UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS

JOSÉ EDUARDO CERVELIN

Estudo teórico-experimental das forças de corte no processo de torneamento

São Carlos 2009

Livros Grátis

http://www.livrosgratis.com.br

Milhares de livros grátis para download.

JOSÉ EDUARDO CERVELIN

Estudo teórico-experimental das forças de corte no processo de torneamento

Dissertação apresentada à Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo para a obtenção do título de Mestre em Engenharia de Produção.

Área de concentração: Processos de Manufatura Avançada ORIENTADOR: Prof. Assoc. Reginaldo Teixeira Coelho

São Carlos 2009

AUTORIZO A REPRODUÇÃO E DIVULGAÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTE TRABALHO, POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO, PARA FINS DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

Ficha catalográfica preparada pela Seção de Tratamento da Informação do Serviço de Biblioteca – EESC/USP

Cervelin, José Eduardo
C419e
Cervelin, José Eduardo
Estudo teórico-experimental das forças de corte no processo de torneamento / José Eduardo Cervelin ; orientador Reginaldo Teixeira Coelho. -- São Carlos, 2009.
Dissertação (Mestrado-Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Produção e Área de Concentração em Processos de Manufatura Avançada -- Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2009.
1. Usinagem. 2. Método dos elementos finitos.
3. Simulação. I. Título.

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro JOSÉ EDUARDO CERVELIN.

Dissertação defendida e julgada em 20/08/2009 perante a Comissão Julgadora:

PROVADO

Prof. Associado REGINALDO TEIXEIRA COELHO (Orientador) (Escola de Engenharia de Şão Carlos/USP)

Prof. Dr. VOLNEI TITA (Escola de Engenharia de São Carlos/USP)

Aprovado

Prof. Dr. ANSELMO EDUARDO DINIZ (Universidade Estadual de Campinas/UNICAMP)

Prof. Associado AQUILES ELIE GUIMARÃES KALATZIS Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Produção

Prof. Titular GERALDO ROBERTO MARTINS DA COSTA Presidente da Comissão da Pós-Graduação da EESC

DEDICATÓRIA

Aos meus pais e irmãos pelos valores repassados e pelo amor recebido.

À minha querida Olívia, pelo apoio e incentivo.

AGRADECIMENTOS

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

Aos professores que colaboraram com o desenvolvimento deste trabalho.

Ao CNPQ pela concessão da bolsa de pesquisa.

Ao Sr. Aldeci Vieira Santos, da empresa Sandvik, pela concessão das ferramentas de corte.

Aos técnicos do laboratório OPF, Adolpho e Ariel, pelo apoio durante o trabalho experimental.

Aos funcionários e professores do Departamento de Engenharia de Produção.

Aos colegas do OPF pelo companheirismo e ajuda.

À todos aqueles que de alguma forma ou de outra contribuíram para o desenvolvimento deste trabalho.

RESUMO

CERVELIN, J.E. (2009). Estudo teórico-experimental das forças de corte no processo de torneamento. Dissertação (mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2009.

O estudo das forças de corte em usinagem tem várias aplicações, tais como definir a melhor geometria da ferramenta e sua interação com a peça. Este trabalho apresenta os resultados de simulações do processo de torneamento utilizando o método dos elementos finitos no corte ortogonal em aço AISI 4340 usando insertos de metal duro, comparandoos com resultados experimentais. As simulações foram realizadas no programa comercial Abaqus/ExplicitTM considerando os efeitos térmicos do processo oriundos tanto da deformação do material quanto dos atritos nas interface peça-ferramenta-cavaco. As variáveis do processo estudadas foram a velocidade de corte e o avanço. Os resultados da força de corte simulada mostraram-se bem próximos daqueles obtidos experimentalmente, com erro médio em torno de 5%, enquanto que os da força de avanço apresentaram erro médio de cerca de 27%.

Palavras-chave: Usinagem, Método dos Elementos Finitos, Simulação.

ABSTRACT

CERVELIN, J.E. (2009). Theoretical and experimental study of cutting forces in turning. Master of Science Thesis – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2009.

Cutting force is a very important parameter, which can be used to determine tool geometry and its interaction with the workpiece. This work presents some orthogonal cutting simulations using Abaqus/ExplicitTM finite element methods code with carbide tool on an AISI 4340 hardened steel workpiece. Comparison with experimental results are also carried out. The simulation considers the thermal effect caused by material deforming and friction between tool, workpiece and chips. The main parameters changed during the simulations are the cutting speed and the feed rate. As results, the simulated cutting forces showed an error around 5% and the simulated feed forces about 27% when compared to the experimental values.

Keywords: Machining, FEM, cutting simulation

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Movimentos e velocidades no processo de torneamento (Adaptado de Stoeterau)	6
Figura 2.2 – Torno horizontal (http://www.lmp.ufsc.br/disciplinas/emc5240/Aula-13-U-2007-1-torneamento_e_tornos-p1.pdf)	7
Figura 2.3 – Operações comuns em torneamento (adaptado de Kalpakjian e Schmid (2001))	8
Figura 2.4 – Variação da dureza em função da temperatura (adaptado de Davim, 2008)	11
Figura 2.5 – Evolução da máxima velocidade de corte ao longo dos anos (fonte: http://construtor.cimm.com.br/cgi-win/construt.cgi?configuradorresultado+997)	11
Figura 2.6 – a) Fotomicrografia de uma ferramenta de metal duro com cobertura CVD/TiCN/AI2O3/TiN. b) Fotomicrografia de uma ferramenta de metal duro com multicamadasCVDTiN/TiCN(Fonte: www.moldmakingtechnology.com/articles/010303.html)	13
Figura 2.7 – Ferramentas de corte (Fonte: Smith (2008))	15
Figura 2.8 – Formas comuns de insertos e comportamento de algumas características. (Adaptado de Groover (2002))	15
Figura 2.9 – Geometrias comuns da aresta de corte de insertos (Adaptado de Groover (2002))	15
Figura 2.10 – Principais partes constituintes de uma ferramenta de corte (Fonte: http://www.lmp.ufsc.br/)	17
Figura 2.11 – Ângulos de uma ferramenta de corte: α – Ângulo de folga; β – ângulo de cunha; γ – ângulo de saída; ε – ângulo de ponta da ferramenta; λ – ângulo de inclinação; χ – ângulo de posição; r_e – raio de ponta (Adaptado de http://www.lmp.ufsc.br/)	18
Figura 2.12 – Direções e planos considerando o plano de referência na mão (Fonte: http://www.lmp.ufsc.br/)	19
Figura 2.13– Modelo de cartas de Piispanen (Adaptado de Astakhov (2005))	20
Figura 2.14 – Modelos de corte ortogonal em torneamento: a) Avanço longitudinal; b) Avanço transversal.	21
Figura 2.15 – Terminologia em corte ortogonal (adaptado de Davim (2008))	22
Figura 2.16 – Esquemas dos tipos de cavaco (POLLI, 2005)	24
Figura 2.17 – Formas do cavaco segundo a classificação ISO 3685-1977 (adaptado de Grzesick (2008))	24
Figura 2.18 – Modelo de Ernst e Merchant para o corte ortogonal (Adaptado de Astakhov (2005))	25
Figura 2.19 - Modelo de Ernst e Merchant simplificado para o corte ortogonal (Adaptado de Astakhov (2005))	25
Figura 2.20 – Modelo de Lee e Shaffer (Adaptado de Vidal (1965))	30

Figura 2 21- Modelo do corte ortogonal adotado por Hill (Adaptado de Vidal (1965))	32
Figura 2.22 – Modelo de Zorev (1963) para o atrito na ferramenta (adaptado de Dirikolu e	
Childs (2000))	. 35
Figura 2.23 – Esquema da <i>Ploughing Force</i> (adaptado de Guo e Wen (2005))	. 37
Figura 3.1 – Corpo de prova dos ensaios experimentais	. 55
Figura 3.2 – Suporte de ferramenta usado nos ensaios experimentais	. 56
Figura 3.3 – Geometria da aresta de corte do inserto obtida pelo perfilômetro	. 57
Figura 3.4 – Geometria do inserto usado nos ensaios experimentais (medidas em mm)	. 57
Figura 3.5 – Forças atuantes na ferramenta devido ao ângulo de posição: F_c = força de corte e F_f = força de avanço	. 58
Figura 3.6 – Montagem experimental – vista geral da máquina	. 59
Figura 3.7 – Montagem experimental: suporte preso ao dinamômetro e da posição da ferramenta em relação à peça	. 59
Figura 3.8 – Amplificador ao lado do microcomputador com o aplicativo de aquisição de sinais	. 60
Figura 3.9 – Estrutura do fluxo de dados do sistema de monitoramento	. 60
Figura 3.10 – Modelo adaptado do ensaio experimental para o simulado (adaptado de Bil, Kiliç e Tekkaya (2004))	. 61
Figura 3.11 – Modelo de elementos finitos	. 63
Figura 4.1 – Resultados experimentais do ensaio 1: $v_c = 80$ m/min e $f = 0.08$ mm/rev. Fc = Força de corte e Ff = Força de avanço	. 65
Figura 4.2 – Resultados experimentais do ensaio 2: $v_c = 80$ m/min e $f = 0,10$ mm/rev. Fc = Força de corte e Ff = Força de avanço	. 65
Figura 4.3 – Resultados experimentais do ensaio 3: $v_c = 150$ m/min e $f = 0.08$ mm/rev. Fc = Força de corte e Ff = Força de avanço.	. 66
Figura 4.4 – Resultados experimentais do ensaio 4: $v_c = 150$ m/min e $f = 0,10$ mm/rev. Fc = Força de corte e Ff = Força de avanço.	. 66
Figura 4.5 – Resultados experimentais do ensaio 5: $v_c = 150$ m/min e $f = 0,15$ mm/rev. Fc = Força de corte e Ff = Força de avanço.	. 67
Figura 4.6 – Cavacos do ensaio $v_c = 80$ m/s e $f = 0,08$ mm/rev	. 68
Figura 4.7 - Cavacos do ensaio $v_c = 80$ m/s e $f = 0,10$ mm/rev	. 69
Figura 4.8 – Cavacos do ensaio $v_c = 150$ m/s e $f = 0.08$ mm/rev	. 69
Figura 4.9 – Cavacos do ensaio $v_c = 150$ m/s e $f = 0,10$ mm/rev	. 69
Figura 4.10 – Cavacos do ensaio $v_c = 150$ m/s e $f = 0,15$ mm/rev	. 69
Figura 4.11 – Resultados simulados: $v_c = 80$ m/min e $f = 0.08$ mm/ver	. 71
Figura 4.12 – Resultados simulados: $v_c = 80$ m/min e $f = 0,10$ mm/ver	. 72
Figura 4.13 – Resultados simulados: $v_c = 150$ m/min e $f = 0.08$ mm/rev	. 72
Figura 4.14 – Resultados simulados: $v_c = 150$ m/min e $f = 0,10$ mm/ver	. 73

Figura 4.15 – Resultados simulados: $v_c = 150$ m/min e $f = 0,15$ mm/rev73
Figura 4.16 - Temperatura (K) na simulação: $v_c = 80$ m/min e $f = 0.08$ mm/rev
Figura 4.17 - Temperatura (K) na simulação: $v_c = 80$ m/min e $f = 0,10$ mm/rev75
Figura 4.18 - Temperatura (K) na simulação: $v_c = 150$ m/min e $f = 0,08$ mm/rev76
Figura 4.19 - Temperatura (K) na simulação: $v_c = 150$ m/min e $f = 0,10$ mm/rev
Figura 4.20 - Temperatura (K) na simulação do ensaio 1: $v_c = 150$ m/min e $f = 0,15$ mm/rev77
Figura 4.21 – Comparação dos resultados experimentais e simulados do ensaio 1: $V_c = 80m/min e V_f = 0,08mm/rev \dots 80$
Figura 4.22 – Comparação dos resultados experimentais e simulados do ensaio 2: $V_c = 80m/min e V_f = 0,10mm/rev \dots 80$
Figura 4.23 – Comparação dos resultados experimentais e simulados do ensaio 3: $V_c = 150$ m/min e $V_f = 0.08$ mm/rev
Figura 4.24 – Comparação dos resultados experimentais e simulados do ensaio 4: $V_c = 150$ m/min e $V_f = 0,10$ mm/rev81
Figura 4.25 – Comparação dos resultados experimentais e simulados do ensaio 5: $V_c = 150 \text{m/min e } V_f = 0,15 \text{mm/rev} \dots 82$

LISTAS DE QUADROS

Quadro 2.1 – Materiais de	ferramentas	e tendência	de suas	propriedades	(adaptado	de
Machado e Silva, 1999)					10

LISTAS DE TABELAS

Tabela 3.1 – Composição química do material usinado nos ensaios (%)	. 56
Tabela 3.2 – Parâmetros de corte dos ensaios experimentais	.61
Tabela 3.3 - Propriedades do material AISI 4340 (adaptado de Özel e Altan (1999))	. 64
Tabela 3.4 – Propriedades do material AISI 4340 (adaptado de Johnson e Cook (1985))	.64
Tabela 4.1 – Forças médias de corte e de avanço em regime permanente obtidas experimentalmente	.68
Tabela 4.2 – Espessura dos cavacos relativa a cada ensaio experimental	. 68
Tabela 4.3 – Valores de $R_c e \phi$ de acordo com o método de Merchant sobre os valores obtidos experimentalmente	.70
Tabela 4.4 – Valores do coeficiente de atrito aparente experimental	. 70
Tabela 4.5– Forças médias de corte e de avanço em regime permanente obtidas pela simulação	.77
Tabela 4.6– Ângulos de cisalhamento obtidos pelas simulações	.78
Tabela 4.7– Espessura dos cavacos obtida pelas simulações	.78
Tabela 4.8 – Erros encontrados na simulação	. 82
Tabela 4.9 – Comparação entre os valores de ângulo de cisalhamento simulados e estimados	. 82
Tabela 4.10 – Comparação entre os valores da espessura de cavaco simulado e experimental	. 83

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

2-D: Duas dimensões 3-D: Três dimensões ABNT: Associação Brasileira de Normas Técnicas AISI: American Iron and Steel Institute ALE: Arbitrary Lagrangian-Eulerian ASM: American Society of Metals CBN: Nitreto Cúbico de Boro CVD: Chemical Vapor Depositation FEM: Finite Element Methods J-C: Johnson-Cook MEF: Método dos Elementos Finitos NBR: Norma Brasileira NUMA: Núcleo de Manufatura Avançada OPF: Laboratório de Otimização de Processos de Fabricação PVD: Physical Vapor Depositation PCBN: (nitreto cúbico de boro policristalino) TRM: Taxa de remoção de material

LISTA DE SÍMBOLOS

- α : ângulo de folga da ferramenta
- β : ângulo de atrito
- y: ângulo de saída da ferramenta
- $\dot{\overline{\mathcal{E}}}_0$: taxa de deformação de referência
- *¢*: ângulo de cisalhamento
- λ_s : ângulo de inclinação da ferramenta
- μ : coeficiente de atrito
- η' : ângulo entre o plano de cisalhamento e a direção da tensão máxima de cisalhamento
- η : fração de calor inelástico,
- ρ : densidade do material
- π: pi
- χ_r : ângulo de posição da ferramenta
- χ'_r : ângulo de posição da aresta secundária da ferramenta
- τ_{sh} : tensão de cisalhamento
- σ_{h} : tensão normal de cisalhamento
- σ : tensão

 A_{γ} : superfície de saída

- A_{α} : superfície principal de folga
- A: tensão de escoamento do material
- A_{sh} : área do plano de cisalhamento
- B: coeficiente de resistência,
- b: largura de corte
- *b_{ch}*: largura do cavaco
- C: constante da taxa de deformação,
- D: diâmetro (mm)
- $D_{1,\dots,5}$: constantes J-C do material
- f: avanço (mm/rev)
- F: força de usinagem

- F_c : força de corte
- F_{f} : força de avanço
- F_p : força de avanço
- F_{sh} : força de cisalhamento
- F_{shN} : força normal que atua sobre o plano de cisalhamento
- F_{γ} : força aparente de atrito
- $F_{\gamma N}$: força normal à superfície de saída da ferramenta
- *h*: profundidade (ou espessura) de corte
- k_s : pressão específica de corte
- L_{sh} : comprimento do plano de cisalhamento
- m/min: metros por minuto
- *m*: expoente de amolecimento térmico
- mm: milímetro
- N: Newton
- n: expoente de endurecimento por deformação
- n: rotação em rotações por minuto
- NBR: Norma Brasileira
- Pf: plano admitido de trabalho
- Pr: plano de referência da ferramenta
- *Ps*: plano de corte da ferramenta e
- P_u : potência de usinagem
- R_c : grau de recalque
- rev: revolução
- rpm: rotações por minuto
- T: temperatura
- *T*₀: temperatura de referência
- T_m : temperatura de fusão
- v_c : velocidade de corte (m/min)
- v_{ch} : velocidade de saída do cavaco
- *v_e*: velocidade efetiva de corte (mm/min)
- *v_f*: velocidade de avanço (mm/min)
- v_{sh} : velocidade de cisalhamento

SUMÁRIO

DEDICATÓRIA	i
AGRADECIMENTOS	iii
RESUMO	v
ABSTRACT	vii
LISTA DE FIGURAS	ix
LISTAS DE QUADROS	xiii
LISTAS DE TABELAS	XV
LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS	xvii
LISTA DE SÍMBOLOS	xix
SUMÁRIO	xxi
1. INTRODUÇÃO	1
1.1. OBJETIVOS	
1.1. ESTRUTURA DO TRABALHO	
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
2.1. MOVIMENTOS E PRINCIPAIS GRANDEZAS NOS PROCESSOS USINAGEM	DE 5
2.2. TORNEAMENTO	6
2.3. FERRAMENTAS DE CORTE	9
2.3.1. MATERIAIS PARA FERRAMENTAS DE CORTE	9
2.3.2. GEOMETRIA DAS FERRAMENTAS DE CORTE	14
2.3.2.1. TERMOS BÁSICOS E DEFINIÇÕES	16
2.4. MECÂNICA DA USINAGEM DOS METAIS	
2.4.1. MECANISMO DE FORMAÇÃO DE CAVACO	
2.4.2. CLASSIFICAÇÃO DOS CAVACOS	
2.4.3. MODELOS ANALÍTICOS DO CORTE ORTOGONAL	
2.4.3.1. MODELO DE ERNST E MERCHANT	
2.4.3.2. MODELO DE LEE E SHAFFER	
2.4.3.3. MODELO DE SHAW, COOK E FINNIE	
2.4.3.4. MODELO DE HILL	
2.4.3.5. TEORIA DE PALMER E OXLEY	
2.4.3.6. TEORIA DE OXLEY E WELSH	
2.4.3.7. COMPORTAMENTO DO MATERIAL EM USINAGEM	
2.4.3.8. TEORIA DE DAUTZENBERG, VEENSTRA E VAN DER WOLF	

2.4.3.9. MODELO DO ATRITO EM USINAGEM	
2.4.3.10. TEORIA DO RECALCAMENTO	
2.4.4. MODELOS MECANÍSTICOS	
2.4.5. MODELOS USANDO O MÉTODO DOS ELEMENTOS	FINITOS 38
2.5. MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS	
2.5.1. INTRODUÇÃO	
2.5.2. FORMULAÇÕES DO MÉTODO DOS ELEMENTOS FIN	VITOS 42
2.5.3. EQUAÇÕES DE EQUILÍBRIO E TRABALHO VIRTUA	L 43
2.5.3.1. SISTEMAS ESTÁTICOS	
2.5.3.2. SISTEMAS DINÂMICOS	
2.5.4. BALANÇO ENERGÉTICO	
2.5.5. PROCEDIMENTOS NUMÉRICOS	
2.5.5.1. ESTABILIDADE DO MÉTODO EXPLÍCITO	
2.5.6. GERAÇÃO DE CALOR POR DEFORMAÇÃO PLÁSTIC	CA 52
2.5.7. MODELAGEM DO MATERIAL	
3. MATERIAIS E MÉTODOS	
3.1. ESTUDOS EXPERIMENTAIS SOBRE CORTE ORTOGONA	۲L 55
3.1.1. MONTAGEM EXPERIMENTAL	
3.2. ESTUDOS NUMÉRICOS SOBRE O CORTE ORTOGONAL	61
3.2.1. MODELO NUMÉRICO	61
3.2.2. MODELAGEM DOS MATERIAIS E CRITÉRIO DE RUI	PTURA 63
4. RESULTADOS E DISCUSSÕES	
4.1. RESULTADOS EXPERIMENTAIS	
4.2. RESULTADOS OBTIDOS POR SIMULAÇÃO NUMÉRICA	(FEM)71
5. CONCLUSÕES	
5.1. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	
6. REFERÊNCIAS	

1. INTRODUÇÃO

Manufatura é, de modo geral, o processo de transformar matéria-prima em uma peça ou um produto final. Embora a palavra se origine da fusão de duas outras, "manu" mais "factura" e indique trabalho manual, seu emprego não é mais com este sentido [Ferreira, 1986). Engloba a produção de bens industriais envolvendo o projeto do produto, a escolha da matéria-prima e a seqüência de processos por meio dos quais o produto será manufaturado (KALPAKJIAN; SCHMID, 2001).

Há vários processos de manufatura, entre os quais a fundição, a conformação, a estampagem, a sinterização e a soldagem. Porém, mesmo com as melhorias obtidas nesses processos, na maioria das vezes os produtos não atingem as tolerâncias, formas ou acabamento necessários ao final para que sejam devidamente utilizados. Nesses casos, tais produtos precisam ser mais uma vez processados, geralmente por meio do processo de usinagem. Assim, de acordo com Childs et al. (2000), a usinagem é o processo mais empregado na indústria de manufatura mecânica para se obter peças metálicas.

Usinagem é um termo que abrange uma vasta quantidade de processos de fabricação em que há a remoção de material da matéria-prima em forma de cavaco para que sejam alcançadas as especificações de projeto da peça, como forma e dimensão.

Segundo Altintas (2000), os processos de usinagem podem ser subdivididos entre os que usam ferramentas com geometria bem definida para remover material, tais como o torneamento, o aplainamento, a furação, o fresamento e o brochamento, e aqueles em que a ferramenta não apresenta uma geometria bem definida, como a retificação e os demais processos abrasivos.

Até o início da década de 1980, peças de materiais endurecidos – entre os quais o aço AISI 4340, atualmente o tipo de aço com maior aplicabilidade devido às suas propriedades mecânicas e à sua usinabilidade (DAVIM; MARANHÃO, 2009) – precisavam ser retificadas para que suas tolerâncias dimensionais e de forma pudessem ser atingidas (GUO; YEN, 2004). Porém, com o surgimento de novas ferramentas de corte com materiais mais resistentes, como as pastilhas de PCBN, por exemplo, o processo de retificação pôde ser substituído pelo de torneamento. O processo de torneamento pode fornecer acabamento superficial e tolerâncias de forma e medida tão bons, ou até

melhores, que o de retificação (GUO; YEN, 2004a), com a vantagem de ser mais econômico e mais rápido.

Estima-se que apenas nos Estados Unidos o montante gasto anualmente em processos de usinagem supere os 100 bilhões de dólares (DEGARMO, 2008), o que demonstra a importância que tais processos possuem na economia e por si só justificaria os estudos realizados visando a melhoria dos processos de usinagem. Porém, a crescente preocupação com questões ambientais, como a racionalização do consumo de energia e da quantidade de matéria-prima e fluidos lubri-refrigerantes utilizados, atualmente também ajudam a impulsionar esses estudos.

De acordo com Belhadi et al. (2007), a maioria das pesquisas sempre teve por objetivo melhorar a taxa de remoção de material e diminuir os custos de fabricação. Para tanto, máquinas mais robustas e mais potentes foram desenvolvidas. Apesar dessas máquinas mais potentes, características do produto referentes à qualidade e integridade superficiais e tolerâncias podem não ser atingidas durante a usinagem. Ainda segundo Belhadi et al. (2007), tais características podem ser melhoradas pela escolha de adequados parâmetros de usinagem, sejam os mais comuns a profundidade de usinagem, a velocidade de avanço e a velocidade de corte. Entretanto, a escolha de tais parâmetros para que se atinja um bom resultado não é tarefa fácil, pois além dos parâmetros citados acima, fatores como pré-usinagem, tratamento térmico, geometria e material da ferramenta de corte também alteram o resultado do processo de usinagem. Isso se deve ao fato de que todos esses parâmetros influenciam o complexo processo de formação de cavacos, no qual ocorrem vários fenômenos físicos simultaneamente e com influência mútua entre si, como os mecânicos, térmicos e metalúrgicos, durante a interação entre a peça e a ferramenta de corte. A maneira como o cavaco é formado afeta as tensões sofridas pela peca, as quais determinam as tensões residuais na superfície usinada, as forças de corte e também as temperaturas de corte (NG; ASPINWALL, 2002), além de influir diretamente na vida útil da ferramenta de corte (PANTALÉ et al., 2004) e também em vibrações que possam se verificar durante o processo de usinagem (BOOTHROYD; KNIGHT, 1989).

A abordagem experimental para estudar a formação de cavacos em processos de usinagem é uma tarefa cara e que consome muito tempo quando se considera a vasta quantidade de parâmetros envolvidos (MACKERLE, 1997). Diante dessas dificuldades, muitos

pesquisadores começaram a procurar modelos analíticos e numéricos que pudessem ser capazes de fornecer respostas satisfatórias a tal estudo (PANTALÉ et al., 2004). Entre esses modelos, destaca-se mais recentemente o método dos elementos finitos (MEF) devido à sua capacidade de resolução de problemas não-lineares (SOO; ASPINWALL, 2007) e de representar as propriedades dos materiais como função da temperatura, tensão e taxa de deformação (NG; ASPINWALL, 2002).

Childs et al. (2000) afirmam que os pioneiros no uso do MEF voltado para a simulação de processos de usinagem foram Zienkiewicz e Kakino, ambos em 1971. Desde então, vários pesquisadores têm procurado por modelos que possam representar de maneira mais confiável e com maior precisão os processos de usinagem.

1.1. OBJETIVOS

O trabalho proposto tem o objetivo de:

- Simular, por meio do método dos elementos finitos, o processo de formação de cavacos em aço AISI 4340 durante a operação de corte ortogonal em torneamento com insertos de metal duro
- 2- Obter as forças de corte resultantes de tal operação
- 3- Verificar a distribuição de temperatura na peça, no cavaco e na ferramenta por meio do modelo desenvolvido.

A simulação será desenvolvida no software comercial Abaqus/Explicit[™], uma ferramenta capaz de resolver problemas não-lineares, usando a formulação Lagrangeana e critério de ruptura do material desenvolvido por Johnson e Cook.

As forças de corte obtidas nessas simulações serão comparadas com aquelas adquiridas em ensaios experimentais, os quais serão realizados com os mesmos parâmetros de usinagem da simulação.

1.1. ESTRUTURA DO TRABALHO

Este trabalho é composto por cinco capítulos.

O Capítulo 2 – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA – apresenta a base teórica relevante para o bom entendimento deste documento. Os principais assuntos são torneamento, formação de cavacos e elementos finitos.

No Capítulo 3 – MATERIAIS E MÉTODOS – encontram-se, detalhados, os materiais, métodos, critérios e equipamentos empregados para a confecção deste trabalho. Este capítulo está dividido em duas partes, a de ensaios experimentais e a de simulações em elementos finitos.

O Capítulo 4 – RESULTADOS E CONCLUSÕES – contém os resultados dos ensaios experimentais e dos resultados simulados e as discussões sobre os mesmos.

No Capítulo 5 – REFERÊNCIAS – estão listadas as fontes usadas para a confecção deste trabalho.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. MOVIMENTOS E PRINCIPAIS GRANDEZAS NOS PROCESSOS DE USINAGEM

Deve-se descrever alguns conceitos básicos para um melhor entendimento do trabalho desenvolvido, entre os quais (Figura 2.1):

- Movimento de corte: movimento relativo entre a peça e a ferramenta na qual o material da peça é forçado sobre a superfície de saída da ferramenta. No torneamento, corresponde à rotação da peça. Se não houver movimento de avanço, provocará a remoção de cavaco durante uma única rotação.
- Movimento de avanço: movimento entre a peça e a ferramenta que, somado ao movimento de corte, permite a remoção continua de material da peça e a geração de uma superfície usinada com a forma desejada.
- Movimento efetivo de corte: no torneamento, é o movimento resultante dos movimentos de corte e de avanço.
- Velocidade de corte (v_c): é a velocidade instantânea do movimento de corte entre um ponto da aresta de corte da ferramenta e a peça.
- Velocidade de avanço (v_f): é a velocidade instantânea do movimento de avanço entre um ponto da aresta de corte da ferramenta e a peça.
- Velocidade efetiva de corte (v_e): é a velocidade instantânea do movimento efetivo de corte entre um ponto da aresta de corte da ferramenta e a peça.

Da mesma maneira que se definem as velocidades, podem-se definir também as direções e forças associadas aos respectivos movimentos.

Em torneamento, velocidade de corte (v_c) é calculada por:

$$v_c = \frac{\pi D n}{1000} \tag{2.1}$$

Onde:

n = rotação da peça (rpm)

A velocidade de avanço (v_f) é:

$$v_f = f \cdot n \tag{2.2}$$

Onde:

f = avanço (mm/volta)

n = rotação da peça (rpm)



Figura 2.1 – Movimentos e velocidades no processo de torneamento (Adaptado de Stoeterau)

2.2. TORNEAMENTO

O torneamento é um dos processos de usinagem mais empregados em trabalhos experimentais sobre usinagem (TRENT; WRIGHT, 2000) e também na indústria. O processo de torneamento é usado para se obter superfícies de revolução por meio da ação de uma ferramenta de corte, fixa, sobre uma peça girante (ASM Metals Handbook, 1989), em uma máquina chamada torno. A Figura 2.2 mostra um exemplo de torno horizontal modelo universal, o tipo mais comum dessa máquina, e destaca seus principais componentes.



Figura 2.2 – Torno horizontal (http://www.lmp.ufsc.br/disciplinas/emc5240/Aula-13-U-2007-1-torneamento_e_tornos-p1.pdf)

É possível a execução de várias operações no torneamento, o que permite a fabricação de peças cilíndricas, cônicas, esféricas, com detalhes ou uma combinação de tudo isso, tornando-o um processo muito versátil. Algumas das operações mais comuns estão listadas abaixo e na Figura 2.3:

- O torneamento longitudinal diminui o diâmetro da peça.
- O faceamento é usado para produzir superfícies na maioria das vezes planas e também rebaixos na extremidade da peça.
- A furação permite a execução de furos na extremidade da peça com o auxílio de brocas. É possível a utilização de alargadores ou ferramentas para mandrilar o furo e obter melhores precisão e qualidade.
- Com a utilização de ferramentas especiais (Figura 2.3g), geometrias complexas podem ser obtidas mais fácil e rapidamente.
- Particionamento, ou sangramento, permite a separação de uma parte do material.
- O roscamento permite a confecção de roscas internas e externas em vários padrões, diâmetros e passos.

- O recartilhado proporciona uma superfície cilíndrica com detalhes regulares, seguindo o padrão contido na ferramenta de recartilho.

b) Torneamento cônico

a) Torneamento longitudinal



d) Rebaixo externo



g) Torneamento de forma



j) Sangramento





e) Faceamento



h) Torneamento interno



c) Torneamento de perfil



f) Rebaixo na face



i) Furação









Figura 2.3 – Operações comuns em torneamento (adaptado de Kalpakjian e Schmid (2001))

Um fator importante em torneamento é a taxa de remoção de material (TRM), isto é, a taxa de volume de material removida por unidade de tempo, calculada por:

$$TRM = a_p \cdot v_c \cdot f \tag{2.3}$$

Onde:

 a_p = profundidade de corte (mm)

 v_c = velocidade de corte (m/min)

f =Avanço (mm/volta)

2.3. FERRAMENTAS DE CORTE

As ferramentas de corte permitem a remoção de material de uma peça por meio de arestas cortantes. Boothroyd e Knight (1989) afirmam que até 1760 não existiam máquinas ferramentas, quando um inglês chamado Richard Reynolds relatou em seu diário a construção de uma máquina para produzir um cilindro.

De acordo com Trent e Wright (2000), até então a madeira era o material mais utilizado em engenharia e mesmo as máquinas e ferramentas de corte em geral eram também construídas com madeira. James Watt, em 1776, precisava de cilindros e outras peças metálicas com precisão ainda sem precedentes para construir com sucesso a primeira máquina a vapor (BOOTHROYD; KNIGHT, 1989 e TRENT; WRIGHT, 2000).

Essas peças e cilindros foram fabricados com materiais como ferro fundido cinzento, latão e bronze, ou seja, materiais que as ferramentas usuais já não poderiam usinar. Nesse instante passou-se a utilizar ferramentas de aço carbono endurecido, uma técnica já dominada naquela época. Foi o início da usinagem dos metais (BOOTHROYD; KNIGHT, 1989).

2.3.1. MATERIAIS PARA FERRAMENTAS DE CORTE

O desenvolvimento de novos materiais para peças, com maior dureza e maior resistência à abrasão, por exemplo, e sua posterior utilização na indústria, aliado às questões econômicas, fez com que se buscassem alternativas às ferramentas de aço carbono endurecido (temperado), uma vez que esse material já não conseguia oferecer um rendimento satisfatório. Os novos materiais das peças, e também os materiais das ferramentas, necessitavam de máquinas com características que permitissem a sua utilização, isto é, o desenvolvimento de máquinas e o de ferramentas de corte está intimamente relacionado.

Segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2006) e Groover (2002), os materiais para ferramentas devem apresentar, sobretudo, as seguintes características:

- Dureza a quente: as ferramentas podem atingir temperaturas acima de 1000°C e devem manter uma dureza suficiente para que possam suportar os esforços de corte;
- Resistência ao desgaste: há atrito nos processos de usinagem e as ferramentas devem suportar o desgaste por abrasão.
- Tenacidade: para se evitar falha por fratura, a ferramenta deve ser tenaz o suficiente para absorver energia de choques sem falhar.
- Estabilidade química: necessária para evitar o desgaste por difusão, ou seja, o material da ferramenta e o material da peça não devem apresentar afinidade química.

Atualmente os principais materiais empregados na fabricação de ferramentas são os aços rápidos com e sem cobertura, o metal duro com e sem cobertura, o CERMET, a cerâmica, o PCBN (nitreto cúbico de boro policristalino) e o diamante. O Quadro 2.1 apresenta alguns materiais e a tendência de certas características, a Figura 2.4 mostra a variação da dureza em função da temperatura e a Figura 2.5 a evolução da velocidade de corte.







Figura 2.4 – Variação da dureza em função da temperatura (adaptado de Davim, 2008)



Figura 2.5 – Evolução da máxima velocidade de corte ao longo dos anos (fonte: http://construtor.cimm.com.br/cgi-win/construt.cgi?configuradorresultado+997)

Cada tipo de processo e de operação necessita de uma ferramenta específica, pois nenhum desses materiais consegue unir adequadamente as principais características em todas as situações.

O aço rápido é, basicamente, um aço liga de tungstênio, cromo, vanádio, cobalto, nióbio e molibdênio. Apresenta grande tenacidade e moderada resistência ao desgaste e à abrasão. Pode ser usado em processos em que a temperatura de corte não ultrapasse os 600°C. Diniz, Marcondes e Coppini (2006) afirmam que para melhorar a resistência ao desgaste do aço rápido foi incorporada uma camada de cobertura, comumente de nitreto de titânio ou de carbonitreto de titânio às ferramentas. Essas coberturas são incorporadas por meio do processo PVD (*physical vapor depositation*). O aço rápido possui limitações quanto à dureza a quente e, portanto, a altas velocidades de corte. Para suprir essa deficiência foi introduzido o metal duro, formado por partículas duras de carbeto de tungstênio, na sua maioria, unidas por outro material metálico usando a sinterização.

Devido à sua alta dureza a quente, aliada a boas características de tenacidade, as ferramentas de metal duro são muito versáteis, aplicáveis em várias operações e apresentam uma boa relação custo-benefício. Há dois principais tipos de metal duro: o carboneto de titânio (TiC) e o carboneto de tungstênio (WC) (KALPAKJIAN;SCHIMID, 2001). Atualmente a maior parte das ferramentas de metal duro vendidas apresenta uma, duas ou três coberturas para melhorar o desempenho de usinagem, embora haja outras com número maior de camadas. Os tipos mais comuns dessas coberturas são o carboneto de titânio (TiC), o carbonitreto de titânio (TiCN), o nitreto de titânio (TiN) e o óxido de alumínio (Al₂ O_3). O uso de coberturas proporciona maior resistência mecânica a quente, melhor estabilidade química, menor coeficiente de condutividade térmica e menor porosidade. Isso permite que o núcleo da ferramenta continue com a mesma tenacidade, aumentando diminuindo as falhas catastróficas (quebras), admitindo até a usinagem de peças endurecidas, que até então precisavam ser retificados ou submetidos a processos não convencionais de usinagem (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006), como o aço AISI 4340 temperado. Na Figura 2.6 apresenta-se uma micrografia de duas ferramentas com coberturas distintas depositadas, em corte.



Figura 2.6 – **a**) Fotomicrografia de uma ferramenta de metal duro com cobertura CVD/TiCN/AI₂O₃/TiN. **b**) Fotomicrografia de uma ferramenta de metal duro com multicamadas CVD TiN/TiCN (Fonte: www.moldmakingtechnology.com/articles/010303.html)

O CERMET é um material para ferramenta cuja estrutura é composta por cerâmica e metal, daí seu nome, similar à do metal duro. Geralmente apresentam 70% de óxido de alumínio (Al₂O₃) e 30% de carboneto de titânio (TiC) (BOOTHROYD; KNIGHT, 1989). Possui dureza a quente e estabilidade química melhores que o metal duro e inferiores à cerâmica, mas a tenacidade é similar à do metal duro, tolerando corte interrompido. Além disso, a resistência ao desgaste, a oxidação e à formação de aresta postiça também são maiores, permitindo velocidades de corte bem maiores que as alcançadas com o metal duro. Por outro lado, seu custo também é maior que o metal duro (BOOTHROYD; KNIGHT, 1989).

As cerâmicas utilizadas em ferramentas têm como base o óxido de alumínio (Al₂O₃) ou o N_3Si_4 , sinterizados muito puros (99%) ou com uma pequena adição de óxidos (muitas vezes óxido de zircônio no caso da base de alumina). As cerâmicas com alumina, apresentam elevada dureza a quente, resistência ao desgaste e estabilidade química, porém uma baixa tenacidade. São usadas em operações de acabamento no processo de torneamento de aços endurecidos, onde são usadas altas velocidades de corte, baixas - velocidades de avanço e baixas profundidades de corte. As máquinas usadas devem apresentar uma boa rigidez para evitar vibrações. O resultado final é uma superfície com ótimo acabamento, dispensando retificação (GROOVER, 2002).

O PCBN, ou nitreto cúbico de boro policristalino, é um material sintético quimicamente mais estável que o diamante, com dureza inferior apenas a este e com tenacidade similar à
da cerâmica. Essas ferramentas são utilizadas para usinar aços duros, aço ferramenta, metal duro, revestimentos duros e ligas ferrosas resistentes ao calor (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006), podendo substituir a retificação. As ferramentas apresentam um alto custo e devem ser usadas em aplicações que o justifiquem.

Finalmente, há as ferramentas de diamante. O diamante usado pode ser natural, sintético ou ainda como uma cobertura aplicada sobre o metal duro. O diamante natural é o material mais duro encontrado na natureza, mas apresenta um custo altíssimo, o que reduz sua aplicação em casos onde se procura alta precisão e acabamento, por exemplo em espelhos e lentes em materiais não-ferrosos e não-metálicos (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006). Além de sua dureza, possui boa resistência à abrasão, baixo coeficiente de atrito e capacidade de manter a forma da aresta cortante. Por outro lado, é um material muito frágil e com forte afinidade química com o elemento ferro, limitando sua aplicabilidade industrial em aços (KALPAKJIAN;SCHIMID, 2001).

Uma vez que as operações executadas no torno são geralmente de corte contínuo, praticamente todos os tipos de materiais de ferramentas podem ser empregados se o torno atender a certos requisitos satisfatoriamente, tais como rigidez, potência e velocidades de corte e de avanço. Assim sendo, por meio de ferramentas que possibilitem o uso de um maior avanço, de maiores velocidades de corte e profundidade de corte, pode-se aumentar a TRM e diminuir o tempo de usinagem.

2.3.2. GEOMETRIA DAS FERRAMENTAS DE CORTE

As ferramentas de corte podem ser classificadas como monocortante – quando apresentam apenas uma aresta de corte – ou multicortante – quando apresentam mais de uma. As ferramentas usadas em torneamento são as monocortantes, às quais se darão maior atenção, porém as mesmas apresentam muitas similaridades com as ferramentas multicortantes, como fresas e brocas. Além disso, pode-se encontrar ferramentas inteiriças, em que o suporte e a parte cortante da ferramenta formam uma única peça, e na forma de pastilhas ou insertos, fixados em algum tipo de suporte, conforme a Figura 2.7. A Figura 2.8 apresenta as formas mais comuns de insertos e tendências de algumas características. A aresta (gume) de corte dos insertos também apresenta variações, sendo as mais comuns mostradas na Figura 2.9, utilizadas para diminuir o risco de quebras em materiais mais frágeis (GROOVER, 2002).



Figura 2.7 – Ferramentas de corte (Fonte: Smith (2008))



Figura 2.8 – Formas comuns de insertos e comportamento de algumas características. (Adaptado de Groover (2002))



Figura 2.9 – Geometrias comuns da aresta de corte de insertos (Adaptado de Groover (2002))

Davim (2008) afirma que a geometria de uma ferramenta de corte é de suma importância por afetar diretamente:

- A formação do cavaco: a forma da ferramenta influencia a forma e a direção do fluxo do cavaco formado.
- A produtividade da usinagem: o avanço de corte é considerado o maior recurso para aumentar a produtividade e pode ser aumentado modificando o ângulo de posição da ferramenta (*χ*).
- A direção e magnitude das forças de corte: o ângulo de saída da ferramenta, o ângulo de posição da ferramenta (χ), o ângulo de posição da aresta secundária da ferramenta (χ'r) e o ângulo de inclinação da ferramenta (λ) definem a magnitude das componentes ortogonais da força de corte.
- A vida da ferramenta: a geometria afeta as forças que atuam sobre a ferramenta, o escorregamento do cavaco sobre a superfície de saída, o calor gerado no processo e sua distribuição sobre a ferramenta, entre outros.
- A qualidade do processo de usinagem: o acabamento e a as tensões residuais na superfície usinada dependem da geometria da ferramenta.

2.3.2.1. TERMOS BÁSICOS E DEFINIÇÕES

A definição e nomenclatura da geometria das ferramentas de corte, bem como dos ângulos que dependem da posição da ferramenta em relação a alguns aspectos do processo, não é tarefa simples por envolver a definição de vários planos onde os ângulos devem ser devidamente projetados e medidos.

Diniz, Marcondes e Coppini (2006) descrevem as partes de uma ferramenta de corte e os planos de referência para a correta descrição dos ângulos da parte de corte, de acordo com a norma "NBR 6163 – Conceitos da técnica de usinagem – geometria da cunha de corte", adotada pela ABNT (Associação Brasileira de Normas Técnicas).

A Figura 2.10 apresenta, segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2006), as principais partes constitutivas de uma ferramenta de corte, das quais algumas estão detalhadas abaixo:

- Parte de corte: é parte da ferramenta destinada a cortar o material da peça, formada pela cunha de corte.
- Cunha de corte: é formada pela intersecção das superfícies de saída e de folga.
- Superfície de saída (A_γ): é a superfície da cunha de corte sobre a qual o cavaco é formado e escoado.
- Superficie principal de folga (A_a): é a superficie da cunha de corte que contém a aresta principal de corte.
- Ponta de corte: é a parte da cunha onde se encontram as arestas principais e secundárias de corte, podendo ser a intersecção das arestas ou um chanfro ou um raio que une essas arestas.



Figura 2.10 – Principais partes constituintes de uma ferramenta de corte (Fonte: http://www.lmp.ufsc.br/)

Os ângulos da parte de corte de uma ferramenta são definidos no sistema de referência da ferramenta e mostrados na Figura 2.11. O sistema de referência da ferramenta, por sua vez, é determinado por planos ortogonais entre si, conforme a Figura 2.12. O plano de referência da ferramenta (Pr) é o plano que passa por um ponto qualquer escolhido da

aresta de corte e, no caso do torneamento, paralelo à base da ferramenta ou do suporte de insertos (STEMMER, 2005).

Outro ângulo importante é o de posição da ferramenta (χ_r), definido como o ângulo entre o plano de corte da ferramenta (Ps) e o plano admitido de trabalho (Pf), medido sobre o plano de referência da ferramenta (Pr). O Ps é o plano tangente à aresta de corte da ferramenta e perpendicular ao Pr, enquanto que o Pf é o plano perpendicular ao Pr, paralelo à direção admitida de avanço e que passa pelo ponto escolhido na aresta de corte.

O ângulo de saída de cavaco, segundo Stemmer (2005), é um dos ângulos mais importantes da ferramenta por influir decisivamente na força de corte, na potência requerida para a usinagem, no acabamento da superfície usinada e na quantidade de calor gerado.

O ângulo de folga altera a forma como a ferramenta adentra o material, podendo gerar mais calor, fragilidade ou prejudicar o acabamento superficial da peça.



Figura 2.11 – Ângulos de uma ferramenta de corte: α – Ângulo de folga; β – ângulo de cunha; γ – ângulo de saída; ε – ângulo de ponta da ferramenta; λ – ângulo de inclinação; χ – ângulo de posição; r_e – raio de ponta (Adaptado de http://www.lmp.ufsc.br/)



Figura 2.12 – Direções e planos considerando o plano de referência na mão (Fonte: http://www.lmp.ufsc.br/)

2.4. MECÂNICA DA USINAGEM DOS METAIS

O estudo da formação de cavacos é a base para um melhor entendimento de todos os processos de usinagem, proporcionando grandes avanços nos processos de usinagem e contribuindo para o aperfeiçoamento da geometria e dos materiais para ferramentas com a finalidade de possibilitar uma usinagem eficiente dos mais variados tipos de materiais.

De acordo com Astakhov (2006), os primeiros estudos sobre a formação de cavaco datam de 1870, realizados por um engenheiro russo chamado Time (1870, apud ASTHAKOV, 2006). Em 1873, Tresca (1873), fez uma descrição prática de usinagem valendo-se de modelos visco-plásticos. Em 1881 foi a vez dos trabalhos de Mallock (1881-1882, apud BOOTHROYD; KNIGHT, 2006) merecerem destaque. Ele estudou os cavacos de metais ferrosos e não ferrosos e assumiu que o processo de usinagem era basicamente conseguido por cisalhamento. Também percebeu que o atrito entre a ferramenta e o cavaco era fator importante, chegando a usar lubrificantes no processo para observar as diferenças de atrito e os cavacos resultantes dessas diferenças. Em 1937, Piispanen (1937, apud ASTHAKOV, 2006) introduziu a idéia do baralho de cartas para explicar o processo de usinagem, onde o material da peça era representado pelas cartas e estas empilhadas umas sobre as outras

enquanto a ferramenta avançava, com a base das cartas formando um ângulo com a direção de corte, chamado de ângulo de cisalhamento (ϕ) (Figura 2.13).



Figura 2.13- Modelo de cartas de Piispanen (Adaptado de Astakhov (2005))

Outro artigo considerado significante veio com os trabalhos desenvolvidos por Ernst e Merchant (1941), em que continuaram a estudar modelos que consideravam um plano de cisalhamento. Vieram então os trabalhos de Lee e Shaffer (1951), tentando aplicar a teoria da plasticidade na usinagem dos metais e sugerindo uma zona de cisalhamento (BOOTHROYD; NIGHT, 1989). Oxley e Palmer (1959), e outros, continuaram estudando a formação de cavacos.

2.4.1. MECANISMO DE FORMAÇÃO DE CAVACO

Embora a maioria das operações de usinagem forme cavacos por meio do corte oblíquo, o qual ocorre em três dimensões, muitos autores utilizam o caso particular do corte ortogonal para explicar o processo de formação de cavaco e também para realizar vários experimentos, adaptando os resultados ao corte oblíquo. No corte ortogonal, a aresta de corte é representada por uma reta e é normal à direção de corte e à direção de avanço, permitindo que a formação do cavaco possa ser estudada como um fenômeno bidimensional e que ocorre em um plano normal à aresta cortante, ou seja, no plano de trabalho.

Tratando-se de torneamento, pode-se obter o corte ortogonal pelo avanço da ferramenta na direção paralela ao eixo de rotação da peça (longitudinal) ou pelo avanço na direção

perpendicular ao eixo de rotação (transversal) (Figura 2.14). Em ambos os casos, a geometria da ferramenta e o posicionamento da mesma devem satisfazer as condições necessárias para que haja o corte ortogonal.

Além do corte ortogonal, outras considerações são tomadas com o intuito de simplificar o tratamento matemático (MACHADO; SILVA, 1999 e STEMMER, 2005):

- O cavaco formado é do tipo contínuo e sem aresta postiça de corte.
- Não há contato entre a superfície usinada e a superfície de folga da ferramenta de corte.
- A largura da aresta de corte da ferramenta possui dimensão maior que a da largura de corte (b)
- A largura de corte (b) e a largura do cavaco (b_{ch}) possuem o mesmo tamanho.
- A profundidade (ou espessura) de corte (*h*), numericamente equivalente ao avanço
 (*f*) em torneamento, é pequena o bastante em relação à largura de corte (*b*).





Assim, na formação de cavaco em corte ortogonal, têm-se os elementos definidos na Figura 2.15, onde se observa que a ferramenta de corte é considerada como uma cunha, na qual existem apenas os ângulos de saída e de folga.



Figura 2.15 – Terminologia em corte ortogonal (adaptado de Davim (2008))

A formação de cavaco envolve grandes deformações plásticas em altas taxas de deformação, da ordem de 10^3 a 10^4 s⁻¹, dependendo da velocidade de corte (NG et al., 1999), e a posterior ruptura do material da peça. Segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2006), a formação de cavaco geralmente se desenvolve da seguinte maneira:

- Inicialmente, uma pequena quantidade de material é recalcada contra a superfície de saída da ferramenta, sofrendo deformação elástica e plástica.
- A deformação plástica aumenta até que haja tensões de cisalhamento suficientemente grandes para causar um deslizamento (sem perda de coesão) do material recalcado em relação à peça.
- Em seguida há uma ruptura por cisalhamento do cavaco, parcial ou completa, dependendo das condições de usinagem e do material da peça.
- O cavaco cisalhado então começa a escorregar sobre a superfície de saída da ferramenta e, enquanto isso, uma nova quantidade de material é recalcada, repetindo o fenômeno, de maneira periódica.

O cisalhamento ocorre ao longo de um plano chamado plano de cisalhamento na zona primária de cisalhamento. Esse plano forma um ângulo com a direção de corte, definido como ângulo de cisalhamento. Ângulos de cisalhamento maiores indicam menor deformação de cavaco e menores esforços de corte. O cavaco cisalhado na zona primária deforma-se parcialmente e move-se ao longo da superfície de saída da ferramenta, chamada de zona de cisalhamento secundária. A área onde a superfície de folga da ferramenta toca a superfície recém usinada é chamada de zona de cisalhamento terciária. (ALTINTAS, 2000).

2.4.2. CLASSIFICAÇÃO DOS CAVACOS

Diniz, Marcondes e Coppini (2006), Ferraresi (1977) e Stemmer (2005) classificam os cavacos quanto à forma e ao tipo. Quanto aos tipos, os cavacos podem ser:

- Contínuo: é formado por lamelas justapostas numa disposição contínua e não há nitidez na distinção das lamelas. Geralmente é obtido quando se usina materiais dúcteis, como aços de baixo teor de carbono, alumínio e cobre, com ferramentas com ângulo de saída elevado. Este tipo de cavaco está associado a um baixo coeficiente de atrito entre cavaco e ferramenta e proporciona melhor acabamento, maior durabilidade da ferramenta e menor energia consumida no processo.
- Cisalhado: o cavaco também é formado por lamelas justapostas, mas nesse caso as lamelas são bem distintas. Esse tipo de cavaco ocorre quando há uma fissura do material no ponto mais solicitado ao longo do plano de cisalhamento, podendo haver uma ruptura parcial ou total do cavaco, porém efeitos de pressão e temperatura soldam as lamelas e o cavaco torna-se inteiriço. Freqüentemente associa-se vibrações a este tipo de cavaco, podendo comprometer o acabamento superficial da peça, a ferramenta e até a máquina-ferramenta.
- De ruptura ou arrancado: o cavaco é formado por fragmentos independentes e distintos, principalmente através de tensões de compressão e tração no material da peça. Materiais como o ferro fundido e o latão, de estruturas frágeis ou heterogêneas, tendem a apresentar este tipo de cavaco. Recomenda-se o uso de ferramentas com ângulo de saída pequeno, nulo ou negativo.

 Segmentado ou lamelar: geralmente decorre da usinagem de aços endurecidos ou de titânio com ferramentas com ângulo de saída negativo. As tensões aplicadas na peça fazem com que surjam trincas que funcionam como superfície de escoamento para uma porção de material ser deformada plasticamente. As trincas não chegam a separar o cavaco completamente, atribuindo uma aparência serrilhada ao cavaco.

Quanto à forma, os cavacos podem ser simplificadamente classificados como:

- Em fita.
- Helicoidal.
- Espiral.
- Em lascas ou fragmentados.

A Figura 2.16 mostra os tipos de cavaco e a Figura 2.17 ilustra as formas de cavaco.



Figura 2.16 – Esquemas dos tipos de cavaco (POLLI, 2005)

1- Cavace em fito	2- Cavaco tubular	3- Coveco espiral	4— Cavaco hel. tipo arruelo	5- Covaco hel. cônico	6- Cavaco em arco	7- Coveco tragmentado	8— Cavaco tipo agulha
~	0000	6	rer	22222	~	000	>>/
1-1- Longo	2-1- Longo	3-1- Plano	4-1- Longo	5—1— Longo	6-1- Conect		
		Ð	0000	B	600		
1-2- Curto	2-2- Curto	3-2- Cônico	4-2- Curto	5-2- Curto	6-2- Solto	25377 804	
P	AS-8		P	The second secon	લેક્સલાકાર	849 5168	
1-3-Emorenhada	2-3-Emoranhodo	STRANS A	4-3-Empranhada	5—3—Emarcahada	in S. Bal		

Figura 2.17 - Formas do cavaco segundo a classificação ISO 3685-1977 (adaptado de Grzesick (2008))

2.4.3. MODELOS ANALÍTICOS DO CORTE ORTOGONAL

2.4.3.1. MODELO DE ERNST E MERCHANT

De acordo com Armarego e Brown (1969), Boothroyd e Knight (1989) e Altintas (2000), ao assumir que a zona de cisalhamento primária seja tão fina quanto um plano e que as tensões de cisalhamento (τ_{sh}) e normal (σ_{sh}) sejam constantes, pode-se equacionar o modelo de corte ortogonal segundo Ernst e Merchant (1941) e obter relações entre ângulos, forças e velocidades para se calcular o ângulo de cisalhamento. A Figura 2.18 e a Figura 2.19 mostram os diagramas de geometria, força e velocidade para o corte ortogonal, além dos diagramas de tensão por cisalhamento.



Figura 2.18 – Modelo de Ernst e Merchant para o corte ortogonal (Adaptado de Astakhov (2005))



Figura 2.19 - Modelo de Ernst e Merchant simplificado para o corte ortogonal (Adaptado de Astakhov (2005))

Vê-se, no diagrama de forças, que a força de usinagem (F) é formada pelas forças de avanço (F_f) e de corte (F_c):

$$F = \sqrt{F_c^2 + F_f^2}$$
(2.4)

Na zona de deformação primária, tem-se que a força de cisalhamento (F_{sh}) é dada por:

$$F_{sh} = F \cdot \cos\left(\phi + \beta - \gamma\right) \tag{2.5}$$

Ou

$$F_{sh} = F_c \cos(\phi) - F_f \sin(\phi)$$
(2.6)

Onde:

 ϕ é o ângulo de cisalhamento

 β é o ângulo entre a normal da superfície de saída da ferramenta e a força de usinagem, conhecido como ângulo de atrito.

 γ é o ângulo de saída da ferramenta

Da mesma forma, a força normal que atua sobre o plano de cisalhamento (F_{shN}) é dada por:

$$F_{shN} = F \operatorname{sen} \left(\phi + \beta - \gamma \right) \tag{2.7}$$

Ou

$$F_{shN} = F_c \cos(\phi) + F_f \sin(\phi)$$
(2.8)

A área do plano de cisalhamento (A_{sh}) é definida como:

$$A_{sh} = \frac{b \cdot h}{\operatorname{sen}(\phi)} \tag{2.9}$$

Onde:

b é a largura de corte

h é a profundidade ou espessura de corte

Com isso, calcula-se a tensão de cisalhamento (τ_{sh}) e a tensão normal ao plano de cisalhamento (σ_{h}):

$$\tau_{sh} = \frac{F_{sh}}{A_{sh}} \tag{2.10}$$

Е

$$\sigma_{sh} = \frac{F_{shN}}{A_{sh}} \tag{2.11}$$

A velocidade de corte (v_c) pode ser decomposta em outras duas velocidades, a de cavaco (v_{ch}) e a de cisalhamento (v_{sh}). Esta última indica a velocidade com a qual o cavaco é cisalhado do material da peça, calculada por:

$$v_{sh} = \frac{v_c \cos(\gamma)}{\cos(\phi - \gamma)}$$
(2.12)

O comprimento do plano de cisalhamento (L_{sh}) é encontrado a partir da relação:

$$L_{sh} = \frac{h}{\operatorname{sen}(\phi)} = \frac{h_{ch}}{\cos(\phi - \gamma)}$$
(2.13)

As observações do processo de usinagem permitiram verificar que a espessura do cavaco (h_{ch}) é maior que a espessura de corte (h). Assumindo que não há compressão por deformação plástica do cavaco e nem espalhamento para os lados, define-se grau de recalque (R_c) como:

$$R_c = \frac{h_{ch}}{h} \tag{2.14}$$

E nesse ponto define-se o ângulo de cisalhamento (ϕ) como

$$\phi = \tan^{-1} \left(\frac{\frac{1}{R_c} \cos(\gamma)}{1 - \frac{1}{R_c} \sin(\gamma)} \right)$$
(2.15)

Na zona de deformação secundária há a atuação das forças tangencial (força aparente de atrito) (F_{γ}) e normal ($F_{\gamma N}$) à superfície de saída da ferramenta, dadas por:

$$F_{\gamma} = F_c \operatorname{sen}(\gamma) + F_f \cos(\gamma) \tag{2.16}$$

$$F_{\gamma N} = F_c \cos(\gamma) - F_f \sin(\gamma)$$
(2.17)

O coeficiente de atrito médio (μ) sobre a superfície de saída é definido por:

$$\mu = \tan(\beta) = \frac{F_{\gamma}}{F_{\gamma N}}$$
(2.18)

O ângulo de atrito (β) pode ser encontrado por:

$$\beta = \gamma + \tan^{-1} \left(\frac{F_{\gamma}}{F_{\gamma N}} \right)$$
(2.19)

A velocidade de saída do cavaco (v_{ch}) é dada por:

$$v_{ch} = \lambda \cdot v_c = \frac{\operatorname{sen}(\phi)}{\cos(\phi - \gamma)} v_c$$
(2.20)

Das equações (2.5), (2.9) e (2.10):

$$F = \frac{\tau_{sh}bh}{\operatorname{sen}(\phi)\cos\left(\phi + \beta - \gamma\right)}$$
(2.21)

E as forças de corte (F_c) e de avanço (F_f) também podem ser expressas por:

$$F_{c} = F \cos(\beta - \gamma)$$

$$F_{f} = F \sin(\beta - \gamma)$$
(2.22)

Substituindo F da equação (2.22) pelo F da equação (2.21):

$$F_{c} = \tau_{sh} bh \left[\frac{\cos(\beta - \gamma)}{\sin(\phi)\cos(\phi + \beta - \gamma)} \right]$$

$$F_{f} = \tau_{sh} bh \left[\frac{\sin(\beta - \gamma)}{\sin(\phi)\cos(\phi + \beta - \gamma)} \right]$$
(2.23)

Derivando-se F_c em relação a ϕ , encontra-se:

$$\frac{dF}{d\phi} = \tau_{sh} bh \left[\frac{\cos(\beta - \gamma)\cos(2\phi + \beta - \gamma)}{\sin^2(\phi)\cos^2(\phi + \beta - \gamma)} \right]$$
(2.24)

A potência de usinagem (P_u) é expressa por:

$$P_u = v_c F_c \tag{2.25}$$

Merchant acreditava que o ângulo de cisalhamento (ϕ) atingiria um valor de tal forma que a potência de usinagem fosse mínima. Considerando que a velocidade de corte (v_c) é constante, a força de corte necessita ser mínima. Portanto, o numerador da equação (2.24) deve ser igualado a zero, o que resulta em:

$$\cos(2\phi + \beta - \gamma) = 0 \tag{2.26}$$

De onde se tem como solução:

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{(\beta - \gamma)}{2} \tag{2.27}$$

Porém, Merchant verificou que os resultados experimentais não possuíam boa aproximação quando se usinava metal policristalino e que a equação (2.27) precisava de correções para se adaptar a diversos materiais (MERCHANT, 1945b). Para um desses materiais, o aço SAE 4340 com dureza de 200 Brinell (aproximadamente 15 Rockwell C), a equação (2.27) deveria ser alterada para:

$$\phi = 40^{\circ} - \frac{(\beta - \gamma)}{2}$$
(2.28)

Portanto, a teoria de Ernst e Merchant mostrou-se falha quanto ao desenvolvimento de apenas uma equação que fornecesse o ângulo de cisalhamento independentemente do tipo de material usinado.

2.4.3.2. MODELO DE LEE E SHAFFER

Lee e Shaffer (1951), outros pesquisadores que também desenvolveram um modelo analítico, relacionam o ângulo de cisalhamento (ϕ) com a força de usinagem, espessura do cavaco (h_{ch}), geometria e posição da ferramenta, coeficiente de atrito (μ) e propriedades mecânicas do material da peça, aplicado no caso de corte ortogonal. Nesse modelo, os autores adotam a hipótese de o material da peça ter um comportamento plástico ideal, permitindo o uso do equilíbrio de forças e tornando as deformações diretamente relacionadas com as condições de plasticidade, uma vez que não são considerados efeitos de encruamento por deformação e nem o retorno elástico. Além disso, o cisalhamento do material também se desenvolve sobre um plano, da mesma forma que o modelo anterior.

A Figura 2.20 ilustra o modelo proposto por Lee e Shaffer com a representação de ângulos e forças.



Figura 2.20 – Modelo de Lee e Shaffer (Adaptado de Vidal (1965))

A partir da aplicação do diagrama do círculo de Mohr sobre esse modelo, Lee e Shaffer (1951) chegaram a um ângulo de cisalhamento definido por:

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \left(\beta - \gamma\right) \tag{2.29}$$

Contudo, ao comparar os valores obtidos pela expressão com resultados experimentais, observa-se que os resultados também não são satisfatórios.

2.4.3.3. MODELO DE SHAW, COOK E FINNIE

Shaw, Cook e Finnie (1953), continuaram a linha de pesquisa de Lee e Shaffer (1951), porém passaram a dar especial atenção ao atrito na interface cavaco-ferramenta. Por meio de ensaios experimentais, descobriram que o coeficiente de atrito apresentava diferentes valores para ângulos de saída distintos. De suas observações, afirmaram que o coeficiente de atrito existente na usinagem dos metais é dependente do ângulo de cisalhamento e das tensões relacionadas a esse ângulo. Shaw, Cook e Finnie (1953) então concluíram que os valores de coeficientes de atrito obtidos pelos ensaios clássicos não poderiam ser aplicados no estudo de processos de usinagem. Além da hipótese do coeficiente de atrito ser dependente do ângulo de saída, os autores também afirmaram que o plano de cisalhamento não está na direção de cisalhamento máximo. Shaw, Cook e Finnie (1953) obtiveram a seguinte expressão para o ângulo de cisalhamento:

$$\phi = \frac{\pi}{4} + \gamma - \beta + \eta' \tag{2.30}$$

Onde η' é o ângulo entre o plano de cisalhamento e a direção da tensão máxima de cisalhamento. Confrontando essa nova teoria com ensaios experimentais, observou-se mais uma vez que os resultados não foram satisfatórios.

2.4.3.4. MODELO DE HILL

O trabalho de Hill (1954) afirma que não há concordância entre as teorias de usinagem dos metais e os resultados experimentais. Segundo Hill, isso se deve ao fato de que algumas hipóteses aplicadas na formulação das teorias não são suficientemente realísticas. Como exemplo, Hill cita a isotropia, a ausência do encruamento, ângulo de atrito constante, coeficiente de cisalhamento infinito e desprezo pelos efeitos térmicos. Além disso, erros oriundos dos ensaios experimentais também dificultam a comparação entre experimento e teoria. Continuando, Hill diz que as teorias são imperfeitas mesmo dentro dos limites a que são submetidas. De acordo com Hill, apenas as teorias de Ernst e Merchant (1941) e de Lee e Shaffer (1951) são significantes para o estudo da formação de cavaco. As duas teorias têm em comum o fato de buscarem uma única solução para um

dado ângulo de atrito e de saída. Contudo, Hill as classifica como incompletas por não considerarem todo o estado de tensões. Ao definir seu modelo, Hill afirma que é possível existir um número infinito de soluções para uma mesma condição de corte pois, considerando que o comportamento do material tenha poucas restrições, não há uma equação matemática que forneça uma única solução, mas sim limites que indicam uma região de possíveis soluções. Hill considerou que tais limites seriam definidos pelo plano de cisalhamento e que este, por sua vez, seria definido por um ou mais conjuntos de condições iniciais completos do ponto de vista técnico.

Baseada nisso, a análise foi dividida em três partes:

- 1- Determinar a região proibida de inclinações do ângulo de cisalhamento.
- 2- Buscar soluções possíveis na região não proibida.
- 3- Determinar as condições iniciais associadas a cada solução.

A abordagem principal de Hill é sobre a primeira parte, ou seja, sobre como determinar a região proibida de ângulos de cisalhamento, e considera o corte ortogonal da Figura 2.21, onde ψ é o ângulo entre a superfície de saída da ferramenta e o plano de cisalhamento, β é o ângulo de atrito, γ é o ângulo de saída e ϕ é o ângulo de cisalhamento.



Figura 2.21- Modelo do corte ortogonal adotado por Hill (Adaptado de Vidal (1965))

Hill admite que a tensão máxima de cisalhamento (τ_s) ocorra na direção do plano de cisalhamento e que a tensão de compressão (σ_s) sobre esse mesmo plano seja uniformemente distribuída, chegando a:

$$\sigma_{s} = \tau_{s} \cot(\psi - \beta) \tag{2.31}$$

Portanto, os valores que os ângulos de saída e atrito podem assumir devem respeitar os limites de tensão e cisalhamento máximos do material usinado para não criar situações de sobretensão no material.

2.4.3.5. TEORIA DE PALMER E OXLEY

Palmer e Oxley (1959) fazem um resumo de alguns estudos sobre a formação de cavaco até então publicados e relatam pontos em que não havia senso comum sobre o assunto. Esses pontos incluem as equações para se obter o ângulo de cisalhamento, a influência da temperatura na usinagem, a natureza da curvatura do cavaco e efeitos de encruamento na superfície usinada. Os autores se propõem a buscar informações em experimentos filmados para obter explicações sobre a mecânica do processo de formação de cavaco. O objetivo principal do experimento é filmar a formação de cavaco em corte ortogonal para estudar o fluxo do cavaco com o uso de uma câmera adaptada em um microscópio. Além disso, para cada filme foram associadas as forças de corte e de avanço coletadas durante os respectivos ensaios.

Das observações experimentais, verificaram que um aumento no ângulo de saída diminui a força de corte e aumenta o ângulo de atrito, conforme a teoria de Merchant (1945a, 1945b). Por outro lado, foi observado que um aumento na profundidade de corte diminui o ângulo de atrito e que o grau de recalque diminui com o aumento da profundidade corte. Em vista desses resultados, Palmer e Oxley os consideraram incompatíveis com a teoria de Merchant (1945a, 1945b), pois, segundo tal teoria, para um dado ângulo de saída, um aumento do ângulo de cisalhamento deveria ser acompanhado por um aumento no grau de recalque. Oxley e Palmer basearam o processo da formação de cavaco sobre a teoria da plasticidade aplicada em uma zona de cisalhamento, mas essa abordagem também se mostrou falha em alguns aspectos, como, por exemplo, na consideração de um espaço vazio entre a aresta de corte da ferramenta e o material da peça logo a sua frente. Também concluíram que o encruamento deveria ser considerado no estudo da formação de cavaco. Além disso, suas considerações foram feitas em ensaios realizados com uma baixa velocidade corte.

2.4.3.6. TEORIA DE OXLEY E WELSH

Em 1963, Oxley e Welsh (1963) apresentaram um trabalho em que consideram a influência da velocidade de corte, a profundidade e o tipo de material usinado para obter o ângulo de cisalhamento. Para tanto, admitiram que a zona de cisalhamento fosse limitada por duas linhas de escorregamento paralelas ao plano de cisalhamento, uma acima e outra abaixo do plano. A curvatura do cavaco foi negligenciada, bem como o efeito de aresta postiça. Uma grande desvantagem dessa teoria é o fato de que alguns parâmetros necessários para se encontrar o ângulo de cisalhamento devem ser obtidos por meio de experimentos.

2.4.3.7. COMPORTAMENTO DO MATERIAL EM USINAGEM

Wright e Robinson (1977) publicaram um trabalho no qual mostram que o comportamento do material da peça durante a sua usinagem é diferente daquele obtido durante ensaios convencionais de resistência, sendo que a resistência ao cisalhamento durante a usinagem é muito maior. Atribuem a isso a menor taxa de deformação executada nos ensaios de resistência e aos mecanismos de deslocamento dos átomos do material.

2.4.3.8. TEORIA DE DAUTZENBERG, VEENSTRA E VAN DER WOLF

Dautzenberg, Veenstra e van der Wolf (1981) criaram um modelo para o corte ortogonal e a obtenção do ângulo de cisalhamento. Nesse modelo, os autores também aplicaram o principio da mínima energia, e, além disso, levaram em conta a energia da deformação plástica na zona secundaria de cisalhamento e usaram um fator de correção da resistência ao cisalhamento do material em função do ângulo de cisalhamento. Os resultados teóricos tiveram uma boa aproximação com os experimentais, porém os próprios autores reconheceram que a não utilização dos efeitos térmicos e de encruamento proporcionavam erros.

2.4.3.9. MODELO DO ATRITO EM USINAGEM

Ainda que o modelo de Ernst e Merchant (1941) – entre muitos outros modelos – considere que o atrito siga a lei de Coulomb, Trent e Wright (2000) concluem de suas observações que na interface cavaco-ferramenta, ou seja, na zona secundária de cisalhamento, o cavaco inicialmente se adere à superfície de saída da ferramenta, na chamada zona de aderência. Isso ocorre porque o processo de usinagem dos metais aplica pressões normais muito grandes à superfície de saída da ferramenta, fazendo com que haja uma área de contato total entre a superfície de saída e a superfície do cavaco. Assim, a área de contato não depende mais da força normal e o conceito clássico de atrito baseado na Lei de Coulomb ($F_a=\mu N$) não é válido nesta situação e a força de atrito é aproximadamente a tensão de cisalhamento admissível do material mais fraco, no caso o do cavaco. Logo depois da zona de aderência, o cavaco então começa a escorregar numa região chamada zona de escorregamento, com velocidade constante e coeficiente de atrito de escorregamento também constante, e então o cavaco perde contato com a ferramenta. O comprimento da zona de contato depende da velocidade de corte, da geometria da ferramenta e dos materiais da peça e da ferramenta (ALTINTAS, 2000).



Figura 2.22 – Modelo de Zorev (1963) para o atrito na ferramenta (adaptado de Dirikolu e Childs (2000))

O modelo de Zorev (1963), indicado na Figura 2.22, associa a representação do atrito descrita acima com tensões atuantes ao longo da superfície de saída da ferramenta.

Conforme esse modelo, a tensão normal à superfície de saída é máxima na aresta de corte e diminui exponencialmente até chegar a zero, no local onde o cavaco perde contato com a ferramenta. A força aparente de atrito é igual à resistência ao cisalhamento do material do cavaco ao longo da zona de aderência. A partir desse ponto a força aparente de atrito começa a seguir a Lei de Coulomb, ou seja:

$$F_{\gamma} = \mu F_{\gamma N} \tag{2.32}$$

Portanto, o comprimento de cada uma dessas zonas pode ser determinado pelo valor da tensão normal atuante sobre cada uma delas.

De acordo com Abaqus Analysis User's Manual, uma estimativa razoável para a tensão limite na região de aderência (τ) pode ser definida por:

$$\tau = \frac{\bar{\sigma}}{\sqrt{3}} \tag{2.33}$$

Onde $\bar{\sigma}$ é a tensão de escoamento de Von Mises do material na região adjacente à superfície da ferramenta.

Coelho,Ng e Elbestawi (2007) usaram a equação acima em seu trabalho para definir o valor da tensão limite do material na interface cavaco-ferramenta.

2.4.3.10. TEORIA DO RECALCAMENTO

Uma das razões pelas quais os modelos apresentam problemas é o fato de se admitir que a ferramenta possua uma aresta de corte perfeita no encontro das superfícies de saída e de folga. Stemmer (2005) cita os estudos de Albrecht (1960, 1961) onde o mesmo afirma que nunca há uma aresta de corte perfeitamente "viva", mas sim uma curva de concordância. Este efeito é chamado de teoria do recalcamento (ou "Ploughing Force") e a Figura 2.23 ilustra tal efeito.

Nesta situação, o material é separado no ponto de estagnação. A partir daí, a parte acima do ponto de estagnação formará o cavaco, enquanto que o material da parte inferior ao ponto é comprimido sob a aresta de corte e forma a superfície usinada. Grzesik (1996), em seu trabalho, mostrou experimentalmente que a profundidade mínima de corte para haver formação de cavaco é de 1/10 (um décimo) do raio de aresta.



Figura 2.23 - Esquema da Ploughing Force (adaptado de Guo e Wen (2005))

2.4.4. MODELOS MECANÍSTICOS

Nos modelos mecanísticos, a força de corte é considerada como sendo proporcional à área da seção do cavaco. A constante de proporcionalidade é chamada de *pressão específica de corte* e depende das condições de corte, da geometria da ferramenta e do material da peça. A pressão específica de corte é obtida experimentalmente, o que significa que, infelizmente, para cada configuração de corte, incluindo parâmetros da máquina-ferramenta, tipo de ferramenta e material da peça, deverá haver um ensaio para se obter seu valor.

A equação típica de um modelo mecanístico é:

$$F_c = k_s b h \tag{2.34}$$

Onde F_c é a força de corte, k_s é a pressão específica de corte, h é a profundidade de corte e b é largura de corte.

Um trabalho realizado com essa abordagem é aquele feito por Reddy, DeVor e Kapoor (2001) no qual desenvolvem um modelo mecanístico aplicado ao torneamento. Há outras tentativas de vários pesquisadores no sentido de se obter modelos com certa precisão para a previsão do ângulo de cisalhamento e das forças envolvidas no processo de usinagem em função dos ângulos da ferramenta, mas ainda não há um modelo completo. Por outro lado, os modelos citados acima são úteis para se obter valiosas informações, como, por exemplo, que o ângulo de saída maior implica em forças menores e que o atrito entre cavaco e ferramenta deve ser diminuído ao máximo.

2.4.5. MODELOS USANDO O MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

O primeiro trabalho sobre o estudo da formação de cavacos em duas dimensões (2D) através do MEF, realizados por Zienkiewicz e por Kakino, em 1971, não considerava o atrito entre a peça e a ferramenta, nem a taxa de deformação do material e nem a variação e a distribuição da temperatura na peça e na ferramenta, tendo como principal objetivo prever a forma do cavaco (CHILDS, 2000). Em 1973, Klamecki (1973 apud TRENT; WRIGHT, 2000) analisou a transição de um estado de tensão de um plano de tensão sobre a superfície da peça para um plano de deformação na região central da zona de cisalhamento. Um ano depois, Tay et al. (1974) trabalharam com a distribuição de calor gerada durante o processo de corte ortogonal e também fizeram simplificações no modelo, tais como o estudo do cavaco em regime estacionário e materiais homogêneos e isotrópicos. Um problema enfrentado nos primeiros trabalhos sobre a formação de cavaco com o MEF foi a necessidade de usar dados de entrada, tais como de taxa de deformação e forças, obtidos a partir de ensaios metalográficos e experimentais.

Usui e Shirakashi (1976 apud CHILDS et al., 2000) deram uma grande contribuição ao desenvolvimento de modelos quando passaram a usar simultaneamente atrito entre a peça e a ferramenta, determinado através de ensaios, a distribuição de temperatura e a mecânica de deformação. Além disso, o comportamento do material da peça foi determinado por meio de experimentos do tipo *Hopkinson bar tests*.

Na década de 1980 o computador permitiu grandes avanços no estudo do MEF e melhorias nos modelos de formação de cavaco. Usui e Shirakashi (1982) mais uma vez deram importante contribuição ao considerar que o ângulo de cisalhamento dos modelos analíticos era apenas descritivo e que o MEF poderia prever forças, temperatura e distribuições de deformação e tensão através da resolução simultânea de equações, entre as quais a de equilíbrio de cargas, de relação tensão-deformação e de atrito na interface cavaco-ferramenta e usaram o critério de separação geométrico dos nós.

Em 1983, Stevenson et al. (1983 apud CHEN; BLACK, 1994) compararam o resultado de distribuição de temperatura simulada com ensaios metalográficos propostos por Trent e Wright. Neste trabalho, conseguiram bons resultados e usaram uma malha que se ajustava automaticamente a algumas condições de simulação.

O trabalho de Strenkowski e Carrol (1985) apresenta um modelo no qual o critério de separação dos nós é baseado na deformação plástica do elemento, considera o calor interferindo sobre as propriedades do material e também leva em conta o atrito na interface cavaco-ferramenta.

Nos anos de 1990 surgiram modelos em três dimensões (3D), técnicas de remalhamento, a melhoria dos modelos transientes e critério de separação dos nós através da densidade de energia de deformação, entre outros. Atualmente, vários pesquisadores continuam desenvolvendo outros modelos, muitas vezes com algum estudo adicional ao da formação de cavaco.

Soo et al. (2004) e Pantalé et al. (2004) criaram um modelo no qual o processo de fresamento é simulado em 3D, sendo que o primeiro usa uma formulação Lagrangeana e o outro a formulação ALE (Adaptive Lagrangean-Eulian) com critério de ruptura J-C (Johson-Cook) e constantes J-C obtidas experimentalmente.

Ceretti et al. (2000) simula a operação de torneamento em 3D e compara os resultados da simulação com resultados experimentais. Arrazola e Özel (2008) também simularam o torneamento em 3D, mas modelaram a ferramenta considerando que a mesma não apresenta um canto vivo na aresta de corte.

Outros pesquisadores se interessaram em estudar a simulação de usinagem de materiais endurecidos, tais como Mabrouki e Rigal (2006), Ng e Aspinwall (2002a) e Belhadi et al. (2005), cujos modelos são simulados no AbaqusTM e analisam a formação de cavaco serrilhado, Ng et al. (1999), que comparam os resultados de força e temperatura de seu modelo com aqueles obtidos experimentalmente por eles e Ng e Aspinwall (2002b), que apresentam um estudo sobre as tensões de cisalhamento.

A formação de cavaco descontínuo é objeto de estudo de Guo e Yen (2004a) em um trabalho fundamentado nos critérios de J-C e sobre o aço AISI 4340. O estudo da microusinagem é outro assunto abordado nas simulações com o MEF: Woon et al. (2008), Lai et al. (2008) e Özel et al. (Modelling and Simulation of Micro-Milling Process) desenvolveram trabalhos nos quais avaliam a influência da geometria da ferramenta sobre a formação de cavaco.

A microestrutura do material foi abordada por Liang et al. (1994) em uma pesquisa sobre os efeitos da anisotropia e dos contornos de grãos em usinagem e por Simoneau et al. (2006a, 2006b, 2007a, 2007b) em um estudo sobre a heterogeneidade dos materiais.

Com o intuito de verificar a atuação da geometria da ferramenta sobre a usinagem, Yen et al. (2004), Ranganath et al. (2007) e Özel e Zeren (2007) criaram modelos baseados em MEF.

Importantes contribuições para o desenvolvimento de modelos mais precisos vieram do estudo do atrito da interface cavaco-ferramenta, pesquisados por Arrazola et al. (2008), Haglund et al. (2008), Valiorgue et al. (2008), Özel (2006) e Özel e Altan (2000) e de experimentos realizados por Grzesik (1999, 2000).

A transferência de calor entre as várias partes do modelo e o fluxo de calor dentro de cada uma delas também é tema freqüente em pesquisas, entre as quais as de Cereti et al. (2007), Grzesik et al. (2005), Grzesik e Nieslony (2004) e Hui (2007).

Xie et al. (2005) e Lin e Pan (2004) produziram modelos de elementos finitos para prever o desgaste de ferramentas em usinagem. Nars et al. (2007), Liu e Guo (2000) e Guo e Yen (2004b) abordaram o estudo da tensão residual sobre a superfície usinada.

Muitos outros trabalhos na área relacionados à usinagem e ao MEF podem ser encontrados nos trabalhos de Mackerle (1999, 2003).

2.5. MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

2.5.1. INTRODUÇÃO

Os problemas de engenharia são, freqüentemente, modelos matemáticos de situações físicas. Em geral, estes modelos são equações diferenciais com condições de contorno e condições iniciais. As equações diferenciais, por sua vez, são obtidas pela aplicação de leis e princípios da natureza a sistemas e volumes de controle. Essas equações descrevem um equilíbrio ou balanço de massa, energia ou força. Sempre que possível, a solução exata dessas equações descrevem o comportamento detalhado de um sistema sob dadas condições (MOAVENI, 1999). Na prática, poucos problemas podem ser inteiramente descritos por equações exatas e, apesar dos esforços e dos avanços já obtidos, o processo

de formação de cavacos também parece não poder ser descrito por uma simples solução analítica. Isso se deve ao fato de haver não-linearidades envolvidas no processo, das influências mútuas que ocorrem entre temperatura, deformação plástica e dureza do material, da interação cavaco-ferramenta, da presença de geometrias complexas, entre outros fatores. Para lidar com esses tipos de problemas, nos quais a solução analítica exata é complexa e difícil de ser encontrada, recorre-se ao uso de métodos numéricos para se chegar a uma solução que, embora não seja exata, possua uma precisão aceitável.

Nos anos de 1950 um método numérico para resolução de problemas matemáticos chamado método dos elementos finitos (MEF ou FEM, de *Finite Element Methods*) começou a ser utilizado no desenvolvimento de estruturas de aviões. No MEF, o objeto de estudo é representado como um conjunto finito de elementos que são conectados uns aos outros por pontos nodais (nós), permitindo que um sistema complexo possa ser discretizado em outros mais simples formados por elementos. Ao conjunto de elementos e nós dá-se o nome de malha (*mesh*). A resposta de um elemento é caracterizada por meio de graus de liberdade que, por sua vez, são representados como os valores das incógnitas associadas aos nós. Há equações algébricas que definem a resposta de cada elemento para um dado problema e a resposta aproximada do sistema original é obtida quando se conecta todos os elementos.

Dirikolu, Childs e Maekawa (2001) citam as seguintes vantagens no uso do MEF para estudar usinagem:

- As propriedades dos materiais podem ser tratadas como funções de deformação, taxa de deformação e temperatura.
- O atrito entre cavaco e ferramenta pode ser melhor modelado.
- Características não lineares pertinentes ao processo podem ser representadas.
- Pode-se obter tensões locais e distribuição da temperatura.

Até o final dos anos de 1990, a maioria dos pesquisadores utilizava programas de MEF construídos por eles mesmos, mas o computador permitiu grandes avanços no desenvolvimento e na aplicação do método dos elementos finitos, permitindo sua utilização nas mais diversas áreas da engenharia e estimulando empresas a investirem em

programas comerciais, entre os quais o ABAQUSTM, NIKE-2D, DEFORMTM, ANSYSTM, LS-DINATM, e o uso de tais programas comerciais pelos pesquisadores têm crescido significativamente nos últimos quinze anos.

2.5.2. FORMULAÇÕES DO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

No MEF há três tipos básicos de formulação utilizados para representar o fluxo de material em relação à malha, quais sejam: o Euleriano, o Lagrangeano e o Lagrangeano-Euleriano Arbitrário (ALE, de *Arbitrary Lagrangian-Eulerian*). Cada uma dessas formulações apresenta vantagens e desvantagens que devem ser consideradas em cada problema estudado, podendo influenciar significativamente sobre os resultados obtidos.

Segundo Childs et al. (2000) e Athavale e Strenkowski (1998), na formulação Euleriana os elementos são fixos no espaço e o material flui através deles, funcionando como um volume de controle, sendo mais indicado para o estudo de escoamento do material (MOVAHHED; GADALA; ALTINTAS, 2000). Como vantagens, Pantalé et al. (2004) afirmam que esse tipo de abordagem evita grandes distorções na malha, Vaz Júnior et al. (2007) apontam o fato de que o material pode sofrer grandes deformações sem causar problemas numéricos, Vaz Júnior (2000) cita que a simulação de usinagem pode ser facilmente executada por necessitar de poucos elementos, fazendo com que, segundo Özel (2006), o tempo de simulação seja reduzido. Por outro lado, essa formulação requer que o estudo do cavaco ocorra no estado de regime permanente, pois a forma do cavaco deve ser antecipadamente definida, atuando como dado de entrada do modelo de simulação (MOVAHHED; GADALA; ALTINTAS, 2000, VAZ JÚNIOR. et al, 2007, ÖZEL, 2006, VAZ JÚNIOR., 2000, PANTALÉ et al., 2004), implicando na prévia definição do ângulo de cisalhamento (ÖZEL, 2006) e do comprimento da região de contato entre a peça e a ferramenta (VAZ JÚNIOR. et al., 2007). Além disso, a elasticidade do material é negligenciada nesta abordagem e impede o estudo de tensões residuais na superfície usinada (MOVAHHED; GADALA; ALTINTAS, 2000).

Na formulação Lagrangeana a malha é associada ao material e se deforma junto com o mesmo. Como na usinagem de metais há grandes deformações, isso pode requerer um ou mais remalhamentos (*remeshing*) durante a simulação para que a malha seja regenerada e o elemento não deforme demasiadamente e impeça a convergência da resposta das equações do MEF (PANTALÉ ET AL., 2004) ou usar uma malha bem densa (com muitos

elementos) (ÖZEL, 2006). Não importa qual das opções for a escolhida, o tempo de processamento irá aumentar. A formulação Lagrangeana também requer um critério de separação dos elementos (MOVAHHED; GADALA; ALTINTAS, 2000, VAZ JÚNIOR. ET AL, 2007, ÖZEL, 2006, VAZ JÚNIOR, 2000, PANTALÉ ET AL., 2004), o qual pode causar o descolamento de um elemento do outro pela divisão de um nó em dois ou então causar a exclusão do elemento. Esse critério pode ser baseado na distância entre o elemento e a ferramenta, na densidade de energia de deformação ou em uma deformação plástica crítica (ÖZEL, 2006). A vantagem desse método é que a formação do cavaco é função da interação entre a peça e ferramenta – como em ensaios reais, uma vez que os elementos podem se movimentar para qualquer lugar do espaço virtual – e o estudo de tal formação pode ocorrer desde a entrada da ferramenta na peça até o regime permanente do processo. Além disso, pode-se estudar a influência da geometria da ponta da ferramenta no processo de usinagem e as tensões residuais na superfície usinada.

A formulação ALE é um misto entre a Lagrangeana e a Euleriana. Nesse caso, a região da malha próxima à ponta da ferramenta é definida como sendo Euleriana e o restante da malha é definido como sendo Lagrangeano. A desvantagem é que essa abordagem também implica na necessidade de informar de antemão a forma prévia do cavaco na região da ponta da ferramenta.

2.5.3. EQUAÇÕES DE EQUILÍBRIO E TRABALHO VIRTUAL

Muitos dos problemas estudados no Abaqus envolvem encontrar uma solução para variações de forças, deslocamentos, temperatura, tensões e deformações sobre um corpo. A obtenção da solução requer que as equações de equilíbrio de momento e força sejam respeitadas em todos os momentos sobre o volume de um elemento qualquer do corpo em análise (ABAQUS THEORY MANUAL). As equações de equilíbrio podem ser divididas em dois sistemas, o estático e o dinâmico.

2.5.3.1. SISTEMAS ESTÁTICOS

Para o equilíbrio das forças, desenvolvem-se as seguintes relações:

$$\int_{S} t \ dS + \int_{V} f \ dV = 0 \tag{2.35}$$

Onde V é o volume do elemento analisado, S a superfície de tal elemento, t é a força por unidade de área aplicada sobre a superfície S e f a força por unidade de volume aplicada dentro do volume em questão.

Mas *t* pode ser escrito como função da matriz de tensão de Cauchy, como segue:

$$t = n \cdot \sigma \tag{2.36}$$

Onde *n* é o versor que aponta para fora da superfície *S* e σ é a matriz de tensão de Cauchy.

Lembrando que

$$\sigma = \sum_{i,j=1}^{3} \sigma_{ij} e_i \otimes e_j \tag{2.37}$$

Onde e_i são as três direções do plano cartesiano e σ_{ij} são os vetores de tração associados com as direções do plano.

Das equações (2.35) e (2.36) temos que:

$$\int_{S} n \cdot \sigma \, dS + \int_{V} f \, dV = 0 \tag{2.38}$$

Aplicando o teorema de Gauss pode-se reescrever a integral de superfície do primeiro termo da equação (2.38) como uma integral de volume:

$$\int_{S} n \cdot \sigma \, dS = \int_{V} \left(\frac{\partial}{\partial x} \right) \cdot \sigma \, dV \tag{2.39}$$

E então:

$$\int_{V} \left(\frac{\partial}{\partial x} \right) \cdot \sigma \, dV + \int_{V} f \, dV = 0 \tag{2.40}$$

Derivando a equação (2.40) chega-se a equação de equilíbrio espacial local para um corpo deformável:

$$\left(\frac{\partial}{\partial x}\right) \cdot \sigma + f = 0 \tag{2.41}$$

Para o momento, tem-se a equação (2.42):

$$\int_{S} (x \times t) dS + \int_{V} (x \times f) dV = 0$$
(2.42)

Onde *x* é o braço de alavanca do momento.

A base para o desenvolvimento de modelos de elementos finitos é a introdução de aproximações locais em sua formulação (ABAQUS THEORY MANUAL). Essas aproximações na formulação dos elementos finitos, em geral, são estabelecidas em termos de uma "forma fraca" das equações diferenciais em consideração (BONET; WOOD, 1997). A forma fraca é uma equação escalar simples obtida multiplicando a equação diferencial de equilíbrio por um vetor definido, com continuidade satisfatória e integrável que atua sobre o volume do elemento estudado. No caso do uso da matriz de tensão, a forma fraca é o princípio do trabalho virtual e o vetor de multiplicação é um campo de velocidade virtual, δv , o qual é completamente arbitrário, exceto pelo fato de que deve ter continuidade suficiente e respeitar as restrições cinemáticas.

Assim, multiplicando a equação (2.40) pelo vetor velocidade virtual, chega-se em:

$$\int_{V} \left[\left(\frac{\partial}{\partial x} \right) \cdot \sigma + f \right] \cdot \delta v \, dV = 0 \tag{2.43}$$

Por meio de manipulações matemáticas, a equação (2.43) torna-se a equação de trabalho virtual na forma clássica:

$$\int_{V} \boldsymbol{\sigma} : \delta D \ dV = \int_{S} \delta v \cdot t \ dS + \int_{V} \delta v \cdot f \ dV \tag{2.44}$$

Onde o operador ": " significa duplo produto escalar e $\delta D = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \delta v}{\partial x} + \left[\frac{\partial \delta v}{\partial x} \right]^T \right).$

A interpretação física do trabalho virtual é a seguinte: a taxa de trabalho realizada pelas forças externas sujeitas a um campo de velocidade virtual é igual à taxa de trabalho feita pelas tensões de equilíbrio que deformarão o corpo com o mesmo campo de velocidade virtual.

2.5.3.2. SISTEMAS DINÂMICOS

A equação de equilíbrio que rege um sistema dinâmico em elementos finitos é mostrada a seguir:

$$M\ddot{x} + C\dot{x} + Kx = F \tag{2.45}$$

Onde *M* é a matriz de massa, *C* a matriz de amortecimento, *K* a matriz de rigidez, *F* é o vetor de forças externas aplicadas, \ddot{x} é o vetor aceleração, \dot{x} é o vetor velocidade e *x* o vetor deslocamento.

O termo $M\ddot{x}$ se refere às forças inerciais, $C\dot{x}$ às forças de amortecimento e Kx às forças elásticas ou forças internas.

2.5.4. BALANÇO ENERGÉTICO

A primeira lei da termodinâmica trata da conservação de energia. Essa lei fornece uma maneira de encontrar as equações de equilíbrio de um sistema por meio da determinação da integral de um valor escalar. A lei da conservação de energia estabelece que a variação das energias cinética e potencial somadas com a variação do trabalho feito por forças nãoconservativas (externas) em um tempo t_1 até um tempo t_2 deve ser igual a zero. (DUNNE; PETRINIC, 2005).

Seja T a energia cinética, U a energia potencial e W o trabalho feito pelas forças nãoconservativas. A energia total de um sistema (L) será:

$$L = T - U + W \tag{2.46}$$

Levando isso para a análise de elementos finitos:

$$T = \frac{1}{2} \int_{V} \rho \dot{x} \cdot \dot{x} \, dV$$

$$U = \frac{1}{2} \int_{V} \sigma : \varepsilon \, dV$$

$$W = \int_{S} t \cdot x \, dS$$
(2.47)

Reescrevendo $W \operatorname{com} a \operatorname{equação} (2.36)$:

$$W = \int_{S} \boldsymbol{\sigma} \cdot \boldsymbol{n} \cdot \boldsymbol{x} \, dS \tag{2.48}$$

Aplicando o teorema de Gauss na equação (2.48):

$$W = \int_{V} \left(\frac{\partial}{\partial x}\right) \sigma \, dV \tag{2.49}$$

Onde ρ é a densidade do material, \dot{x} é o vetor velocidade, x é o vetor deslocamento, n é o versor normal à superfície S, σ é o tensor de tensão e ε é o tensor de deformação.

A potência (*P*) é definida como:

$$P = \int_{t_1}^{t_2} (T - U + W) dt \qquad (2.50)$$

Ou

$$P = \int_{t_1}^{t_2} \left(\frac{1}{2} \int_V \rho \dot{x} \cdot \dot{x} \, dV + \frac{1}{2} \int_V \sigma : \varepsilon \, dV + \int_V \left(\frac{\partial}{\partial x} \right) \sigma \, dV \right) dt \qquad (2.51)$$

Pela Primeira Lei da termodinâmica, em um ambiente adiabaticamente isolado, a variação de P deve ser igual a zero. Através de manipulações matemáticas, pode se chegar à expressão:

$$\int_{V} \left(-\rho \ddot{x} + \left(\frac{\partial}{\partial x} \right) \sigma \right) \cdot \delta \dot{x} \, dV = 0$$
(2.52)

E como $\delta \dot{x} dv$ é arbitrário,

$$-\rho \ddot{x} + \left(\frac{\partial}{\partial x}\right)\sigma = 0 \tag{2.53}$$

Recai-se sobre as equações de equilíbrio.

2.5.5. PROCEDIMENTOS NUMÉRICOS

O Abaqus oferece dois tipos de procedimento para resolver as equações do problema e encontrar a solução convergente: o implícito e o explícito. Cada um apresenta vantagens e desvantagens dependendo das condições e do tipo de análise desejado, apresentando diferentes custos computacionais.

O método implícito é encontrado no módulo Abaqus/Standard e procura a convergência a cada incremento, permitindo que o usuário escolha o tamanho do incremento bem como a utilização de um controle automático de incremento, no qual o usuário define apenas a margem de erro.

No método explícito, Abaqus/Explicit, o incremento de tempo é controlado pelo limite de estabilidade do operador de diferença central (ODC). Nesse caso o incremento é totalmente automático e, portanto, o usuário não tem meios de alterá-lo (ABAQUS THEORY MANUAL, 2004). O termo explícito refere-se ao fato de que a solução da iteração atual depende apenas da solução da iteração anterior. O ODC é resultado da expansão da serie de Taylor para deslocamentos, *x*, como abaixo (DUNNE; PETRINIC, 2005):

$$x_{(t+\Delta t)} = x_{(t)} + \dot{x}_{(t)}\Delta t + \ddot{x}_{(t)}\frac{\Delta t^2}{2} + \dots$$
(2.54)

$$x_{(t-\Delta t)} = x_{(t)} - \dot{x}_{(t)}\Delta t + \ddot{x}_{(t)}\frac{\Delta t^2}{2} - \dots$$
(2.55)

Subtraindo uma equação da outra, encontra-se a expressão para a velocidade:

$$\dot{x}_{(t)} = \frac{x_{(t+1)} - x_{(t-1)}}{2\Delta t}$$
(2.56)

E somando as equações acha-se a expressão para a aceleração.

$$\ddot{x}_{(t)} = \frac{x_{(t+1)} - 2x_{(t)} + x_{(t-1)}}{\left(\Delta t\right)^2}$$
(2.57)

Aplicando as expressões (2.56) e (2.57) na equação (2.45), chega-se em:

$$\left(\frac{1}{\Delta t^2}M + \frac{1}{2\Delta t}C\right)x_{(t+\Delta t)} = F_t - \left(K - \frac{2}{\Delta t^2}M\right)x_t - \left(\frac{1}{\Delta t^2}M - \frac{1}{2\Delta t}C\right)x_{(t-\Delta t)} \quad (2.58)$$

A equação (2.58) fornece os valores de deslocamento no final de cada incremento de tempo. Nota-se que a solução de x_{t+1} é baseada apenas nas condições de equilíbrio do instante *t*, resultando num método de integração explícita. Além disso, a solução de $x_{t+\Delta t}$ envolve x_t e $x_{t-\Delta t}$. Dessa forma, para se calcular a solução no instante Δt deve-se usar um procedimento especial. Uma vez que x_0 é conhecido (condição inicial), pode-se calcular \ddot{x}_0 através da equação de equilíbrio dinâmico (2.45) no tempo t = 0 e as equações (2.56) e (2.57) para obter x_{-t} (MARIAYYAH, 2007).

A integração implícita envolve a determinação de uma força residual a cada iteração. Essa força residual deve ser menor que uma dada tolerância (DUNNE; PETRINIC, 2005) estipulada pelo usuário do Abaqus. Uma das técnicas de integração implícita é o uso do método de Newton-Raphson em modelos lagrangeanos quasi-estáticos. Nesse caso, as equações usadas são (VAZ JÚNIOR. et al., 2007):

$$K_{(t+1)}(x_{(t+1)})\Delta x_{(t+1)} = -R_{(t+1)}(x_{(t+1)}),$$

$$R_{(t+1)}(x_{(t+1)}) = F_{(t+1)}^{\text{int}} - F_{(t+1)}^{\text{ext}}$$
(2.59)

Е

$$x_{(t+1)} = x_{(t)} + \Delta x_{(t+1)} \tag{2.60}$$

Onde $K_{(t+1)}$ é a matriz de rigidez tangente, $F_{(t+1)}^{\text{int}}$ e $F_{(t+1)}^{ext}$ são os vetores globais de força interna e externa, $\Delta x_{(t+1)}$ é o vetor das incógnitas dos deslocamentos incrementais e $x_{(t)}$ e $x_{(t+1)}$ são, respectivamente, o deslocamento anterior e atual.

O método de integração explicita é recomendado por Mariayyah (2007), Vaz Júnior. et al. (2007) e ABAQUS ANALYSIS USER'S MANUAL em situações que envolvem muita não-lineariadade ou linearidade não suave, condições de contato superficiais complexos e fragmentação. Em geral o método explícito requer um número de iterações muito maior quando comparado com o método implícito, mas há situações em que o método implícito
não consegue atingir a convergência. Além disso, há a dificuldade de o método implícito precisar resolver um sistema de equações lineares que aumenta com o número de elementos, enquanto que o explícito requer apenas a informação do estado anterior e não precisa trabalhar com inversão de matrizes. O custo computacional do método explícito é proporcional ao número de elementos do problema e ao tempo de análise pretendido e inversamente proporcional ao tamanho do menor elemento (MARIAYYAH, 2007). Isso faz com que o tempo de processamento aumente quando desejamos modelos com malha mais refinada ou quando a utilização de menos elementos ou de elementos reduzidos não é possível.

2.5.5.1. ESTABILIDADE DO MÉTODO EXPLÍCITO

O incremento de tempo do método explícito deve ser tal que permita a estabilidade do sistema durante a resolução do problema.

Considere a seguinte equação de equilíbrio:

$$\ddot{x} + \omega^2 x = 0 \tag{2.61}$$

Aplicando o ODC para resolvê-la, temos (DUNNE; PETRINIC, 2005):

$$\ddot{x}_{N} = \frac{x_{N+1} - 2x_{N} + x_{N-1}}{\left(\Delta t\right)^{2}} = -\omega^{2} x_{N}$$
(2.62)

Portanto

$$x_{N+1} - \left(2 - \omega^2 \left(\Delta t\right)^2\right) x_N + x_{N-1} = 0$$
(2.63)

Buscando soluções do tipo $x_N = A^n$ encontra-se:

$$A^{2} - \left(2 - \omega^{2} \left(\Delta t\right)^{2}\right) A + 1 = 0$$
(2.64)

Com raízes:

$$A = \left(1 - \frac{\omega^2 \left(\Delta t\right)^2}{2}\right) \pm \sqrt{\left(1 - \frac{\omega^2 \left(\Delta t\right)^2}{2}\right)^2 - 1}$$
(2.65)

E para obter estabilidade

$$|A| \leq 1 \tag{2.66}$$

O que resulta em

$$\Delta t \le \frac{2}{\omega} \tag{2.67}$$

Para um sistema com vários graus de liberdade, a condição de estabilidade é:

$$\Delta t \le \frac{2}{\omega_{\max}} \tag{2.68}$$

Onde ω_{\max} é o maior autovalor do sistema.

Devido ao fato do método explícito tender à oscilação, o Abaqus possui um coeficiente de amortecimento que pode ser usado para controlar tais oscilações e a condição de estabilidade passa a ser (MARIAYYAH, 2007):

$$\Delta t_{cr} \le \frac{2}{\omega_{\max}} \left(\sqrt{1 + \xi^2} - \xi \right) \tag{2.69}$$

Onde ξ é o amortecimento crítico no modo mais alto.

Uma estimativa conservadora do limite crítico de estabilidade relaciona o tamanho do elemento com a velocidade de onda sobre o material, da seguinte forma:

$$\Delta t \le \min \frac{L_c}{c_d} \tag{2.70}$$

E

$$c_d = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \tag{2.71}$$

Onde L é a dimensão do elemento, E é o módulo de elasticidade do material e ρ é a densidade do material.

2.5.6. GERAÇÃO DE CALOR POR DEFORMAÇÃO PLÁSTICA

Em simulações de formação de cavaco é importante considerar a quantidade de calor gerado por deformação plástica porque as propriedades mecânicas do material são dependentes da temperatura. Caso as simulações também tenham por objetivo o estudo de desgaste da ferramenta, a temperatura também pode exercer grande influência sobre o tipo e a magnitude do desgaste. Deve-se observar que a análise deverá ser completamente acoplada entre as soluções de temperatura e mecânica, pois uma influencia a outra e viceversa, precisando, portanto, ser obtidas simultaneamente. Para isso, o ABAQUS permite a introdução da fração de calor inelástico, **7**, o qual define a geração de calor causada pela deformação plástica (ABAQUS THEORY MANUAL). Segundo Mabrouki e Rigal (2006), este termo é também conhecido como a constante empírica de Taylor–Quinney e pode ser introduzido como um meio de acoplamento tensão-temperatura em análises termo-mecânicas.

O modelo que relaciona o fluxo de calor por unidade de volume é dado por (ABAQUS THEORY MANUAL):

$$r^{pl} = \eta \sigma \dot{\varepsilon}^{pl} \tag{2.72}$$

Onde r^{pl} é o fluxo de calor adicionado ao balanço energético, η é a fração de calor inelástica, a qual é assumida como constante, σ é a tensão e $\dot{\mathcal{E}}^{pl}$ é a taxa de deformação plástica.

2.5.7. MODELAGEM DO MATERIAL

Para que a simulação de formação de cavaco apresente resultados muito próximos dos reais é necessário que o comportamento dos materiais usados no modelo seja o mais fiel possível ao observado no processo de usinagem. Os materiais podem ser modelados de diferentes maneiras e em função de parâmetros variados, conforme uma breve revisão

feita por Childs (1998). Um modelo utilizado por muitos autores, entre os quais Becze e Elbestawi (2002), Ng e Aspinwall (2002), Belhadi et al. (2005) e Soo e Aspinwall (2007), é o modelo desenvolvido por Johnson e Cook (1985). O modelo Johnson-Cook (J-C) define o fluxo de tensão sobre o material em função da deformação, taxa de deformação e temperatura e é um tipo particular da plasticidade de Von Mises (NG; ASPINWALL, 2002). Os parâmetros dos materiais foram obtidos em ensaios de compressão em diferentes temperaturas.

A equação do modelo é:

$$\boldsymbol{\sigma} = \left[A + B\left(\overline{\boldsymbol{\varepsilon}}^{p} \right)^{n} \right] \left[1 + C \ln\left(\frac{\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{p}}{\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{0}} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_{0}}{T_{m} - T_{0}} \right)^{m} \right]$$
(2.73)

Aqui *A* é a tensão de escoamento do material, *B* o coeficiente de resistência, *C* a constante da taxa de deformação, *T* a temperatura, σ a tensão, T_m a temperatura de fusão, T_0 a temperatura de referência, *n* o expoente de endurecimento por deformação, *m* o expoente de amolecimento térmico e $\dot{\overline{\mathcal{E}}}_0$ é a taxa de deformação de referência.

$$\overline{\varepsilon}^{p} = \sqrt{\frac{2}{9} \left(\varepsilon_{1}^{p} - \varepsilon_{2}^{p}\right)^{2} + \left(\varepsilon_{2}^{p} - \varepsilon_{3}^{p}\right)^{2} + \left(\varepsilon_{3}^{p} - \varepsilon_{1}^{p}\right)^{2}}$$
(2.74)

Onde $\mathcal{E}_{1,\dots,3}^{p}$ são as deformações nas três principais direções.

O método dos elementos finitos precisa de um critério de fratura dos elementos para haver a ruptura do material. O modelo de fratura J-C é definido como:

$$D = \sum \frac{\Delta \mathcal{E}}{\mathcal{E}^f} \tag{2.75}$$

Onde D é o dano de um elemento $\Delta \mathcal{E}$ é o incremento de deformação plástica em uma iteração e \mathcal{E}^{f} é a deformação equivalente de fratura. Isso significa que, na prática, o material irá romper segundo um critério de máxima deformação.

A fratura ocorrerá quando D = 1.

 \mathcal{E}^{f} é definido como:

$$\varepsilon^{f} = \left[D_{1} + D_{2} \exp D_{3} \sigma^{*} \right] \left[1 + D_{4} \ln \frac{\dot{\varepsilon}^{p}}{\dot{\varepsilon}_{0}} \right] \left[1 - D_{5} \left(\frac{T - T_{0}}{T_{m} - T_{0}} \right) \right]$$
(2.76)

$$\sigma^* = \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} \tag{2.77}$$

$$\overline{\sigma} = \sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2) + (\sigma_2 - \sigma_3) + (\sigma_3 - \sigma_1)}{2}}$$
(2.78)

$$\sigma_m = \frac{1}{3} (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \tag{2.79}$$

 $D_{1,\dots,5}$ são constantes do material, $\sigma_{1,\dots,3}$ são as tensões normais sobre os eixos principais.

De acordo com (MARIAYYAH, 2007), os elementos fraturados são removidos do cálculo computacional por meio de desacoplamento matemático, porém eles continuam existindo no Abaqus para manter o número de nós e a relação entre eles.

3. MATERIAIS E MÉTODOS

3.1. ESTUDOS EXPERIMENTAIS SOBRE CORTE ORTOGONAL

Todos os procedimentos experimentais foram realizados no Laboratório de Otimização de Processos de Fabricação – OPF, no Núcleo de Manufatura Avançada – NUMA, da Escola de Engenharia de São Carlos – USP.

3.1.1. MONTAGEM EXPERIMENTAL

Os ensaios de corte ortogonal foram feitos por meio de torneamento em mergulho, a seco, para a obtenção das forças de corte. O torno usado foi um Index GU 600 CNC. Os corpos de prova usados são feitos de aço temperado AISI 4340 com dureza de 27 a 30 Rockwell C, composição química mostrada na Tabela 3.1 e apresentam como geometria inicial diâmetro externo de 55mm, diâmetro interno de 44mm, espessura de 2,2mm nas nervuras e espaçamento de 10mm entre as mesmas, conforme a Figura 3.1.



Figura 3.1 – Corpo de prova dos ensaios experimentais

O suporte usado na operação é da marca Sandvik Coromant modelo T-MAX S grampo CSKPR-L (Figura 3.2).

С	Mn	Si	Р	S	Cu	Al	Nb
0,4213	0,6512	0,2136	0,0181	0,0182	0,1265	0,0168	0,0057
X 7	NT.	3.6	711	р	C	A -	0
V	IN1	Mo	11	В	Sn	AS	Cr

(Fornecido pelo laboratório de análises químicas do Departamento de Engenharia de Materiais, Aeronáutica e Automobilística)

O inserto é do tipo SPMN 120308, sem quebra-cavacos e sem coberturas, também da Sandvik. A geometria da aresta de corte, obtida pelo uso de um perfilômetro Taylor Robson modelo Talysurf Intra 50, está detalhada na Figura 3.3, na qual fica evidente que a aresta de corte não possui um canto vivo, mas sim um chanfro de aproximadamente 0,074 mm e ângulo de 45° em relação à superfície de saída.

Uma visão geral do inserto e sua representação no modelo de elementos finitos encontram-se na Figura 3.4

A fixação do inserto no suporte faz com que os ângulos de saída e de folga, considerando o corte em mergulho, passem a ser de 5 e 6 graus, respectivamente. Fica claro que nas primeiras porções da espessura de corte (h) o ângulo de saída seja de 40 graus negativos devido ao chanfro existente no inserto e à posição de fixação do inserto.

Com o objetivo de se obter o corte ortogonal, o suporte do inserto foi modificado de tal forma que a aresta de corte fique paralela com o eixo de rotação da máquina. Para tanto, o suporte foi cortado e depois soldado com um deslocamento angular de 15° para que o ângulo de posição da ferramenta passasse de seus originais 75° para 90°, de acordo com a Figura 3.5.



Figura 3.2 – Suporte de ferramenta usado nos ensaios experimentais

Tayl	or Hob	ison - I	ultra -	Perfi	l Bruto																- 7 🛛
Arquivo	Editar	Exibir	Intra	Medir	e analisa	ir Multij	plotage	m Usu	ário Jane	ela Ajuda											
		4	and the second s	Ж	D	ß			Acabam	ento de :	super	fície		~	GO 6	╏ 🗾		Métrico	1	~	
		े tool1 २ ् ् Perfil Bri	× uto	昶	1	; 1 ×	<u>₩</u>	to to	⊵ ≫	⊕ ¾ m/Admin/Fo	€ ∄∧€ prm Taly	Lo /surf A	M Hi	iu		2/7/20	009 15:	03:53			
		micrometros	16 18 20 22 24 26 28 30 32 34 36				_	/	/	^		/					-16 -18 -20 -22 -24 -26 -28 -30 -32 -32 -34 -36	miorômetros			
			21 Por X Z	1,90 to atual 28,4020 -17,3480	28,00 mm 'µm	28,1	0 Ponto X 26 Z -1 P∨1	28,20 o de Refe 3,4765 mr 7,4280 µ 6,5957 µ	28,30 erência m m	28,40 milimetro: Dife ΔX ΔZ Afz	28, rença -0,0745 0,0800 istament	-50 mm μm :ο 0,074	28,60 5 mm	28,70	28,80	28,90]				
-39	μ 1.82μm		21	8,004m] 1m							t t t t		4						s	тор
Para obte	r ajuda,	pressio	ne F1												Fo	orm Talysurf	f 1.040	mm/Normal		a	admin
📲 In	iciar		(° e	9	🦗 Ta	ylor Hob	son - µll		👸 edu	1.JPG - Pair										PT 🔇 🖳	15:07

Figura 3.3 – Geometria da aresta de corte do inserto obtida pelo perfilômetro.



Figura 3.4 – Geometria do inserto usado nos ensaios experimentais (medidas em mm)



Figura 3.5 – Forças atuantes na ferramenta devido ao ângulo de posição: F_c = força de corte e F_f = força de avanço

A montagem do experimento pode ser vista na Figura 3.6 e na Figura 3.7. A Tabela 3.2 mostra os parâmetros de corte dos ensaios realizados, na qual é possível verificar que os parâmetros variados durante os ensaios são a velocidade de corte e o avanço.

O dinamômetro empregado na aquisição de forças é um Kistler 9121, o qual funciona como porta-ferramenta. Os sinais oriundos do dinamômetro passaram por um amplificador Kistler 5019. Os sinais amplificados foram recebidos por um módulo de entrada e saída de sinais da National Instruments (NI) modelo BNC-2120 e enviados para a placa de aquisição Analógico/Digital (A/D) PCI-NI 6040E instalada em um microcomputador. Por fim, os sinais são capturados por um aplicativo desenvolvido em LabView, conforme a Figura 3.8.

A Figura 3.9 ilustra o fluxo de dados descrito anteriormente.



Figura 3.6 – Montagem experimental – vista geral da máquina



Figura 3.7 – Montagem experimental: suporte preso ao dinamômetro e da posição da ferramenta em relação à peça.



Figura 3.8 - Amplificador ao lado do microcomputador com o aplicativo de aquisição de sinais



Figura 3.9 – Estrutura do fluxo de dados do sistema de monitoramento.

	Tubelu 312 1 uruniet		55 experimentais
		Parâmet	ros de corte
	Número de engeio	Velocidade de	Velocidade de
1	Numero do ensalo	corte (m/min)	avanço (mm/rev)
	1	80	0,08
	2	80	0,10
	3	150	0,08
	4	150	0,10
	5	150	0,15

 Tabela 3.2 – Parâmetros de corte dos ensaios experimentais

3.2. ESTUDOS NUMÉRICOS SOBRE O CORTE ORTOGONAL

As simulações numéricas foram realizadas no programa comercial de elementos finitos Abaqus/Explicit 6.5.1 com a finalidade de reproduzir os ensaios experimentais descritos no Capítulo 3.

3.2.1. MODELO NUMÉRICO

O modelo desenvolvido usa a formulação Lagrangeana, ou seja, não há uma predefinição da forma do cavaco, e também o método dinâmico/explícito para resolver o problema. Com o intuito de facilitar a modelagem, a operação de torneamento usada nos ensaios experimentais foi adaptada para uma operação de aplainamento equivalente, na qual o avanço (f) equivale à espessura de corte (h) de mesma magnitude e a velocidade de corte manteve-se a mesma (Figura 3.10). as forças de corte obtidas por este modelo correspondem às forças de corte do experimento e as forças passivas deste modelo correspondem às forças de avanço experimentais.



Figura 3.10 – Modelo adaptado do ensaio experimental para o simulado (adaptado de Bil, Kiliç e Tekkaya (2004))

Uma vez que o foco do estudo é o corte ortogonal, o modelo foi feito em 2D, admitindo que a deformação perpendicular ao plano de trabalho (plano da superfície usinada) seja uniforme. O uso de modelos em 2D diminui consideravelmente o tempo computacional quando comparado com modelos em 3D.

Os ângulos de saída e de folga da ferramenta são de 5 e 6 graus, respectivamente, os mesmos usados nos ensaios experimentais. Na Figura 3.4 está o detalhe da geometria da aresta de corte da ferramenta encontrada no perfilômetro e reproduzida no modelo de elementos finitos. Vale destacar que o fato de parte da espessura de corte (h) estar sujeita a um ângulo de saída negativo é considerado por este modelo.

O tipo de elemento usado na peça foi o CPE4RT estruturado, usado para estado plano de deformação. Na ferramenta, o CPE4RT livre foi usado. Todos esses elementos permitiram o acoplamento termomecânico durante as simulações de corte.

Na Figura 3.11, nota-se que a parte superior da peça – onde haverá retirada de material – possui uma malha bem mais refinada que a parte inferior e da peça. A utilização de uma malha mais grosseira em regiões onde ocorrerá pouca ou nenhuma deformação é uma estratégia para diminuir o número de nós e elementos e, conseqüentemente, diminuir o tempo computacional. O comprimento e largura dos elementos da parte superior da peça são de 0,012mm. A altura total da peça simulada é de 0,3 mm e o comprimento de 2 mm, com exceção da simulação para a condição de corte com $v_c = 150$ m/min e f = 0,15mm/rev, pois nesse caso o comprimento usado foi de 3mm e a altura de 0,5mm para que houvesse material suficiente para a simulação.

As restrições de contorno da peça são o engaste da parte inferior e de uma região localizada na lateral esquerda inferior da peça com comprimento de 0,15 mm nos casos em que a altura da peça é de 0,30mm ou 0,25 mm quando a peça tiver altura de 0,5 mm. Sobre a ferramenta foram aplicadas restrições que a permitem apenas se deslocar no sentido horizontal para aplicar a velocidade de corte (eixo X ou eixo 1).

A velocidade de corte é constante durante todo percurso da ferramenta.

O atrito na interface cavaco-ferramenta foi implementado segundo o modelo proposto por Zorev (1965) e o coeficiente de atrito usado foi de 0,7 para velocidade de corte de 80m/s e 0,65 para velocidade de 150m/s. Esses valores foram retirados do trabalho de Grzesik (1999). A tensão máxima permitida (τ) é dada pela equação (2.33), na qual o valor da tensão de escoamento do material ($\bar{\sigma}$) foi de 938 MPa, resultando em um τ de 542 MPa.0 A temperatura ambiente do modelo é de 30°C, a mesma temperatura registrada durante os ensaios experimentais.

Uma vez que o tempo de simulação é muito pequeno (da ordem de 0,001s), este modelo considera que todo o calor gerado pelo processo permanece na peça, cavaco e ferramenta.





3.2.2. MODELAGEM DOS MATERIAIS E CRITÉRIO DE RUPTURA

O comportamento do material da peça (AISI 4340) seguiu o modelo de plasticidade de Johnson-Cook (Equação (2.73)) visto na Seção 2.5.5. O modelo de simulação criado assume que a ferramenta sofra apenas deformação elástica, por isso não faz sentido usar o modelo de J-C para descrever o comportamento de seu material. O critério de ruptura adotado para o material da peça foi o de J-C (Equação (2.75)).

As propriedades do material da ferramenta estão na Tabela 3.3 e os parâmetros relativos ao aço AISI 4340 estão na Tabela 3.4.

Nas referências pesquisadas não há um valor informado sobre o quanto o material se deforma até sua eliminação do modelo de elementos finitos. Assume-se, neste trabalho, que o elemento será excluído quando alguma de suas dimensões deformar-se mais que 2,5 (duas e meio) vezes em relação ao tamanho original.

Propriedades do material do inserto (metal du	uro)
Coeficiente de expansão térmica (µm /m K)	5,2
Densidade (kg/m ³)	11900
Coeficiente de Poisson	0,22
Calor específico (J/kg/K)	343,3
Condutividade térmica (W/m K)	120
Módulo de elasticidade (GPa)	522 (20°C)

Tabela 3.3 - Propriedades do material AISI 4340 (adaptado de Özel e Altan (1999))

Tabela	<u>3.4 – P</u> i	ropriedades	do material	AISI 4340	(adaj	ptado de	Johnson	e Cook	(1985)))

Propriedades do material da peça (AISI 4340)				
A (MPa)	792			
B (MPa)	510			
С	0,014			
m	1,03			
n	0,26			
\mathcal{E}_0	1			
D1	0,05			
D2	3,44			
D3	-2,12			
D4	0,002			
D5	0,61			
T _{melt} (K)	1793			
Densidade (kg/m ³)	7830			
Módulo de elasticidade (GPa)	200			
Coeficiente de Poisson	0,29			
Calor específico (J kg ⁻¹ K ⁻¹)	477			
Coeficiente de expansão térmica (K ⁻¹)	11,5 ~ 10,6			
Condutividade térmica (W/m K)	38			

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1. RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Foram realizados três ensaios para cada conjunto de parâmetros de corte propostos e o valor médio desses ensaios estão relacionados nos gráficos da Figura 4.1 até a Figura 4.5. O valor médio das forças em regime permanente estão na Tabela 4.1.



Figura 4.1 – Resultados experimentais do ensaio 1: $v_c = 80$ m/min e f = 0,08mm/rev. Fc = Força de corte e Ff = Força de avanço.



Figura 4.2 – Resultados experimentais do ensaio 2: $v_c = 80$ m/min e f = 0,10mm/rev. Fc = Força de corte e Ff = Força de avanço.



Figura 4.3 – Resultados experimentais do ensaio 3: $v_c = 150$ m/min e f = 0,08mm/rev. Fc = Força de corte e Ff = Força de avanço.



Figura 4.4 – Resultados experimentais do ensaio 4: $v_c = 150$ m/min e f = 0,10mm/rev. Fc = Força de corte e Ff = Força de avanço.



Figura 4.5 – Resultados experimentais do ensaio 5: $v_c = 150$ m/min e f = 0,15mm/rev. Fc = Força de corte e Ff = Força de avanço.

Observa-se que as forças crescem desde zero até um valor relativamente estável. A aresta toca a peça e inicia o corte com uma espessura de corte crescente até que se estabeleça um valor constante, após uma volta da peça, já que, devido aos movimentos de giro da peça e linear da ferramenta se estabelece uma "espiral de Arquimedes". Assim, os valores de força de corte e de avanço se estabilizam após um tempo diferente para cada situação, dependendo do tempo de giro da peça. O valor estável será aquele usado para comparar com a simulação por FEM. Após atingir o valor constante de espessura de corte ainda há uma certa oscilação das forças a qual tem sua origem em vibrações mecânicas do sistema máquina-peça-ferramenta, de imperfeições na formação de cavacos, devido a processos de aderência, inclusões no material da peça, curvatura do cavaco e contato com a peça para quebra, desgaste da aresta, etc. No caso em questão, pode-se dizer que as oscilações foram devidas a adesões instáveis na superfície de saída, possivelmente devido ao uso de aresta sem cobertura, com adicional instabilidade dinâmica, própria de corte ortogonal de mergulho, e também à estrutura cristalina do material, policristalina e heterogênea. Adicionalmente, há oscilações provocadas por ruptura, a qual acontece de maneira aleatória, muitas vezes à frente da aresta, fazendo com que as forças oscilem.

Condições de corte	Força de corte média em regime permanente (N)	Força de avanço média em regime permanente (N)
80m/min – 0,08mm/rev	457,69	337,87
80m/min – 0,10mm/rev	529,01	343,77
150m/min - 0,08mm/rev	392,96	280,63
150m/min - 0,10mm/rev	455,66	299,02
150m/min – 0,15mm/rev	601,56	318,71

Tabela 4.1 – Forças médias de corte e de avanço em regime permanente obtidas experimentalmente

Imagens dos cavacos obtidas pelos ensaios experimentais estão na Figura 4.6 até a Figura 4.10 e as espessuras dos cavacos foram medidas e encontram-se na Tabela 4.2.

Condiçãos do conto	Espessura (mm)						
Condições de corte	Ensaio A	Ensaio B	Ensaio C	Média			
80m/min – 0,08mm/rev	0,110	0,113	0,116	0,113			
80m/min – 0,10mm/rev	0,139	0,149	0,142	0,144			
150m/min – 0,08mm/rev	0,102	0,115	0,107	0,108			
150m/min – 0,10mm/rev	0,113	0,112	0,119	0,114			
150m/min – 0,15mm/rev	0,152	0,155	0,147	0,151			



Figura 4.6 – Cavacos do ensaio $v_c = 80$ m/s e f = 0,08mm/rev



Figura 4.7 - Cavacos do ensaio $v_c = 80$ m/s e f = 0,10mm/rev



Figura 4.8 – Cavacos do ensaio $v_c = 150$ m/s e f = 0,08mm/rev



Figura 4.9 – Cavacos do ensaio $v_c = 150$ m/s e f = 0,10mm/rev



Figura 4.10 – Cavacos do ensaio $v_c = 150$ m/s ef = 0,15mm/rev

A partir dos dados da Tabela 4.2 pode-se aplicar as Equações (2.14) e (2.15) e o valor de 5º referente a γ para verificar o ângulo de cisalhamento pelo método de Merchant, o que leva aos valores da Tabela 4.3.

	Resultados					
Condições de corte	R _c	(graus)				
80m/min – 0,08mm/rev	1,413	36,91				
80m/min – 0,10mm/rev	1,437	36,44				
150m/min – 0,08mm/rev	1,351	38,25				
150m/min – 0,10mm/rev	1,145	43,29				
150m/min – 0,15mm/rev	1,010	47,19				

Tabela 4.3 – Valores de R_c e de acordo com o método de Merchant sobre os valores obtidos

De posse dos valores médios das forças de corte e de avanço pode-se calcular o coeficiente de atrito aparente em cada uma das condições ensaiadas, através da seguinte relação:

$$\mu = \arctan\left(\frac{F_f}{F_c}\right) \tag{4.1}$$

A Tabela 4.4 contém os valores dos coeficientes de atrito aparente calculados em cada uma dos ensaios experimentais feitos.

Condições de corte	Coeficiente de atrito aparente
80m/min – 0,08mm/rev	0,636
80m/min – 0,10mm/rev	0,576
150m/min – 0,08mm/rev	0,620
150m/min – 0,10mm/rev	0,581
150m/min – 0,15mm/rev	0,487

Tabela 4.4 – Valores do coeficiente de atrito aparente experimental

Os valores encontrados para o coeficiente de atrito estão na mesma faixa de valores encontrados por Grzesik (1999), cujos valores foram usados para a simulação numérica.

4.2. RESULTADOS OBTIDOS POR SIMULAÇÃO NUMÉRICA (FEM)

Os resultados das forças de corte e de avanço obtidos na simulação estão desde a Figura 4.11 até a Figura 4.15 e as forças médias, de corte e de avanço, estão na Tabela 4.5.

As forças, de avanço e de corte, são o resultado da soma das forças de reação atuante em cada um dos nós contidos na ferramenta. A força de reação na direção X, ou 1, corresponde à força de corte e a força de reação na direção Y, ou 2, corresponde à força de avanço. Os gráficos de força são o resultado de uma média móvel de 7 termos sobre os valores originais, os quais apresentam oscilações que talvez pudessem ser amortizadas pelo uso de coeficientes de amortecimento no modelo.

Da Figura 4.16 até a Figura 4.20 pode-se ver a evolução da formação de cavaco e o gradiente de temperatura respectivo a cada condição de corte, em Kelvin. Além disso, o ângulo de cisalhamento é facilmente identificável. A Tabela 4.6 mostra o ângulo de cisalhamento encontrado em cada situação simulada.



Figura 4.11 – Resultados simulados: $v_c = 80$ m/min e f = 0.08mm/ver



Figura 4.12 – Resultados simulados: $v_c = 80$ m/min ef = 0,10mm/ver



Figura 4.13 – Resultados simulados: $v_c = 150$ m/min e f = 0,08 mm/rev



Figura 4.14 – Resultados simulados: $v_c = 150$ m/min ef = 0,10mm/ver



Figura 4.15 – Resultados simulados: $v_c = 150$ m/min ef = 0,15mm/rev

Vale lembrar que o período de simulação do processo de formação de cavacos foi inferior a 0,001 s. Isso se deve ao longo tempo de computação requerido, assim como à instabilidade numérica que pode acontecer, já que para simular a ruptura do material da peça, elementos são eliminados, assim que algum ponto destes atinge o critério de ruptura. No entanto, estes intervalos de tempo foram suficientes para uma completa estabilização do processo de formação de cavacos, assim como das forças de corte e de avanço.

Pode-se observar também que as forças de corte e de avanço oscilam devido a vibrações mecânicas, já que a simulação usou um modelo dinâmico. As freqüências de vibração não podem ser analisadas, uma vez que as massas envolvidas na simulação são muito inferiores àquelas utilzadas nos experimentos. Essas oscilações são provocadas pelo processo de ruptura do material, o qual, segundo modelado, obedece ao modelo de JC. Nesse modelo a ruptura pode se dar em qualquer ponto da região de formação de cavacos e acontecerá no elemento que primeiro atingir o critério de ruptura adotado. Assim, muitas vezes a ruptura acontece imediatamente à frente da aresta, aliviando as forças e provocando retorno elástico da peça ou da ferramenta. Ambas estão elasticamente deformadas durante a formação de cavaco.

Há também um período de crescimento das forças antes da estabilização, embora por motivos diferentes daqueles observados nos ensaios experimentais. Na simulação a aresta de corte inicia o contato com a peça em um ponto apenas, crescendo em área de contato até a completa formação do cavaco. Assim as forças crescem durante esse período até seus valores estáveis. Não há, no entanto, variação na espessura do cavaco, como aconteceu experimentalmente e nem novo contato do cavaco com a peça após sua curvatura e quebra. Sendo assim, pode-se comparar os valores de forças após sua estabilização em ambos os casos, o que é feito mais à frente.



Figura 4.16 - Temperatura (K) na simulação: $v_c = 80$ m/min ef = 0,08mm/rev



Figura 4.17 - Temperatura (K) na simulação: $v_c = 80$ m/min e f = 0,10 mm/rev



Figura 4.18 - Temperatura (K) na simulação: $v_c = 150$ m/min e f = 0,08mm/rev



Figura 4.19 - Temperatura (K) na simulação: $v_c = 150$ m/min ef = 0,10mm/rev



Figura 4.20 - Temperatura (K) na simulação do ensaio 1: $v_c = 150$ m/min ef = 0,15mm/rev

Para a simulação de temperatura não foram levados em conta as perdas de calor por convecção, assim como a propagação do calor para a peça, ou ferramenta. Nestes casos, um tempo de simulação maior seria necessário, o que não foi possível devido ao "custo computacional" e possível instabilidade numérica.

		Força de avanço média
Condições de corte	Força de corte média em	em regime permanente
	regime permanente (N)	(N)
80m/min – 0,08mm/rev	438,98	228,75
80m/min - 0,10mm/rev	509,06	248,86
150m/min - 0,08mm/rev	381,06	198,82
150m/min - 0,10mm/rev	491,85	243,82
150m/min - 0,15mm/rev	649,37	230,80

Tabela 4.5– Forças médias de corte e de avanço em regime permanente obtidas pela simulação

Condições de corte	Ângulo de cisalhamento () (graus)
80m/min - 0,08mm/ver	35
80m/min - 0,10mm/ rev	35
150m/min – 0,08mm/ rev	35
150m/min – 0,10mm/rev	35
150m/min – 0,15mm/rev	37

Tabela 4.6– Ângulos de cisalhamento obtidos pelas simulações

Tabela 4.7– Espessura dos cavacos obtida pelas simulações		
Condições de corte	Espessura do cavaco (<i>b_{ch}</i>) (mm)	
80m/min – 0,08mm/rev	0,090	
80m/min – 0,10mm/rev	0,140	
150m/min – 0,08mm/rev	0,123	
150m/min – 0,10mm/rev	0,151	
150m/min – 0,15mm/rev	0,176	

Analisando desde a Figura 4.21 até a Figura 4.25, pôde-se estimar um erro calculado segunda a Equação (4.2), considerando-se que os dados experimentais são os corretos.

$$Erro(\%) = \frac{(ForçaExperimental - ForçaSimulada)}{ForçaExperimental} 100$$
(4.2)

Nota-se que, comparativamente, os valores simulados de força de corte apresentaram-se bem próximos aos valores da força obtida experimentalmente, mostrando erro médio de 5,36%, conforme a Tabela 4.8. Por outro lado, os resultados da força de avanço apresentaram erro médio de 27,2%.

Embora os valores medidos experimentalmente também contenham erros, estima-se que a principal fonte de erros ainda esteja no modelo e nas constantes do material, obtidas por meio de artigos. Para melhor entender e estudar esse aspecto, uma máquina de ensaios do tipo *Hopkinson Split Bar Test* (HSBT) seria de fundamental importância, possibilitando fazer ensaios dos materiais a serem usinados e adquirir valores mais adequados das constantes das equações dos modelos de material e de ruptura.

Outro aspecto discutível é a eliminação de elementos no modelo numérico, algo que não condiz com a realidade, mas que é indispensável para que o modelo FEM funcione, evitando deformações excessivas nos elementos.

Os valores de atrito usados nos modelos numéricos também influem nos resultados e são ligeiramente diferentes daqueles observados nos ensaios experimentais. Além disso, o valor de tensão máxima de cisalhamento é sempre aquele valor definido no início da simulação, ou seja, esse valor, na realidade, pode ser função da temperatura, por exemplo, o que alteraria o modelo de atrito, puramente coulombiano até o momento.

Pode-se observar na Tabela 4.9 que os valores do ângulo de cisalhamento () obtidos pelas equações de Merchant tendem, de maneira geral, a aumentar conforme se aumenta o avanço e, por conseqüência, a diferença entre esses valores e os simulados também aumenta, uma vez que os ângulos de cisalhamento simulados apresentam variação apenas em uma situação de corte. A diferença entre esses valores pode ser justificada pelo fato de que Merchant não considerava efeitos térmicos ou de recalcamento em seu modelo

A simulação também permite a verificação da temperatura e de sua variação ao longo do processo de usinagem, porém o curto tempo de simulação, devido a esforços e tempo computacionais, pode ser um empecilho a análises mais detalhadas e precisas de transferência de calor entre a peça e a ferramenta. Porém, apesar dessas dificuldades, o modelo pode oferecer uma boa estimativa das forças de corte, embora o modelo necessite de alguns ajustes para uma melhor avaliação das forças de avanço.

A espessura do cavaco é difícil de ser comparada, pois há eliminação de elementos durante a simulação e, além disso, os cavacos resultantes dos experimentos não possuem duas superfícies paralelas, dificultando a obtenção da espessura do cavaco de maneira confiável, o que pode levar a erros.



Figura 4.21 – Comparação dos resultados experimentais e simulados do ensaio 1: $V_c = 80$ m/min e $V_f = 0,08$ mm/rev



Figura 4.22 – Comparação dos resultados experimentais e simulados do ensaio 2: $V_c = 80$ m/min e $V_f = 0,10$ mm/rev



Figura 4.23 – Comparação dos resultados experimentais e simulados do ensaio 3: $V_c = 150$ m/min e $V_f = 0.08$ mm/rev



Figura 4.24 – Comparação dos resultados experimentais e simulados do ensaio 4: $V_c = 150$ m/min e $V_f = 0,10$ mm/rev



Figura 4.25 – Comparação dos resultados experimentais e simulados do ensaio 5: $V_c = 150$ m/min e $V_f = 0.15$ mm/rev

Tabela 4.8 – Erros encontrados na simulação					
	Erro (%)				
Condições de corte	Força de corte	Força de avanço			
80m/min – 0,08mm/rev	4,09	32,30			
80m/min – 0,10mm/rev	3,77	27,61			
150m/min - 0,08mm/rev	3,03	29,15			
150m/min - 0,10mm/rev	7,94	18,46			
150m/min - 0,15mm/rev	7,95	27,58			
Erro médio	5,36	27,02			

Tabela 4.9 - Comparação entre os valores de ângulo de cisalhamento simulados e estimados

~	Angulo de cisalhamento () (graus)		
Condições de corte	Estimado (Merchant)	Simulado	
80m/min – 0,08mm/rev	36,91	35	
80m/min – 0,10mm/rev	36,44	35	
150m/min – 0,08mm/rev	38,25	35	
150m/min - 0,10mm/rev	43,29	35	
150m/min – 0,15mm/rev	47,19	37	

	Espessura do cavaco (b _{ch}) (mm)		Erro (%)
Condições de corte	Experimental	Simulado	
80m/min – 0,08mm/ver	0,113	0,090	20,35
80m/min – 0,10mm/ver	0,144	0,140	2,78
150m/min - 0,08mm/rev	0,108	0,123	13,89
150m/min - 0,10mm/rev	0,114	0,151	32,46
150m/min – 0,15mm/rev	0,151	0,176	16,56

Tabela 4.10 – Comparação entre os valores da espessura de cavaco simulado e experimental

5. CONCLUSÕES

Diante dos resultados obtidos no presente trabalho pode-se chegar às seguintes conclusões:

- O corte ortogonal em processo de torneamento pode ser simulado por meio de um programa de Elementos Finitos (FEM) usando-se modelos clássicos de material e de ruptura, com resultados de força e de temperatura.
- Os resultados simulados para as forças de corte e de avanço, quando comparados aos experimentais produziram erros médios de 5,36% e de 27,02%, respectivamente. Esses erros podem estar relacionados aos dados do material, os quais foram retirados de literatura. Uma máquina de ensaios seria desejável para que esses erros pudessem ser minimizados.
- O modelo de atrito na superfície de saída da ferramenta, assim como os valores de coeficiente de atrito também têm fundamental importância para uma melhor concordância entre os valores simulados e os experimentais.
- As formas dos cavacos obtidos na simulação foram semelhantes àquelas observadas nos experimentos.
- O ângulo encontrado para o plano de cisalhamento nas simulações divergiu daquele calculado usando-se equações obtidas por meio de modelos analíticos clássicos. Medições experimentais não foram possíveis nesse trabalho, sendo os cálculos analíticos realizados por medições na espessura dos cavacos obtidos.
- Uma avaliação mais detalhada das temperaturas envolvidas no processo torna-se inviável já que não há uma referência experimental e os tempos de simulação são muito curtos.
5.1. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Medir a temperatura experimentalmente para comparação com valores simulados.
- Vencer os problemas numéricos permitindo simulações por tempo mais longo para que a comparação de temperatura possa ser mais realista.
- Usar modelos de materiais heterogêneos.
- Considerar o desgaste da ferramenta.

6. REFERÊNCIAS

ABAQUS ANALYSIS USER'S MANUAL – Version 6.5.1. Conteúdo do programa ABAQUS.

ABAQUS THEORY MANUAL – Version 6.5.1. Conteúdo do programa ABAQUS.

ALBRECHT, P. New developments in the theory of the metal-cutting process. Part I: the ploughing process in metal cutting. **ASME Journal Of Engineering For Industry.** P. 348-358, 1960.

ALBRECHT, P. New developments in the theory of the metal-cutting process. Part II: the theory of chip formation. **ASME Journal Of Engineering For Industry.** P. 557-567, 1961.

ALTAN, T.; VAZQUEZ, V. Status of process simulation using 2d and 3d fem. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 71, p. 49-63, 1997.

ALTINTAS, Y. **Manufacturing Automation:** metal cutting mechanics, machine tool vibrations and CNC design. New York: Cambridge University Press, 2000.

ANAGONYE, A. U.; STEPHENSON, D. A. Modeling Cutting Temperatures for Turning Inserts With Various Tool Geometries and Materials. **Transactions of the ASME.** Vol. 124, p. 544-552, 2002.

ARRAZOLA, P. J.; ÖZEL, T. Numerical modelling of 3-D hard turning using Arbitrary Eulerian Lagrangian finite element method. **International Journal of Machining and Machinability of Material.** Vol. 3, n. 3, 2008.

ARRAZOLA, P.J.; UGARTE, D.; DOMINGUEZ, X. A new approach for the friction identification during machining through the use of finite element modeling. **International Journal of Machine Tools & Manufacture.** Vol. 48, p. 173–183, 2008.

ASM Metals HandBook - Machining Processes. Vol. 16, 1989.

ASTAKHOV, V.P. On the inadequacyof the single-shear plane model of chip formation. **International Journal of Mechanical Sciences.** Vol. 47, p. 1649–1672, 2005.

ASTAKHOV, V.P. Tribology of metal cutting. Great Britain: Elselvier, 2006.

ATHAVALE, S.M.; STRENKOWSKI, J.S. Finite element modeling of machining: from proof-of-concept to engineering applications. **Proceedings of the CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations**. Atlanta, USA, p. 203-216, 1998.

BÄKER, M. Finite element investigation of the flow stress dependence of chip formation. **Journal of Materials Processing Technology.** Vol. 167, p. 1–13, 2005.

BÄKER, M. The influence of plastic properties on chip formation. **Computational Materials Science.** Vol. 28, p. 556–562, 2003.

BECZE, C.E., ELBESTAWI, M.A. A chip formation based analytic force model for oblique cutting. **International Journal of Machine Tools & Manufacture,** vol. 42, p. 529–538, 2002.

BELHADI, S. et al. Experimental and numerical study of chip formation during straight turning of hardened AISI 4340 steel. **J. Engineering Manufacture,** Part B, vol. 219, p. 515-524, 2005.

BIL, H.; KILIÇ, S. E.; TEKKAYA, A. E. A comparison of orthogonal cutting data from experiments with three different finite element models. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. Vol. 44, p. 933–944, 2004.

BONET, J.; WOOD, R.D. Nonlinear continuum mechanics for finite element analysis. Cambridge: Cambridge University Press, 1997.

BOOTHROYD, G.; KNIGHT, W.A. **Fundamentals of machining and machine tools.** 2nd ed. New York: Marcel Dekker, 1989.

BOOTHROYD, G.; KNIGHT,W.A. Fundamentals of Machining and Machine Tools. 3th ed., CRC Press, 2006.

BUDAK, E.; OZLU, E. Development of a thermomechanical cutting process model for machining process simulations. **CIRP Annals - Manufacturing Technology.** Vol. 57, p. 97-100, 2008.

CARROLL, J. T. III; STRENKOWSKI, J. S. Finite element models of orthogonal cutting with application to single point diamond turning. **Int. J. Mech. Sci**. Vol. 30, n. 12, p. 899-920, 1988.

CERETTI, E. et al. Application of 2D FEM to chip formation in orthogonal cutting. **Journal of Materials Processing Technology.** Vol. 59, p. 169-180, 1996.

CERETTI, E. et al. Turning simulations using a three-dimensional FEM code. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 98, p. 99-103, 2000.

CERETTI, E.; FILICE, L.; UMBRELLO, D.; MICARI, F. ALE Simulation of Orthogonal Cutting a New Approach to Model Heat Transfer Phenomena at the Tool-Chip Interface. **Annals of the CIRP.** Vol. 56, n.1, p. 69-72, 2007.

CERETTI, E.; LUCCHIA, M.; ALTAN, T. FEM simulation of orthogonal cutting- serrated chip formation. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 95, p. 17-26, 1999.

CERETTI, E.; TAUPIN, E.; ALTAN, T. Simulation of Metal Flow and Fracture Applications in Orthogonal Cutting, Blanking, and Cold Extrusion. **Annals of the CIRP.** Vol. 46, p. 187-190, 1997.

CHEN, Z. G.; BLACK, J. T. FEM Modeling in Metal Cutting. Manufacturing Review. Vol. 7, n. 2, p. 120-133, 1994.

CHILDS, T.H.C. et al. Metal Machining: Theory and Applications. London: Arnold, 2000.

CHILDS, T.H.C. Friction modelling in metal cutting. Wear. Vol. 260, p. 310-318, 2006.

CHILDS, T.H.C. Material property needs in modeling metal machining. Machining Science and Technology. Vol. 2, n. 2, p. 303-316, 1998.

CHILDS, T.H.C. Numerical experiments on the influence of material and other variables on plane strain continuous chip formation in metal machining . **International Journal of Mechanical Sciences.** Vol. 48, p. 307–322, 2006a.

CHIU, W. K.; YU, K. M.; MAN, K. H. Chip form modelling and chip-forming animation in oblique cutting. **International Journal of Computer Integrated Manufacturing.** Vol. 20, n. 8, p. 781 – 793, 2007.

COELHO, R.T.; NG, E.-G.; ELBESTAWI, M.A. Tool wear when turning hardened AISI 4340 with coated PCBN tools using finishing cutting conditions. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. Vol. 47, p. 263–272, 2007.

COUQUE, H.; BOULANGER, R.; BORNET, F. A modified Johnson-Cook model for strain rates ranging from 10-³ to 105 s-1. **J. Phys. IV France.** Vol. 134, p. 87-93, 2006.

DAUTZENBERG, J.H.; VEENSTRA, P.C.; VAN DER WOLF, A.C.H. the minimum energy principle for the cutting process in theory and experiment. **Annals of the CIRP**. Vol. 30, n. 1, p. 1-4, 1981

DAVIM, J. P.; MARANHÃO, C. A study of plastic strain and plastic strain rate in machining of steel AISI 1045. **Materials and Design.** Vol. 30, n. 1, p. 160-165, 2009.

DAVIM, J.P.**Machining**: Fundamentals and Recent Advances. Springer-Verlag London Limited, 2008.

DEGARMO, E.P.; BLACK, J.T.; KOSHER, R.A. Materials and processes in manufacturing. Eighth edition. NJ: Prentice Hall, 1997.

DINIZ, A.E.; MARCONDES, F.C.; COPPINI, N.L. **Tecnologia da usinagem dos materiais.** 5^a ed. São Paulo: Artliber, 2006.

DIRIKOLU, M.H.; CHILDS, T.H.C. Modelling Requirements for Computer Simulation of Metal Machining. **Turk J Engin Environ Sci.** Vol. 24, p. 81 – 93, 2000.

DIRIKOLU, M.H.; CHILDS, T.H.C.; MAEKAWA, K. Finite element simulation of chip flow in metal machining. **International Journal of Mechanical Sciences.** Vol. 43, p. 2699–2713, 2001.

DUNNE, F.; PETRINIC, N. Introduction to Computational Plasticity. New York: Oxford University Press, 2005

ELBESTAWI, M. A.; SRIVASTAVA, A. K.; EL-WARDANY, T. I. A Model for Chip Formation During Machining of Hardened Steel. Annals of the CIRP. Vol. 45, p. 71-76, 1996.

ERNST, H.; MERCHANT, M.E. Chip formation, friction and high quality machined surfaces. **Surface Treatment of Metals, ASM**. Vol. 29, p. 299–378, 1941.

FANG, N. Slip-line modeling of machining with a rounded-edge tool - Part I: new model and theory. **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**. Vol. 51, p. 715 – 742, 2003a.

FANG, N. Slip-line modeling of machining with a rounded-edge tool - Part II: analysis of the size e,ect and the shear strain-rate. **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**. Vol. 51, p. 743 – 762, 2003b.

FERRARESI, D. Fundamentos da usinagem dos metais. 9^a ed. São Paulo: Edgard Blücher, 1977.

FERREIRA, A.B de H., **Novo Dicionário da Língua Portuguesa**. 2^a ed. Rio de Janeiro: Editora Nova Fronteira, 1986.

GROOVER, M.P. **Fundamentals of modern manufacturing** – materials, process and systems. 2nd ed. Hoboken, NJ, USA: John Willey & Sons, 2002.

GRZESIK, W. A Revised Model for Predicting Surface Roughness in Turning. Wear. Vol. 194, p. 143-148, 1996.

GRZESIK, W. Advanced Machining Processes of Metallic Materials. Elselvier, 2008.

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

GRZESIK, W. Experimental investigation of the influence of adhesion on the frictional conditions in the cutting process. **Tribology International.** Vol. 32, p. 15-23, 1999.

GRZESIK, W. An integrated approach to evaluating the tribo-contact for coated cutting inserts. **Wear.** Vol. 240, p. 9-18, 2000.

GRZESIK, W. An Investigation of the Thermal Effects in Orthogonal Cutting Associated with Multilayer Coatings. **CIRP Annals - Manufacturing Technology.** Vol. 50, Issue 1, p. 53-56, 2001.

GRZESIK, W. Analytical Models Based on Composite Layer for Computation of Tool-Chip Interface Temperatures in Machining Steels with Multilayer Coated Cutting Tools. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, Volume 54, Issue 1, Pages 91-94, 2005.

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

GRZESIK, W.; ZALISZ, Z.; NIESLONY, P. Friction and wear testing of multilayer coatings on carbide substrates for dry machining applications. **Surface and Coatings Technology**. Vol. 155, p. 37–45, 2002.

GU, L.Z. et al. Computer simulation and optimization of metal cutting process for mild carbon steels. **Journal of Materials Processing Technology.** Vol. 129, p. 60-65, 2002.

GUO, Y.B.; WEN, Q. A hybrid modeling approach to investigate chip morphology transition with the stagnation effect by cutting edge geometry. **Transactions of NAMRI/SME.** Vol. 33, p. 469-476, 2005.

GUO, Y.B.; YEN, D. W. A FEM study on mechanisms of discontinuous chip formation in hard machining. **Journal of Materials Processing Technology**. Vol. 155–156, p. 1350–1356, 2004.

GUO, Y.B.; YEN, D. W. Hard turning versus grinding - the effect of process-induced residual stress on rolling contact. **Wear.** Vol. 256, p. 393-399, 2004a.

HAGLUND, A.J.; H.A. KISHAWY, H.A.; ROGERS, R.J. An exploration of friction models for the chip-tool interface using an Arbitrary Lagrangian–Eulerian finite element model. **Wear.** Vol. 265, p. 452–460, 2008.

HANCOCK, J. W.; MACKENZIE, A. C. On the mechanisms of ductile failure in highstrength steels subject to multi-axial stress-states. **J. Mech. Phys. Solids.** Vol. 24, p. 147-169, 1976.

HILL, R. The mechanics of machining: a new approach. Journal of the Mechanics and Physics of Solids. Vol. 3, p. 47-53, 1954.

HORTIG, C.; SVENDSEN, B. Simulation of chip formation during high-speed cutting. **Journal of Materials Processing Technology.** Vol. 186, p. 66–76, 2007.

HUI, H.H. **Simulação da formação de cavacos usando fem** (*finite element method*) – *temperatura e força*. 2007. 121f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Produção) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2007.

JOHNSON, G. R.; COOK, W. H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. **Engineering Fracture Mechanics.** Vol. 21, n. 1, p. 31-48, 1985.

KALPAKJIAN, S.; SCHMID, S.R. **Manufacturing enginnering and technology.** 4th ed. Upper Sadle River: Prentice Hall, 2001.

KLAMECKI, B.E. Incipient chip formation in metal cutting – A three-dimension Finite Dimension Analysis, Ph.D. dissertation, University of Illinois at Urbana-Champaign, 1973.

KÖNIG, W.; KLOCKE, F. **Fertigungsverfahren, Band 1:** Drehen, Fräsen, Bohren. Auflage, Berlim : Springer - Verlag, 1999.

KOPAC, J.; KOROSEC, M.; KUZMAN, K. Determination of flow stress properties of machinable materials with help of simple compression and orthogonal machining test. **International Journal of Machine Tools & Manufacture.** Vol. 41, p. 1275–1282, 2001.

LEE, E.H.; SHAFFER, B.W. The theory of Plasticity applied to a problem of machining. **Journal of applied mechanics.** p. 405-413, December, 1951.

LEI, S.; SHIN, Y.C.; INCROPERA, F.P. Thermo-mechanical modeling of orthogonal machining process by finite element analysisInternational. Journal of Machine Tools & Manufacture. Vol. 39, p. 731–750, 1999.

LIANG, Y.; MORONUKI, N.; FURUKAWA, Y. Calculations of the effect of material anisotropy on microcutting process. **Precision Engineering.** Vol. 16, n. 2, p. 132-138, 1994.

LIN, Z.-C.; LO, S.-H. 2-D discontinuous chip cutting model by using strain energy density theory and elastic-plastic finite element method. **International Journal of Mechanical Sciences.** Vol. 43, p. 381-398, 2001.

LIN, Z.-C.; PAN, W.-C. A thermo-elastic-plastic model with special elements in a cutting process with tool flank wear. **Int. J. Math. Tools Manufact**. Vol. 34, n° 6, p. 757-770, 1994.

LIU, C.R.; GUO, Y.B. Finite element analysis of the effect of sequential cuts and tool-chip friction on residual stresses in a machined layer. **International Journal of Mechanical Sciences**. Vol. 42, p. 1069-1086, 2000.

MABROUKI, T.; RIGAL, J.-F. A contribution to a qualitative understanding of thermomechanical effects during chip formation. **Journal of Materials Processing Technology**. Vol. 176, p. 214–221, 2006.

MACHADO, A.R.; SILVA, M.B. **Usinagem dos metais.** 4^a ed. Uberlândia, MG: Editora da Universidade Federal de Uberlândia, 1999.

Machining lectures - Cutting Tool Materials of common use. Version 2 ME Indian Institute of Technology, Kharagpur. Disponível em: www.nptel.iitm.ac.in/courses/Webcourse-contents/IIT%20Kharagpur/Manuf%20Proc%20II/pdf/LM-15.pdf>. Acesso em: 03 nov. 2008.

MACKERLE, J. Finite element analysis and simulation of machining an addendum A bibliography (1996–2002). **International Journal of Machine Tools & Manufacture.** Vol. 43, p. 103–114, 2003.

MACKERLE, J. Finite element analysis and simulation of machining- a bibliography (1976-1996). Journal of Materials Processing Technology. Vol. 86, p. 17–44, 1999.

MAJUMDAR, P.; JAYARAMACHANDRAN, R.; GANESAN, S. Finite element analysis of temperature rise in metal cutting. **Applied Thermal Engineering.** Vol. 25, p. 2152–2168, 2005.

MALLOCK, A. The Action of Cutting Tools, **Proc. Royal Society.** London, Vol. 33, p. 127-139, 1881-1882.

MAMALIS, A.G. et al. Finite element simulation of chip formation in orthogonal metal cutting. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 110, p. 19-27, 2001.

MARIAYYAH, R. Experimental and numerical studies on ductile regime machining of silicon carbide and silicon nitride. 2007. 151 f. Dissertation (Doctor of Philosophy in Mechanical Engineering). University of North Carolina, Charlotte, 2007.

MAUDLIN, P. J.; FOSTER JR, J. C.; JONES, S. E. a continuum mechanics code analysis of steady plastic wave propagation in the taylor test. **Int. J. Impact Engng**. Vol. 19, n° 3, p. 231-256, 1997.

MERCHANT, M.E. Mechanics of the metal cutting process. I. Orthogonal cutting and a type 2 chip. **Journal of applied physics**. Vol. 16, n. 5, p. 267-275, 1945(a).

MERCHANT, M.E. Mechanics of the metal cutting process. II. Plasticity conditions in orthogonal cutting. **Journal of applied physics**. Vol. 16, n. 6, p. 318-324, 1945(b).

MOAVENI, S. Finite element analyses – theory and application with ANSYS. Upple Saddle River, New Jersey: Prentice-Hall, Inc., 1999.

MOVAHHEDY, M.; GADALA, M.S.; ALTINTAS, Y. Simulation of the orthogonal metal cutting process using an arbitrary Lagrangian-Eulerian Finite-element method. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 103, p. 267-275, 2000.

NASR, M.; NG, E.-G.; ELBESTAWI, M. A. Effects of Strain Hardening and Initial Yield Strength on Machining-Induced Residual Stresses. Journal of Engineering Materials and Technology. Vol. 129, p. 567-579, 2007.

NASR, M.; NG, E-G.; ELBESTAWI, M. A. Effects of workpiece thermal properties on machining-induced residual stresses - thermal softening and conductivity. **Proc. IMechE.** Part B: J. Engineering Manufacture, Vol. 221, p. 1387-1400, 2007a.

NG, E.-G. et al. Modelling of temperature and forces when orthogonally machining hardened steel. **International Journal of Machine Tools & Manufacture.** Vol. 39, p. 885–903, 1999.

NG, E.-G.; ASPINWALL, D. K. The Effect of Workpiece Hardness and Cutting Speed on the Machinability of AISI H13 Hot Work Die Steel When Using PCBN Tooling. **Transactions of the ASME.** Vol. 124, p. 588-594, 2002.

NG, E.-G.; ASPINWALL, D.K. Modelling of hard part machining. Journal of materials processing technology, vol. 127, p. 222-29, 2002a.

OHBUCHI, Y.; OBIKAWA, T. Adiabatic shear in chip formation with negative rake angle. **International Journal of Mechanical Sciences.** Vol. 47, p. 1377–1392, 2005.

OXLEY, P.L.B.; WELSH, M.J.M. Calculating the shear angle in orthogonal metal cutting from fundamental stress-strain-strain rate properties of the work material. **Proceedings of the 4**th **International Machine Tool design and Research Conference**. Oxford: Pergamon, p. 73-86, 1963.

ÖZEL, T. The influence of friction models on finite element simulations of machining. **International Journal of Machine Tools & Manufacture.** Vol. 46, p. 518–530, 2006.

ÖZEL, T.; ALTAN, T. Determination of workpiece flow stress and friction at the chip-tool contact for high-speed cutting. **International Journal of Machine Tools & Manufacture.** Vol. 40, p. 133–152, 2000.

ÖZEL, T.; ALTAN, T. Modeling of high speed machining processes for predicting tool forces, stresses and temperatures. **Proceedings of the CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations.** p. 225-234, 1998.

ÖZEL, T.; ZEREN, E. Finite Element Method Simulation of Machining of AISI 1045 Steel With A Round Edge Cutting Tool. **Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations.** P. 533-542, 2005.

PALMER, W.B.; OXLEY, P.L.B. Mechanics of orthogonal machining. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. Vol. 173, n. 24, p. 623-654, 1959.

PANTALE, O. et al. 2D and 3D numerical models of metal cutting with damage effects. **Comput. Mech. Engrg.** Vol. 193, p. 4383–4399, 2004.

PIISPANEN, V., Lastunmuodostumisen teoriaa, **Teknillinen Aikakauslehti**. Vol. 27, p. 315–322, 1937.

POLLI, M.L. Análise da estabilidade dinâmica do processo de fresamento a altas velocidades de corte. 2005. 214f. Tese (doutorado em engenharia mecânica) - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2005.

POULACHON, G.; MOISAN, A. L. Hard Turning Chip Formation Mechanisms and Metallurgical Aspects **. Transactions of the ASME** . Vol. 122, p. 406-412, 2000.

RANGANATH, S. H.; CAMPBELL, A. B.; GORKIEWICZ, D. W. A model to calibrate and predict forces in machining with honed cutting tools or inserts. **International Journal of Machine Tools & Manufacture.** Vol. 47, p. 820-840, 2007.

REDDY, R.G.; DEVOR, R.E.; KAPOOR, S.G. A mechanistic force model for combined axial-radial contour turning. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. Vol. 41, p. 1551–1572, 2001.

RITTEL, D.; LEE, S.; RAVICHANDRAN, G. A shear-compression specimen for large strain testing. **Experimental Mechanics.** Vol. 42, n. 1, p. 58-64, 2002.

SARTKULVANICH, P.; KOPPKA, F.; ALTAN, T. Determination of flow stress for metal cutting simulation—a progress report. **Journal of Materials Processing Technology.** Vol. 146, p. 61–71, 2004.

SHATLA, M.; KERK, C.; ALTAN, T. Process modeling in machining. Part I determination of flow stress data. **International Journal of Machine Tools & Manufacture.** Vol. 41, p. 1511–1534, 2001.

SHATLA, M.; KERK, C.; ALTAN, T. Process modeling in machining. Part II validation and applications of the determined flow stress data. **International Journal of Machine Tools & Manufacture.** Vol. 41, p. 1659–1680, 2001.

SHAW, M.C.; COOK, N.H.; FINNIE, I. Shear angle relationship in metal cutting. **Trans. ASME J. Eng. Indu.** Vol. 75, p. 273–288, 1953.

SIMONEAU, A.; NG, E.; ELBESTAW, M.A. Modeling the effects of microstructure in metal cutting . **International Journal of Machine Tools & Manufacture.** Vol. 47, p. 368–375, 2007a.

SIMONEAU, A.; NG, E.; ELBESTAWI, M.A. Chip formation during microscale cutting of a medium carbon steel. **International Journal of Machine Tools & Manufacture.** Vol. 46, p. 467–481, 2006.

SIMONEAU, A.; NG, E.; ELBESTAWI, M.A. Grain Size and Orientation Effects When Microcutting AISI 1045 Steel. **Annals of the CIRP**. Vol. 56, p. 57-60, 2007.

SIMONEAU, A.; NG, E.; ELBESTAWI, M.A. Surface defects during microcutting. International Journal of Machine Tools & Manufacture . Vol. 46, p. 1378–1387, 2006a.

SIMONEAU, A.; NG, E.; ELBESTAWI, M.A. The Effect of Microstructure on Chip Formation and Surface Defects in Microscale, Mesoscale, and Macroscale Cutting of Steel. **Annals of the CIRP.** Vol. 51, p 97-102, 2006b.

SMITH, G.T. Cutting tool technology – Industrial handbook. London: Springer-Verlag, 2008.

SOO, S. L.; ASPINWALL, D. K. Developments in modelling of metal cutting processes. **Proc. IMechE**., Part L: J. Materials: Design and Applications, vol. 221, p. 197-211, 2007.

SOO, S.L.; ASPINWALL, D.K.; DEWES, R.C. 3D FE modelling of the cutting of Inconel 718. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 150, p. 116–123, 2004.

STEMMER, C.E. Ferramentas de corte I. 6^a e. Florianópolis: Ed. Da UFSC, 2005.

STRENKOWSKI, J.S.; CARROL, J.T. III. A Finite Element Model of Orthogonal Meatal Cutting. Journal of Engineering for Industry, vol. 107, p. 349-354, 1985.

SUBBIAH, S.; MELKOTE, S. N. Evidence of Ductile Tearing Ahead of the Cutting Tool and Modeling the Energy Consumed in Materia. Journal of Engineering Materials and Technology. Vol. 129, p. 321-331, 2007.

T. H. C. CHILDS; K. MAEKAWA. Computer-aided simulation and experimental studies of chip flow and tool wear in the turning of low alloy steels by cemented carbide tools. **Wear.** Vol. 139, p. 235-250, 1990.

TAY, A.O. et al. Using the finite element method to determine temperature distributions in orthogonal machining. **Proc. Instn Mech. Engrs**. Vol. 188, p. 627-638, 1974.

TIME, I. **Resistance of Metals and Wood to Cutting** (in Russian). St. Petersburg, Russia: Dermacow Press House, 1870.

TRENT, E.M.; WRIGHT, P.K. Metal cutting. 4th ed. Woburn: Butterworth-Heinemann, 2000.

TRESCA, H. Mémores sur le Rabotage des Métaux, **Bulletin de la Société** d'Encouragement pour l'Industrie Nationale, 15 (1873), 585–685.

USUI, E.; SHIRAKASHI, T. Mechanics of machining – From descriptive to predictive theory, On the Art of Cutting Metals – 75 years latter, **ASME Publication PED**, vol. 7, p. 13-35, 1982

VAZ JÚNIOR, M. et al. Modelling and simulation of machining processes. Arch Comput Methods Eng. Vol. 14, p. 173–204, 2007.

VAZ JÚNIOR, M. On the numerical simulation of machining processes. J. Braz. Soc. Mech. Sci. Vol. 22, n. 2, 2000.

VIDAL, J. **Teoria do corte de metais** – estudo de algumas das principais teorias propostas e introdução a um novo desenvolvimento teórico baseado nessas teorias. 1965. 80f. Tese (Mestrado em Ciências) – Divisão de Engenharia Mecânica, Instituto Tecnológico de Aeronáutica, São José dos Campos, novembro de 1965.

WOON, K.S. et al. Investigations of tool edge radius effect in micromachining - A FEM simulation approach. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 195, p. 204-211, 2008.

WRIGHT, P.K.; ROBINSON, J.L. Material behavior in deformation zones of machining operation. **Metals Technology**. P. 240-248, May, 1977.

XIE, J.Q.; BAYOUMI, A.E.; ZBIB, H.M. FEA modeling and simulation of shear localized chip formation in metal cutting. **International Journal of Machine Tools & Manufacture.** Vol. 38, p. 1067–1087, 1998.

XIE, L.-J.; SCHMIDT, J.; SCHMIDT, C.; BIESINGER, F. 2D FEM estimate of tool wear in turning operation. **Wear.** Vol. 258, p. 1479–1490, 2005.

YEN, Y.-C.; JAIN, A.; ALTAN, T. A finite element analysis of orthogonal machining using different tool edge geometries. **Journal of Materials Processing Technology.** Vol. 146 , p. 72-81, 2004.

ZOREV, N.M. Interrelationship between shear process occurring along tool face and on shear plane in metal cutting. **Proc. Int. Eng. Res. Conf.** P. 42-49, September, 1963.

Livros Grátis

(<u>http://www.livrosgratis.com.br</u>)

Milhares de Livros para Download:

Baixar livros de Administração Baixar livros de Agronomia Baixar livros de Arquitetura Baixar livros de Artes Baixar livros de Astronomia Baixar livros de Biologia Geral Baixar livros de Ciência da Computação Baixar livros de Ciência da Informação Baixar livros de Ciência Política Baixar livros de Ciências da Saúde Baixar livros de Comunicação Baixar livros do Conselho Nacional de Educação - CNE Baixar livros de Defesa civil Baixar livros de Direito Baixar livros de Direitos humanos Baixar livros de Economia Baixar livros de Economia Doméstica Baixar livros de Educação Baixar livros de Educação - Trânsito Baixar livros de Educação Física Baixar livros de Engenharia Aeroespacial Baixar livros de Farmácia Baixar livros de Filosofia Baixar livros de Física Baixar livros de Geociências Baixar livros de Geografia Baixar livros de História Baixar livros de Línguas

Baixar livros de Literatura Baixar livros de Literatura de Cordel Baixar livros de Literatura Infantil Baixar livros de Matemática Baixar livros de Medicina Baixar livros de Medicina Veterinária Baixar livros de Meio Ambiente Baixar livros de Meteorologia Baixar Monografias e TCC Baixar livros Multidisciplinar Baixar livros de Música Baixar livros de Psicologia Baixar livros de Química Baixar livros de Saúde Coletiva Baixar livros de Servico Social Baixar livros de Sociologia Baixar livros de Teologia Baixar livros de Trabalho Baixar livros de Turismo