corpo-de-prova é devido ao trabalho feito na zona de cisalhamento primário e na interface de ferramenta/peça. Essas temperaturas afetam a precisão dimensional da peça, pois a deformação térmica causa erros posicionais entre ferramenta de corte e superfície (Silva e Wallbank, 1999). Conforme Sahm e Schneider (1996), a precisão depende da dilatação produzida pelo calor durante a operação ou dos processos de medição efetuados logo após a usinagem. Durante a usinagem é necessário observar a dilatação das peças, condicionada à temperatura, e também a variação da temperatura da máquina, que é mais um fator de desvios de medida, os quais podem atingir níveis intoleráveis.

De acordo com Trent (1988), ele enumerou pelo menos três parâmetros metalúrgicos que influenciam 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 aumentam a resistência do material da peça. Eles 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 grafite). Elas podem reduzir a temperatura.

2.2.1 – Mecanismos da formação do cavaco

Ferraresi (1987), Trent e Wright apud Lucas et al. (2005) e Diniz et al. (2000) afirmam que o estudo da formação do cavaco nos mais variados processos de usinagem é de suma importância, pois a formação do cavaco influi em inúmeros fatores ligados à usinagem, como desgaste da ferramenta, esforço de corte, calor gerado, aresta postiça de corte, acabamento superficial da peça, quebra do cavaco, vibrações, comportamento da força de usinagem, temperaturas e penetração do fluido de corte. Portanto o processo da formação de cavaco envolve muitos fatores, tais como: utilização da máquina-ferramenta, segurança do operador, qualidade do produto, aspectos econômicos e etc. Os primeiros estudos para explicar o mecanismo da formação do cavaco, realizados no fim do século XIX, consideravam que o fenômeno ocorria pela fratura do material à frente da aresta de corte da ferramenta. No entanto, esta suposição foi prontamente substituída pela teoria do plano de cisalhamento (Shaw apud Lucas et al., 2005). Segundo Shaw, apud Lucas et al. (2005), importantes resultados de pesquisas foram publicados por Piispanen, e são considerados até hoje a primeira análise detalhada do mecanismo da formação do cavaco. A deformação do material no corte ortogonal foi analisada qualitativamente e foi proposto um modelo no qual a deformação do cavaco ocorria pelo cisalhamento (simples) ao longo de planos sucessivos inclinados em relação à direção de corte, como mostra a figura 2.12.

Figura 2.12 – Modelo da formação do cavaco proposto por Piispanen.

Fonte: LUCAS et al., 2005.

O mecanismo da deformação do cavaco pode ser explicado considerando o volume de metal “*klmn*”, da figura 2.13, movendo-se em direção à cunha cortante (Machado e Silva, 2004).

de propagação da trinca, que depende principalmente da ductilidade ou fragilidade do material da peça, vai determinar a classe de cavaco, isto é, contínuo ou descontínuo.

Após passar pela região primária de cisalhamento, ao volume de material “klmm” só resta movimentar-se por sobre a superfície de saída da ferramenta e sair como um componente, ou lamela de cavaco. Entretanto, ao atravessar a zona primária de cisalhamento ela se deforma plasticamente para um novo formato “pqrs” da figura 2.13. O entendimento das condições dessas interfaces cavaco-ferramenta é de importância fundamental para análise do processo de corte.

2.2.2 – Interface cavaco/ferramenta

De acordo com Machado e Silva (2004), a formação do cavaco é um processo periódico, com cada ciclo em 4 etapas distintas, sendo estes: recalque ou deformação elástica, deformação plástica, ruptura e movimento ou escorregamento sobre a superfície de saída da ferramenta. As condições nas quais acontece este escorregamento (escorregamento do cavaco por sobre a superfície de saída da ferramenta) têm influências marcantes em todo o processo, particularmente, no próprio mecanismo de formação do cavaco, na força de usinagem, no calor gerado durante o corte, e conseqüentemente na temperatura de corte e nos mecanismos e taxa de desgaste das ferramentas de corte, e conseqüentemente na vida das ferramentas. É preciso, portanto, entender como se processa o movimento do cavaco ao longo da superfície de saída da ferramenta. Conforme Komanduri e Hou (2001), a temperatura máxima na superfície de saída ou na superfície de folga de uma ferramenta de corte determinará a máxima taxa de remoção de material. Assim, a otimização das condições de usinagem, especialmente a velocidade de corte, depende da resistência da ferramenta à temperatura.

Gekonde (2001) e Moufki et al. (2004) afirmam que o fenômeno tribológico na interface cavaco-ferramenta controla a formação do cavaco e afeta o desgaste da ferramenta. Na interface ferramenta/cavaco, a condição fricção é afetada pelo importante calor induzido através dos grandes valores da pressão e da velocidade de cisalhamento. O conceito clássico de atrito baseado nas leis de Amonton e Coulomb (a força de atrito F é proporcional à força normal N , isto é, $F = \mu \cdot N$, onde μ é o coeficiente de atrito) não é apropriado para o corte dos metais, onde as pressões normais à superfícies de saída da ferramenta são muito altas (pode chegar a $3,5 \text{ GN/m}^2$, na usinagem de alguns aços). As condições da interface cavaco-ferramenta são, portanto, uma das áreas de estudo mais importantes em usinagem. Fazer isso, entretanto, tem sido um desafio grande, porque são poucas conclusões que podem ser tirados de observações diretas durante o corte. A maioria das teorias disponíveis foi derivada de estudos desta interface, após o corte tem sido interrompido (utilizando-se quick-stops) e de medições de deformações e temperatura naquela região.

Na usinagem dos metais pelo menos três condições de interface cavaco-ferramenta podem ser encontradas, sendo estes: aderência + escorregamento, escorregamento e aresta postiça de corte (APC). Quem mais difundiu a teoria das condições da interface cavaco-ferramenta nos meios científicos foi Trent, que desde 1963 identificou e definiu com muita competência a “Zona de aderência” (seizure zone ou sticking zone, da literatura inglesa) e a “Zona de escorregamento” (sliding zone, da literatura inglesa). Na condição “a” a zona de aderência se estende da aresta de corte para dentro da superfície de saída da ferramenta, e a zona de escorregamento se desenvolvendo ao longo de sua periferia. A figura 2.14 identifica estas duas zonas: linha BC = aderência e linha CD = escorregamento (TRENT, 1984).

Figura 2.14 – Áreas de Aderência e Escorregamento na Interface Cavaco-Ferramenta.

Fonte: Trent, 1991.

Em determinadas condições especiais, a zona de aderência pode ser suprimida, prevalecendo apenas às condições de escorregamento.

Uma outra situação diferente é a existência da aresta postiça de corte, APC, que é um fenômeno que pode ocorrer a baixas velocidades de corte. A presença da APC vai alterar completamente a geometria da cunha cortante, com efeitos em todo o processo de usinagem (força e temperatura de corte, desgaste das ferramentas e acabamento superficial da peça) (Machado e Silva, 2004).

A quantidade de calor gerado no plano de cisalhamento primário pode ser estimada, e a temperatura do cavaco calculada com suficientemente precisão, porque o erro induzido, ao assumir uma distribuição normal de deformação no plano de cisalhamento, e ao desprezar a perda de calor durante o curto período de tempo envolvido, é pequeno. Porém na zona de fluxo, em condições de aderência, os conhecimentos atuais ainda não possibilitam cálculo de temperatura. Isso porque: (i) as deformações, fluxo de tensão e a própria temperatura na zona de fluxo variam consideravelmente e não há dados

disponíveis para cálculos; (ii) a quantidade de calor que flui para o cavaco e para a ferramenta é relativamente grande e difícil de calcular. Com relação à temperatura da ferramenta de corte, que termos efetivos é o que interessa, sabe-se que o calor gerado na zona de cisalhamento primário exerce um papel secundário, porque as temperaturas desenvolvidas em regiões de deformações bem severas, na ponta da APC ou na zona de fluxo, são bem maiores. Desta maneira, o fluxo de calor não pode fluir do cavaco para a ferramenta e a temperatura da ferramenta é inteiramente governada pelas condições da interface.

Na presença da APC a zona de fluxo que é a principal fonte de calor, está afastada da superfície da ferramenta. Isto significa que a distribuição da temperatura na ferramenta é menor, e depende bastante da geometria e estabilidade da APC. Como ambas decrescem com o aumento da velocidade de corte (na faixa da presença da APC), as temperaturas da ferramenta aumentam significativamente com aumento desta variável (Trent, 1988).

Figura 2.15 – Zona de fluxo dentro do cavaco.

Fonte: Jaspers e Dautzenberg, 2002.

Na presença das condições de aderência a quantidade de calor gerado na zona de fluxo é imensa, e segundo modelo de deformação apresentado na figura 2.15, pode-se prever um aumento na temperatura do material à medida que ele se afasta da aresta principal de corte. Este aumento depende da quantidade de trabalho ali realizado e da espessura da zona de fluxo (Trent e Wright, 2000). Como as ligações entre o cavaco e a ferramenta são de caráter inteiramente metálico (Trent, 1988), a temperatura da ferramenta será efetivamente a mesma da zona de fluxo na interface. A ferramenta funciona como um sorvedouro térmico e um gradiente de temperatura estável é criado dentro da ferramenta. A quantidade de calor que flui para a ferramenta vai depender da

condutividade térmica da ferramenta, da geometria da ferramenta e do método de refrigeração que por ventura possa ser empregado.

Em regiões de escorregamento, apesar de não existir ainda estudos detalhados de distribuição de temperatura, pode-se afirmar que a temperatura na interface cavaco/ferramenta é bem menor que em regiões de aderência, principalmente às altas velocidades de corte, onde o calor gerado por pequeno período de tempo, promove flashes de temperaturas que são indetectáveis pelos atuais métodos de medição de temperatura. Estes flashes seriam provenientes de deformações localizadas nos pontos de contato, como mostrado na figura 2.16.

Figura 2.16 – Área de contato numa superfície levemente carregada.

Fonte: Shaw et al., 1960.

A figura 2.16 mostra a área de contato numa superfície levemente carregada, onde A_R é a área de contato real e A é a área de contato aparente.

2.2.3 – Interface ferramenta/corpo-de-prova

De acordo com Trent (1991), o calor gerado na interface ferramenta/corpo-de-prova é de maior importância com relação ao desempenho de ferramenta e é particularmente significativo para limitar as taxas de metais removidos quando cortam aço, ferro, outros materiais e ligas de alto ponto de fusão.

Segundo Trent apud Machado e Silva (2004), se a usinagem ocorre 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.

Os revestimentos têm um importante papel na proteção das ferramentas de corte contra as elevadas temperaturas devido às suas propriedades isolantes, que dificultam a transferência de calor para a ferramenta e também pela redução da quantidade de calor gerado no corte.

De acordo com Wild (1999), as boas propriedades de deslizamento dos revestimentos duros reduzem o atrito na aresta de corte da ferramenta e o revestimento reduz o contato direto entre o cavaco e ferramenta. Isto não apenas melhora o escoamento do cavaco e reduz as forças de corte como também previne a formação de arestas postiças e desgastes de cratera. Adicionalmente, a dureza do revestimento neutraliza o desgaste abrasivo causado pelas partículas duras do material da peça. Portanto, os revestimentos duros reduzem as tensões mecânicas e térmicas nas ferramentas, aumentando a eficiência das ferramentas de corte feitas de aço rápido e carbeto cementado (ver a figura 2.17). Tanto nos cortes intermitentes quanto nos

contínuos, as ferramentas revestidas podem ser usadas a velocidade corte e taxas de avanço mais elevadas, ao mesmo tempo em que a vida útil é aumentada. O benefício resultante inclui o tempo mais curto de produção, custos de ferramenta reduzidos e menos trocas de ferramentas, menores tempos de parada de máquina e menos refugos. Com as ferramentas revestidas também podem ser produzidas melhores superfícies das peças e as caras operações de acabamento freqüentemente podem ser evitadas. O uso das ferramentas revestidas ainda reduz a quantidade necessária dos fluidos lubrificantes.

Figura 2.17 – O revestimento duro amplia o desempenho das ferramentas de corte.

Fonte: Wild, 1999.

O revestimento fornece resistência ao desgaste (alta dureza), lubricidade, isolamento térmico e alguma resistência ao ataque químico pelo material da peça a temperaturas elevadas. O revestimento possui as melhores propriedades de resistência à temperatura e resistência ao desgaste do que substrato, e ele não somente prolonga a vida de ferramenta, mas também melhora a qualidade do acabamento superficial da peça. Tudo que o substrato tem a fazer é servir de suporte para o revestimento. Os materiais de

revestimento mais comuns em uso atualmente são o carbeto de titânio (TiC), o nitreto de titânio (TiN), o carbonitreto de titânio (TiCN) e o óxido de alumínio (Al_2O_3). Cada um possui um conjunto de propriedades ideais para tipos específicos de aplicação. Segundo Graham (1994), o revestimento TiN é preferido em baixas velocidades, por ser o mais eficaz na prevenção de formação de aresta postiça, o TiC, devido à sua dureza em temperatura baixa e intermediária, é mais eficaz em velocidades “médias”, onde a abrasão mecânica é o principal mecanismo de quebra. O revestimento que oferece o maior potencial para a melhora da produtividade, porém é o Al_2O_3 , cuja vantagem está no fato de ser muito inerte quimicamente, conservando sua dureza em temperaturas mais elevadas que as que os outros revestimentos suportam (Katbi, 1996; Sandvik apud Du et al., 2001).

A zona de cisalhamento secundário é o principal local no qual o calor gerado flui, através da transferência de calor por condução, para a ferramenta de corte, acelerando os mecanismos de desgaste termicamente ativados, como também reduzindo o limite de escoamento dessas ferramentas. Dessa maneira, com a utilização de revestimentos termoisolantes é possível limitar a influência desses agravantes, ainda mais quando se trata da usinagem de materiais com altas velocidades de corte.

Os revestimentos utilizados nas pastilhas de metal duro atuaram de maneira significativa na redução da taxa de calor gerado na interface cavaco-ferramenta e na proteção térmica do substrato de metal duro das pastilhas. Dessa forma justifica a importância de se utilizar pastilhas de corte revestidas no sentido de reduzir significativamente a principal fonte de calor gerada, zona de cisalhamento secundário, responsável pelas temperaturas das ferramentas de corte, e que pode ser decisiva na taxa de remoção de materiais duros e com alto ponto de fusão. O revestimento Multicamadas foi o que apresentou melhor desempenho como isolante térmico do substrato da pastilha,

já o revestimento TiAlN apresentou melhor desempenho térmico em se tratando de atuar conjuntamente na redução do calor gerado na interface cavaco-ferramenta e na proteção térmica do substrato da ferramenta de corte. O revestimento TiN também atuou de maneira significativa na ação térmica conjunta, quando comparado com a pastilha sem revestimento, só que em proporções menores quando comparado com os outros revestimentos. Dessa forma pode-se afirmar que os revestimentos propiciam um maior tempo de resposta às variações térmicas impostas às ferramentas de corte em usinagem. O carbonitreto de titânio (TiCN) aumenta ainda mais a eficiência em operações de fresamento de peças de aços de alta resistência ou dúcteis, quando o corte envolve um aumento das tensões mecânicas na aresta de corte. O nitreto de cromo (CrN) comprovou que é o revestimento indicado para o corte de cobre (Wild, 1999).

Segundo Graham (1994), a tendência atual para ferramentas de corte é combinar vários revestimentos em uma só ferramenta para obter as vantagens de cada um deles. Presumindo que as camadas individuais sejam espessas o suficiente para ser eficazes, deve ser possível obter uma pastilha que resista à aresta postiça por causa da presença de TiN, à abrasão e ao desgaste devido à presença do TiC e à formação de crateras e desgaste da superfície de folga sob alta temperatura por causa da presença de Al_2O_3 . É de esperar que esta ferramenta seja eficiente entre velocidades muito baixas e muito altas.

2.2.4 – Desgaste e vida da ferramenta

O desgaste é o fator limitador do grau de utilização das ferramentas de corte, que

através dos custos e do tempo de corte, definem basicamente a economia de um processo de fabricação.

O desgaste de ferramenta não somente afeta a precisão e a qualidade da superfície de peça, mas também aumenta drasticamente forças de corte. A variação da força de corte causa a instabilidade do movimento da ferramenta, que resulta um aumento da incorreção. O desgaste de flanco durante o torneamento influencia superfície e qualidade da superfície da peça, mas o desgaste de cratera controla a confiabilidade do processo de torneamento (Tönshoff et al. apud Klocke e Kratz, 2005).

De acordo com Machado e Silva (2004) e Mills (1996), a vida de uma ferramenta pode ser definida como sendo o tempo em que a mesma trabalha efetivamente, sem perder o corte ou até que se atinja um critério de fim de vida previamente estabelecido. É determinada por um número de desgaste, deformação e mecanismos de fratura. Em outras palavras, a ferramenta trabalhando em condições normais de corte é usada até que o seu desgaste, previamente fixado, seja tal que exija a sua substituição. O fim da vida de uma ferramenta de corte será definido pelo grau de desgaste estabelecido. Uma performance de ferramenta não é somente relacionada com a sua própria propriedade material, mas também com resistência ao desgaste, dureza à fratura ou dureza. O processo de falha é único para uma combinação particular de ferramenta e peça, e varia de acordo com a lubrificação e condições de corte. As ferramentas dos aços rápidos falham pela maior deformação plástica da aresta de corte, e as do carbeto cementado é pela fadiga térmica. Alguns processos de falha são comuns para um número de classes materiais de ferramenta, isto é, o desgaste abrasivo e o desgaste por difusão são comuns para aços rápidos e carbeto cementado.

A vida útil de uma ferramenta pode ser definida em termos dos desgastes progressivos que ocorrem na face da saída da ferramenta (desgaste de cratera), e/ou face de flanco (desgaste de flanco). Entre dois tipos, o desgaste de flanco é sempre usado para definir o fim da vida efetiva da ferramenta (Arsecularatne et al., 2006).

Yen et al. (2004) e Arsecularatne et al. (2006) afirmam que a relação da vida da ferramenta e temperatura é a seguinte:

$$T \cdot L^n = C \quad (4)$$

onde T é a temperatura de corte; L é a vida da ferramenta; n e C são constantes para a combinação ferramenta-peça. Sabe-se que quando a temperatura aumenta, a vida da ferramenta diminui.

A vida de ferramenta no processo de torneamento é limitada por características de partes superficiais, isto é, alterações microestruturais e acabamentos superficiais, indiretamente correlacionados ao desgaste de ferramenta (Chou e Song, 2005).

A vida de ferramenta decresce com o aumento da velocidade de corte devido à alta temperatura gerada nas interfaces de corte e à aceleração de desgaste de ferramenta.

A aresta da ferramenta se desgasta com maior intensidade na face de saída e no flanco, sendo este dependente da forma e da duração da solicitação térmica, mecânica e química da região de corte. Um motivo essencial para o desgaste está na combinação de altas temperaturas de usinagem e fortes carregamentos mecânicos.

O calor gerado na região de contato entre a peça e a ferramenta de corte é um parâmetro que permite medir o desempenho da ferramenta durante o processo de usinagem. A medida da temperatura durante o corte é o fator mais importante na investigação do uso de ferramentas, pois permite controlar os fatores que influenciam no seu uso, vida e desgaste (Borelli et al., 2001).

De acordo com Ferraresi (1977), as avarias de ferramentas se consideram as quebras, trincas devido à variação de temperatura, sulcos-distribuídos em forma de pente, provenientes do corte interrompido, e as deformações em ferramenta de material tenaz. Como desgastes da ferramenta se consideram aqueles originados pelo atrito entre ferramenta/cavaco e ferramenta/corpo-de-prova. São devidas as ações de vários fatores, tais como o cisalhamento de micro-soldas, a abrasão mecânica, a difusão intermetálica e a oxidação. A vida das ferramentas de corte é fortemente influenciada pelas elevadas temperaturas a que são submetidas. A temperatura média das ferramentas é relacionada à taxa de deformação do material da peça na zona de cisalhamento secundária, de modo que o aumento da faixa de velocidades de corte tem como consequência o aumento da temperatura média das ferramentas. Com isso, o desenvolvimento de ferramentas de corte com boas propriedades de resistência ao desgaste a temperaturas elevadas é um dos requisitos para o aumento da faixa de velocidades de corte e, em consequência, da produtividade.

Das diversas variáveis que afetam o bom desempenho das operações de usinagem, a ferramenta de corte, embora pequena e de relativo baixo custo, é a crítica. De acordo com Novaski e Corrêa (1998), as ferramentas de corte e seus acessórios constituem outro elemento-chave no desenvolvimento da tecnologia HSM, tanto em relação aos materiais quando ao projeto. Na maior parte, os principais parâmetros que compreendem o processo para um melhor desempenho são: seleção do material de ferramenta, geometria da ferramenta, método de usinagem, velocidade de corte, avanço, profundidade de corte, etc. Com esses parâmetros bem controlados, pode-se conseguir tempo de vida adequado para as ferramentas durante a usinagem.

De acordo com Machado e Silva (2004), em condições normais de corte, uma das formas de desgaste apresentada na figura 2.18 irá prevalecer, e elas se desenvolvem por

vários mecanismos de desgaste. Vieregge (1970) citado por König e Klocke (1997) apresentou um diagrama, reproduzido na figura 2.19, que se tornou clássico quando se trata de mecanismos de desgastes.

Figura 2.18 – Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte.

Fonte: DEARNLEY E TRENT, 1982.

Área A – desgaste de cratera.

Área B – desgaste de flanco.

Área C – desgaste de entalhe.

O desgaste de cratera é causado pelo fluxo de cavaco sobre a face de ferramenta antes de perder o contato. O desgaste de cratera se manifesta sob a forma de cavidade na face da ferramenta. O desenvolvimento deste tipo de desgaste está diretamente ligado à temperatura e à pressão de corte. Este desgaste não influencia na rugosidade ou na

tolerância, mas sim na geometria do ângulo de saída e no comprimento de contato cavaco-ferramenta. (Knuefermann e Mckewon apud Klocke e Kratz, 2005).

Figura 2.19 – Diagrama de distribuição dos mecanismos de desgaste das ferramentas de corte.

Fonte: Vieregge, 1970, citado por Köng e Klocke, 1997.

A figura 2.19 mostra que os mecanismos de abrasão, adesão, difusão e oxidação são apresentados em função da temperatura de corte, ou qualquer parâmetro que a influencia, principalmente a velocidade de corte.

Segundo Israelsson (1994), como a figura 2.19, o tipo de desgaste da pastilha difere, dependendo da temperatura de corte:

- a) Em baixas velocidades, a aresta postiça de corte é predominante – exige-se rigidez.
- b) Em velocidades ligeiramente mais altas exige-se resistência ao desgaste.

- c) Em velocidades ainda maiores, há maior temperatura na aresta de corte – exige-se mais resistência à deformação plástica.
- d) Em velocidades ainda mais altas, prevalecem a temperatura e a oxidação.
- e) Em velocidades altíssimas, as reações de difusão aumentam rapidamente.

À medida que a temperatura na aresta de corte aumenta, os mecanismos dominantes são:

- a) Desgaste por aderência, solda por pressão (formação de aresta postiça).
- b) Desgaste abrasivo e deformação plástica.
- c) Desgaste por oxidação.
- d) Desgaste por difusão.

Não há um material para ferramentas de corte que seja superior sob todos estes aspectos, portanto é necessário escolher o melhor para cada caso.

Em baixas temperaturas/velocidades apenas os mecanismos de adesão e abrasão estão presentes e a adesão é predominante, enquanto que em temperaturas/velocidades elevadas, a adesão perde lugar para os novos mecanismos de difusão e oxidação. Observa-se que estes dois mecanismos vão crescendo em participação com o aumento da temperatura e que a difusão cresce numa escala exponencial. Este diagrama também salienta que o desgaste total cresce muito com o aumento da temperatura de corte (Machado e Silva, 2004; König apud Arsecularatne et al., 2006).

2.2.4.1 – Deformação plástica superficial por cisalhamento a altas temperaturas

Ocorre mais provavelmente na usinagem de metais com alto ponto de fusão em ferramentas de aço-rápido. As tensões cisalhantes na interface cavaco-ferramenta são

suficientes para causar deformação plástica superficial. Devido às altas temperaturas ali desenvolvidas, a resistência ao escoamento do material da ferramenta, próximo à interface, é reduzida. Como consequência, o material é arrancado da superfície da ferramenta, formando-se assim uma cratera (Trent, 2000; e Machado e Silva, 2004) conforme a figura 2.20.

Figura 2.20– Deformação plástica devido a pressão e calor (Sandvik, 2000).

2.2.4.2 – Abrasão

O desgaste abrasivo pode envolver deformação plástica e fratura frágil, gerando perda ou deslocamento de material por micro-sulcamento, micro-corte ou micro-lascamento, causados por partículas de elevada dureza relativa (Machado e Silva, 2004) e pela temperatura de corte. (Diniz et al., 1999).

Tanto o desgaste de flanco quanto o desgaste de cratera podem ser gerados pela abrasão, porém ela se faz mais proeminente no desgaste de flanco (figura 2.21), já que a superfície de folga atrita com um elemento rígido que é a peça, enquanto que a superfície

de saída atrita com um elemento flexível que é o cavaco (Diniz et al., 1999). Este mecanismo é muito importante na usinagem com ferramentas de aço rápido, ferramentas revestidas, cerâmicas puras e cerâmicas mistas (Machado e Silva, 2004).

Figura 2.21 – Desgaste de flanco provocado pela abrasão (Sandvik, 2000).

2.2.4.3 – Aderência

Ocorre, geralmente, a baixas velocidades de corte, onde o fluxo de material sobre a superfície de saída da ferramenta se torna irregular. A APC pode aparecer, e o contato com a ferramenta se torna menos contínuo. Sob estas condições, fragmentos microscópicos são arrancados da superfície da ferramenta e arrastados junto ao fluxo de material adjacente à interface (Machado e Silva, 2004). Também é importante na formação do desgaste de entalhe (Diniz et al., 1999).

Figura 2.22– Desgaste de flanco com adesão, em $V_c = 560\text{m/min}$.

Fonte: Boehs et al., 1999.

Figura 2.23 – Desgaste de cratera com adesão, em $V_c = 560\text{m/min}$.

Fonte: Boehs et al., 1999.

As figuras 2.22 e 2.23 mostram os aspectos dos desgastes de flanco e de cratera com adesão de material da peça.

2.2.4.4 – Difusão

Este mecanismo envolve a transferência de átomos de um material para outro e é fortemente depende da temperatura, do tempo e da solubilidade dos elementos envolvidos na zona de fluxo (zona de cisalhamento secundário) (Machado apud Machado e Silva, 2004; Diniz et al., 1999). Segundo Diniz et al. (1999), a difusão é responsável principalmente pelo desgaste de cratera em altas velocidades de corte conforme a figura 2.24.

De acordo com Trent e Wright (2000), em usinagem, as velocidades relativas entre ferramenta-peça ou ferramenta-cavaco são altas e o tempo de contato entre esses materiais é muito curto. Isto praticamente levaria o mecanismo de difusão a ser desprezível, se não fosse a existência de uma zona de aderência (zona morta ou zona de fluxo) na interface cavaco-ferramenta.

Figura 2.24 – Craterização provocada pela difusão na interface (SANDVIK, 2000).

2.2.4.5 – Oxidação

Altas temperaturas e a presença de ar e água, contida nos fluidos de corte, geram oxidação para a maioria dos metais conforme figura 2.25. O tungstênio e o cobalto, durante o corte, formam filmes de óxidos porosos sobre a ferramenta, que são facilmente levados embora pelo atrito, gerando desgaste. Porém, alguns óxidos como o óxido de alumínio, são mais duros e resistentes. Assim, alguns materiais de ferramenta, que não contém óxido de alumínio, desgastam-se mais facilmente por oxidação. O desgaste gerado pela oxidação se forma especialmente nas extremidades do contato cavaco-ferramenta devido ao acesso do ar nesta região, sendo esta uma possível explicação para o surgimento do desgaste de entalhe (Diniz et al., 1999).

Figura 2.25 – Desgaste de entalhe provocado pela oxidação (Sandvik, 2000).

2.2.5 – Velocidade de corte

De acordo com Longbottom e Lanham (2005), a temperatura gerada durante o corte aumenta com o aumento da velocidade de corte até um certo ponto, e tende a decrescer conforme a figura 2.26. Essa teoria foi criada pelo Dr. Carl Salomon (Saloman *apud* Longbottom e Lanham, 2005). No estudo realizado por Salomon foi utilizada uma

ferramenta de grande diâmetro para a usinagem de materiais ferrosos e não ferrosos (alumínio, cobre e bronze). A conclusão dessa teoria só é válida para a temperatura da superfície da peça, e não para a temperatura da interface cavaco-ferramenta. Segundo Dewes et al. (1999), a partir da teoria de Salomon, muitas pesquisas concluíram que não existe a correspondência na redução da temperatura durante alta velocidade de corte. McGee (McGee apud Dewes et al., 1999) sugeriu que a temperatura aumenta conforme o aumento da velocidade de corte até atingir um ponto máximo. Este máximo é igual ao ponto de fusão da peça (ver a figura 2.27). A redução da temperatura ocorre na alta velocidade de corte. Assim, não existe limite fixo para a usinagem de ligas de alumínio. O ponto de fusão das ligas de alumínio (entre a faixa de 660°C) é mais baixa do que as temperaturas pelas quais as ferramentas de cerâmica ou carbeto começam a perder sua resistência, e desgastam rapidamente.

Figura 2.26 – Variação da temperatura com a velocidade de corte.

Fonte: Schulz, H, 1999.

Figura 2.27 – Curva de McGee.

Fonte: Dewes et al., 1999.

Figura 2.28 – Efeito da velocidade de corte sobre a temperatura de corte (SMC415).

Fonte: Tomita, 1999.

De acordo com Tomita (1999), a figura 2.28 mostra o diagrama velocidade de corte/temperatura de corte. Neste diagrama, a uma velocidade de corte ao redor de 1.000

m/min, cada curva tem um ponto de inflexão característico. Percebe-se que a temperatura de corte atinge um valor quase tão elevado quanto o ponto de fusão do aço. Para esclarecer este fenômeno, o estanho (que tem um baixo ponto de fusão) é cortado para medir a mudança da temperatura de corte.

Figura 2.29 – Efeito da velocidade de corte sobre a temperatura de corte (estanho).

Fonte: Tomita, 1999.

A figura 2.29 mostra os resultados dos ensaios de corte no estanho. Embora o estanho, metal com baixo ponto de fusão, seja usinado, a sua temperatura de corte aumenta da mesma forma que na peça SMC415 quando a velocidade de corte é aumentada. Após passar por um ponto de inflexão, a temperatura eleva-se até o ponto de fusão do estanho e mantém um valor constante. A temperatura de corte medida nestas experiências é a temperatura média da parte de contato entre cavaco e ferramenta. A temperatura de corte do estanho cresce de acordo com o aumento da velocidade de corte. No ponto A da figura 2.29, a temperatura de uma parte da ferramenta atinge o ponto de

fusão do estanho e não há aumento da temperatura na peça. Portanto é reduzida a taxa de aumento da temperatura média. Como a temperatura da parte de contato total alcança o ponto de fusão do estanho no ponto B após isso, pode-se considerar que a temperatura média torna-se o ponto de fusão do estanho, um valor constante. Com base nos resultados da mudança de temperatura na usinagem do estanho, considere-se a mudança de temperatura na usinagem do aço. O ponto de inflexão na figura 2.28 é considerado correspondente ao ponto A da figura 2.29. Neste intervalo de tempo, pode-se pensar que a temperatura de uma parte da superfície da ferramenta eleva-se até o ponto de fusão do aço. Por este motivo, a temperatura de corte permanecerá no ponto de fusão mesmo que a velocidade de corte seja ainda mais aumentada.

De acordo com isso, a aresta de corte da ferramenta é exposta à alta temperatura na usinagem a alta velocidade e o seu ambiente é muito severo. Por este motivo, é necessário que os materiais das ferramentas tenham uma resistência térmica extraordinariamente melhorada.

Figura 2.30 – Temperatura de Corte versus Velocidade de Corte.

Fonte: Vigneau, 1997.

A figura 2.30 mostra as velocidades de corte de ferramentas de carbetto e de cerâmica de acordo com sua resistência à temperatura. Observa-se que a temperatura aumenta quando a velocidade de corte aumenta (Vigneau, 1997).

De acordo com Komanduri e Hou (2001), a temperatura máxima na superfície de saída ou na superfície de folga de uma ferramenta de corte determina a máxima taxa de remoção de material. Assim, a otimização das condições da usinagem, especialmente a velocidade de corte, depende da resistência da ferramenta à temperatura.

2.2.6 – Força de corte

É muito importante estudar a dinâmica das forças de corte em qualquer processo para um planejamento apropriado e o controle do processo de usinagem e a otimização das forças de corte para minimizar os custos e tempos de produção (Zaman et al., 2006).

A força de corte é totalmente dependente da resistência ao escoamento no cisalhamento do material na zona de cisalhamento primária e na zona de cisalhamento secundária e do tamanho destas zonas (áreas) de cisalhamento (Machado e Silva, 2004).

Quando a velocidade de corte é aumentada, a taxa de energia consumida também aumenta (a despeito de uma leve diminuição da força de corte), aumentando assim a temperatura. Com relação ao avanço e a profundidade de corte de usinagem, um aumento desses parâmetros causa uma elevação na área do plano de cisalhamento levando a um aumento na força de corte e, conseqüentemente, da energia requerida para cisalhar o material e bem como o aumento da temperatura (Abrão et al., 1996).

2.3 – O Método de Elementos Finitos

Vários métodos, práticos ou analíticos, vêm sendo desenvolvidos ao longo do tempo com o objetivo de determinar a temperatura gerada durante o processo de usinagem. Porém, nenhum deles é universalmente aceito como absoluto. Dentre as técnicas analíticas modernas de determinação da temperatura de usinagem, pode-se destacar o uso de elementos finitos para a obtenção da distribuição de temperatura na ferramenta de corte, na peça e até mesmo no cavaco (Machado e Silva, 2004).

Segundo Almeida (2000), o método dos Elementos Finitos é atualmente uma das melhores soluções para a abordagem de problemas de projeto de engenharia, tais como análise estrutural, transferência de calor e mecânica do sólido. É um método para obtenção da resposta estática ou dinâmica de estruturas razoavelmente complexas às quais não se pode aplicar diretamente as teorias de resistência dos materiais e não é economicamente viável a confecção de modelos em escala (por exemplo: num anteprojeto). Este é um método de discretização, onde a qualidade da resposta está relacionada, entre outras coisas, como tamanho das partes da divisão do todo e, conseqüentemente, com o número de partes em que se o divide. Esta característica é conhecida como dimensionamento da malha. Para a determinação das características globais da estrutura, combinam-se as características de cada parte que calculadas separadas e consecutivamente. Este método é largamente usado devido ao fato de poder ser aplicado, além dos problemas clássicos da mecânica estrutural elásticolinear, para os quais foi o método inicialmente desenvolvido, para problemas tais como: a) problemas não-lineares, estáticos ou dinâmicos; b) problema de contato, fratura e fadiga; c)

mecânica dos fluidos; d) eletromagnetismo; e) transmissão de calor; f) filtração de meios porosos; g) campo elétrico; h) acústica e etc.

O método dos elementos finitos é empregado para a realização de simulações, e este possibilita boa precisão nos resultados, baixo custo e alta flexibilidade nas análises. Existem uns grandes números de programas comerciais para a análise da temperatura e para a análise da força durante a formação do cavaco. Dentre esses, os mais difundidos e utilizados no meio acadêmico do Brasil, são o Abaqus e o Ansys.

O programa ABAQUS é uma ferramenta potencial que possui grandes aplicações em problemas lineares e não lineares. E possui as seguintes características, tais como: i) capacidades em aplicações dos problemas dinâmicos e estáticos; ii) capacidades de modelar problemas de contatos entre sólidos; iii) habilidades de modelar grandes mudanças das formas dos sólidos, em duas dimensões ou três dimensões; iv) grande biblioteca dos materiais, incluindo os usos elástico e plástico – sólidos plásticos; modelos para concretos, sólidos, materiais piezelétricos e etc; v) capacidades de modelar grande número de fenômenos, incluindo vibrações, interações acoplado fluido e estrutura, acústica, ondulações e etc; vi) grande biblioteca de elementos extensivos, incluindo um conjunto de elementos contínuos, elementos de barra, elementos de chapa, e etc.

O ABAQUS/Explicit®, um software fornece uma tecnologia analítica que se focaliza em análises dinâmicas e de características não-lineares usando uma abordagem explícita apropriada em muitas aplicações. Sua utilização nos problemas de instabilidade estrutural requer um conhecimento dos métodos de resolução adotados, de modo que seja possível garantir um controle de todos os parâmetros envolvidos e, portanto, uma confiabilidade nos resultados obtidos.

Segundo Hinton et al apud Silva (2006), pode-se afirmar que todas as estruturas

reais apresentam comportamento não-linear. Nas análises de mecânica estrutural, são consideradas três fontes de não-linearidades, sendo estes: i) de material, quando as leis constitutivas do material são não-lineares, ii) de contorno, nas situações em que as condições de contorno mudam durante a análise e iii) geométricas, quando se leva mudanças na geometria do modelo durante a análise.

Em uma análise não linear, a solução não pode ser calculada pela solução de um único sistema de equações lineares, como pode ser feito num problema linear. No Abaqus é utilizado um processo incremental e iterativo conforme o método de Newton-Raphson para se obter a solução dos problemas não-lineares. A solução é obtida por um processo gradual de aplicação de carga, com a quebra da simulação em um certo número de incrementos de cargas e a busca da configuração de equilíbrio através de sucessivas iterações em cada um deles. Uma iteração é uma tentativa de se encontrar uma solução de equilíbrio em um incremento. Em cada iteração é formada a matriz de rigidez do modelo, é resolvido o sistema de equações e é observado se a solução obtida está mais próxima do equilíbrio, numa faixa que atenda a certos critérios de convergência. Algumas vezes o processo iterativo pode divergir e nesses casos ele é encerrado e tenta-se encontrar a solução com um tamanho de incrementos menor. São necessárias diversas iterações até se determinar uma solução aceitável para um dado incremento e o conjunto de todas as respostas dos incrementos é a solução aproximada da análise não-linear.

A deformação durante o corte é grande e, por conseguinte os elementos sofrem significativas distorções durante a simulação de FEM. Para minimizar os problemas distorção dos elementos, a malha adaptativa é empregada, cujo objetivo é diminuir as dificuldades de convergência causadas pelos elementos excessivamente distorcidos (Wu et al., 2005).

A malha adaptativa é realizada em ABAQUS/Explicit® com o uso de método arbitrário Lagrangeano-Euleriano. As técnicas Euleriana e Lagrangiana são abordagens típicas para modelagem numérica do processo de formação de cavacos. Estes métodos são matematicamente equivalentes. As características primárias da capacidade da malha adaptativa são:

- ◆ A malha é suave nos intervalos regulares para reduzir a distorção de elementos, e manter boas proporções dos aspectos dos elementos.
- ◆ A mesma topologia da malha é mantida – o número dos elementos e de nós, e a conectividade, não mudam.
- ◆ Este método é usado para analisar os problemas Lagrangeanos (transientes - *transient*-) e os Eulerianos (estados constantes -*steady-state*).

CAPÍTULO 3 – TRABALHO EXPERIMENTAL

3.1 – Método de pesquisa

- ♦ O método utilizado é de simulação FEM, o corte ortogonal comparado com os ensaios experimentais do corte oblíquo, o estudo de temperatura, força e deformação plástica.
- ♦ Comparado com os ensaios experimentais de Aneiro medido a temperatura.

3.2 – Materiais e Equipamentos

Para os ensaios experimentais de torneamento foi utilizado o torno INDEX GU-600 com dois eixos de movimentação, possuindo velocidade de avanço rápido de 15 m/min em ambas direções. A máquina possui potência 18kW no eixo-árvore com rotação máxima de 5000 rpm e é equipada com o CNC Siemens 810D. A figura 3.1 mostra os equipamentos (set up) usados durante todo experimento de usinagem.

Figura 3.1 – Torno INDEX GU-600.

A simulação de distribuição de temperaturas na região de formação de cavacos utilizou o Método dos Elementos Finitos (FEM) com o seguinte equipamento:

- ◆ Hardware: estação de trabalho: XEON (TM) com 2 processadores de 3,20 GHz, 2 Gb de memória RAM 120 Gb de disco rígido.
- ◆ Software: ABAQUS (versão 6.5-1) em plataforma Windows XP Professional 2002.

Para a aquisição de forças no processo de torneamento, foi usado um dinamômetro KISTLER INSTRUMENTE AG TYPE 9121, ilustrado na figura 3.2, e um amplificador de carga multicanal modelo 5019 também fornecido pelo KISTLER conforme a figura 3.3, que possibilita o ajuste de parâmetros individuais para cada um dos quatro canais, trabalhando com uma faixa de tensão para os sinais de -10 a $+10$ volts.

O software Labview versão 7.1 foi utilizado para coletar os sinais em volts provenientes do amplificador do dinamômetro. Desta forma, o equipamento utilizado permitiu a aquisição das componentes da força de usinagem. Os parâmetros utilizados no

amplificador para a aquisição das forças foram definidos individualmente para cada direção, durante as etapas preliminares.

3.3 – A medição experimental das forças de corte

Os experimentos reais foram registrados em arquivos com extensão txt, mediante uma rotina Labview e depois processados com o programa Excel® para obter os gráficos das forças de corte (F_x , F_y e F_z).

A figura 3.2 mostra esquematicamente o sistema de aquisição e tratamento de sinais utilizados nos ensaios.

Figura 3.2 – Sistema de aquisição e tratamento de sinais.

3.4 – Modelo do Método de Elementos Finitos para Distribuição de Temperaturas na zona de corte

O método de Elementos Finitos é uma ferramenta poderosa que permite estimar variáveis do processo onde há dificuldade de se obter dados pelos métodos experimentais. Vários programas são capazes de resolver o problema acoplado entre

esforços e temperatura, dentre eles o software ABAQUS/Explicit® versão 6.5-1, o qual é empregado para as simulações no presente trabalho. O método explícito é mais apropriado para simulações que têm deformações não-lineares em grande taxa de deformação e há temperatura gerada no contato entre superfícies de ferramenta/cavaco e de ferramenta/peça durante a formação do cavaco. A simulação da formação de cavacos pode ser realizada por meio de diversos modelos, cada qual com as suas particularidades, que os fazem mais adequados a determinadas situações.

Segundo o ABAQUS User's Manual (2006), o problema é resolvido em 3 etapas distintas e essenciais para a utilização do Método de Elementos Finitos: etapa de pré-processamento, simulação e etapa de pós-processamento.

I) Pré-Processamento

Esta é a preparação do problema física para solucioná-lo posteriormente. É a etapa que se faz a modelagem, definindo geometrias da peça e da ferramenta, propriedades dos materiais da peça e da ferramenta, condições de corte, condições de contorno, carregamento, o tipo de elemento da malha, a densidade de malha e a escolha de malha adaptativa (*mesh adaptative*), etc.

Os parâmetros usados para a modelagem estão mostrados na Tabela 3.1.

Tabela 3.1 – Parâmetros utilizados para a modelagem.

v_c (m/min)	f (mm/rev)	a_p (mm)	Peça (AISI)	Substrato	Cobertura
150	0,07	0,2	4340	WC	TiN
150	0,17	0,2	4340	WC	TiN
200	0,07	0,2	4340	WC	TiN
200	0,17	0,2	4340	WC	TiN

A Tabela 3.2 mostra os valores usados na simulação para os parâmetros de ferramenta com alguns outros valores dos ângulos empregados.

Tabela 3.2 – Geometria da ferramenta.

Ângulo de saída (°)	Ângulo de folga α (°)	Ângulo de aproximação (°)	Raio de ponta da ferramenta r_ϵ (mm)
-6	6	95	0,8

A formação do cavaco foi modelada como mostra a figura 3.3 abaixo.

Modelo 1, $vc = 150$ m/min, $f = 0,07$ mm/rev, $b = 0,2$ mm, WC recoberto com TiN em AISI 4340. E Modelo 3, $vc = 200$ m/min, $f = 0,07$ mm/rev, $b = 0,2$ mm, WC recoberto com TiN em AISI 4340.

Figura 3.3 – As geometrias da ferramenta e da peça.

O material da ferramenta foi modelado como isotrópico elástico com os valores de condutividade, densidade, calor específico, coeficiente de Poisson, módulo de Young, difusividade térmica, a expansão térmica, temperatura de fusão (T_{melt}), e temperatura ambiente (T_{room}). A Tabela 3.3 mostra os valores com as unidades (SI) correspondentes para cada propriedade.

Tabela 3.3 – Parâmetros térmicos da peça, da ferramenta e da cobertura.

Parâmetros térmicos	WC	AISI 4340	TiN
Densidade, ρ (kg/m ³)	14950	7850	5220
Condutividade térmica λ (W/m°C)	20	44.5	19
Módulo de Young E (GPa)	400	205	600
Raio de Poisson, ν	0.21	0.3	0.25
Calor específico, C_p (J/kg°C)	210	475	-
Difusividade térmica, α_d (x 10 ⁻⁶ m ² /s)	-	11.93	-
Expansão térmica (µm/m°C)	-	13.7	9.4
T_{melt} (°C)	-	1710	-
T_{room} (°C)	35	35	35

As propriedades físicas do material da peça são de fundamental importância para a correta simulação da formação de cavacos. O cavaco está livre para escoar, ou se

romper, de acordo com as suas propriedades físicas, as quais dependem das tensões, das deformações e da temperatura. O modelo de material proposto por Johnson-Cook é um dos mais convenientes e também um dos que produz excelentes resultados ao descreverem o comportamento do material na formação do cavaco (Coelho et al., 2006). O material da peça foi modelado como isotrópico termo-elasto-plástico seguindo a curva de Johnson-Cook, conforme a seguinte equação:

$$\bar{\sigma} = (A + B\bar{\epsilon}^n) \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}} \right)^m \right]$$

Onde $\bar{\sigma}$ é a tensão equivalente; $\bar{\epsilon}$ é a deformação plástica equivalente; $\dot{\bar{\epsilon}}$ é a taxa de deformação plástica; $\dot{\bar{\epsilon}}_0$ é a taxa da deformação referente (1.0 s^{-1}); T_{room} é a temperatura ambiente; T_{melt} é a temperatura de fusão; A é a tensão de cisalhamento equivalente (MPa); B é módulo de encruamento; n é a expoente do trabalho a frio; C é coeficiente da dependência da taxa de deformação (MPa); m é coeficiente térmico. Os valores dos parâmetros de Johnson-Cook usados para simular o comportamento da peça de AISI 4340 são ilustrados na Tabela 3.4.

Tabela 3.4 – Os parâmetros de Johnson-Cook para o aço 4340 de acordo com Ng et al., 1999.

A (MPa)	B (MPa)	n	C	m
9.5E008	7.25E008	0.375	0.015	0.625

As interações entre ferramenta/peça e cavaco/ferramenta são bastante complexas

envolvendo atrito e fenômenos tribológicos, cujas teorias ainda não estão completamente consolidadas. O contato entre ferramenta e peça e o atrito desempenham um papel importante em corte metal, pois determinam a qualidade da superfície usinada e a energia gerada durante o processo. Neste trabalho, os algoritmos de contato entre superfícies (surface-to-surface) são empregados com base na lei de atrito de Coulomb (a tensão de cisalhamento é proporcional à tensão normal σ , isto é:

$$\tau = \mu \cdot \sigma$$

onde μ é o coeficiente de atrito. O atrito de Coulomb é reconhecidamente válido em casos onde a tensão normal é pequena, em comparação à tensão cisalhamento dos materiais envolvidos. Para o caso da formação de cavacos, as tensões normais podem atingir valores muito altos e, neste caso, a proporcionalidade entre elas pode não ser mais constante. Portanto, a tensão τ tem um limite superior igual à menor tensão de cisalhamento entre os materiais em atrito. Além disso, o coeficiente de atrito pode variar de acordo com a temperatura, uma vez que a cobertura se oxida mudando as características das superfícies em altas temperaturas. Os valores utilizados em cada modelo são constantes como $\mu = 0,65$. Este valor foi considerado bom segundo o trabalho de Coelho, 2006.

A malha é um passo importante no processo de simulação por elementos finitos, pois determina a precisão do resultado. Adicionalmente, onde os materiais estão sujeitos a grandes deformações, como pode ser o caso de certos materiais na formação de cavacos, a malha pode se deformar excessivamente comprometendo os resultados. É necessário ter malha mais fina nas zonas críticas onde os gradientes podem ser muito

grandes. Por outro lado, o uso de malha uniforme e muito fina na região leva a um número muito alto de elementos o que resulta em longos tempos para solução. Neste trabalho, utiliza-se uma malha adaptativa com uma formulação euleriana em alguns nós mesclado a uma formulação lagrangeana em outros. Denomina-se método ALE (Adaptive Lagrangean-Eulerian), já que ambos os sistemas de referência são empregados à malha. No caso do programa Abaqus® o comando “ADAPTIVE MESH CONSTRAINT” foi usado para restringir o movimento dos nós próximos à raiz do cavaco, tornando-os Eulerianos. Esse recurso somente é compatível com o método explícito. Com isso, estes permaneceram fixos enquanto o material da peça fluía pelos mesmos. Neste método o material não se rompe e se comporta como um “fluido” de alta viscosidade. Este modelo melhor se adapta ao estudo da formação de cavacos contínuos quando o processo já está estabelecido. Processos de torneamento contínuo são os melhores exemplos para aplicação de quatro tipos de modelos. Figura 3.4 mostra a malha inicial da ferramenta e da peça.

Figura 3.4 – A malha inicial e a condição do contorno para o modelo de formação de cavacos analisados.

Na região preta da figura 3.4, existem muitos elementos pequenos. A ferramenta é fixa em ambas direções e a peça é fixa em direção y. A peça está se movendo contra a ferramenta com velocidade 150 m/min ou 200 m/min no estado do plano de deformação (plane strain).

Neste trabalho, essa energia será 98% transformada em calor, embora essa porcentagem possa ser alterada na simulação.

II) Simulação

Após a etapa de preparação do modelo, a solução é executada automaticamente pela simulação do ABAQUS/Explicit®. A solução é baseada num algoritmo numérico que soluciona de maneira rápida ao conjunto de equações diferenciais proposta com todas as condições de contorno impostas para a formação do cavaco.

III) Pós-processamento

Foram apresentados os valores da distribuição de temperatura na peça e na ferramenta, as forças de corte na ferramenta e as deformações na superfície usinada durante a formação de cavaco.

CAPÍTULO 4 – RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 – A distribuição da temperatura na zona de corte

A figura 4.1 mostra a distribuição da temperatura em $t = 0,8$ ms para as 4 condições de corte.

(a) Condição 1, $v_c = 150$ m/min, $f = 0,07$ mm/rev, $b = 0,2$ mm, WC recoberto com TiN em AISI 4340.

(b) Condição 2, $v_c = 150$ m/min, $f = 0,17$ mm/rev, $b = 0,2$ mm, WC recoberto com TiN em AISI 4340.

(c) Condição 3, $v_c = 200$ m/min, $f = 0,07$ mm/rev, $b = 0,2$ mm, WC recoberto com TiN em AISI 4340.

(d) Condição 4, $v_c = 200$ m/min, $f = 0,17$ mm/rev, $b = 0,2$ mm, WC recoberto com TiN em AISI 4340.

Figura 4.1 – A distribuição da temperatura na zona de corte em $t = 0,8$ ms.

Observando-se a figura 4.1, pode-se notar que não há ruptura do material da peça, o qual é uniformemente solicitado, possibilitando maiores deformações e assim maior energia é convertida em calor. Em todos os casos, o atrito também está contribuindo para aumentar a energia a ser convertida em calor. A temperatura máxima na região de corte para as quatro condições, após o decorrido o tempo de 0,8 ms, são mostradas na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Temperaturas máximas para cada condições de corte.

Temperatura máxima (°C)	v_c (m/min)	a_p (mm)	f (mm/rev)
829	150	0,2	0,07
949	150	0,2	0,17
868	200	0,2	0,07
982	200	0,2	0,17

Todos esses valores da Tabela 4.1 são mais altos na interface ferramenta/cavaco do que na zona de cisalhamento primário devido ao calor adicional durante o deslizamento do cavaco, ao trabalho plástico e ao atrito entre ferramenta/cavaco; Por meio da análise das figuras de temperatura, é evidente que o avanço tem um grande papel com relação à geração da temperatura durante a usinagem. O aumento deste parâmetro de $f = 0,07$ mm/rev para $f = 0,17$ mm/rev causa um aumento significativo da temperatura na zona de corte.

4.2 – Forças na ferramenta de corte

A figura 4.2 mostra as direções das forças x e y . A figura 4.3 mostra as forças médias da ferramenta em função de tempo na direção X (F_x) e na direção Y (F_y) pela simulação do programa de Abaqus e a figura 4.4 para as F_x e F_y pelos experimentos, medidos com o dinamômetro.

Figura 4.2 –as direções das forças x e y (F_x e F_y).

Figura 4.3 – As forças médias de corte em função de tempo para as 4 condições de

corte obtidas pela simulação FEM.

Figura 4.4 – As forças médias de corte em função de tempo para as 4 condições de corte obtidas pelos experimentos.

Tanto para os resultados simulados quanto para os experimentais, com o aumento da velocidade de corte, a força de corte tende-se a diminuir devido ao aumento da geração de calor. Esse aumento provoca diminuição das propriedades mecânicas do material da peça, facilitando a formação de cavacos.

Com relação ao avanço de usinagem, um aumento deste parâmetro de $f = 0,07$ mm/rev para $f = 0,17$ mm/rev provoca uma elevação nas áreas dos planos de cisalhamentos primários e secundário levando a um aumento na força de corte e, conseqüentemente, da energia requerida para cisalhar o material, o que se traduz em um aumento da temperatura.

Na comparação entre os resultados simulados e os resultados dos ensaios experimentais, pode-se observar que o diagrama da força de corte dos quatro modelos

simulados usando o método dos elementos finitos é aproximado ao dos experimentos reais. As forças dos experimentos reais são maiores do que as das simulações devido aos ensaios são feitos em três dimensões no corte oblíquo e simulações em duas dimensões no corte ortogonal, e aos coeficientes do atrito nas interfaces cavaco/ferramenta e ferramenta/peça entre ensaios e simulações são diferentes. O corte tridimensional tem maiores áreas de contato ferramenta-peça-cavaco e o material se deforma em 3 dimensões levando a um maior valor de força de usinagem.

4.3 – As temperaturas no plano de cisalhamento

Três pontos ao longo do plano de cisalhamento são coletados em função do tempo, para analisar o comportamento da temperatura. Um se posiciona na região central B e os outros em cada uma das extremidades do plano (Regiões A e C), conforme a figura 4.5. Foi relativamente difícil localizar sempre os mesmos pontos no plano de cisalhamento devido à configuração dos nós, a qual se modifica à medida que o cavaco é formado. Sendo assim, a localização desses pontos é aproximada, mas seria equivalente a medição de temperatura ao longo do plano de cisalhamento durante a formação de cavacos.

Figura 4.5 – A localização das três regiões A, B e C no plano de cisalhamento.

A figura 4.5 mostra o resultado das medições efetuadas no plano de cisalhamento à medida que os cavacos foram se formando. Os pontos da cor amarela correspondem à região A que ficam próximos à ferramenta. Os pontos de cor rosa correspondem à região B que foram pontos localizados no meio do plano de cisalhamento, e os da cor azul que correspondem à região C que estão localizados a outra extremidade do plano.

(a) Condição 1, $v_c = 150$ m/min, $f = 0,07$ mm/rev, $b = 0,2$ mm, WC recoberto com TiN em AISI 4340.

(b) Condição 2, $v_c = 150$ m/min, $f = 0,17$ mm/rev, $b = 0,2$ mm, WC recoberto com TiN em AISI 4340.

(c) Condição 3, $v_c = 200$ m/min, $f = 0,07$ mm/rev, $b = 0,2$ mm, WC recoberto com TiN em AISI 4340.

(d) Condição 4, $v_c = 200$ m/min, $f = 0,17$ mm/rev, $b = 0,2$ mm, WC recoberto com TiN em AISI 4340.

Figura 4.6 – As temperaturas dos diversos pontos no plano de cisalhamento.

Por meio de uma análise de temperatura para os pontos selecionados no plano de cisalhamento ao longo do tempo, pode-se observar que:

1. Em toda simulação, nas quatro condições de corte, durante os primeiros segundos a temperatura aumenta rapidamente. Depois o incremento de temperatura é mais lento apresentando um gradiente menor. As temperaturas, próximo à aresta de corte da ferramenta, para os quatro modelos, aumentam com o tempo de corte e são mais altas durante a formação de cavaco, propriamente dita. As temperaturas dos pontos que se localizam no plano de cisalhamento primário estão entre 100°C e 400°C.
2. Observa-se que a temperatura no plano de cisalhamento aumenta quando a ferramenta de metal duro recoberto com TiN entra o contato com a peça AISI 4340 até alcançar uma condição relativamente estável para as 4 condições de corte.
3. O efeito de avanço leva a um aumento das temperaturas no plano de cisalhamento, independentemente da posição de medição neste.
4. O aumento da temperatura no plano de cisalhamento primário não é muito influenciado pela velocidade de corte, o que, aparentemente, contraria a teoria corrente sobre essas variáveis. No entanto, o aumento de velocidade foi muito pequeno e os valores já são, relativamente altos, o que pode explicar esse ligeiro aumento de temperatura em função da velocidade de corte.

4.4 – As deformações nas superfícies usinadas

A figura 4.7 mostra as deformações máximas e mínimas nas superfícies usinadas.

Figura 4.7 – As deformações nas superfícies usadas em $t = 0,008$ s.

Uma das principais fontes de calor no processo da formação do cavaco é devida à deformação plástica do cavaco na região de cisalhamento (zona de cisalhamento primário). Pode-se observar que a deformação máxima ocorre na Condição 4 devido às condições de corte, o avanço e a velocidade, as quais são máximas para esse experimento. Neste caso, a ferramenta utilizada tem um raio de 0,8 mm e o valor mínimo de profundidade de corte aplicado foi de 0,2 mm, o qual é menor que o raio de ponta da ferramenta sendo a área de corte dois arcos de circunferência. O processo de deformação plástica durante a formação de cavaco está muito próximo à aresta de corte devido ao pequeno valor da seção de corte (f e a_p). Também a aresta de corte ativa da ferramenta é maior devido ao aumento de a_p . Com isso aumenta a quantidade de calor que atua sobre a ferramenta provocando um aumento da temperatura. Ao contrário, se o raio de ponta da ferramenta for menor do que a parte ativa da aresta de corte da ferramenta a temperatura será menor.

Com o aumento da velocidade de corte para $v_c = 200$ m/min e do avanço $f = 0,17$ mm/rev na condição 4, os aspectos térmicos da corte poderiam afetar a precisão dimensional (na forma de dilatação térmica) da usinagem. O efeito da influência térmica sobre a precisão é uma das maiores fontes de erros, que afetam a dimensão e a precisão da peça.

4.5 – Comparação dos resultados com outro trabalho experimental

No trabalho de Aneiro e Brandão (2006), os ensaios de torneamento foram efetuados para se avaliar o comportamento da temperatura na ferramenta usando o método de

termopar introduzido. Usinou-se, no referido trabalho, aço endurecido AISI4340 com as mesmas condições de corte. Embora no presente trabalho utilizam-se as condições de corte daquele de Aneiro e Brandão (2006) a comparação dos resultados deve ser cuidadosa. O primeiro aspecto se refere à diferença entre os tempos usados entre dois trabalhos, o qual é de 30 segundos para o de Aneiro et al. (2006), enquanto é de 8 ms para o presente. Embora o tempo de corte na simulação tenha sido de 8 ms o tempo de processamento foi de aproximadamente 18 horas, usando-se uma boa configuração de hardware com dois microprocessadores. Estima-se, pela simulação, que a temperatura se encaminha para um valor estável após os 8 ms e, não sendo considerada a perda por convecção, o valor não se mudará significativamente.

Outro aspecto importante para comparação entre os valores de temperatura simulados e aqueles encontrados experimentalmente é a geometria de corte, ortogonal na simulação e oblíqua na experimentação. O corte oblíquo tende a deformar o material muito mais do que o ortogonal e as áreas de contato para atrito são maiores no ortogonal. Desta forma, as temperaturas encontradas experimentalmente tendem a ser maiores. A Tabela 4.2 mostra um exemplo das temperaturas encontradas experimentalmente por Aneiro et al., 2006.

Tabela 4.2 – Valores máximos de temperatura medidos por termopar introduzido a 0.2 mm da superfície de saída da ferramenta. Adaptado de Aneiro et al., 2006.

v_c (m/min)	F (mm/rev)	a_p (mm)	Temperatura a 0.2 mm
150	0,07	0,2	107,39
150	0,07	0,4	116,06
150	0,17	0,2	113,06
150	0,17	0,4	129,67
200	0,07	0,2	108,64
200	0,07	0,4	129,43
200	0,17	0,2	107,90

Comparando-se os valores encontrados experimentalmente com as condições de corte similares na simulação, Figura 4.1, nota-se que a onda de calor ainda não atingiu o ponto de medição na simulação. Portanto, pouco pode ser afirmado sobre qual o nível de temperatura que será atingido pela ferramenta após 30 s na posição 0,2 mm da superfície de saída. Pode-se, no entanto, afirmar que os valores simulados atingirão temperaturas mais altas do que aquelas medidas, uma vez que nenhum calor será perdido por convecção para o ambiente, como acontece experimentalmente. Talvez em um modelo mais elaborado, no futuro, seja adicionado esse efeito. No momento, até a finalização do presente trabalho, estes são os melhores resultados que puderam ser alcançados.

CAPÍTULO 5 – CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Baseado nos resultados encontrados no presente trabalho pode-se chegar às seguintes conclusões:

1. Os modelos obtidos por FEM têm várias qualidades, entre elas a economia de material e de tempo em relação aos experimentos reais, podendo estimar a distribuição da temperatura, tensões e deformações na zona de cisalhamento e nas interfaces durante o processo de torneamento. O modelo mostra que a temperatura gerada é mais alta na interface ferramenta/cavaco do que na zona de cisalhamento primário devido ao calor adicional durante o deslizamento do cavaco.
2. O avanço, a profundidade de corte e a velocidade de corte de usinagem desempenham papéis importantes, pois influenciam a geração do calor nas interfaces ferramenta/cavaco e ferramenta/corpo-de-prova e na zona de cisalhamento primário,

no plano de cisalhamento.

3. A simulação é feita em duas dimensões, corte ortogonal, assim é difícil medir as temperaturas na região de cisalhamento primário, pois nem sempre há nó nesta região, e conseqüentemente, ocorre uma oscilação nas temperaturas. No futuro, podem-se buscar maneiras mais adequadas, por exemplo, colocar mais elementos nesta região para encontrar as temperaturas no plano de cisalhamento primário.
4. A diferença dos valores de forças de corte entre os resultados de ensaios e os de simulações é razoável. Espera-se que o modelo de formação de cavaco em três dimensões usando FEM seja desenvolvido futuramente para buscar melhor precisão com relação a força de corte.
5. Embora ainda no princípio de seu desenvolvimento a simulação da formação de cavacos já produz resultados importantes. No futuro, mais estudos e dados do comportamento dos materiais nas condições de formação de cavacos serão necessários, tais como as curvas de tensão-deformação para temperaturas até 1200 °C com taxas de deformação da ordem de 10^5 s^{-1} . Da mesma forma os critérios de ruptura nas mesmas condições são necessários. Estudos realizados por JOHNSON-COOK já produziram resultados úteis e aplicáveis, porém somente existem para um restrito grupo de materiais.

Em trabalhos futuros, outros modelos de formação do cavaco podem ser desenvolvidos para estudar e investigar o efeito da microestrutura em usinagem usando o FEM. O método

dos Elementos Finitos não é ideal, mas pode ajudar a compreender os mecanismos do processo da formação de cavacos. A temperatura também pode ser usada para se prever as mudanças micro-estruturais no material usinado, o que pode levar aos danos na camada superficial da peça.

A aplicação dos temas sugeridos a outros processos de fabricação por usinagem, como fresamento, furação, e retificação usando FEM, buscando uma correlação entre fenômenos observados em processos distintos, pode ser um importante assunto para diversas pesquisas futuras.

CAPÍTULO 6 – REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABUKHSHIM, N. A.; MATIVENGA, P. T.; SHEIKH, M. A. (2006). Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v.46, issues 7-8, junho, p. 782-800.

ABRÃO, A. M.; ASPINWALL, D. K.; NG, E.-G. (1996). Temperature evaluation when machining hardened hot work die steel using PCBN tooling. *Industrial Diamond Review*, v. 56, n. 2, p. 40-44.

ANEIRO, F. M.; BRANDÃO L. C.; COELHO, R. T. (2006). Turning hardened steel using coated carbide at high cutting speeds.

ALMEIDA, F. J. (2000). O projetista pode tirar mais proveito do Método de Elementos Finitos. *Máquinas e Metais*, n. 412, p. 116-127, maio.

ARSECULARATNE, J. A.; ZHANG, L. C.; MONTROSS, C. (2006). Wear and tool life of tungsten carbide, PCBN and PCD cutting tools. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 46, p. 482-491.

AY, H.; YANG, W.-J. (1988). Heat transfer and life of metal cutting tools in turning. *Int. J. Heat Mass Transfer*, v. 41, n. 3, p. 613-623.

BÄKER, M. (2006). Finite element simulation of high-speed cutting forces. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 176, p. 117-126.

BERG, G.; FRIEDRICH, C.; BROSZEIT, E.; BERGER, C.; KLOOS, K.-H.; STAEVES, J.; SCHMOECKEL, D.; WEBER, F.R.; OECHSNER, H.; SCHULZ, A.; STOCK, H.-R.; MAYR, P. (1999). Como o revestimento PVD comporta-se em condições de atrito. *Máquinas e Metais*, n. 405, p. 50-63, outubro.

BOEHS, L.; CONSALTER, L. A.; ZEILMANN, R. P. (1999). Desgaste e avarias em ferramentas cermet no torneamento do aço 1045. *Máquinas e Metais*, n. 398, p. 28-37, março.

BORELLI, J. E.; FRANÇA, C. A.; MEDEIROS, G. C. F.; GONZAGA, A. (2001). Análise da temperatura na região de contato entre a peça e a ferramenta. *Máquinas e Metais*, n. 421, p. 114-125, abril.

BRANXÃO, L. C. (1997). A influência da velocidade de avanço no desgaste de ferramentas em operações de torneamento.

CARVALHO, S. R.; SILVA, S. M. M. L.; MACHADO, A. R.; GUIMARÃES, G. (2006).

Temperature determination at the chip–tool interface using an inverse thermal model considering the tool and tool holder. *Journal of Materials Processing Technology*.

CHOU, Y. K.; SONG, H. (2005). Thermal modeling for white layer predictions in finish hard turning. *International Journal of Machine Tool & Manufacture*, v. 45, p. 481-495.

COELHO, R. T.; NG, E.-G.; ELBESTAWI, M. A. (2006). Tool wear when turning hardened AISI 4340 with coated PCBN tools using finishing cutting conditions. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*.

DEWES, R. C.; NG, E.; CHUA, K. S.; NEWTON, P. G.; ASPINWALL, D. K. (1999). Temperature measurement when high speed machining hardened mould/die steel. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 92 – 93, p. 293 – 301.

DHAR, N. R.; ISLAM, M. W.; ISLAM, S.; MITHU, M. H. (2006). The influence of minimum quantity of lubrication (MQL) on cutting temperature, chip and dimensional accuracy in turning AISI-1040 steel. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 171, p. 93–99.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. (1999). Tecnologia da usinagem dos materiais. *mmeditora*, São Paulo.

DU, F.; LOVELL, M. R.; WU, T. W. (2001). Boundary element method analysis of temperature fields in coated cutting tools. *International Journal of Solids and Structures*, v. 38, p. 4557-4570.

FERRARESI, D. (1977). Fundamentos da usinagem dos metais. 9^a.ed. Editora Edgard, v.1, Blücher Ltda, São Paulo.

GEKONDE, H. O.; SUBRAMANIAN, S. V. (2002). Tribology of tool–chip interface and tool wear mechanisms. *Surface and Coatings Technology*, v. 149, p. 151–160.

GRAHAM, D. E. (1994). Revestimento de Al_2O_3 para ferramentas de carbetto cementado. *Máquinas e Metais*, n. 338, p. 22-35, outubro.

GRZESIK, W. (2006). Determination of temperature distribution in the cutting zone using hybrid analytical-FEM technique. *International Journal of Machine Tool & Manufacture*, v. 46, p. 651-658.

GRZESIK, W.; BARTOSZUK, M.; NIESLONY, P. (2005). Finite element modelling of temperature distribution in the cutting zone in turning processes with differently coated tools. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 164-165, p. 1204-1211.

GRZESIK, W.; NIESLONY, P. (2003). A computational approach to evaluate temperature and heat partition in machining with multilayer coated tools. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 43, p. 1311-1317.

- ISRAELSSON, J. (1994). Cermets: análise de desempenho quando de desbaste e acabamento. *Máquinas e Metais*, n. 338, p.116-122, março.
- KATBI, K. (1996). Um guia básico, para facilitar o processo de seleção de pastilhas de usinagem. *Máquinas e Metais*, n. 351, p. 42-50, março.
- KITAGAWA, T.; KUBO, A.; MAEKAWA, K. (1997). Temperature and wear of cutting tools in high-speed machining of Inconel 718 and Ti-6Al-6V-2Sn. *Wear*, v. 202, n. 2, p. 142 – 148, Jan.
- KLOCKE, F.; KRATZ, H. (2005). Advanced tool edge geometry for high precision hard turning. *Annals of CIRP*, v.54/1, p. 47-50.
- KOELSCH, J. R. (2000). Ferramentas de carbetos...o estado-da-arte. *Máquinas e Metais*, n. 415, p. 186-201, agosto.
- KOMANDURI, R.; HOU, Z. B. (2001). A review of the experimental techniques for the measurement of heat and temperatures generated in some manufacturing processes and tribology. *Tribology International*, v. 34, p. 653–682.
- LIN, Z.-C.; LIU, C.-C. (1996). Analysis of orthogonal finish machining using tungsten carbide and diamond tools of different heat transfer coefficients. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 36, n. 1, p. 73 – 88, Jan.

Longbottom, J. M.; Lanham, J. D. (2005). A review of research related to Salomon's hypothesis on cutting speeds and temperatures. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*.

Lucas, E. O.; Weingaertner, W. L.; Bernardini, P. A. N. (2005). Como o cavaco se forma no torneamento do FoFo nodular ferrítico. *Máquinas e Metais*, n. 477, p. 152-163, outubro.

Mabrouki, T.; Rigal, J.-F. (2006). A contribution to a qualitative understanding of thermo-mechanical effects during chip formation in hard turning. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 176, p. 214-221.

Machado, Álisson R. (1988). A evolução dos materiais para ferramentas de corte. *Máquinas e Metais*, n. 268, p. 92-98, janeiro-fevereiro.

Machado, R. e Silva, M. B. (2004). Usinagem dos metais. 8. Ed. Editora da Universidade Federal de Uberlândia.

Matosinhos, F. C. C. C.; Silva, R. B.; ABRÃO, A. M. (2003). Desempenho das ferramentas de metal duro e cermet no aço ABNT 1045. *Máquinas e Metais*, n. 454, p. 44-57, novembro.

Mills, B. (1996). Recent developments in cutting tool materials. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 56, p. 16-23.

- MOUFKI, A.; DEVILLEZ, A.; DUDZINSKI, D.; MOLINARI A. (2004). Thermomechanical modelling of oblique cutting and experimental validation. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 44, p. 971–989.
- NG, E.-G.; ASPINWALL, D. K.; BRAZIL, D.; MONAGHAN, J. (1999). Modelling of temperature and forces when orthogonally machining hardened steel. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 39, p. 885-903.
- OLIVEIRA, ADILSON J. (2003). Otimização das condições de usinagem visando o torneamento a seco do aço ABNT 1045 em operação de desbaste. *Dissertação (Mestrado)* – Universidade estadual de Campinas, p. 134.
- O’SULLIVAN, D.; COTTERELL, M. (2001). Temperature measurement in single point turning. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 118, p. 301-308.
- RECH, J. (2006). Influence of cutting tool coatings on the tribological phenomena at the tool–chip interface in orthogonal dry turning. *Surface & Coatings Technology*, v. 200, p. 5132 – 5139.
- RECH, J.; BATTAGLIA, J. L.; MOISAN, A. (2004). Thermal influence of cutting tool coatings. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 159, p. 119–124.
- REN, X. J.; YANG, Q. X.; JAMES, R. D.; WANG, L. (2004). Cutting temperatures in hard turning chromium hardfacings with PCBN tooling. *Journal of Materials Processing*

Technology, v. 147, p. 38-44.

SAGLAM, H.; UNSACAR, F.; YALDIZ, S. (2006). Investigation of the effect of rake angle and approaching angle on main cutting force and tool tip temperature. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 46, p. 132-141.

SAGLAM, H.; YALDIZ, S.; UNSACAR, F. (2005). The effect of tool geometry and cutting speed on main cutting force and tool tip temperature. *Materials and Design*.

SAHM, D.; SCHNEIDER, T. (1996). A produção sem refrigerante é interessante e deve ser mais conhecida. *Máquinas e Metais*, n. 351, p. 38-55, agosto.

SILVA, ANA L. R. D. C. (2006). Análise numérica não-linear da flambagem local de perfis de aço estrutural submetidos à compressão uniaxial. *Dissertação – (doutorado) – Universidade federal de Minas Gerais*, 288 p.

SILVA, L. R. (2002). Estudo da geometria da aresta de corte de ferramentas aplicadas ao torneamento de superligas à base de níquel com alta velocidade de corte. *EESC - USP*, São Carlos - SP, 211 p.

SILVA, M. B.; WALLBANK, J. (1999). Cutting temperature: prediction and measurement methods — a review. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 88, p. 195–202.

SILVA, O. M. DE M.; SILVA, C. R. M.; NETO, F. P. (1998). Fabricação, caracterização e testes em ferramentas de corte de Si₃N₄. *Máquinas e Metais*, n. 389, p. 108-116, junho.

SINGAMNENI, S. B. (2005). A mixed solution for the three-dimensional temperature distribution in turning inserts using finite and boundary element techniques. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 166, p. 98–106.

SUDO, T. T. (2001). Uma contribuição ao estudo do torneamento com alta velocidade. Dissertação (Mestrado) – *EEESC - USP*, São Carlos – SP, p. 115.

TIPOS DE DESGASTE. Disponível em <http://www.opf.sc.usp.br/scenario/Desgaste.htm>. Acesso em 09/08/2006.

TOMITA, K. (1999). O atual estágio da HSM e dos materiais de ferramentas de corte. *Máquinas e Metais*, n. 405, p. 20-39, outubro.

TRENT, E. M. (1991). *Metal cutting*. 3rd ed. Oxford [England]; Boston : Butterworth Heinemann.

TRENT, E. M. (1988). “Metal cutting and the Tribology of Seizure: III. Temperature in Metal Cutting ”, *Wear*, v. 128, p. 65-81.

TRENT, E. M. (2000). AND WRIGHT, P. K. *Metal cutting*. 4rd ed. Butterworth Heinemann.

VIGNEAU, J. (1997). Obtendo alta produtividade na usinagem de ligas de titânio e

superligas. *Máquinas e Metais*, n. 380, p. 16-31, set.

YEN, Y.-C.; SÖHNER, J.; LILLY, B.; ALTAN, T. (2004). Estimation of tool wear in orthogonal cutting using the finite element analysis. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 146, p. 82-91.

WILD, R. (1999). Tire mais proveito das ferramentas de corte. *Máquinas e Metais*, n. 403, p. 30-39, agosto.

WITTING, H. (2002). Torneamento de superligas. *Máquinas e Metais*, n. 440, p. 156-165, setembro.

WU, H. Y.; LEE, W. B.; CHEUNG, C. F.; TO, S.; CHEN, Y. P. (2005). Computer simulation of single-point diamond turning using finite element method. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 167, p. 549-554.

ZAMAN, M. T.; KUMAR, A. S.; RAHMAN, M.; SREERAM S. (2006). A three-dimensional analytical cutting force model for micro end milling operation. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 46, p. 353-366.

ZHOU, J. M.; WALTER, H.; ANDERSSON, M.; STAHL, J. E. (2003). Effect of chamfer angle on wear of PCBN cutting tool. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 43, p. 301-305.

ZHOU, J. M.; WALTER, H.; ANDERSSON, M.; STAHL, J. E. (2004). Identification of cutting errors in precision hard turning process. *Journal of Materials Processing*.