UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS

RICARDO ARAI

**Estudo teórico-experimental do efeito da flexão da ferramenta no processo
de microfresamento**

São Carlos
2008

RICARDO ARAI

**Estudo teórico-experimental do efeito da flexão da ferramenta no processo
de microfresamento**

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

Área de concentração:
Processos de Manufatura Avançada

ORIENTADOR:

Prof. Assoc. Reginaldo Teixeira Coelho

São Carlos
2008

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro **RICARDO ARAI**

Dissertação defendida e julgada em 15/09/2008 perante a Comissão Julgadora:

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

APROVADO

Prof. Dr. **ALDO BRAGHINI JUNIOR**
(Universidade Tecnológica Federal do Paraná/UTFPR)

APROVADO

Dr. **GHERHARDT RIBATSKI**
(Pesquisado CNPQ)

APROVADO

Prof. Associado **REGINALDO TEIXEIRA COELHO**
Coordenador do Programa de Pós-Graduação em
Engenharia de Produção

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

Dedicatória

Dedico este trabalho aos meus pais Carlos e
Margarida e à minha noiva Juliana.

Agradecimentos

Ao Professor Reginaldo Teixeira Coelho pela parceria, orientação e amizade.

Aos técnicos Achilles, Adolfo e Ariel do OPF pelo apoio durante todo o trabalho experimental.

Aos colegas do OPF, Alex, Vinicius, Felipe, Hugo, Lezzir, Cristiano, Fábio, Renato, Marcelo Del Guerra, Marcelo Batista, Kenpo, Dinho, Gustavo, Luciano, Luciana, Aldo, Alexandre, Carlos, Adriano, Sérgio, Thiago, Henrique, Denny, Hugo, Emanuel, Rafael, Vanda, Juliano, Eduardo, pelo companheirismo e ajuda.

Ao Sr. Yuji Konda da empresa OSG por fornecer dados sobre as ferramentas utilizadas no trabalho.

Ao Sr. Ulisses Tsutsumi e Eduardo Kenji Watanabe da empresa Mori Seiki por sua contribuição na programação e treinamento do centro de usinagem.

Ao Professor Luis Carlos Casteletti pelo empréstimo do sistema de microscópio.

Ao Professor Glauco Augusto de Paula Caurin e Engenheiro Leonardo Marquez Pedro pelo empréstimo do dinamômetro.

A todos os colegas da Pós-Graduação, professores e funcionários do Departamento de Engenharia de Produção Mecânica da Escola de Engenharia de São Carlos.

A Todos que de alguma forma contribuíram para a realização deste trabalho.

RESUMO

ARAI, R. (2008). Estudo teórico-experimental do efeito da flexão da ferramenta no processo de microfresamento. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2008

A flexão da ferramenta, em operações de fresamento de topo, é responsável por interferir negativamente na qualidade superficial da peça a ser usinada e, muitas vezes, pela quebra prematura da mesma. O presente trabalho tem como objetivo estudar experimentalmente os efeitos da flexão de fresas de topo com 0,8 mm de diâmetro no processo de microfresamento. Os ensaios experimentais foram realizados com o intuito de identificar quais parâmetros de corte apresentam maior influência na flexão da ferramenta. Os parâmetros de corte escolhidos para estudo foram: velocidade de corte, velocidade de avanço, profundidade de usinagem e penetração de trabalho. Os ensaios investigam, além das faixas de parâmetros recomendados pelo fabricante da ferramenta, uma condição 25% acima e outra 25% abaixo para todos os parâmetros estudados. O monitoramento de forças de corte foi realizado em todos os ensaios. As forças obtidas se mostraram diretamente relacionadas com a área de secção de corte, conforme teoria básica. Para fins comparativos, a força máxima obtida experimentalmente foi aplicada na simulação com elementos finitos (FEM – Finite Element Method) da ferramenta e indicou um comportamento similar ao de uma viga engastada. A análise microscópica do aspecto superficial da usinagem mostrou que menores avanços por dente resultam em um melhor acabamento confirmando resultados do processo convencional. O conhecimento do efeito dos parâmetros de corte no processo de microfresamento tem o intuito de oferecer informações às empresas do setor no sentido de melhorar o planejamento e processo de fabricação.

Palavras-chave: Processos de microfabricação, microfresamento, flexão de ferramenta, forças de corte.

ABSTRACT

ARAI, R. (2008). Theoretical and Experimental study on tool deflection effect in micromilling process. Master Of Science Thesis – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2008

The tool deflection, in end milling operations, is responsible to intervene negatively on the workpiece surface quality and can also cause a premature tool failure (breakage). The present work aims at studying experimentally the effects of tool deflection when end milling with 0,8 mm diameter in microoperations. The experimental tests had intended to identify which parameters of milling show more influence in tool deflection. The chosen milling parameters for the study were: cutting speed, feed rate, depth of cut and step over. The tests aim to investigate, beside the recommended parameters from the tool manufacturer, a 25% higher and 25% lower conditions. The force acquisition was made in all tests. The measured forces shown that they are directly related to the uncut chip cross section, in accordance with theory. For comparative purpose, the maximum experimental force value was applied in the finite elements method (FEM) simulation of the tool and indicates a similar behavior of an encastré beam. The microscopic analysis of the superficial aspect of the milling showed that smaller feed per tooth results in better finishing, as observed in the conventional process. The knowledge of the effect of the cutting parameters in the micromilling process has the intention of offering information for industries to improve the planning and process of manufacturing.

Keywords: Micromanufacturing, micromilling, tool deflection, cutting forces.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Fresa convencional com $\phi 6$ mm e uma microfresa com $\phi 0,2$ mm (BISSACCO, 2004 apud BISSACCO; HANSEN; DE CHIFFRE, 2005).	6
Figura 2.2 - Relação entre o tamanho do grão e a espessura de corte no fresamento convencional a esquerda e a microusinagem a direita (BISSACCO, 2004 apud BISSACCO; HANSEN; DE CHIFFRE, 2005).	7
Figura 2.3 - Efeito da aresta de corte na espessura do cavaco. Esquerda: convencional, o ângulo de saída corresponde ao nominal. Direita: microusinagem, ângulo de saída negativo (BISSACCO, 2004 apud BISSACCO; HANSEN; DE CHIFFRE, 2005).	7
Figura 2.4 - evolução dos processos de usinagem, máquinas ferramentas e instrumentos de medição (modificado, TANIGUCHI, 1983).	9
Figura 2.5 - Vantagens e desvantagens dos processos de microusinagem baseado no princípio de remoção de material (modificado, MASUZAWA, 2000).	10
Figura 2.6 - Definição do conceito de micro engenharia (modificado, ALTING, 2003).	10
Figura 2.7 - Previsão de mercado de alguns produtos MEMS/MST (modificado, NEXUS, 2005).	11
Figura 2.8 - Esquema do processo de microestereolitografia e seus produtos. (modificado, RAJURKAR; MADOU, 2005).	12
Figura 2.9 - Exemplos de peças obtidas pelo processo de usinagem química (RAJURKAR; MADOU, 2005).	13
Figura 2.10 - Exemplo de microfuração por laser (escala com $30 \mu\text{m}$) (RAJURKAR; MADOU, 2005).	13
Figura 2.11 – Escala dimensional de processos de usinagem e sua precisão (modificado de CHAE et al., 2006).	14
Figura 2.12 - Velocidade efetiva (v_e), velocidade de avanço (v_f) Velocidade de corte (v_c) (NBR 6162).	18
Figura 2.13 – Avanço por dente (f_z) (NBR 6162).	19
Figura 2.14 – Largura de usinagem, penetração de trabalho e penetração de avanço no fresamento periférico (NBR6162).	19
Figura 2.15 – Exemplos de fresamento tangencial (CIMM 2007).	20
Figura 2.16 – Exemplos de fresamento de topo (CIMM 2007).	21
Figura 2.17 - Esquema do fresamento concordante (CIMM, 2007).	22
Figura 2.18 - Esquema do fresamento discordante (CIMM, 2007).	22
Figura 2.19 – Componentes ortogonais das forças de corte no fresamento (DINIZ et al., 2001).	23
Figura 2. 20 – Geometria de corte nas fresas helicoidais (PEREZ et al., 2006).	28
Figura 2.21 - Esquema da espessura mínima do cavaco.	31
Figura 2.22 - Efeito da espessura mínima de corte no processo de microfresamento com uma ferramenta de duas arestas (modificado, FILIZ et al. 2007).	32
Figura 2.23 - Gráfico relacionando o diâmetro da ferramenta e o avanço por dente (modificado, KIM; MAYOR; NI, 2004).	33
Figura 2.24 - Foto da microestrutura analisada do aço AISI 1045 para determinar o tamanho dos grãos, onde os grãos de perlita são maiores (cinza) e os grãos de ferrita menores (branco), (SIMONEAU et al 2006a).	34
Figura 2.25 - Em (a) modelo da simulação da microestrutura na microusinagem ortogonal. Em (b) esquema da simulação convencional (SIMONEAU et al 2006a)..	34

Figura 2.26 - Resultados obtidos das simulações. Em (a) na microescala e em (b) na macroescala do aço AISI 1045 (SIMONEAU et al 2006a).....	35
Figura 2.27 - Micro fresas encontradas comercialmente. (a) e (b) ferramenta de metal duro (carboneto de tungstênio) com diâmetro de 50 μm , código 596.030.0005 (Zecha, 2007). (c) Ferramenta de metal duro com diâmetro de 7 μm (PMT, 2007).....	36
Figura 2. 28 - Vários tipos de fresas para microusinagem. (a) Microfresa convencional de duas arestas, (b) microfresa do tipo triangular com corpo estreito, (c) microfresa com perfil “D” com corpo estreito, (d) microfresa triangular afilada e (e) microfresa do tipo D afilado. 37	
Figura 2.29 - Nova geometria de ferramenta parametrizada (UHLMANN e SCHAUER, 2005).	38
Figura 2. 30 - Ferramenta esférica de diamante depositado pelo processo de litografia modificado (a) e o processo de deposição no substrato de silício (b) (RITZHAUPT-KLEISSL et al., 2005).	38
Figura 2. 31 - Interface da ferramenta com a peça causando a flexão da ferramenta devido à força de corte radial, em (a). Esquema de cálculo da flexão da ferramenta, em (b) (GIETZELT et al., 2006).	42
Figura 2. 32 - Tipos de desgaste (Modificada MACHADO e SILVA, 1999).....	43
Figura 2.33 - Rebarba de um micro furo feita com uma fresa de $\varnothing 127 \mu\text{m}$ (LEE; DORNFELD, 2004).	44
Figura 2.34 - Minimização das rebarbas, antes e depois da minimização do passe de acabamento com uma ferramenta de $\varnothing 0,2 \text{ mm}$ (URIARTE et al. 2005).	44
Figura 2.35 - Evolução do desgaste da aresta da ferramenta de $\varnothing 300 \mu\text{m}$, com rotação de 60.000 rpm, profundidade de corte de 10 μm e avanço por dente de 4 μm (URIARTE et al., 2007).	45
Figura 2.36 - Desgaste na região oposta a aresta de corte na superfície de folga (URIARTE et al., 2007).	45
Figura 2.37 - Evolução do desgaste da ferramenta e rugosidade no microfresamento de alumínio (DENKENA et al. 2006).....	46
Figura 2.38 - Gráfico da influência do avanço por dente na rugosidade superficial (TAKÁCS; VERÖ; MÉSZÁROS, 2003).	47
Figura 2.39 - Gráfico da influência da velocidade de corte na rugosidade superficial (Weule, Hüntrup e Tritschler, 2001).	48
Figura 2.40 - Defeitos superficiais: pivô, cova e vazio (Simoneau, Ng e Elbestawi, 2006b)..	48
Figura 2.41 - Categorização dos tipos de rebarba (LEE; DORNFELD, 2002 apud ROBINSON; JACKSON, 2005).	49
Figura 2.42 - Projeto de uma máquina de 5 eixos para microfresamento (BANG, LEE e OH, 2005).	51
Figura 2.43 - Exemplo de microcomponente usinado pela maquina de 5 eixos, uma turbina em (a) e seu detalhe em (b), (BANG, LEE e OH, 2005).	51
Figura 2.44 - Forças concentradas e distribuídas usadas na simulação em elementos finitos (FANG et al., 2003).	52
Figura 2. 45 - Resultados obtidos da simulação em elementos finitos (FANG et al., 2003). ..	52
Figura 2.46 - Ferramenta convencional em (a) e detalhe em (b). Nova proposta de ferramenta em (c) e detalhe em (d) (UHLMANN e SCHAUER, 2005).	53
Figura 3. 1 - Centro de Usinagem Mori Seiki NVD 1500 DCG.	54
Figura 3. 2 – Comparação do sistema de movimentação convencional e pelo centro de gravidade (MORI SEIKI, 2007).	55
Figura 3. 3 - Cone HSK do tipo E32 usado no centro de usinagem (MST Corporation, 2007).	56

Figura 3. 4 - Sistema modular de fixação por retração térmica.....	56
Figura 3. 5 – Principais erros de desbalanceamento no microfresamento (JUN et al., 2007)..	57
Figura 3. 6 – Comparação do fresamento de um canal ideal e um fresamento com desbalanceamento (modificado de LEE e DORNFELD, 2004).....	57
Figura 3. 7 – Efeito do desbalanceamento na superfície final do microfresamento de canais em alumínio AISI 6061 com fresa de ϕ 229 μ m, a_p = 115 μ m, n = 7.500 rpm e f_z = 0,847 μ m (LEE e DORNFELD, 2004).....	58
Figura 3. 8 – Efeito do desbalanceamento nas forças de corte no microfresamento do aço AISI 1045 com fresa de ϕ 0,3 mm, v_c = 30 m/min, f_z = 10 μ m e a_p = 50 μ m (SCHMIDT e TRITSCHLER, 2004).....	58
Figura 3. 9 – Efeito do desbalanceamento na emissão acústica no microfresamento de um material não metálico fresa de ϕ 0,5 mm, n = 74.000 rpm, f_z = 10 μ m e a_p = 50 μ m (JUN et al., 2007).....	58
Figura 3. 10 – Eixos de medição do sensor: forças na direção dos eixos X, Y e Z (ATI, 2008).	59
Figura 3. 11 – Montagem do sistema de aquisição.....	60
Figura 3. 12 – Interface do programa de aquisição de dados.....	61
Figura 3.13 – Dimensões da ferramenta FX-EDS-6 0.8X2.4	62
Figura 3. 14 - Ferramenta FX-EDS-6 0.8X2.4 e suas características.	62
Figura 3. 15 – Dispositivo de fixação do corpo de prova sobre o dinamômetro.....	63
Figura 3. 16 – Comportamento típico do crescimento da força de corte na presença dos desgastes de flanco e de cratera (modificado de DINIZ, 2001).	64
Figura 3. 17 – Ferramenta e montagem do corpo de prova sobre o dinamômetro.....	65
Figura 3. 18 – Detalhe dos testes experimentais. Corte discordante em (a) e corte concordante em (b).	66
Figura 3. 19 – Orientação dos eixos do perfilômetro.....	68
Figura 3. 20 – Perfilômetro <i>Talysurf Intra 50</i>	68
Figura 3. 21 – Sistema de microscopia <i>Axiotec</i> com câmera <i>DSC-NI</i> adaptada.....	69
Figura 4. 1 – Gráfico característico do primeiro passe (v_c = 18,2 m/min; a_p = 60 μ m; v_f = 370 mm/min; a_e = 800 μ m).	71
Figura 4. 2 – Gráfico característico do segundo passe com corte discordante (v_c = 18,2 m/min; a_p = 80 μ m; v_f = 370 mm/min; a_e = 500 μ m).....	72
Figura 4. 3 - Gráfico característico do segundo passe com corte concordante (v_c = 18,2 m/min; a_p = 80 μ m; v_f = 370 mm/min; a_e = 500 μ m).	73
Figura 4. 4 – Teste 1, primeiro passe (v_c = 18,2 m/ min; a_p = 80 μ m; v_f = 370 mm/min; a_e = 800 μ m).	76
Figura 4. 5 - Teste 10, primeiro passe (v_c = 18,2 m/min; a_p = 80 μ m; v_f = 370 mm/min; a_e = 800 μ m).	77
Figura 4. 6 - Teste 9, primeiro passe (v_c = 22,8 m/ min; a_p = 80 μ m; v_f = 370 mm/min; a_e = 800 μ m).	77
Figura 4. 7 - Teste 18, primeiro passe (v_c = 22,8 m/s; a_p = 80 μ m; v_f = 370 mm/min; a_e = 800 μ m).	77
Figura 4. 8 – Modelo da ferramenta em elementos finitos.....	78
Figura 4. 9 – Resultado da simulação FEM dos esforços sobre a ferramenta quando se aplicando a força de 100 N sobre a área de corte equivalente a f_z = 6,4 μ m e a_p = 80 μ m.....	79
Figura 4. 10 – Fresa de topo vista no sentido axial com os nós dos elementos escolhidos para análise na ponta da ferramenta.	80
Figura 4. 11 – Gráfico do deslocamento na direção U1 do nó 1.	80
Figura 4. 12 – Gráfico dos deslocamentos nas direções U2 e U3 do nó 4.....	81

Figura 4. 13 – Simulação de um cilindro sólido de área equivalente à secção útil da ferramenta quando se aplicando a força de 100 N sobre a área de corte equivalente a $f_z = 6,4 \mu\text{m}$ e $a_p = 80 \mu\text{m}$	82
Figura 4. 14 – Topografia típica do fundo do canal do teste 4 com corte concordante.	82
Figura 4. 15 – Topografia típica do fundo do canal do teste 13 com corte discordante.	83
Figura 4. 16 - Aspecto superficial dos passes no corte concordante.	85
Figura 4. 17 - Aspecto superficial dos passes no corte discordante.....	86
Figura 4. 18 – Aspecto superficial da influência do avanço por dente na vibração. A) $f_z = 4,8 \mu\text{m/volta}$, B) $f_z = 6,4 \mu\text{m/volta}$, C) $f_z = 8,0 \mu\text{m/volta}$, $v_c = 18,2 \text{ m/s}$ e $a_p = 80 \mu\text{m}$	87
Figura 4. 19 – Aspecto do canal, em detalhe, o diâmetro da ferramenta e penetração de trabalho.....	88

LISTAS DE TABELAS

Tabela 2. 1 – Condições de contorno e parâmetros assumidos para o cálculo de força utilizando a equação de Victor e Kienzle (SCHMIDT E TRITSCHLER, 2004).....	27
Tabela 2. 2 – Modelos para estimar as forças de corte no microfresamento (PEREZ et al., 2006).	30
Tabela 2.3 – Rigidez relativa entre as geometrias das ferramentas (FANG et al. 2003).....	37
Tabela 2. 4 – Resultados das forças para lascamento e quebra da ferramenta (FANG et al., 2003).	53
Tabela 3. 1 – Faixas de leitura do sensor de força, modelo Gamma SI-65-5, tipo DAQ F/T (ATI, 2008).....	60
Tabela 3. 2– Composição química do aço para moldes e matrizes AISI P20.....	62
Tabela 3. 3 – Parâmetros de corte recomendado pelo fabricante.	65
Tabela 3. 4 – Delineamento dos testes.....	67
Tabela 4. 1 – Resumo dos valores máximos das forças de corte no primeiro passe.	74
Tabela 4. 2 - Resumo dos valores máximos das forças de corte no segundo passe.	75
Tabela 4. 3 – Resumo das médias topográficas dos perfis dos canais.	84
Tabela 4. 4 – Valores da largura dos canais.	88

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

APC: Aresta postiça de corte

EESC: Escola de Engenharia de São Carlos

CAD: Computer Aided Design

CVD: Chemical Vapour Deposition

DCG: Driven by Center of Gravity

HRC: Hardness Rockwell C

HSK: Hohl Shaft Kegel

Lopf: Laboratório de Otimização de Processos de Fabricação

MEMS: Microelectromechanical Systems

MST: Microsystems Technology

NUMA: Núcleo de Manufatura Avançada

USP: Universidade de São Paulo

LISTA DE SÍMBOLOS

γ : ângulo de saída
 a_e : penetração de trabalho
 Al_2O_3 : óxido de alumínio
 a_p : largura de usinagem
C: Coulomb
 $D, \varnothing$: diâmetro da fresa
F: resultante da força de corte
 F_c : força de corte
 F_f : força de avanço
 F_p : força passiva
 f_z : avanço por dente
G: Giga
h: espessura do cavaco indeformado
 h_m : espessura mínima de cavaco
Hz: Hertz
k: quilo
l: comprimento útil de corte
mm: milímetro
 μm : micrômetro
m/min: metros por minuto
N: Newton
n: rotação em rotações por minuto
 κ : ângulo de posição da fresa
p: pico
Pa: Pascal
 π : pi
 r_h : raio de aresta
 R_t : raio de tangência
 R_z : rugosidade média
rpm: rotações por minuto

UR: unidade de remoção

v_c : velocidade de corte

v_f : velocidade de avanço

TiAlN: nitreto de titânio e alumínio

W: watt

WCu: tungstênio-cobre

SUMÁRIO

Dedicatória	i
Agradecimentos	ii
RESUMO	iii
ABSTRACT	iv
LISTA DE FIGURAS	v
LISTAS DE TABELAS	ix
LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS	x
LISTA DE SÍMBOLOS	xi
1. INTRODUÇÃO	1
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	6
2.1. Macro x Micro Usinagem	6
2.2. Microfabricação	8
2.2.1. Classificação	11
2.2.2. Microcomponentes	14
2.3. Microfresamento	15
2.3.1. Generalidades do processo de fresamento	17
2.3.2. Forças de corte	23
2.3.3 Cálculo das Forças de Corte no Fresamento	25
2.3.4 Espessura Mínima do Cavaco	30
2.4. Efeito de Escala (Size Effect)	33
2.5. Ferramentas de Corte	35
2.5.1. Materiais das ferramentas	39
2.5.2. Cobertura de ferramentas	40
2.6. Flexão da Ferramenta	41
2.7. Vida e Desgaste da Ferramenta	43
2.8. Rebarba e Rugosidade no Microfresamento	46
2.9. Máquinas-Ferramentas	49
2.10. Elementos Finitos	52
3. MATERIAIS E MÉTODOS	54
3.1. Máquina-ferramenta e acessórios	54
3.2. Equipamentos de medição de força	59

3.2.1. Placa de aquisição.....	60
3.3.2. Aquisição de dados.....	61
3.3. Ferramenta	61
3.4. Corpo de Prova	62
3.4.1. Dispositivo de fixação dos corpos de prova para usinagem	63
3.5. Montagem do dinamômetro	64
3.6. Método Experimental	65
3.6. Medição do Perfil Usinado.....	67
3.8. Software de Elementos Finitos.....	69
4. RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	71
4.1. Análise das Forças de Corte	71
4.1.1. Curvas de Forças.....	71
4.2. Simulação em elementos finitos	78
4.3. Resultados da análise topográfica	82
4.4. Resultados das avaliações microscópicas	85
4.4.1. Aspecto Superficial.....	85
4.4.2. Análise Dimensional.....	87
5. CONCLUSÕES	89
6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	90
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	91

1. INTRODUÇÃO

Nos últimos anos têm se dado uma ênfase ao aumento da qualidade das peças a serem fabricadas e ao mesmo tempo a redução de custo por peça. Acompanhado a isso, tem-se a diminuição da escala dimensional das peças e o aumento de sua complexidade geométrica. A busca por componentes cada vez menores foi essencialmente a mesma desde que os processos de manufatura foram estabelecidos primeiramente como uma arte/ciência - novas aplicações, melhor desempenho, redução de custo e maior qualidade (DORNFELD; MIN; TAKEUCHI, 2006).

A tendência mundial de produtos miniaturizados está aumentando e ainda é previsto um aumento considerável para os próximos anos. Isso tem favorecido o desenvolvimento das chamadas microtecnologias. Somente com a exploração de novas técnicas de fabricação será possível atender aos novos requerimentos da manufatura de microcomponentes (URIARTE et al., 2007).

A fabricação de microcomponentes teve seus primeiros desenvolvimentos nos anos 60 na indústria de relógios. Na década de 70 um tema considerado estratégico foi a mecânica de precisão, o que já implicava certa miniaturização de máquinas e dispositivos. Na década de 80 houve um crescimento mundial de pesquisas relacionadas com a microtecnologia. Nos Estados Unidos ficou conhecida como “microelectromechanical systems” (MEMS), na Europa, “microsystems technology” (MST). Nos anos 90 houve uma revolução com as tecnologias baseadas na utilização da “usinagem” química de silício (“bulk silicon micromachining”), principalmente na indústria eletrônica (FERREIRA, 2003).

Atualmente a demanda por produtos miniaturizados está aumentando em várias áreas industriais, tais como a aeroespacial, biomédica, eletrônica, ambiental, de comunicação e automotiva (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006). Exemplos de uso diário dessa tecnologia podem ser encontrados nas cabeças de impressora a jato de tinta, nos sensores das injeções eletrônicas dos automóveis, nas cabeças de discos magnéticos de computadores, nos aparelhos portáteis para dosagem de colesterol e glicose no sangue, nos conectores e comutadores para fibras ópticas, em filtros eletromecânicos para telefones celulares, entre outros (FERREIRA, 2003).

A produção em massa desses microcomponentes tem sido apontada como um desafio. A utilização de técnicas de replicação, como por exemplo, o emprego de moldes e matrizes tem se mostrado como uma solução para este problema (BISSACCO; HANSEN; DE CHIFFRE, 2005 e GIETZELT; EICHHORN; SCHUBERT, 2006).

A fabricação de moldes e matrizes pode ser alcançada por vários processos de microusinagem. Segundo Fleischer e Kotschenreuther (2007), as três tecnologias mais utilizadas na fabricação de micromoldes são o microfresamento, a microeletroerosão e o processo de microusinagem a laser.

De acordo com Schmidt e Tritschler (2004) o processo de microfresamento se sobressai em relação aos dois outros processos por ter uma boa taxa de remoção de material, boa conformidade com as faixas de tolerância, alta qualidade superficial e uma grande variedade de material que pode ser processada.

O processo de microfresamento apresenta algumas similaridades com o processo convencional de fresamento (URIARTE et al., 2007), mas não se trata de uma simples redução de escala. Na usinagem convencional a ordem de grandeza do avanço por dente (f_z) e pode ser maior que o raio da aresta (r_h), no entanto no microfresamento este avanço é igual ou menor que o r_h . As ferramentas convencionais são mais rígidas devido ao grande diâmetro, enquanto que as microfresas são mais suscetíveis à flexão devido ao seu pequeno diâmetro. No fresamento convencional a aresta de corte encontra concentrações ou volumes de materiais formados por vários grãos evitando o contato direto com partículas ou elementos mais duros, enquanto que no microfresamento, as arestas de corte encontram grãos isolados e seus contornos (ROBINSON; JACKSON; WHITFIELD, 2007).

Além disso, Robinson, Jackson e Whitfield (2007) acrescentam que o processo de microfresamento apresenta algumas limitações com relação ao desgaste excessivo da ferramenta, a necessidade de máquinas mais estáveis e superar o problema do efeito de escala.

O desgaste da ferramenta está diretamente relacionado com as forças de corte do processo. Rahman, Senthil Kumar e Prakash (2001) constataram em seus experimentos de microfresamento de cobre puro que o desgaste teve um efeito significativo nas forças de corte e o seu aumento implicou no aumento proporcional das forças. Uriarte et al. (2007) constatou que o desgaste provoca o aumento do raio da aresta e conseqüentemente afetando a espessura

mínima de corte. Kim, Mayor e Ni (2004) acrescentam ainda que a força de corte varia dependendo das propriedades do material da peça, da geometria da ferramenta e do avanço.

As forças de corte são responsáveis pela flexão da ferramenta e a sua possível quebra. A flexão da ferramenta reduz a precisão do processo gerando desvios dimensionais e a quebra da ferramenta implica na repetição do “*setup*” e produção mais lenta (FRIEDRICH, 2002).

Ainda, de acordo com Kim, Mayor e Ni (2004), a flexão da ferramenta influi na espessura mínima de corte, pois com a deformação da ferramenta, o avanço por dente pode ficar menor que a espessura mínima de corte. O efeito negativo desse problema é o corte intermitente do material onde a ferramenta pode girar momentaneamente sem remover material.

De acordo com Friedrich (2002), a flexão é causada principalmente pela penetração de trabalho, onde há um maior contato da aresta de corte e a peça. Com isso, a peça tende a ser comprimida, forçando o escorregamento da aresta sob a superfície ao invés de cisalhar e remover material. O recuo do material da peça é chamado de “*spring back*” e o autor aponta duas conseqüências: forças maiores causando flexão e uma dimensão maior.

Wang, Kweon e Yang (2005) realizaram um estudo para determinar qual parâmetro de corte tem mais influência sobre a rugosidade de superfícies produzidas pelo microfresamento. Os parâmetros considerados foram a rotação do eixo-árvore, o avanço, a profundidade de corte e o diâmetro da ferramenta. Nos experimentos foi encontrado que a rigidez da ferramenta é um importante fator na rugosidade superficial em microfresamento. E aumentando a rigidez da estrutura e ferramenta, e ainda diminuindo a vibração, obtém-se melhores resultados de qualidade superficial.

Como pode ser visto, são vários os parâmetros relacionados entre si que afetam a qualidade do processo de microfresamento. O estudo das influências desses parâmetros é foco de várias pesquisas.

Atualmente com os recentes avanços na capacidade de modelamento numérico e poder de processamento dos computadores é possível analisar operações de usinagem específicas, como a formação de cavaco (AURICH; BIL, 2006). O método de elementos finitos (FEM) tornou-se uma ferramenta significativa para superar dificuldades associadas com a análise de processos de fabricação (FANG et al., 2003).

Uma vantagem na utilização dessas ferramentas computacionais é prever os esforços de corte antes de realizar o processo físico, podendo assim, determinar as tensões máximas suportadas pela ferramenta evitando assim, a sua quebra.

Juntamente com a evolução das ferramentas computacionais, houve uma evolução das máquinas e processos de usinagem. Taniguchi (1983) antecipou que com o passar do tempo, a precisão dos equipamentos e processos iria alcançar a escala sub-micrométrica, uma realidade nos dias de hoje.

1.1. Objetivos

O presente trabalho tem o objetivo de estudar os efeitos da flexão de uma fresa de topo no processo de microfresamento encontrando os melhores parâmetros de corte para minimizá-la oferecendo uma contribuição ao desenvolvimento da tecnologia em microusinagem. Os objetivos específicos são:

- Avaliar a microusinagem com fresa de topo identificando os componentes de maior influência na flexão da ferramenta;
- Estudar os efeitos da variação dos parâmetros de corte no processo de microfresamento; e
- Simular em elementos finitos os esforços sobre uma microfresa de forma a prever os efeitos da flexão da ferramenta.

1.2. Estrutura do trabalho

Este trabalho foi estruturado e formatado seguindo as diretrizes para apresentação de dissertações da EESC-USP, procurando produzi-lo de forma a proporcionar uma leitura objetiva e concisa. Para tanto este documento é composto pelas seguintes partes:

Capítulo 1: Introdução onde se apresenta um breve contexto sobre o processo de microusinagem. Também são apresentados os objetivos desse trabalho e sua estrutura.

Capítulo 2: Apresenta a revisão da literatura abordada, necessária para um melhor entendimento do assunto estudado. Neste capítulo são abordados os temas relacionados aos processos de microfabricação, microfresamento, máquinas, ferramentas, defeitos em microusinagem entre outros.

Capítulo 3: É feita uma descrição detalhada dos equipamentos, materiais e procedimentos usados.

Capítulo 4: Apresenta as análises e discussões dos resultados obtidos.

Capítulo 5: Neste capítulo estão sintetizadas as considerações extraídas dos resultados e análises dos resultados.

Capítulo 6: Composto por sugestões para trabalhos futuros.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Macro x Micro Usinagem

A microusinagem tem várias diferenças com relação à usinagem convencional, ou macro, mas também dividem alguns traços em comum (FRIEDRICH, 2002). Alguns pesquisadores como Uriarte et al. (2007) consideram essa similaridade como uma vantagem no processo de microfresamento, pois o processo convencional já é amplamente conhecido.

Robinson, Jackson e Whitfield (2007) acrescentam que o microfresamento não pode ser assumido apenas como uma diminuição da escala e que todas as características do processo convencional irão diminuir da mesma forma. Por exemplo, a configuração da ferramenta é diferente, o diâmetro da haste da ferramenta para microfresamento pode ter mais de 10 vezes o diâmetro da região útil da mesma para o aumento de sua rigidez (Figura 2.1).

Figura 2.1 - Fresa convencional com $\varnothing 6$ mm e uma microfresa com $\varnothing 0,2$ mm (BISSACCO, 2004 apud BISSACCO; HANSEN; DE CHIFFRE, 2005).

A diminuição do diâmetro da ferramenta requer uma rotação mais elevada para atingir velocidades de corte recomendadas (LEE; DORNFELD, 2004). Por exemplo, para atingir uma velocidade de corte de 25,1 m/min com uma ferramenta de $\varnothing 0,2$ mm é necessário uma rotação de 40.000 rpm. Tal velocidade de corte pode ser considerada baixa para uma boa formação de cavacos por cisalhamento na maioria dos aços.

JUN et al., (2007) acrescentam que as ferramentas para o microfresamento devem possuir uma maior precisão, visto que, os erros de alinhamento e de batimento da ferramenta e os erros na fabricação são relativamente grandes comparados aos parâmetros do processo.

Bissaco (2004 apud BISSACCO; HANSEN; DE CHIFFRE, 2005) recorda que a redução da escala não implica na redução do tamanho dos grãos do material a ser cortado (Figura 2.2). Além disso, na usinagem convencional, a aresta da ferramenta é considerada perfeitamente afiada. Com isso, na microusinagem, a espessura de corte é, muitas vezes, menor que o raio da aresta e a formação de cavaco ocorre no raio da aresta, ocasionando um alto ângulo de saída (γ) altamente negativo (Figura 2.3).

Figura 2.2 - Relação entre o tamanho do grão e a espessura de corte no fresamento convencional a esquerda e a microusinagem a direita (BISSACCO, 2004 apud BISSACCO; HANSEN; DE CHIFFRE, 2005).

Figura 2.3 - Efeito da aresta de corte na espessura do cavaco. Esquerda: convencional, o ângulo de saída corresponde ao nominal. Direita: microusinagem, ângulo de saída negativo (BISSACCO, 2004 apud BISSACCO; HANSEN; DE CHIFFRE, 2005).

Comparado com a usinagem convencional, a qualidade das micropeças é muito mais difícil de ser controlada. Processos posteriores de acabamento, ou retrabalho são, muitas vezes, impraticáveis. Portanto, melhorar a qualidade do processo de manufatura de microcomponentes tornou-se uma ênfase no estudo de microusinagem (WANG; KWEON; YANG, 2005).

Rahman, Senthil Kumar e Prakash (2001) observaram em seu estudo que o tamanho do cavaco difere drasticamente em relação ao fresamento convencional, mas a forma do cavaco é similar. Cavacos em espiral se formam ao longo da hélice da microfresa o qual resultou no encurtamento da vida da ferramenta devido ao aumento do desgaste e o aumento das forças na superfície de saída.

A flexão da ferramenta na usinagem convencional muitas vezes é desprezada por ser muito pequena em relação à dimensão das peças. Esse problema não pode ser ignorado no microfresamento por apresentar vários efeitos negativos (WANG; KWEON; YANG, 2005), como por exemplo desvios dimensionais, baixa qualidade superficial e quebra da ferramenta.

2.2. Microfabricação

A idéia de miniaturizar dispositivos mecânicos surgiu bem antes da indústria de microeletrônica na década de 60. Nos anos 50, inúmeros laboratórios trabalhavam para desenvolver sensores com o objetivo de reduzir custos e integrá-los aos circuitos eletrônicos. Assim, ao final dos anos 50, começavam a aparecer os primeiros microssistemas formados por dispositivos eletrônicos e não eletrônicos (FERREIRA; FERNANDES, 2003).

Na década de 80, Taniguchi (1983) previu que com o passar dos anos existiriam máquinas capazes de atingir a escala sub-micrométrica de posicionamento e precisão dimensional. A Figura 2.4 mostra a evolução dos processos de usinagem, máquinas ferramentas e instrumentos de medição ao longo do tempo, prevista por esse autor. Além disso, o pesquisador contribuiu com a criação do termo nanotecnologia para designar o conjunto de estudos e aplicações relativo aos objetos e processos na escala de um nanômetro, e conceitos como a unidade de remoção (UR) definida como a quantidade de material removida em um ciclo de remoção de uma ferramenta.

Figura 2.4 - evolução dos processos de usinagem, máquinas ferramentas e instrumentos de medição (modificado, TANIGUCHI, 1983).

Masuzawa (2000) fez uma revisão do estado da arte em microusinagem levantando os requisitos necessários à microtecnologia e apresentou uma comparação entre os processos capazes de realizar microusinagem classificando-os de acordo com o seu princípio. Além disso, discute as vantagens e desvantagens dos processos de microusinagem baseado no princípio de remoção de material (Figura 2.5).

Alting et al. (2003) levanta um importante aspecto referente ao planejamento de como os microcomponentes devem ser fabricados. O processo de desenvolvimento de produtos miniaturizados deve atender ao melhor uso das microtecnologias existentes, levando em consideração as suas implicações. Para tanto os pesquisadores elaboram e definem o conceito de micro engenharia. O conceito é dividido em três etapas mostradas na Figura 2.6.

Princípio Parâmetro		Força	Derretimento Vaporização	Erosão	Dissolução
UR	Profundidade	+	+	++	++
	Largura	+	+	-	-
Material	Macio	++	++	++	+
	Duro	-	++	++	+
	Frágil	+	+	++	+
Deformação Mecânica (peça e ferramenta)		-	++	++	++
Superfície	Tensão residual	-	-	+	++
	Camada afetada pelo calor	++	-	+	++

++ Vantajoso
 + Dependente
 - Negativo

Figura 2.5 - Vantagens e desvantagens dos processos de microusinagem baseado no princípio de remoção de material (modificado, MASUZAWA, 2000).

Figura 2.6 - Definição do conceito de micro engenharia (modificado, ALTING, 2003).

A micro-engenharia pode ser definida como:

“Micro-engenharia envolve o desenvolvimento e manufatura de produtos, os quais possuem características funcionais, ou pelo menos uma dimensão na ordem de milésimo de milímetro. Os produtos são usualmente caracterizados por um alto grau de integração de funcionalidades e componentes.” (ALTING et al., 2003).

Mais recentemente, Dornfeld, Min e Takeuchi (2006) fizeram o levantamento atual das tecnologias relacionadas aos processos de microusinagem mecânica. O trabalho se concentra primeiramente nos processos de remoção de material com ferramentas de geometria definida.

Como visto a pesquisa relacionada à microtecnologia tem evoluído constantemente. Novos processos, novas máquinas e, conseqüentemente, novos produtos surgem a cada dia.

A expansão dessa tecnologia se reflete proporcionalmente nos investimentos nessa indústria. Pesquisas de mercado (Figura 2.7) prevêem um crescimento para alguns produtos MEMS/MST a taxa de 16% ao ano chegando a 25 bilhões de dólares em 2009 (NEXUS, 2006).

Figura 2.7 - Previsão de mercado de alguns produtos MEMS/MST (modificado, NEXUS, 2005).

2.2.1. Classificação

De acordo com Rajurkar e Madou (2005), os processos de produção de microcomponentes podem ser categorizados em três grupos principais:

- Aditivos
- Near-net-shape, ou net-shape
- Subtrativos

Os processos aditivos referem-se aos processos onde há adição de material na ordem micrométrica. Similar ao processo de prototipagem rápida, onde a peça final é criada camada por camada. Um exemplo deste processo é a microestereolitografia. O processo foi desenvolvido no Japão em 1992 e consiste no endurecimento de um polímero através da utilização de raios ultravioletas. A Figura 2.8 à esquerda, mostra o diagrama esquemático do funcionamento do processo. Camadas de um modelo tridimensional em CAD são convertidas em um mapa que é usado para guiar o gerador dinâmico de padrão. O raio é focado sobre a superfície de um líquido fotopolimerizável, o qual resulta na solidificação seletiva das áreas irradiadas criando uma fina camada de polímero da forma requerida. A Figura 2. 8 à direita, mostra microestruturas feitas pelo processo de microestereolitografia.

Figura 2.8 - Esquema do processo de microestereolitografia e seus produtos. (modificado, RAJURKAR; MADOU, 2005)

O processo “near-net-shape” implica na produção de peças muito próximas às dimensões finais. Entre os principais exemplos de processos, encontra-se o micro forjamento, micro estampagem e micro injeção usando moldes.

Por fim, os processos subtrativos que são aqueles em que há remoção do material caracterizando os processos de microusinagem. A microusinagem pode ser dividida pelo

princípio de remoção de material, ou fonte de energia usada, podendo ser de natureza eletro-física e química; usinagem por raio de energia; e microusinagem mecânica.

Os processos de microusinagem de natureza eletro-física e química mais comuns são a microeletroerosão e a microusinagem química (RAJURKAR; MADOU, 2005). Os mecanismos de remoção de material na microeletroerosão se fazem vantajosos em muitas aplicações. Entretanto, seu uso é limitado com respeito à tolerância e à qualidade superficial.

Figura 2.9 - Exemplos de peças obtidas pelo processo de usinagem química (RAJURKAR; MADOU, 2005).

Os lasers são ferramentas extremamente precisas para microusinagem porque seus feixes podem ser concentrados exatamente em áreas microscópicas (RAJURKAR; MADOU, 2005). Os lasers têm diversas vantagens para microusinagem: elevada flexibilidade; usinagem sem contato e sem desgaste da ferramenta e cargas em guias e rolamentos; e a habilidade de usinar uma variedade grande de materiais incluindo plásticos, metais, semicondutores, cerâmicas, e materiais que são convencionalmente difíceis de processar, como o diamante, a grafita e o vidro.

Figura 2.10 - Exemplo de microfuração por laser (escala com 30 µm) (RAJURKAR; MADOU, 2005).

De acordo com Özel, Liu e Dhanorker (2007), o aumento na popularidade da microusinagem mecânica despertou o interesse de pesquisadores para o estudo do processo de microfresamento visando melhorar a sua produtividade e também entender como esse processo se difere do convencional.

A microusinagem mecânica utiliza ferramentas de corte em máquinas precisas para fabricar peças com estrutura micrométrica e tolerâncias sub-micrométricas. (FRIEDRICH, 2002). A Figura 2.11 elaborada por Chae et al. (2006) situa onde a microusinagem mecânica se encontra em relação a sua escala dimensional e sua precisão.

Figura 2.11 – Escala dimensional de processos de usinagem e sua precisão (modificado de CHAE et al., 2006).

Dentro da microusinagem mecânica destacam-se atualmente os processos de torneamento, furação, retificação e fresamento. Sendo este último o foco deste estudo.

2.2.2. Microcomponentes

O conceito de microcomponente é considerado subjetivo pelos pesquisadores Coelho e Arai (2006). Os autores classificam o microcomponente por seu tamanho reduzido entre 10 a 100 vezes menor que um de função semelhante em escala convencional. Porém, o microcomponente pode ser considerado como o produto final direto ou indireto de processos de microusinagem.

Masuzawa (2000) fez um levantamento das aplicações dos processos de microusinagem e apresentou alguns exemplos de produtos provenientes desses processos. As aplicações de microusinagem foram divididas partindo de geometrias simples até as mais complexas. Basicamente o autor divide em quatro categorias:

- *Furos*: Os micro-furos são os produtos mais básicos da microusinagem. Furos com diâmetros entre 200 μm a 300 μm são comuns e encontrados em produtos do dia-a-dia: bicos injetores e furos de circuitos eletrônicos. Os processos de microusinagem ultra-sônica e micro eletroerosão são capazes de fazer furos com 5 μm de diâmetro.
- *Pinos*: Os micro-pinos podem ser feitos principalmente pelos processos de retificação mecânica, retificação por eletroerosão a fio (WEDG, do inglês *wired electrodischarge grinding*) e microtorneamento. O menor diâmetro possível para esses pinos se inicia em 5 μm .
- *Canais e paredes finas*: Canais e paredes na escala micrométrica podem ser alcançados principalmente pelo processo de microfresamento e micro eletroerosão. Paredes com 50 μm de espessura e 400 μm de altura foram feitas utilizando-se microfresas com $\varnothing$ 200 μm . Pelo processo de micro eletroerosão, canais com 60 μm de largura e 900 μm de profundidade são possíveis.
- *Produtos tridimensionais*: Os microcomponentes tridimensionais são caracterizados por apresentar uma maior complexidade geométrica. Entre esses tipos de produtos pode-se destacar: micro-engrenagens com $\varnothing$ 12 μm pelo processo de estereolitografia, rotores de turbina com $\varnothing$ 400 μm pelo processo de eletroerosão, micro-moldes em geral pelo processo de microfresamento entre outros.

2.3. Microfresamento

O microfresamento está emergindo como um importante processo de fabricação, pois entre os benefícios inclui a habilidade de fabricar peças na escala micro e macro, uma grande variedade de materiais com uma geometria variada e refere-se ao processo básico de fresamento usando ferramentas a partir de 10 μm de diâmetro. (LEE e DORNFELD, 2004).

O microfresamento se mostra uma técnica adequada para a manufatura de microestruturas caracterizadas pela grande relação geométrica da altura pela base e a alta complexidade tridimensional encontradas em moldes e matrizes (BISSACCO; HANSEN; DE CHIFFRE, 2005).

Essencialmente tem o mesmo princípio básico, mas, no entanto com algumas importantes diferenças:

- As ferramentas possuem pequenos diâmetros
- Requer altas velocidades de rotação
- Preocupação com desbalanceamento que se comparado com o diâmetro da ferramenta é muito maior que no fresamento convencional.
- Na usinagem convencional geralmente há necessidade de se realizar retrabalhos, como o polimento, por exemplo. No microfresamento o processamento posterior pode ser inviável devido às pequenas dimensões. Portanto, é necessário que a rugosidade e acabamento do processo sejam adequados com as especificações finais.

Algumas vantagens do processo de microfresamento sobre os outros processos de microusinagem:

- Similaridade com o processo convencional (URIARTE et al., 2007)
- Possibilidade de se trabalhar peças 3D de vários tipos de materiais (URIARTE et al., 2007).
- Produzir microestruturas pelo processo de microusinagem não envolve equipamentos complexos e caros comparando-se com o processo de litografia, por exemplo (CHERN; CHANG, 2006).
- O emprego de métodos mecânicos ainda é uma maneira competitiva para a fabricação de micropeças (CHERN; CHANG, 2006).

O microfresamento tem sido estabelecido como uma alternativa atrativa para a manufatura de microcomponentes, devido à sua flexibilidade no processamento de geometrias tridimensionais complexas (KIM; MAYOR; NI, 2004). Além disso, Fleischer e Kotschenreuther (2007) afirmam que o processo de microfresamento permite uma das maiores taxas de remoção de material e ainda, com o melhor acabamento superficial comparando com a eletroerosão e processos de usinagem por laser.

Porém, altas taxas de avanço geralmente não são alcançadas em superfícies complexas porque requerem constantes mudanças de direção com desacelerações e acelerações dos eixos da máquina (GIETZELT, EICHHORN e SCHUBERT, 2006).

2.3.1. Generalidades do processo de fresamento

O microfresamento incorpora parâmetros similares ao processo convencional. A seguir são levantados os principais parâmetros referentes ao processo de fresamento convencional.

- **Velocidade efetiva** (v_e) [m/min]

Velocidade instantânea do movimento efetivo, no ponto de corte escolhido.

- **Velocidade de corte** (v_c) [m/min]

É a velocidade instantânea do ponto selecionado sobre a aresta, no movimento de corte, em relação à peça. No fresamento, o movimento de corte é proporcionado pela rotação da ferramenta. A velocidade de corte é, então, uma velocidade tangencial mostrado na Figura 2.12 e dada pela Equação 2.1.

$$V_c = \frac{\pi \cdot D \cdot n}{1000} \quad (2.1)$$

Onde

D = diâmetro da fresa (mm)

n = rotação em rotações por minuto (rpm)

- **Velocidade de avanço** (v_f) [mm/min]

É a velocidade relativa do movimento entre a ferramenta e a peça que, juntamente com o movimento de corte, possibilita uma remoção contínua, ou intermitente, do cavaco, durante várias rotações, ou curso, da ferramenta. A velocidade de avanço pode ser dada pela Equação 2.2 e é mostrada na Figura 2.12.

$$v_f = f_z \cdot n \cdot z \quad (2.2)$$

Onde

f_z = avanço por dente (mm/dente)

z = número de dentes

Figura 2.12 - Velocidade efetiva (v_e), velocidade de avanço (v_f) Velocidade de corte (v_c) (NBR 6162).

- **Avanço por dente (f_z) [mm/dente]**

É o percurso de avanço por dente ou aresta de corte por volta ou curso da ferramenta, medido na direção do avanço. Corresponde à distância entre duas superfícies consecutivas em usinagem, medida na direção do avanço. O avanço por dente é mostrado na Figura 2.13 e é dado pela Equação 2.3.

$$f_z = \frac{f}{z} \quad (2.3)$$

Onde

f = avanço por rotação ou curso

Figura 2.13 – Avanço por dente (f_z) (NBR 6162).

- **Profundidade ou largura de usinagem (a_p) [mm]**

É a quantidade que a ferramenta penetra na peça, medida perpendicularmente ao plano de trabalho (na direção do eixo da fresa). No fresamento frontal, a_p corresponde à profundidade de usinagem e no fresamento periférico, à largura de corte.

- **Penetração de trabalho (a_e) [mm]**

É a quantidade que a ferramenta penetra na peça, medida no plano de trabalho e perpendicular à direção de avanço.

- **Penetração de avanço (a_f) [mm]**

Grandeza de penetração da ferramenta, medida no plano de trabalho na direção de avanço (figura 2.14).

Figura 2.14 – Largura de usinagem, penetração de trabalho e penetração de avanço no fresamento periférico (NBR6162).

- **Fresamento tangencial**

No fresamento periférico (ou tangencial) a superfície a ser usinada se encontra, de modo geral, paralela ao eixo-árvore. A largura de usinagem (a_p) é significativamente maior que a penetração de trabalho (a_e). A Figura 2.15 mostra alguns exemplos e operações de fresamento tangencial.

- Fresamento de formas complexas
- Fresamento periférico ou tangencial
- Fresamento de ranhuras e contornos
- Fresamento de ranhuras (chavetas)
- Fresamento de guias prismáticas
- Fresamento de ranhuras com perfil constante
- Fresamento de canais
- Fresamento de roscas

Figura 2.15 – Exemplos de fresamento tangencial (CIMM 2007).

- **Fresamento de frontal**

Nesse tipo de fresamento a superfície a ser usinada se encontra normalmente perpendicular ao eixo da fresa. A penetração de trabalho (a_e) é consideravelmente maior que a largura de usinagem (a_p).

No fresamento frontal, pode ocorrer simultaneamente o fresamento concordante e discordante. Tomando uma aresta em particular, primeiro ocorre o engajamento em fresamento discordante. A espessura do cavaco cresce até um valor máximo na linha que passa pelo centro da fresa e com direção igual à do avanço. A partir deste ponto o corte passa a ser concordante. A espessura do cavaco decresce até a aresta da ferramenta sair da peça. A Figura 2.16 mostra alguns exemplos e operações de fresamento de frontal.

- Fresamento frontal
- Fresamento de cantos a 90°
- Fresamento de ranhuras em T
- Fresamento de guias em forma de cauda de andorinha
- Fresamento de canais
- Faceamento

Figura 2.16 – Exemplos de fresamento de topo (CIMM 2007).

- **Fresamento concordante**

O sentido de rotação da fresa concorda com do avanço da peça no ponto de contato. O corte inicia-se com a espessura máxima do cavaco e a força de corte tende a apertar a peça contra a mesa.

Figura 2.17 - Esquema do fresamento concordante (CIMM, 2007).

- **Fresamento discordante**

Os sentidos das velocidades de corte e de avanço são opostos. A espessura do cavaco cresce durante a sua formação. Neste caso, a espessura do cavaco é mínima no início do corte e máxima no final. Assim, no momento da entrada do gume, não há corte, mas apenas o esmagamento de material. Conseqüentemente os esforços e a tendência a vibrações na ferramenta são maiores.

Figura 2.18 - Esquema do fresamento discordante (CIMM, 2007).

2.3.2. Forças de corte

Basicamente as forças no fresamento durante a usinagem convencional são as mesmas aplicadas ao processo de microfresamento. A resultante da força de corte (F_c) é distribuída sobre as áreas da ferramenta em contato com o cavaco e a peça (PÉREZ et al. 2007). A ferramenta é responsável pela deformação local de material e conseqüente formação de cavaco. Para simplificar o estudo dessa força, considera-se que ela atua em um único ponto localizado no gume cortante. De maneira geral, a direção e o sentido da força são difíceis de determinar (CIMM, 2007).

A força de usinagem (F_u) é a resultante de várias componentes de força: força de corte (F_c), força de avanço (F_f), força de apoio (F_{ap}) e força de profundidade ou passiva (F_p), mostrado de forma tridimensional na Figura 2.19 (DINIZ et al., 2001).

Figura 2.19 – Componentes ortogonais das forças de corte no fresamento (DINIZ et al., 2001).

- Força de Corte F_c (tangencial), projeção de F_u na direção de corte.
- Força de avanço F_f tem o mesmo sentido e direção da velocidade de avanço v_f .
- Força de apoio F_{ap} (axial) é a componente de F_u perpendicular à direção de avanço, situada no plano de trabalho.
- Força efetiva de corte F_e , projeção de F_u sobre a direção efetiva de corte.

Assim, têm-se as seguintes relações, onde F_t é a força ativa e F_{ap} é a força de apoio:

$$F_t = \sqrt{(F_{ap}^2 + F_f^2)} \quad (2.4)$$

$$F_{ap} = \sqrt{(F_t^2 - F_f^2)} \quad (2.5)$$

A força resultante (F_u) pode ser decomposta em forças ativas e passivas de usinagem. As forças ativas são aquelas descritas sobre o plano de trabalho e contribuem para a potência de usinagem e as forças passivas são aquelas descritas em um plano perpendicular ao plano de trabalho e afetam a ferramenta na sua flexão elástica, que pode, dependendo da intensidade, provocar vibrações no sistema (BATISTA, 2007).

Assim, tem-se a seguinte relação entre as forças de usinagem ativa e passiva:

$$F_u = \sqrt{(F_p^2 + F_t^2)} \quad (2.6)$$

As forças de corte contêm importantes informações para a mecânica e a dinâmica do processo. A qualidade da superfície usinada é ditada pelas características estáticas e dinâmicas dessas forças. Acrescentado a isso, as forças do processo são críticas para o desenvolvimento de ferramentas e máquinas, assim como determinar o consumo de potência e a produtividade (FILIZ et al. 2007)

De acordo com Schmidt e Tritschler (2004) as forças de corte representam uma condição de contorno para a limitação da vida da ferramenta por quebra assim como para a flexão da ferramenta.

Masuzawa (2000) e Alting et al. (2003) acrescentam que as forças de corte representam uma das desvantagens do processo que tem grande influência na precisão da usinagem e é um fator limitante por causa da deformação elástica da ferramenta e/ou peça.

No microfresamento, o raio de aresta da ferramenta tende a ser na mesma ordem que a largura de usinagem e penetração de trabalho (PÉREZ et al. 2007). Assim, o raio da aresta pode variar de milésimos a centésimos de milímetros. Portanto, há um raio de concordância nesta região da ferramenta que une as superfícies de saída e de folga. Nessa região age uma força passiva, responsável apenas por deformar o material da peça, não contribuindo para a formação de cavaco. Essa força é conhecida como *plowing force* (RODRIGUES, 2005). As forças de atrito e as forças devido à deformação do material não contribuem para a remoção

de material, e ainda podem ter uma significativa proporção na força de corte (PÉREZ et al. 2007).

Os experimentos realizados na microfabricação de eletrodos de tungstênio-cobre (WCu) sinterizado, por Ulmann, Piltz e Schauer (2005), constataram que o aumento da velocidade de avanço implicou no aumento das forças de corte.

Rahman, Senthil Kumar e Prakash (2001), relatam em suas investigações de microfresamento de cobre puro que quando há desgaste da ferramenta, a aresta de corte perde a sua geometria aumentando as forças de corte. Esse aumento contribui para a flexão da ferramenta e a precisão geométrica do componente é deteriorada.

A medição das forças de corte na microusinagem representa uma dificuldade devido à alta frequência de rotação e à baixa magnitude das mesmas. Além disso, Uhlmann e Schauer (2005) apontam que durante as medições, pode haver uma diferença de amplitude entre as arestas da ferramenta durante uma volta. As causas disto podem ser o desgaste irregular nas arestas da ferramenta, ou um erro de batimento entre as arestas.

2.3.3 Cálculo das Forças de Corte no Fresamento

A flexão da ferramenta no microfresamento é uma resposta das forças de usinagem em função de vários fatores como: a geometria da ferramenta, condições de corte, desgaste da ferramenta, lubrificação entre outros fatores (DOW et al., 2003). De acordo com Bissacco et al. (2005), a escolha das condições de corte no processo de microfresamento deveria ser baseada nas previsões das forças de corte.

As forças de corte representam uma condição de contorno decisiva que limita a vida da ferramenta pela sua quebra assim como a sua flexão, comprometendo a exatidão geométrica. A previsão confiável das forças de corte no processo de microfresamento é essencial para o projeto das ferramentas, assim como o planejamento das operações para atingir a máxima produtividade e qualidade (PEREZ et al., 2006).

Basicamente a força de corte pode ser expressa pela relação (DINIZ et al., 2001):

$$F_c = k_s \cdot A \quad (2.7)$$

Onde

k_s = pressão específica de corte

A = área da secção de corte

Muitos pesquisadores utilizam variações dessa relação. No fresamento a área da secção de corte varia em função do ângulo de posição da ferramenta. A precisão para predeterminar as forças de corte está relacionada diretamente com as informações coletadas.

A pressão específica de corte (k_s) possui vários fatores que influenciam o seu valor (DINIZ et al., 2001). Entre esses fatores destacam-se:

- *Material da peça*: O aumento da porcentagem de alguns elementos químicos na composição do material da peça. Por exemplo, o aumento da porcentagem de Carbono causa o aumento do valor de k_s .
- *Material e geometria da ferramenta*: O material da ferramenta e/ou seu recobrimento está diretamente relacionada com o atrito entre a peça e a ferramenta. A cobertura de nitreto de titânio, por exemplo, tende a diminuir o atrito e propiciar um valor de k_s menor.
- *Secção de corte*: a pressão específica de corte diminui com o aumento da área da secção de corte. A diminuição de k_s está relacionada com o aumento do avanço f , que aumenta a velocidade de avanço e o aumento da profundidade de corte.
- *Velocidade de corte*: a presença da aresta postiça de corte (APC) tende a diminuir o valor de k_s devido ao efeito de aumento do ângulo efetivo de saída que a aresta postiça de corte proporciona. Na ausência de formação de APC, o valor de k_s diminui com o aumento da velocidade devido à diminuição da deformação e da dureza do cavaco e também a diminuição dos coeficientes de atrito.
- *Condições de lubrificação e refrigeração*: influi sobre a pressão específica de corte modificando as condições de atrito entre cavaco e ferramenta.
- *Estado de afiação da ferramenta*: na presença somente do desgaste de flanco, a pressão específica de corte aumenta à medida que o desgaste cresce devido ao aumento do atrito peça-ferramenta. Quando o desgaste de cratera aparece

juntamente com o desgaste de flanco, o crescimento de k_s já não é tão proeminente.

Cisneros (2006), ainda ressalta que no fresamento frontal, a espessura média do cavaco não seja inferior a 0,1 mm, para que a pressão específica de corte não seja muito elevada.

Um exemplo de aplicação da relação da pressão específica (k_i , no caso da equação 2.8) e área da secção de corte para estimar as forças no microfresamento foram realizados por Schmidt e Tritschler (2004) utilizando o equacionamento de Victor e Kienzle que apresenta vários coeficientes de correção influenciados por alguns fatores onde: K_{wv} =influência do material da ferramenta, K_{ver} =influência do método, K_v =influência da velocidade de corte, K_γ =influência do ângulo de saída e K_{ws} =influência do desgaste da ferramenta.

$$F_i = k_i \cdot a_p \cdot h^{1-m_i} \cdot K_{wv} \cdot K_{ver} \cdot K_v \cdot K_\gamma \cdot K_{ws} \quad (2.8)$$

Onde as condições de contorno foram assumidas de acordo com a Tabela 2.1:

Tabela 2. 1 – Condições de contorno e parâmetros assumidos para o cálculo de força utilizando a equação de Victor e Kienzle (SCHMIDT E TRITSCHLER, 2004).

Condição de Contorno		Parâmetro	Valor
Material	AISI 4140	$K_{c1.0,01}$	2370
		$K_{cn1.0,01}$	2720
		$1-m_{c1.0,01}$	0,86
Ferramenta	Carbeto de Tungstênio	$1-m_{cn1.0,01}$	0,71
		K_{wv}	1,3
Velocidade de corte, v_c	30 m/min	K_{wver}	1,3
Ângulo de penetração, ω	90°	K_v	1,2
Profundidade de corte, a_p	10 μ m	K_γ	1,1
Avanço por dente, f_z	3 μ m	K_{ws}	1,3

$$F_f = \frac{F_c(\phi) \cos \phi + F_{cn} \phi \sin \phi}{\sin^2 \phi + \cos^2 \phi} \quad (2.9)$$

$$F_{fn} = \frac{F_c(\phi) \sin \phi - F_{cn} \phi \cos \phi}{\cos^2 \phi + \sin^2 \phi} \quad (2.10)$$

Aplicando os valores da Tabela 2.1 e utilizando as Equações 2.9 e 2.10 para transferir as forças axiais e tangenciais em coordenadas da peça, onde, neste caso, F_f é a força no sentido do avanço, F_{fn} é a força normal ao avanço e ϕ é o ângulo de posição da ferramenta, foi obtido: $F_f = 0,32\text{N}$ e $F_{fn} = 0,66\text{N}$

Esses valores foram considerados baixos por Schmidt e Tritschler (2004) quando comparados com as forças obtidas experimentalmente. Os pesquisadores atribuem essa diferença à incerteza de estimar os fatores de correção da Equação 2.8.

Outro exemplo da utilização da relação entre a pressão específica de corte e área da secção de corte foi proposta por Perez et al. (2006). As forças de corte que são geradas ao longo da aresta de corte na direção do avanço e a direção normal ao avanço podem ser expressas como:

$$F_x = -0.5k_s \frac{r f_z}{\tan \lambda_s} [p(\varphi_s - \varphi_e) + (\sin^2 \varphi_s - \sin^2 \varphi_e) + 0.5 p(\sin 2\varphi_s - \sin 2\varphi_e)] \quad (2.11)$$

$$F_y = 0.5k_s \frac{r f_z}{\tan \lambda_s} [(\varphi_s - \varphi_e) - p(\sin^2 \varphi_s - \sin^2 \varphi_e) + 0.5 (\sin 2\varphi_s - \sin 2\varphi_e)] \quad (2.12)$$

Figura 2. 20 – Geometria de corte nas fresas helicoidais (PEREZ et al., 2006).

Dow et al. (2003) propõem um modelo de cálculo de força de corte no microfresamento levando em consideração as propriedades do material a ser usinado, como a dureza e o módulo de elasticidade, o coeficiente de atrito da ferramenta na peça, a geometria da ferramenta, rotação do eixo árvore, avanços e profundidade de corte. O modelo pode ser escrito como:

$$F_c = \frac{HA_c}{3} \left(\frac{\cot \gamma}{\sqrt{3}} + 1 \right) + \mu_f A_f \left(0.62 H \sqrt{\frac{43H}{E}} \right) \quad (2.13)$$

$$F_t = \frac{\mu HA_c}{3} \left(\frac{\cot \gamma}{\sqrt{3}} + 1 \right) + A_f \left(0.62 H \sqrt{\frac{43H}{E}} \right) \quad (2.14)$$

Onde:

F_c = Força de corte na direção da velocidade de corte

F_t = Força de corte perpendicular a força de corte

H = Dureza do material da peça a ser trabalhada

E = Módulo de elasticidade do material da peça a ser trabalhada

A_c = Área seccional do cavaco

A_f = Área de contato entre a peça e a superfície de folga da ferramenta

μ = Coeficiente de atrito entre a superfície de saída da ferramenta e a peça

μ_f = Coeficiente de atrito entre a peça e a superfície de folga da ferramenta

γ = ângulo de cisalhamento do cavaco

Uma dificuldade encontrada para determinar as forças de corte no microfresamento utilizando a pressão específica de corte é que os dados, na maioria das vezes, foram encontrados em condições ideais de usinagem (como por exemplo, considerar o corte ortogonal no fresamento ou considerar o material da peça homogêneo) e foram mensurados sem perturbações.

Os pesquisadores Perez et al. (2006) fizeram um levantamento de modelos para o cálculo das forças de corte no microfresamento. A Tabela 2.2 sumariza alguns modelos para estimar as forças de corte.

Tabela 2. 2 – Modelos para estimar as forças de corte no microfresamento (PEREZ et al., 2006).

Modelos Baseados em:		Cálculo da força de corte
Plano de Cisalhamento		$F_c = \frac{\tau_s b h}{\sin \phi_n} \cdot \frac{\cos(\rho_n - \gamma_n)}{\cos(\phi_n + \rho_n - \gamma_n)}$
Linhas de deslizamento ou fluxo (<i>Slip line fields</i>)		$F_c = \int p \sin \theta \, ds + \int k \cos \theta \, ds$
Força específica de corte		$F_c = k_s h a_p$
Métodos numéricos		$F_c = [B]^T [D] [B] [\delta]$

2.3.4 Espessura Mínima do Cavaco

O raio da aresta e baixos valores de avanço por dente evidenciam o fenômeno da espessura mínima do cavaco muito comum no processo de microfresamento. No fresamento frontal, a espessura do cavaco varia de zero até um valor próximo ao avanço por dente (ÖZEL; LIU; DHANORKER, 2007). A espessura do cavaco no fresamento frontal está relacionada com o ângulo de posição da ferramenta.

$$h_{\max} = f_z \cdot \sin \phi \quad (2.15)$$

Onde

$h_{\max}$ = Espessura máxima do cavaco

ϕ = Ângulo de posição da ferramenta

O conceito de espessura mínima do cavaco implica em que a profundidade de corte, ou avanço por dente, seja maior que certo valor de espessura para o cavaco se formar. Quando a espessura do cavaco indeformado (h) é menor que uma espessura crítica mínima (h_m), deformações elásticas ocorrem e a ferramenta não remove nenhum material (Figura 2.21 a). Assim que a espessura de cavaco indeformado ultrapassar um valor mínimo, então o cavaco é

formado pelo cisalhamento do material, mas ainda há alguma deformação elástica (Figura 2.21 b). Com isso, a profundidade de corte fica menor que a profundidade desejada. No entanto, com o aumento da espessura do cavaco indeformado além da espessura mínima, a deformação elástica diminui significativamente e a profundidade de corte é removida quase que totalmente, como cavaco (Figura 2.21 c) (CHAE; FREIHEIT, 2006).

Figura 2.21 - Esquema da espessura mínima do cavaco.

Conseqüentemente, um raio de aresta menor causa a formação antecipada do cavaco resultando em corte do material (ÖZEL, LIU e DHANORKER, 2007).

Filiz et al. (2007) investigaram o efeito da espessura mínima de corte no processo de microfresamento com uma ferramenta de duas aresta (Figura 2.22). O cavaco não é criado antes que a espessura mínima de corte seja alcançada (a). Quando a espessura do cavaco ultrapassa a espessura mínima de corte, um cavaco começa a se formar (b). Devido à pequena relação entre espessura do cavaco e raio da aresta, uma parcela considerável de recuperação elástica pode ocorrer (c). A próxima aresta da ferramenta encontra o material deixado pela aresta anterior (d). E novamente a aresta remove o material quando a espessura do cavaco ultrapassa a espessura mínima de corte (e). E quando há uma recuperação elástica do material, a ferramenta deixa de cortar (f).

Figura 2.22 - Efeito da espessura mínima de corte no processo de microfresamento com uma ferramenta de duas arestas (modificado, FILIZ et al. 2007).

Kim, Mayor e Ni (2004) elaboraram um gráfico relacionando o diâmetro da ferramenta e o avanço por dente. O avanço por dente está diretamente relacionado com a espessura do cavaco. O aumento do diâmetro da ferramenta implica no aumento das taxas de avanço. O limite superior foi definido como o avanço por dente máximo, o qual garante uma usinagem estável de materiais moles e com uma largura de usinagem mínima. O limite inferior foi definido como máximo avanço quando usinando um material duro e com a máxima largura de usinagem. Os pesquisadores estabeleceram que a espessura de corte mínima de aproximadamente 30% do raio da aresta da ferramenta, e observa-se que tanto o raio da aresta quanto a espessura mínima de corte não diminuem proporcionalmente com o tamanho da ferramenta (Figura 2.23). Assim, no microfresamento pode ser difícil evitar a formação de cavaco intermitente, tendo em vista que há diminuição da ferramenta ou aumento do desgaste.

Figura 2.23 - Gráfico relacionando o diâmetro da ferramenta e o avanço por dente (modificado, KIM; MAYOR; NI, 2004).

2.4. Efeito de Escala (Size Effect)

O microfresamento representa essencialmente a diminuição de escala do processo convencional envolvendo o uso de ferramentas na faixa sub-milimétrica. Com a diminuição do diâmetro da ferramenta, a taxa de remoção de material também diminui acarretando vários efeitos de escala. O posicionamento preciso e altas rotações se tornam necessárias. Toda a geometria de remoção de material se diferencia comparando-se com o processo convencional. (BISSACCO; HANSEN; DE CHIFFRE, 2005). O efeito de escala se refere, portanto, aos problemas relacionados com a diminuição da escala.

Bissacco et al. (2006) faz uma investigação do efeito de escala para identificar o limite onde o comportamento do processo de microusinagem começa a se diferenciar da escala convencional.

Baseado na revisão da literatura feita por Grill et al. (2004), é possível fazer uma relação na escala no processo de microfresamento. Tendo-se uma constante K um fator de diminuição de escala para uma peça homogênea, onde $K < 1$, os pesquisadores apresentam algumas relações: as ferramentas apresentam a mesma diminuição de escala, o avanço f tem escala K^2 , o volume de material removido tem escala K^3 e a taxa de remoção de material possuem escala de K^4 .

O estudo dos pesquisadores Simoneau, Ng e Elbestawi (2006b) revelaram que a microestrutura do material tem um importante papel no processo de formação de cavaco e defeitos superficiais. A microestrutura do material pode causar variações na espessura do cavaco. Essas variações podem ser causadas por mudanças no ângulo de cisalhamento em cada grão devido à variância das propriedades materiais (POPOV et al. 2006).

Simoneau, Ng e Ebalwi (2006a) estudaram o efeito da heterogeneidade do material na formação de cavaco na escala convencional e na microusinagem. Para isso, definiram a composição do material composta por uma série de seções de dois materiais diferentes (A e B). Esses materiais representavam a microestrutura do aço AISI 1045 onde o material A, perlita, tinha cerca de 3 vezes a dureza do material B, ferrita. O tamanho aproximado dos grãos foram obtidos por medições em microscópio óptico (Figura 2. 24).

Figura 2.24 - Foto da microestrutura analisada do aço AISI 1045 para determinar o tamanho dos grãos, onde os grãos de perlita são maiores (cinza) e os grãos de ferrita menores (branco), (SIMONEAU et al 2006a).

A simulação com elementos finitos realizada é mostrada na Figura 2.25:

Figura 2.25 - Em (a) modelo da simulação da microestrutura na microusinagem ortogonal. Em (b) esquema da simulação convencional (SIMONEAU et al 2006a)..

Observa-se que os resultados das simulações apresentaram muito próximos à formação real de cavaco Figura 2.26:

Figura 2.26 - Resultados obtidos das simulações. Em (a) na microescala e em (b) na macroescala do aço AISI 1045 (SIMONEAU et al 2006a).

2.5. Ferramentas de Corte

O mercado de ferramentas é muito ativo no desenvolvimento de inovações para microfresamento. Nos últimos anos houve uma diminuição no diâmetro de ferramentas para atender a nova demanda (URIARTE et al., 2005). Ferramentas com diâmetros a partir de 50 µm estão disponíveis comercialmente (FLEISCHER, J.; KOTSCHENREUTHER, J. 2007), conforme na Figura 2. 27.

Com a diminuição do diâmetro, a rigidez da ferramenta também diminui favorecendo uma maior flexão da mesma sob os esforços de corte aumentando o risco de quebra e de desvios dimensionais (ÖZEL, LIU e DHANORKER, 2007). Uriarte et al. (2005) acrescenta que a ferramenta é apontada como um dos fatores limitantes da miniaturização do processo de usinagem.

Figura 2.27 - Micro fresas encontradas comercialmente. (a) e (b) ferramenta de metal duro (carboneto de tungstênio) com diâmetro de 50 μm , código 596.030.0005 (Zecha, 2007). (c) Ferramenta de metal duro com diâmetro de 7 μm (PMT, 2007).

Bissacco, Hansen e De Chiffre (2005) relatam que com a diminuição da ferramenta, a taxa de remoção de material também diminui acarretando vários efeitos de escala. O posicionamento preciso e altas rotações se tornam necessárias. Toda a geometria de remoção de material se diferencia comparado ao processo convencional. Agora a flexão da ferramenta, alto desgaste e alto risco de quebra são observados. A formação de rebarbas pode levar à rejeição do componente devido às dificuldades no processo de remoção das mesmas.

Para solucionar esses problemas, alguns pesquisadores investigaram novas geometrias para as microfresas. Fang et al. (2003) propuseram o estudo de outras formas de ferramentas para a microusinagem. A Figura 2.28 mostra a geometria externa das ferramentas estudadas. Todas as ferramentas têm 100 μm de diâmetro relativo. Com o auxílio de modelagens em elementos finitos, calculou-se a rigidez das ferramentas em relação a fresa convencional encontrada comercialmente. A Tabela 2.3 mostra a rigidez relativa encontrada nas

ferramentas. Concluíram que as ferramentas com a geometria afilada apresentaram melhores resultados e uma vida maior.

Figura 2. 28 - Vários tipos de fresas para microusinagem. (a) Microfresa convencional de duas arestas, (b) microfresa do tipo triangular com corpo estreito, (c) microfresa com perfil “D” com corpo estreito, (d) microfresa triangular afilada e (e) microfresa do tipo D afilado.

Tabela 2.3 – Rigidez relativa entre as geometrias das ferramentas (FANG et al. 2003).

Convencional de duas arestas (a)	1.0
Triangular de corpo estreito (b)	1.8
Perfil D de corpo estreito (c)	0.7
Triangular de corpo afilado (d)	12.0
Perfil D de corpo afilado (e)	8.1

A ferramenta proposta por Uhlmann e Schauer (2005) tem objetivo de reduzir ao máximo o comprimento útil de corte (l) igualando ao máximo a largura de usinagem (a_p). À conexão entre a parte cortante e o comprimento efetivo da ferramenta foi aplicado um raio tangente (R_t). Este raio é tangente ao menor diâmetro (d) e à parte cônica da ferramenta. Desta forma, há uma redução do contato da ferramenta com a peça a ser usinada, e adicionalmente uma redução das deformações provenientes das forças laterais na ferramenta (Figura 2.29).

Figura 2.29 - Nova geometria de ferramenta parametrizada (UHLMANN e SCHAUER, 2005).

Ritzhaupt-Kleissl et al. (2005) apresentam uma nova técnica de fabricação de micro ferramentas de diamante com alta exatidão no contorno utilizando o processo de litografia modificado. A Figura 2.30 (a) mostra uma micro-fresa de ponta esférica. O processo convencional de fabricação de ferramentas de diamante consiste no processo, às vezes manual, de lapidação e polimento, porém esse processo não permite uma grande variedade de formas. O processo modificado de litografia consiste na deposição de diamante sobre um substrato de silício (Figura 2.30 b).

Figura 2. 30 - Ferramenta esférica de diamante depositado pelo processo de litografia modificado (a) e o processo de deposição no substrato de silício (b) (RITZHAUPT-KLEISL et al., 2005).

2.5.1. Materiais das ferramentas

Uriarte et al 2005, alega que uma das maiores limitações atuais no microfresamento de aços são materiais com dureza de 62HRC, pois apresentam um elevado desgaste durante o processo. Ferramentas de diamante não são aplicadas em tais situações devido à afinidade do carbono da ferramenta com o ferro do aço.

Um dos principais fatores limitantes para a miniaturização dos processos de usinagem é a ferramenta utilizada. Com relação aos materiais utilizados na fabricação das ferramentas, dois tipos de materiais são mais indicados: diamante e metal duro (carboneto de tungstênio - WC) (FLEISCHER e KOTSCHENREUTHER, 2007).

Utilizando-se diamante, é possível fabricar ferramentas com 100 μm de diâmetro e arestas bem definidas, evitando-se o efeito do arredondamento da aresta (URIARTE 2005 e FRIEDRICH, 2002). As arestas das ferramentas de diamante são muito bem definidas em comparação com as ferramentas de metal duro. O raio de aresta de uma ferramenta de diamante está em torno de 0,1 μm (FRIEDRICH, 2002), já as ferramentas de metal duro variam de 1 μm a 5 μm , limitadas pela microestrutura do material (KIM, MAYOR e NI, 2004 e ÖZEL, LIU e DHANORKER, 2007).

Em ambientes onde a ferramenta sofre alto desgaste, pressões extremas, ferramentas de carboneto de tungstênio geralmente são usadas. No entanto, materiais mais duros como ligas de silício, materiais abrasivos, materiais sintéticos e compósitos, podem ser usinados somente com ferramentas com recobrimento de diamante (ROBINSON; JACKSON; WHITFIELD, 2007).

As ferramentas de carboneto de tungstênio são limitadas a esféricas ou de topo geralmente com duas facas e diversos tipos de recobrimento. A oferta dessas ferramentas é limitada comercialmente e não há geometrias diferentes para outros materiais. Fleischer e Kotschenreuther (2007) afirmam que metal duro é a alternativa mais utilizada quando se usina aço. É possível atingir rugosidade $R_z = 0,1 - 0,3 \mu\text{m}$, dependendo do material a ser usinado

As ferramentas fabricadas com diamante têm boa rigidez e praticamente não se flexionam sob as forças de corte devido ao elevado módulo de elasticidade de 1000 GPa (FRIEDRICH, 2002). A desvantagem da utilização de ferramentas de diamante é que o material possui alta condutividade térmica fazendo com que a ferramenta absorva muito calor.

A absorção do calor resulta no rápido desgaste, podendo até se transformar em grafite sob condições extremas.

2.5.2. Cobertura de ferramentas

A utilização de cobertura nas ferramentas de metal duro se mostrou eficiente minimizando o desgaste da mesma (URIARTE 2005) e se tornam essenciais para aumentar a vida da ferramenta e dar maior retorno econômico (FLEISCHER; KOTSCHENREUTHER, 2007), principalmente na usinagem de aços endurecidos. De acordo com o autor acima citado, a cobertura deve cumprir os seguintes critérios: reduzir influências mecânicas, químicas e térmicas; aderir bem ao substrato; promover uma superfície lisa; e proporcionar uma baixa profundidade de corte.

O recobrimento de ferramentas pode modificar as condições na interface de contato entre peça e ferramenta, pois altera o coeficiente de atrito e conseqüentemente a geração de calor e o seu fluxo (ROBINSON, JACKSON e WHITFIELD, 2007). Os pesquisadores apontam ainda quatro tipos principais de cobertura mais usuais:

- Cobertura com base no titânio, como por exemplo, o TiAlN. Os outros elementos são adicionados para aumentar a dureza e a resistência à oxidação. O titânio tem boas características de proteção, além de possuir boa adesão e ser relativamente fácil e rápido de depositar sobre a ferramenta.
- Cobertura com base cerâmica, como por exemplo, o Al_2O_3 . Este recobrimento apresenta boas propriedades térmicas para dissipar calor e excelente resistência ao desgaste, porém é de difícil deposição.
- Cobertura ultra-duras, tais como a CVD (deposição química a vapor) do diamante.
- Cobertura de lubrificantes sólidos, como o carbono metal não-cristalino.
- As combinações destas coberturas podem dar uma maior resistência ao desgaste e assim obter um melhor resultado.

2.6. Flexão da Ferramenta

A flexão é causada principalmente pela força lateral proporcional à penetração de trabalho (a_e). Na microusinagem mecânica, quase todas as forças de corte na ferramenta são devidas às forças normais e forças de atrito sobre as arestas da ferramenta e somente uma pequena parte da força sendo devido ao cisalhamento do material. Essas forças são uma desvantagem do processo, pois além de possivelmente causar a quebra da ferramenta, reduzem a qualidade do processo (FRIEDRICH, 2002).

A flexão da ferramenta pode ser minimizada por meio do encurtamento do comprimento da ferramenta e seu suporte, utilizar um suporte de ferramenta mais rígido, e utilizar ferramentas e suportes com alto módulo de elasticidade, mas isso nem sempre é possível (LEE; DORNFELD, 2004).

Gietzelt, Eichhorn e Schubert (2006) afirmam que por mais que o sistema da máquina seja rígido para diminuir a flexão da ferramenta, ela vem acompanhada da pressão e atrito das arestas de corte contra a peça, resultando em um maior desgaste e conseqüentemente mais flexão. Ou seja, esse efeito sempre vai existir. Os pesquisadores questionam se é preferível um sistema rígido com uma pequena ferramenta (curta), com alta velocidade para diminuir a flexão, mas acompanhada pelo esmagamento e atrito das arestas de corte, resultando em um desgaste maior e provocando mais flexão. Ou reduzir a flexão com uma baixa rigidez e baixa velocidade, mas com regime de corte constante.

Kim, Mayor e Ni (2004) elaboraram um modelo estático de formação de cavaco no microfresamento e equacionaram a flexão da ferramenta em função das componentes de força de corte. A Figura 2.31 mostra a interface da ferramenta com a peça causando a flexão da ferramenta devido à força de avanço (F_f), representada como F_R na Figura 2.31. A deformação gerada pela força de corte (F_c), representada como F_T na Figura 2.31, pode ser desprezada por estar atuando contra a peça.

Figura 2. 31 - Interface da ferramenta com a peça causando a flexão da ferramenta devido à força de corte radial, em (a). Esquema de cálculo da flexão da ferramenta, em (b) (GIETZELT et al., 2006).

Assim, a flexão da ferramenta pode ser modelada na direção do avanço da aresta de corte em relação a um ponto estacionário representando o centro de rotação utilizando uma mola, segundo a lei de Hook, que tenha constante igualada à rigidez da ferramenta na direção k , Figura 2.31 (b). Se a ferramenta fosse considerada como rígida, a trajetória da ferramenta seria a linha tracejada superior. A linha tracejada inferior indica onde a ferramenta passou no passe anterior. A espessura de corte, $h(\theta)$, é dada em função do ângulo de posição da aresta da ferramenta (θ). Para um dado ângulo (θ), tem-se a espessura h_i considerando rígido o sistema máquina/ferramenta e espessura atual h_a que realmente está sendo cortada. Com isso, a diferença entre h_i e h_a , é naturalmente a magnitude da flexão da ferramenta na direção radial durante o passe da ferramenta.

Para um dado h_i , h_a é alcançado quando há o equilíbrio entre a força de corte radial (F_R) e a força da ferramenta devido à flexão resultando na seguinte equação (2.16):

$$k \cdot (h_i - h_a) = F_R(h_a) \quad (2.16)$$

E ainda, a flexão da ferramenta não depende apenas da geometria da ferramenta (comprimento e diâmetro), mas também do material a ser usinado e o desgaste da ferramenta (GIETZELT, EICHHORN e SCHUBERT, 2006).

2.7. Vida e Desgaste da Ferramenta

Os desgastes da ferramenta de corte são basicamente de três tipos: desgaste de flanco; desgaste de cratera; e desgaste de entalhe (MACHADO e SILVA, 1999).

Figura 2. 32 - Tipos de desgaste (Modificada MACHADO e SILVA, 1999).

O desgaste da ferramenta é um fato que determina a economia do processo de usinagem (ROBINSON, JACKSON e WHITFIELD, 2007). Ferramentas com diâmetros menores que 1 mm de diâmetro tem uma vida menor e imprevisível na usinagem dos metais (TANSEL et al. 2000a).

O estabelecimento do ponto o qual a ferramenta é considerada desgastada é importante, pois depois deste ponto, os resultados da usinagem podem não ser mais aceitáveis (ROBINSON, JACKSON e WHITFIELD, 2007). Exemplo de um critério de fim de vida é a rugosidade. Uhlmann e Schauer (2005) estabeleceram em seus ensaios o fim de vida de uma fresa de $\varnothing 0,5\text{mm}$ uma média da rugosidade R_z de $5\text{ }\mu\text{m}$. Os ensaios foram realizados utilizando uma velocidade de corte de 40 m/min , uma profundidade de corte $a_p = 500\text{ }\mu\text{m}$, avanço por dente de $1\text{ }\mu\text{m}$ e o material usinado foi o aço AISI M3:2 com 52 HRC. As 5 ferramentas utilizadas no ensaio atingiram a média de aproximadamente 14 metros usinados antes de atingir a rugosidade preestabelecida.

Os pesquisadores Lee e Dornfeld (2002) definiram como fim de vida o número de furos criados por uma microfresa de $\varnothing 127 \mu\text{m}$ antes da quebra catastrófica da ferramenta (Figura 2.33).

Figura 2.33 - Rebarba de um micro furo feita com uma fresa de $\varnothing 127 \mu\text{m}$ (LEE; DORNFELD, 2004).

O desgaste da ferramenta modifica o perfil da aresta corte, e conseqüentemente a exatidão e rugosidade do microcomponente são afetadas, as forças de corte vibrações são aumentadas, e a geração de rebarbas é induzida; sendo este último um efeito especialmente prejudicial porque o pós-processamento para a remoção de rebarbas no microcomponente nem sempre é possível (URIARTE et al., 2005).

Uriarte et al. (2005) ainda acrescenta que o desgaste da ferramenta no microfresamento é alto, sendo necessário usar, geralmente, mais de uma ferramenta. Uma para o desbaste e outra para o acabamento (Figura 2.34). A troca de ferramentas é uma operação crítica por causa do desbalanceamento, variação no comprimento da ferramenta, por tudo isso a troca de ferramenta deve ser realizada com muito cuidado limpando-se todas as partes.

Figura 2.34 - Minimização das rebarbas, antes e depois da minimização do passe de acabamento com uma ferramenta de $\varnothing 0,2 \text{ mm}$ (URIARTE et al. 2005).

Uriarte et al. (2007) avaliaram a evolução do desgaste ou diminuição do diâmetro da ferramenta, o aumento do raio da aresta e seus efeitos durante o processo. Para tanto realizaram testes de usinagem para demonstrar a evolução do desgaste de ferramenta na usinagem do aço AISI H13 com 54 HRC, com uma ferramenta de ϕ 300 μm . A ferramenta com recobrimento de TiAlN, rotação de 60.000 rpm, profundidade de corte de 10 μm e avanço por dente de 4 μm (Figura 2.35).

Figura 2.35 - Evolução do desgaste da aresta da ferramenta de ϕ 300 μm , com rotação de 60.000 rpm, profundidade de corte de 10 μm e avanço por dente de 4 μm (URIARTE et al., 2007).

Em alguns casos foi constatado o aparecimento de desgaste não apenas na aresta de corte, mas também na zona oposta, devido a alta flexão da ferramenta, Figura 2.36 (URIARTE et al. 2007).

Figura 2.36 - Desgaste na região oposta a aresta de corte na superfície de folga (URIARTE et al., 2007).

A Figura 2.37 mostra a influência do desgaste da ferramenta na rugosidade superficial no microfresamento de alumínio com uma ferramenta de $\varnothing 500 \mu\text{m}$, velocidade de avanço de 600 mm/min, largura de usinagem de $500 \mu\text{m}$ e penetração de trabalho de $50 \mu\text{m}$.

Figura 2.37 - Evolução do desgaste da ferramenta e rugosidade no microfresamento de alumínio (DENKENA et al. 2006).

Observa-se que o raio de aresta aumentou rapidamente de $1 \mu\text{m}$ no começo dos testes até $8 \mu\text{m}$ com uma distância de 4 metros usinados. Após isso, o desgaste aumenta linearmente até a distância de 14 metros usinados com um raio de aresta de aproximadamente $12 \mu\text{m}$. Foi verificado que o desgaste da ferramenta não teve influência significativa na rugosidade superficial (DENKENA et al. 2006).

2.8. Rebarba e Rugosidade no Microfresamento

Dois aspectos preocupantes do produto final no microfresamento são as rebarbas e a rugosidade superficial. O pós-processamento dos microcomponentes é difícil, de alto custo e muitas vezes impraticável devido às pequenas dimensões. O acabamento final do microcomponente deve ser obtido durante a sua fabricação por usinagem.

Uriarte et al. (2007) apresentaram um estudo dos erros encontrados nos processos de microfresamento. Maioria dos erros encontrados pelos pesquisadores é originário da deformação angular do suporte da ferramenta e flexão da ferramenta causando um desbalanceamento no processo.

O desbalanceamento tem um efeito significativo na rugosidade do microcomponente. De acordo com Lee e Dornfeld (2004) é possível verificar o erro de batimento de uma ferramenta quando uma aresta (no caso de uma ferramenta com duas facas) corta mais do que outra. Isso é revelado quando há uma variação entre pico vale da rugosidade com um período duas vezes maior que o carregamento do cavaco (avanço). Isso pode ser visto também quando há indícios de pequenos degraus entre marcas maiores da aresta dominante de corte. O efeito do desbalanceamento tem grande influencia na qualidade superficial. Outro resultado é a obtenção de uma dimensão não esperada.

Além da ferramenta, outro importante elemento para a rugosidade, é o avanço por dente (Figura 2.38). Observa-se que baixos avanços por dente provocam rugosidades mais elevadas, mas também há um ponto otimizado entre o menor e maior valor (TAKÁCS; VERÖ; MÉSZÁROS, 2003).

Figura 2.38 - Gráfico da influência do avanço por dente na rugosidade superficial (TAKÁCS; VERÖ; MÉSZÁROS, 2003).

Weule, Hüntrup e Tritschler (2001) verificaram em seus estudos que a rugosidade também é afetada pela velocidade de corte. Similar ao processo convencional, o material mais mole apresentou uma rugosidade mais elevada a baixas velocidades. Enquanto que o material endurecido não apresentou grandes variações. A alta velocidade de corte, o material

apresentou um valor de rugosidade constante, não melhorando com o aumento da velocidade de corte (Figura 2.39).

Figura 2.39 - Gráfico da influência da velocidade de corte na rugosidade superficial (Weule, Hüntrup e Tritschler, 2001).

Simoneau, Ng e Elbestawi (2006b) realizaram um estudo dos defeitos superficiais que ocorrem durante a microusinagem e que afetam a rugosidade. O desenvolvimento do trabalho contou com auxílio de análise de elementos finitos onde foi possível simular a formação de defeitos em uma microestrutura heterogênea de material. Os defeitos como as covas (do inglês, *dimples*) ocorrem nos contornos de grãos de um grão mais duro para um mais mole na direção do corte, e não o contrário. Os microvazios são resultantes de uma extrema deformação plástica de uma matriz macia em torno de um grão mais duro. O defeito superficial pivô (do inglês, *prow*) ocorre da ruptura da aresta postiza de corte na superfície de folga da ferramenta. A Figura 2.40 detalha os defeitos superficiais.

Figura 2.40 - Defeitos superficiais: pivô, cova e vazio (Simoneau, Ng e Elbestawi, 2006b).

Um fenômeno semelhante à formação de cavaco é a formação de rebarba ao final do corte (Figura 2.41).

Figura 2.41 - Categorização dos tipos de rebarba (LEE; DORNFELD, 2002 apud ROBINSON; JACKSON, 2005).

As rebarbas são indesejáveis, pois apresentam perigo no manuseio da peça e pode interferir no processo de montagem subsequente (LEE; STIRN; DORNFELD, 2006). A formação de rebarbas é um defeito que deve ser evitado, pois pode levar à rejeição do componente devido às dificuldades no processo de remoção das mesmas (BISSACCO; HANSEN; DE CHIFFRE, 2005).

2.9. Máquinas-Ferramentas

Com o constante desenvolvimento da tecnologia, a necessidade de microcomponentes está aumentando. A utilização de máquinas-ferramentas precisas é um método efetivo de produzir microcomponentes com características tridimensionais (BANG, LEE e OH, 2005).

Atualmente existem algumas empresas preocupadas em fabricar máquinas ferramentas voltadas para a fabricação de microcomponentes. Uriarte et al., (2007) argumenta que as

máquinas devem ser específicas para a fabricação de microcomponentes atendendo as necessidades de posicionamento preciso e movimentação na ordem de 0,1 μm . Essas características são encontradas em máquinas ferramentas de precisão. Hue e Cheng (2008) descrevem detalhadamente os elementos necessários que compõem uma máquina-ferramenta de precisão. Sumariamente dividem uma típica máquina-ferramenta de precisão em cinco subsistemas principais:

- Estrutura mecânica (base e coluna da máquina)
- Eixo árvore e guias (rotação e movimentação dos eixos)
- Ferramenta e sistema de fixação da mesma
- Controle e monitoramento
- Medição e inspeção

As máquinas-ferramentas em geral apresentam uma gama de erros. Uriarte et al. (2007) classificou em dois grandes grupos de erros encontrados em um centro de usinagem:

- Erros provenientes da máquina (posicionamento, não linearidade, não esquadrejamento e erros angulares),
- Erros de trajetórias, erros no eixo árvore e suporte de ferramenta.

O tamanho e a qualidade dos microcomponentes dependem das propriedades da máquina-ferramenta usada na produção. A máquina-ferramenta deve ter a capacidade e qualidade para atender as necessidades de produção, tais como precisão, qualidade superficial e repetitividade dimensional. As três principais partes de uma máquina-ferramenta são o eixo-árvore com alta rotação, sistema de posicionamento preciso e um controlador (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006).

O mercado de máquinas destinadas à microusinagem ainda é novo. Bang et al. (2005) alegam que a maioria dessas máquinas encontradas no mercado são de 3 eixos. Máquinas com 4 ou 5 eixos possuem um preço mais elevado. Por isso, os pesquisadores propõem a construção de uma fresadora de 5 eixos de baixo custo (Figura 2.42), cerca de um décimo do preço de máquinas equivalentes. A Figura 2.43 mostra um exemplo de microcomponente usinado pela máquina.

Figura 2.42 - Projeto de uma máquina de 5 eixos para microfresamento (BANG, LEE e OH, 2005).

Figura 2.43 - Exemplo de microcomponente usinado pela maquina de 5 eixos, uma turbina em (a) e seu detalhe em (b), (BANG, LEE e OH, 2005).

Nas últimas décadas, conhecimento tem sido acumulado para projetar máquinas precisas para a microusinagem, sendo possível relacionar algumas características necessárias a essas máquinas (DORNFELD, MIN e TAKEUCHI 2006):

- Estabilidade térmica
- Eixo árvore e guias lineares precisas
- Alta resolução linear e rotacional.

2.10. Elementos Finitos

Com o advento dos computadores, o método de elementos finitos (FEM) tornou-se uma poderosa ferramenta para superar dificuldades associadas com a análise de processos de fabricação Fang et al. (2003).

Na simulação de uma ferramenta mostrada na Figura 2.44, as forças foram divididas em forças concentradas ou forças distribuídas como é mostrado na Figura 2.44. A força concentrada foi adicionada para simular a tensão no corpo da ferramenta. A força distribuída foi colocada na altura da profundidade de corte e avanço da ferramenta.

Figura 2.44 - Forças concentradas e distribuídas usadas na simulação em elementos finitos (FANG et al., 2003).

Os resultados obtidos por Fang et al. (2003) avaliando a diferença de comportamento entre uma ferramenta de $\varnothing 100 \mu\text{m}$ de diâmetro, Figuras 4.45 (a) e (b), e outra com $\varnothing 200 \mu\text{m}$ de diâmetro, Figuras 2.45 (c) e (d). O ponto A indica onde foi aplicada a força concentrada e o ponto B indica o local onde ocorreu

Figura 2. 45 - Resultados obtidos da simulação em elementos finitos (FANG et al., 2003).

Tabela 2. 4 – Resultados das forças para lascamento e quebra da ferramenta (FANG et al., 2003).

Diâmetro da fresa	Força para lascamento	Força para quebra
Ø 0,1 mm	0,06N	0,26N
Ø 0,2 mm	0,34N	1,54N

Uhlmann e Schauer (2005) propuseram uma forma paramétrica para desenvolver ferramentas de microfresamento por meio da análise de carregamento dinâmico e deformação da ferramenta usando o método de elementos finitos. O objetivo do trabalho foi desenvolver micro-fresas de alta estabilidade, para aumentar a confiabilidade na manufatura de cavidades que possuam uma relação dimensional entre a altura e a largura maior que 2:1. A Figura 2.46 (a) mostra uma micro-fresa convencional e a Figura 2.46 (c) mostra a ferramenta otimizada. A otimização ocorreu principalmente no aumento da resistência à flexão da ferramenta e na diminuição do atrito entre a ferramenta e a peça.

Figura 2.46 - Ferramenta convencional em (a) e detalhe em (b). Nova proposta de ferramenta em (c) e detalhe em (d) (UHLMANN e SCHAUER, 2005).

3. MATERIAIS E MÉTODOS

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

3.1. Máquina-ferramenta e acessórios

Os ensaios de microfresamento foram realizados em um centro de usinagem vertical MORI SEIKI, MODELO NVD 1500 DCG, com três eixos de movimentação, possuindo capacidade de deslocamento de 150 mm na direção X, 150 mm na direção Y e 200 mm na direção Z (volume de trabalho). A potência fornecida pelo eixo-árvore é de 5,5 kW com rotação máxima de 40.000 rpm, vide Figura 3.1. A máquina é equipada com o CNC FANUC 31 iA com alta capacidade de processamento. As movimentações rápidas dos eixos X, Y e Z é de 15m/min.

Figura 3. 1 - Centro de Usinagem Mori Seiki NVD 1500 DCG.

O centro de usinagem conta com um sistema de aumento de precisão de posicionamento e redução de vibrações baseado na movimentação pelo centro de gravidade chamado DCG (*Driven by Center of Gravity*). Os eixos Y e Z possuem dois fusos de esferas e duas réguas ópticas para compensar a distância do centro de gravidade. Este sistema é conhecido por reduzir as vibrações, aumentar a vida da ferramenta, melhorar a precisão de usinagem e a qualidade superficial (Figura 3.2).

Figura 3. 2 – Comparação do sistema de movimentação convencional e pelo centro de gravidade (MORI SEIKI, 2007).

O sistema de fixação da ferramenta é um fator importante no processo de microfresamento. O centro de usinagem utiliza o cone HSK do tipo E32 (Figura 3.3). Este cone é recomendado para uso em eixos-árvore de alta rotação, para troca automática, em centros de usinagem. Totalmente simétrico, sem rasgos ou furos radiais. Transmissão de torque por meio do atrito entre o cone e a face devido à força de fixação. Algumas vantagens desse sistema:

- Alta resistência a flexão estática e dinâmica; e
- Massa reduzida.

Figura 3. 3 - Cone HSK do tipo E32 usado no centro de usinagem (MST Corporation, 2007).

Um desbalanceamento produz uma força de inércia (centrífuga) no cone durante o processo, tendo como consequência a influência no acabamento e a diminuição do tempo de vida dos rolamentos do eixo árvore. A força centrífuga aumenta linearmente com o desbalanceamento e quadraticamente com a velocidade. Para compensar as forças centrífugas indesejáveis, a distribuição de massa deve ser simétrica na ferramenta e suporte.

Para garantir o menor desbalanceamento possível, o sistema modular de fixação por retração térmica *shrink fit* foi adotada (Figura 3.4).

Figura 3. 4 - Sistema modular de fixação por retração térmica.

Os erros de desalinhamento e erros de fabricação da microfresa podem ser relativamente grandes no microfresamento se comparado com a escala do processo. A Figura 3.5 mostra os principais erros de desbalanceamento no microfresamento.

Figura 3. 5 – Principais erros de desbalanceamento no microfresamento (JUN et al., 2007).

O desbalanceamento da ferramenta é indesejado por causar erros, como um corte maior que o desejado (Figura 3.6). Além disso, em uma ferramenta de duas facas, uma aresta de corte pode remover mais material do que a outra causando uma rugosidade maior e vibrações indesejadas.

Figura 3. 6 – Comparação do fresamento de um canal ideal e um fresamento com desbalanceamento (modificado de LEE e DORNFELD, 2004).

De acordo com a literatura é possível identificar o desbalanceamento da ferramenta no processo de microfresamento de três formas:

- Pelo perfil da superfície na peça acabada (Figura 3.7 de LEE e DORNFELD, 2004);
- Pelo monitoramento das forças de corte (Figura 3.8 de SCHMIDT e TRITSCHLER, 2004);
- Pela emissão acústica (Figura 3.9 de JUN et al., 2007).

Figura 3. 7 – Efeito do desbalanceamento na superfície final do microfresamento de canais em alumínio AISI 6061 com fresa de $\varnothing 229 \mu\text{m}$, $a_p = 115 \mu\text{m}$, $n = 7.500 \text{ rpm}$ e $f_z = 0,847 \mu\text{m}$ (LEE e DORNFELD, 2004).

Figura 3. 8 – Efeito do desbalanceamento nas forças de corte no microfresamento do aço AISI 1045 com fresa de $\varnothing 0,3 \text{ mm}$, $v_c = 30 \text{ m/min}$, $f_z = 10 \mu\text{m}$ e $a_p = 50 \mu\text{m}$ (SCHMIDT e TRITSCHLER, 2004)

Figura 3. 9 – Efeito do desbalanceamento na emissão acústica no microfresamento de um material não metálico fresa de $\varnothing 0,5 \text{ mm}$, $n = 74.000 \text{ rpm}$, $f_z = 10 \mu\text{m}$ e $a_p = 50 \mu\text{m}$ (JUN et al., 2007).

Como visto, o perfil da rugosidade mostrou que uma aresta de corte atuou de forma mais predominante que a outra, criando sulcos mais profundos, pois a distância entre dois picos mais altos correspondeu com o dobro do avanço por dente (f_z). Ainda, o corte desbalanceado implicou que uma aresta de corte remova mais material que a outra resultando um aumento das forças de corte e a emissão acústica.

Assim, o método de monitoramento das forças de corte para verificar o desbalanceamento da ferramenta foi escolhido, caso ocorra, para posteriormente relacionar com a flexão da ferramenta.

3.2. Equipamentos de medição de força

As forças de usinagem foram medidas utilizando-se um dinamômetro do fabricante ATI *Industrial Automation*, modelo DAQ F/T Gamma, com a calibração SI-65-5 do próprio fabricante. O dinamômetro utiliza “*silicon strain gages*” (extensômetros de silício) que converte forças e torques em sinais analógicos elétricos. De acordo com o fabricante, o extensômetro de silício tem a característica de melhorar o sinal medido com a diminuição do ruído. Os sinais passam por uma interface onde são amplificados antes de serem lidos pelo computador. Embora este dinamômetro tenha capacidade de medir força e torque nos três eixos, os experimentos realizados utilizam apenas as medições de forças. As faixas de leitura de forças do equipamento encontram-se na Tabela 3.1 e a figura 3.10 mostra os eixos de medição do transdutor.

Figura 3. 10 – Eixos de medição do sensor: forças na direção dos eixos X, Y e Z (ATI, 2008).

Tabela 3. 1 – Faixas de leitura do sensor de força, modelo Gamma SI-65-5, tipo DAQ F/T (ATI, 2008).

	F_X	F_Y	F_Z
Faixa de Leitura	$\pm 65 \text{ N}$	$\pm 65 \text{ N}$	$\pm 200 \text{ N}$
Resolução (DAQ 16 bits)	$\frac{1}{320} \text{ N}$	$\frac{1}{320} \text{ N}$	$\frac{1}{160} \text{ N}$
Incertezas em %	1,25%	1,25%	1,00%
Rigidez	$9,1 \times 10^6 \text{ N/m}$	$9,1 \times 10^6 \text{ N/m}$	$18,1 \times 10^6 \text{ N/m}$

3.2.1. Placa de aquisição

Para a aquisição dos sinais do módulo de interface do dinamômetro de forças utiliza-se uma placa de aquisição de dados do tipo PCI (*Peripheral Component Interconnect*) da *National Instruments* com interface direta com o computador. A placa PCI-MIO-16E-4 está conectada diretamente na placa mãe de um computador. A placa possui velocidade de 250KS/s, 16 canais analógicas, e 8 canais digitais I/O de 12 bits. A Figura 3.8 ilustra a montagem dos componentes que compõem o sistema de aquisição.

Figura 3. 11 – Montagem do sistema de aquisição.

A placa faz a leitura de 6 canais analógicos a uma frequência máxima de 40 KHz por canal do sensor correspondentes aos sinais de força e torque (F_x , F_y , F_z , T_x , T_y e T_z).

3.3.2. Aquisição de dados

Para a leitura dos sinais de aquisição dos dados foi utilizada o *software* ATI DAQ F/T fornecido pelo fabricante do dinamômetro. O *software* permite que a aquisição de dados seja feita de dois modos: pontual ou contínua. Além disso, o programa permite configurar a taxa de aquisição de dados (limitada pela placa PCI-MIO-16E-4), e ainda, coletar os dados de força em função de um tempo estabelecido ou por uma determinada quantidade de pontos.

A interface do *software* é de simples utilização e é mostrada na Figura 3.9.

Figura 3. 12 – Interface do programa de aquisição de dados.

A taxa de aquisição utilizada nos ensaios foi à máxima permitida pela placa de aquisição, ou seja, 40 KHz pontos por canal.

3.3. Ferramenta

Os ensaios utilizam fresas de topo reto com diâmetro 800 μm com cobertura FX do fabricante OSG, código FX-EDS-6 0.8X2.4. De acordo com o fabricante, a cobertura exclusiva foi desenvolvida para melhorar o desempenho da ferramenta na usinagem de

materiais com até 55 RHC. As Figuras 3.10 e 3.11 mostram a ferramenta utilizada e suas características.

Figura 3.13 – Dimensões da ferramenta FX-EDS-6 0.8X2.4

Características da ferramenta

Poisson: 0,22

Densidade: 14,5 g/cm³

Módulo de Elasticidade: 570 GPa

Tensão de Ruptura: 4,0 GPa

Material: *Micro Grain Carbide*

Cobertura: FX (TiAl)

Tolerância ϕ externo: 0 ~ -15 μ m

Ângulo de hélice: 30°

Ferramenta utilizada nos ensaios.

Figura 3. 14 - Ferramenta FX-EDS-6 0.8X2.4 e suas características.

3.4. Corpo de Prova

Os corpos-de-prova utilizados são de aço para moldes e matrizes AISI P20 com composição química e dureza mostrada na Tabela 3.2:

Tabela 3. 2– Composição química do aço para moldes e matrizes AISI P20.

C	Mn	Si	Cr	Mo	V	Dureza
0,35 %	1,10 %	0,30 %	1,70 %	0,40 %	0,25 %	30 HRC

Os corpos-de-prova foram confeccionados em forma de blocos com as seguintes dimensões: comprimento de 40 mm, largura de 12 mm e altura de 15 mm. As faces superior, inferior e duas laterais foram retificadas para minimizar possíveis erros de forma e produzir um paralelismo mais preciso entre as faces.

3.4.1. Dispositivo de fixação dos corpos de prova para usinagem

Um dispositivo de fixação foi confeccionado em alumínio aeronáutico 7075 para garantir o posicionamento do corpo de prova sobre o dinamômetro durante os testes (Figura 3.12). O suporte é montado sobre o dinamômetro com auxílio dos parafusos *Allen* M5 e então, o conjunto é instalado na mesa do centro de usinagem. O princípio de fixação consiste em apertar os parafusos estojo M10 contra o corpo de prova.

Figura 3. 15 – Dispositivo de fixação do corpo de prova sobre o dinamômetro.

Apesar dos cuidados com o dispositivo de fixação e a retificação das faces do corpo de prova, antes de executar os ensaios é realizado um pré-fresamento preparatório sobre toda face superior do corpo de prova, onde serão realizados os testes. Este procedimento consiste na uniformização dessa face e na estabilização da aresta de corte, pois após a montagem de todo o sistema (corpo de prova, suporte, dinamômetro e mesa da máquina), não se garante o perpendicularismo necessário entre a face superior do corpo de prova e a haste da ferramenta. Além disso, é criada uma superfície inicial de referência (ponto zero da peça). A estabilização

da aresta de corte visa utilizar a ferramenta em um patamar descrito por Diniz (2001) onde o aumento dos desgastes da ferramenta implica em um baixo aumento nas forças de corte. A figura 3.13 mostra o comportamento típico do crescimento da força de corte quando os desgastes de flanco e cratera ocorrem simultaneamente. Os valores aumentam rapidamente nos estágios iniciais do corte (região 1) causado principalmente pelo desgaste de flanco que ocorre mais rapidamente, depois sua taxa de crescimento diminui tornando-se quase constante com o tempo de corte (região 2) para, no fim da vida da ferramenta, voltar a crescer rapidamente (região 3).

Figura 3. 16 – Comportamento típico do crescimento da força de corte na presença dos desgastes de flanco e de cratera (modificado de DINIZ, 2001).

3.5. Montagem do dinamômetro

A Figura 3.17 mostra a montagem do dinamômetro sobre a mesa do centro de usinagem e sua orientação. Os eixos Y, X e Z do dinamômetro foram aproximadamente alinhados com os eixos do centro de usinagem. O dinamômetro não apresenta bem definido os eixos de orientação (referência), assim como o paralelismo entre as bases inferior e superior. Somada a isso, os erros do suporte do corpo de prova, tornou-se difícil a montagem do sistema de medição de forças alinhado com os eixos de movimentação do centro de usinagem.

Figura 3. 17 – Ferramenta e montagem do corpo de prova sobre o dinamômetro.

3.6. Método Experimental

Como visto na revisão bibliográfica, a flexão da ferramenta está diretamente relacionada com as forças de corte durante a remoção de material. Deste modo, os ensaios experimentais visam monitorar as forças de corte durante o processo de microfresamento e assim, coletar dados para estudar qual o parâmetro de corte com maior influência na flexão da ferramenta. Os parâmetros em questão são: velocidade de corte (v_c), profundidade de usinagem (a_p), avanço por dente (f_z) e penetração de trabalho (a_e).

Para fins comparativos os testes terão como referência os parâmetros de corte recomendados pelo fabricante da ferramenta. Assim, tendo como controle o teste com os parâmetros de corte recomendados, os testes são realizados variando-se apenas um parâmetro de cada vez, sendo uma vez 25% acima do recomendado e outra 25% abaixo do recomendado. A Tabela 3.3 mostra os parâmetros de corte utilizados.

Tabela 3. 3 – Parâmetros de corte recomendado pelo fabricante.

FX-EDS-6 0.8X2.4	Abaixo (75%)	Recomendado	Acima (125%)	Unidade
Rotação (n)	21750	29000	36250	[rpm]
Velocidade de avanço (v_f)	277,5	370	462,5	[mm/min]
Profundidade de usinagem (a_p)	60	80	100	[μ m]

O fabricante da ferramenta não fornece uma recomendação para a penetração de trabalho, visto que a ferramenta pode ser utilizada tanto para fresar canais, quanto fazer faceamento. Para o estudo desse parâmetro de corte, foi considerado como recomendado como penetração de trabalho o raio da ferramenta, ou seja, $a_e = 400 \mu\text{m}$.

O teste consiste em duas etapas: fresamento de topo de um canal utilizando todo o diâmetro da ferramenta (primeiro passe) e depois, utilizando os mesmos parâmetros de corte, fresar a penetração de trabalho (segundo passe). Além disso, serão testados os efeitos do corte concordante e discordante. A Figura 3.14 mostra em detalhe a direção do avanço da ferramenta (mantida a mesma em todos os testes), a profundidade de usinagem e a penetração de trabalho no corte discordante (a) e concordante (b).

Figura 3. 18 – Detalhe dos testes experimentais. Corte discordante em (a) e corte concordante em (b).

Antes dos testes, o ciclo de aquecimento do centro de usinagem foi usado para “aquecer” e lubrificar o eixo árvore e com isso, contribuir para diminuir os erros associados com a dilatação ou contração da máquina. Esse ciclo consiste em acionar o eixo-árvore da máquina começando com baixas rotações e posteriormente aumentando a rotação até chegar a 30.000 rpm. O ciclo de aquecimento tem duração de aproximadamente duas horas e é um programa CNC fornecido pelo fabricante da máquina.

Atribuindo os valores da Tabela 3.3 nas Equações 2.1, são determinados os valores da velocidade de corte. A Tabela 3.4 mostra o delineamento dos testes.

Tabela 3. 4 – Delineamento dos testes.

	Teste N°	Velocidade de corte [m/min]	Profundidade de Usinagem [μm]	Velocidade de avanço [mm/min]	Penetração de Trabalho [μm]
Sentido Concordante	1	18,2	80	370	400
	2	18,2	80	370	300
	3	18,2	80	370	500
	4	18,2	80	277,5	400
	5	18,2	80	462,5	400
	6	18,2	60	370	400
	7	18,2	100	370	400
	8	13,7	80	370	400
	9	22,8	80	370	400
Sentido Discordante	10	18,2	80	370	400
	11	18,2	80	370	300
	12	18,2	80	370	500
	13	18,2	80	277,5	400
	14	18,2	80	462,5	400
	15	18,2	60	370	400
	16	18,2	100	370	400
	17	13,7	80	370	400
	18	22,8	80	370	400

Em uma segunda etapa dos testes, os corpos de provas serão medidos e analisados dimensionalmente verificando alguma correlação com a variação dos parâmetros de corte.

3.6. Medição do Perfil Usinado

A flexão da ferramenta pode causar variações na profundidade do perfil usinado. O perfilômetro modelo *Talysurf Intra 50* da marca *Taylor Robson* é utilizado para realizar as medições do perfil resultante de cada canal. Este equipamento é capaz de realizar medições de forma e ondulação em duas dimensões, altura e comprimento (Figuras 3.15 e 3.16). O programa *ultra* do mesmo fabricante serve de controle do perfilômetro para fazer as medições e análises.

Figura 3. 19 – Orientação dos eixos do perfilômetro.

Figura 3. 20 – Perfilômetro *Talysurf Intra 50*.

3.7. Avaliações Dimensionais e Microscópicas

A avaliação dimensional utiliza um microscópio óptico *Axiotec* da marca *Carl Zeiss* com aumento de até 1000x, este é equipado com uma câmera modelo *Sony Cyber-shot DSC-NI* (Figura 3.17). Posteriormente, as imagens coletadas são analisadas e processadas no software de medição *Axiovision*, também da *Carl Zeiss*.

Figura 3. 21 – Sistema de microscopia *Axiotec* com câmera *DSC-NI* adaptada.

3.8. *Software de Elementos Finitos*

A simulação dos esforços na ferramenta por elementos finitos tem como objetivo verificar virtualmente a flexão da ferramenta com os dados obtidos experimentalmente. Com isso será possível antever o efeito da flexão no microfresamento antes de realizar o microfresamento. Para tanto, o software de elementos finitos ABAQUS 6.5.1 é utilizado para simular a ferramenta sob os esforços encontrados.

O programa ABAQUS 6.5.1 é uma ferramenta que possui grandes aplicações em problemas lineares e não lineares. Além disso, destacam-se as seguintes características:

- Capacidade de aplicação em problemas dinâmicos e estáticos
- Modelar problemas de contatos entre sólidos
- Modelar grandes mudanças das formas dos sólidos, em duas ou três dimensões
- Grande biblioteca de materiais, incluindo os usos elásticos e plásticos
- Modelar grande número de fenômenos, como vibrações e interações fluídicas
- Grande biblioteca de elementos

A simulação em elementos finitos foi realizada em uma estação de trabalho XEON™ com 2 processadores de 3,20 GHz, 2 Gb de memória RAM, 120 Gb de disco rígido em plataforma Windows XP Professional 2002.

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Os resultados são apresentados em quatro partes: na primeira são mostrados os resultados das medições de força dos testes experimentais com os diferentes parâmetros de corte. Na segunda parte, são apresentados os resultados das simulações com elementos finitos da flexão da ferramenta. Na terceira parte são apresentados os resultados obtidos da análise dos perfis topográficos dos corpos-de-prova e a quarta parte é apresentada os resultados obtidos das avaliações microscópicas.

4.1. Análise das Forças de Corte

4.1.1. Curvas de Forças

A Figura 4.1 mostra o gráfico característico do primeiro passe da ferramenta conforme mostrado na Figura 3.14. A força de avanço (F_f) da ferramenta é representada pela componente FY, a força de apoio (F_{ap}) é representada pela componente FX e a força ativa (F_t) é representada pela componente FT. A força ativa é calculada pela Equação 2.4.

Figura 4. 1 – Gráfico característico do primeiro passe ($v_c = 18,2$ m/min; $a_p = 60$ μ m; $v_f = 370$ mm/min; $a_e = 800$ μ m).

Teoricamente, de acordo com a montagem do corpo de prova e a orientação do dinamômetro, o acoplamento da ferramenta tem início quando a força de apoio (FX) é

aproximadamente nula com tendência a diminuir. Nesse instante a força de avanço (FY) começa a diminuir até atingir aproximadamente a seção máxima do cavaco, onde a força de apoio atinge o valor máximo negativo, então a força de avanço começa a aumentar. A partir desse ponto a tendência da força de apoio é aproximar novamente a um valor nulo e o valor da força de avanço tender a ser positiva. Outra forma de notar o acoplamento da ferramenta é pela força ativa de corte, pois em um fresamento frontal de topo com uma ferramenta de duas arestas há um momento em que uma desacopla da peça enquanto a outra está entrando em contato. Nesse instante, a força ativa se aproxima de zero.

Como o dinamômetro não se encontrava perfeitamente alinhado com os eixos de movimentação da máquina, houve uma diferença com o modelo teórico. Assim, a Figura 4.1 apresentou valores positivos de força de apoio. A força de ativa apresentou um valor mínimo diferente do esperado, isso é devido não considerar outras forças na medição, como força axial e a força de atrito.

A Figura 4.2 mostra um gráfico característico do segundo passe com corte discordante.

Figura 4. 2 – Gráfico característico do segundo passe com corte discordante ($v_c = 18,2$ m/min; $a_p = 80$ μ m; $v_f = 370$ mm/min; $a_e = 500$ μ m).

O corte discordante tem a característica de apresentar menos vibrações, pois a variação da seção de cavaco é crescente iniciando-se em zero até atingir o valor máximo quando a espessura do cavaco é máxima. Diferente do corte concordante, em que a variação da seção do cavaco se inicia com valor máximo.

A Figura 4.3 mostra um gráfico característico do segundo passe com corte concordante.

Figura 4. 3 - Gráfico característico do segundo passe com corte concordante ($v_c = 18,2$ m/min; $a_p = 80$ μ m; $v_f = 370$ mm/min; $a_e = 500$ μ m).

Observando as Figuras 4.2 e 4.3 nota-se que as forças de apoio e as forças de avanço evoluem de forma diferente dependendo do sentido de corte. O acoplamento da aresta da ferramenta na peça acontece de forma bem distintas. No corte discordante, a ferramenta começa a remover material a partir da espessura mínima de corte, e com isso, as forças de apoio e avanço iniciam-se próximos de um valor nulo apresentando apenas uma pequena defasagem. Essa defasagem é maior no corte concordante, pois o acoplamento da ferramenta se inicia com uma espessura de corte próxima da máxima, e nesse momento, a força de avanço é quase nula.

A Tabela 4.1 mostra os resultados das forças de corte no primeiro passe:

Tabela 4. 1 – Resumo dos valores máximos das forças de corte no primeiro passe.

Teste N°	Força de apoio (N)	Força de avanço (N)	Força ativa (N)
1	79,4	67,9	99,9
2	75,9	64,8	99,8
3	75,6	65,7	100,0
4	63,5	59,1	83,1
5	86,1	73,6	107,1
6	64,5	55,5	86,3
7	-	-	-
8	-	-	-
9	46,4	47,5	54,1
10	78,2	66,3	102,4
11	71,9	77,8	112,4
12	74,2	66,4	94,7
13	63,4	53,9	81,6
14	80,0	67,8	103,8
15	50,6	37,4	62,0
16	-	-	-
17	-	-	-
18	47,9	45,0	54,8

De acordo com o fabricante do dinamômetro, os limites de forças para os eixos X e Y seriam de ± 65 N, conforme a mostrado na Tabela 3.1. Porém, ainda de acordo com o fabricante, forças maiores podem ser medidas no caso de baixos torques, como aconteceu em alguns testes. As medições estavam próximas do limite de forças do dinamômetro. Assim, com o aumento da secção de corte (aumento da profundidade de corte) ou diminuição da taxa de remoção (diminuição da velocidade de corte), constatou-se que o dinamômetro não conseguiu fazer as medições, como ocorrido nos testes 7, 8 16 e 17.

Pelos valores da tabela 4.1 observa-se que:

- Os primeiros passes dos testes 1, 2, 3, 10, 11 e 12 tiveram valores próximos, tendo em vista que utilizaram os parâmetros de corte recomendados pelo fabricante.
- A diminuição da taxa de avanço em 25% implicou na diminuição nas forças de corte em aproximadamente 18% em relação às forças de corte obtidas utilizando os parâmetros de corte recomendados.

- A diminuição da profundidade de usinagem (a_p) em 25% acarretou na diminuição das forças de corte em média 25% em relação às forças de corte obtidas utilizando os parâmetros de corte recomendados.
- Tanto o aumento da profundidade de usinagem quanto à diminuição da velocidade de corte ocasionou em um aumento nas forças de corte.

Portanto fica evidente que as forças de corte no fresamento frontal de topo estão diretamente relacionadas com a seção de cavaco, como visto no item 2.2.3 da revisão bibliográfica.

A Tabela 4.2 mostra os resultados dos valores máximos das forças de corte no segundo passe:

Tabela 4. 2 - Resumo dos valores máximos das forças de corte no segundo passe.

	Teste N°	Força de apoio (N)	Força de avanço (N)	Força ativa (N)
Sentido Concordante	1	5,0	4,0	7,1
	2	3,0	3,5	6,2
	3	21,3	9,6	26,8
	4	14,7	7,2	15,4
	5	14,0	7,0	20,8
	6	13,5	6,6	19,5
	7	31,3	17,6	37,9
	8	22,3	12,5	29,8
	9	23,3	3,1	23,8
Sentido Discordante	10	25,9	33,8	44,6
	11	12,9	18,9	27,5
	12	35,5	32,3	46,0
	13	16,3	20,4	29,3
	14	14,7	17,1	22,5
	15	11,9	18,9	25,5
	16	18,4	28,1	34,6
	17	7,9	8,15	13,7
	18	19,0	43,9	46,2

Pelos valores da tabela 4.2 observa-se que:

- Tanto o aumento da penetração de trabalho quanto o aumento da profundidade de usinagem implicou em forças de corte maiores no corte concordante e discordante.

- A diminuição da velocidade de corte no sentido concordante resultou em um aumento das forças de corte, enquanto que no corte de sentido discordante houve uma diminuição das forças de corte.

Assim como no primeiro passe, o segundo passe também apresentou uma relação direta da força de corte com a seção do cavaco. Notou-se que as forças ativas medidas no corte concordante apresentaram valores relativamente menores que no corte discordante. Esse resultado não era esperado, tendo em vista que a seção de cavaco teoricamente é a mesma. Assim, para que a força ativa tenha sido menor no corte concordante, significa que houve uma diminuição na seção de cavaco devido à flexão da ferramenta. Como visto anteriormente, as forças de corte são aproximadamente as máximas quando há o acoplamento da ferramenta no corte concordante enquanto que no corte discordante, as forças de corte crescem gradualmente. Assim, é provável que a ferramenta tenha flexionado mais no corte concordante que no corte discordante.

4.1.3. Efeito do Desgaste da Ferramenta

A seguir são mostrados as Figura 4.5, 4.6, 4.7 e 4.8 referente aos testes 1, 10, 9 e 18 respectivamente:

Figura 4. 4 – Teste 1, primeiro passe ($v_c = 18,2$ m/ min; $a_p = 80$ μ m; $v_f = 370$ mm/min; $a_e = 800$ μ m).

Figura 4. 5 - Teste 10, primeiro passe ($v_c = 18,2$ m/min; $a_p = 80$ μ m; $v_f = 370$ mm/min; $a_e = 800$ μ m).

Figura 4. 6 - Teste 9, primeiro passe ($v_c = 22,8$ m/min; $a_p = 80$ μ m; $v_f = 370$ mm/min; $a_e = 800$ μ m).

Figura 4. 7 - Teste 18, primeiro passe ($v_c = 22,8$ m/s; $a_p = 80$ μ m; $v_f = 370$ mm/min; $a_e = 800$ μ m).

Como esperado, a ferramenta realizou todos os testes no patamar descrito na Figura 3.16, onde após a estabilização da ferramenta, as forças de corte não apresentaram uma mudança significativa. Isso pode ser comprovado pelos gráficos das Figuras 4.4 a 4.7, onde os gráficos de forças dos testes 1 e 10 com os mesmos parâmetros de corte apresentaram forças de corte similares, assim como os gráficos das forças dos testes 9 e 18. Isso mostra que a ferramenta não desgastou suficientemente para aumentar significativamente as forças de corte.

4.2. Simulação em elementos finitos

Nesta segunda parte são analisados os resultados das simulações utilizando o método de elementos finitos. O método foi utilizado como uma forma de aproximar e entender o comportamento da ferramenta sob os esforços de corte. Para tanto, primeiramente um modelo em CAD (*Computer Aided Design*) da ferramenta foi desenvolvido. Posteriormente, o modelo foi exportado para o programa ABAQUS 6.5.1 (módulo *Standard*), porém este apresentou algumas limitações geométricas fazendo-se necessário algumas simplificações. Assim, a ferramenta é subdividida e modelada como uma montagem de regiões discretas, ou elementos finitos. A Figura 4.8 mostra a ponta da ferramenta em detalhe já discretizada com elementos tetragonais do tipo C3D4T (elemento de quatro nós). As propriedades e características da ferramenta usadas se encontram na Figura 3.11.

Figura 4. 8 – Modelo da ferramenta em elementos finitos.

Para fins comparativos, a simulação foi realizada aplicando-se uma carga distribuída em uma área da aresta correspondente à secção máxima de corte, tendo 100N como força resultante aplicada na direção tangente à ferramenta. A carga distribuída foi aplicada lineamente em rampa, ou seja, com incrementos ao longo do tempo. O efeito esperado desse procedimento é investigar o comportamento da flexão da ferramenta com o aumento da força sobre a secção de corte, simulando o processo experimental.

A carga distribuída foi aplicada na direção U1 indicada na Figura 4.9. Ainda essa figura mostra os resultados da flexão em seu estado final, após a aplicação da carga distribuída. Os valores apresentados são os deslocamentos finais no sistema internacional de medidas (metros).

Figura 4. 9 – Resultado da simulação FEM dos esforços sobre a ferramenta quando se aplicando a força de 100 N sobre a área de corte equivalente a $f_z = 6,4 \mu\text{m}$ e $a_p = 80 \mu\text{m}$.

As condições de contorno para a simulação consideraram o corpo da ferramenta engastada e a carga distribuída na aresta na ordem de $1,95 \times 10^{11} \text{ N/m}^2$, referente a força de 100N aplicada na seção escolhida.

Pelos valores da Figura 4.10 verifica-se que o deslocamento na direção U1, a mesma da carga distribuída, foi maior que os deslocamentos nas direções U2 e U3. A Figura 4.11 mostra os nós de elementos escolhidos para análise na ponta da ferramenta.

Figura 4. 10 – Fresa de topo vista no sentido axial com os nós dos elementos escolhidos para análise na ponta da ferramenta.

Os resultados mostram que o nó 1 apresentou um maior deslocamento na direção U1 e o nó 4 apresentou maior deslocamento na direção U2 e U3. Assim, as Figuras 4.12 e 4.13 mostram os gráficos da evolução do deslocamento máximo de cada nó com a sua respectiva direção.

Figura 4. 11 – Gráfico do deslocamento na direção U1 do nó 1.

Figura 4. 12 – Gráfico dos deslocamentos nas direções U2 e U3 do nó 4.

Ficou evidente o comportamento linear da simulação em elementos finitos da ferramenta, semelhante ao comportamento de uma viga engastada. Isso já foi comprovado pelo pesquisador Capla (2006) que encontrou uma boa linearidade em seus resultados experimentais no estudo da rigidez de ferramentas para fresamento.

Uma aproximação de uma viga engastada foi estudada. Para tanto, o modelo da ferramenta foi simplificado resultando em um cilindro de área equivalente ao da secção útil da ferramenta, com mesmo comprimento e condições de contorno. O resultado da simulação é mostrado na Figura 4.14 e revela que os valores de deslocamento foram bem similares aos resultados obtidos com a simulação da ferramenta.

Figura 4. 13 – Simulação de um cilindro sólido de área equivalente à secção útil da ferramenta quando se aplicando a força de 100 N sobre a área de corte equivalente a $f_z = 6,4 \mu\text{m}$ e $a_p = 80 \mu\text{m}$.

4.3. Resultados da análise topográfica

A análise topográfica dos canais visou medir as variações de altura no fundo de cada canal produzido pelos diferentes parâmetros de corte. O procedimento de medição consistiu em realizar 3 medidas aleatórias perpendiculares ao avanço da ferramenta com o auxílio do perfilômetro. As Figuras 4.14 e 4.15 mostram respectivamente o perfil típico do canal onde o segundo passe da ferramenta foi concordante e discordante.

Figura 4. 14 – Topografia típica do fundo do canal do teste 4 com corte concordante.

Figura 4. 15 – Topografia típica do fundo do canal do teste 13 com corte discordante.

Observando as Figuras 4.14 e 4.15 é possível notar que o primeiro passe da ferramenta é predominante apresentando uma profundidade maior na ordem de 4 μm no primeiro caso e 2 μm no segundo caso. Além disso, fica evidente 4 regiões no perfil topográfico:

- A – Superfície de referência à esquerda
- B – Primeiro passe
- C – Segundo passe
- D – Superfície de referência à direita

A diferença entre a altura da média dos pontos da região A com a região B e da região A com a região C determina respectivamente a profundidade do primeiro passe da ferramenta e a profundidade do segundo passe. Os picos mostrados entre as superfícies de referência e os passes indicam a formação de rebarba. Assim, a Tabela 4.3 apresenta os resultados das médias dos 3 pontos medidos das alturas dos canais, a diferença entre cada passe e a altura da rebarba.

Tabela 4. 3 – Resumo das médias topográficas dos perfis dos canais.

	Teste N°	Altura Teórica (μm)	1° Passe A-B (μm)	2° Passe A-C (μm)	Diferença C-B (μm)	Altura da Rebarba (μm)
Sentido Concordante	1	80,0	79,8	72,2	7,6	15,8
	2	80,0	75,8	70,8	5,0	16,7
	3	80,0	74,4	72,5	1,9	14,1
	4	80,0	74,7	70,9	3,8	17,5
	5	80,0	73,4	69,4	4,0	21,9
	6	60,0	52,7	47,2	5,5	16,2
	7	100,0	91,1	89,1	2,0	17,6
	8	80,0	68,7	67,3	1,5	16,8
	9	80,0	66,3	65,4	0,9	15,6
Sentido Discordante	10	80,0	67,3	65,0	2,3	19,2
	11	80,0	66,1	64,6	1,5	12,7
	12	80,0	65,8	65,1	0,6	10,0
	13	80,0	66,7	64,3	2,3	9,4
	14	80,0	65,1	63,3	1,9	11,4
	15	60,0	44,7	42,5	2,2	15,8
	16	100,0	88,2	84,3	4,0	9,2
	17	80,0	65,4	63,1	2,3	17,8
	18	80,0	63,7	60,1	3,6	5,3

Os resultados da Tabela 4.3 apontam uma tendência aparente de diminuição da posição relativa da ferramenta com o corpo de prova ao longo dos testes. Muitos fatores podem estar associados a este acontecimento, tais como: dilatação ou contração do centro de usinagem, movimentação do corpo de prova ou dinamômetro, movimentação das guias da máquina, desgaste da ferramenta, fixação da ferramenta no suporte e flexão da ferramenta.

Como visto, são vários os possíveis fatores atuantes, combinados ou não, que podem influenciar na posição relativa da ferramenta, mas mesmo assim, é visível a diferença entre o primeiro e o segundo passe. Teoricamente essa diferença de altura entre os passes não deveria ocorrer, tendo em vista que ambos os passes utilizaram os mesmos parâmetros de corte, com exceção da penetração de trabalho e foram realizados sequencialmente. A flexão da ferramenta pode causar a diferença da profundidade entre o primeiro e o segundo passe, pois durante o primeiro passe, a ferramenta só pode flexionar no sentido do avanço, pois é limitada pelas paredes dos canais. Já no segundo passe, a ferramenta tem espaço para flexionar em outra direção, diferente à do avanço, como visto na simulação em elementos finitos.

4.4. Resultados das avaliações microscópicas

A utilização do microscópio possibilitou visualizar o aspecto superficial produzido pela ferramenta nas 18 regiões usinadas e os efeitos provocados pela inter-relação dos parâmetros em estudo. Além disso, com o auxílio do microscópio e do programa *Axiovision*, ambos da *Carl Zeiss*, foi possível medir o canal produzido pela ferramenta para verificar o efeito dimensional da flexão da ferramenta.

4.4.1. Aspecto Superficial

As Figuras 4.16 e 4.17 mostram o aspecto superficial dos passes no corte concordante e discordante respectivamente. As figuras estão divididas e enumeradas de acordo com o delineamento dos testes da Tabela 3.4.

Figura 4. 16 - Aspecto superficial dos passes no corte concordante.

Figura 4. 17 - Aspecto superficial dos passes no corte discordante.

No corte concordante, o aumento da penetração de trabalho causou um pior aspecto superficial, como pode ser constatado na Figura 4.16 em 1, 2 e 3. De modo geral, no corte discordante, o aumento da penetração de trabalho não apresentou ser uma influência significativa, além de apresentar um aspecto pior quando comparado com o corte concordante.

A diminuição da velocidade de corte resultou em um melhor aspecto superficial, como visto nas Figuras 4.16 e 4.17 em 8 e 17 respectivamente.

A Figura 4.18 Mostra o aspecto superficial da influência do avanço por dente na vibração.

Figura 4. 18 – Aspecto superficial da influência do avanço por dente na vibração. A) $f_z = 4,8$ $\mu\text{m/volta}$, B) $f_z = 6,4$ $\mu\text{m/volta}$, C) $f_z = 8,0$ $\mu\text{m/volta}$, $v_c = 18,2$ m/s e $a_p = 80$ μm .

De acordo com os pesquisadores Kim et al. (2006), o desgaste da ferramenta pode gerar forças resistentes que resultam na flexão da ferramenta e vibração. A Figura 4.18 revela que o fenômeno de vibração ocorreu devido ao aumento do avanço por dente. O avanço por dente é distinguido pelas marcas radiais e a vibração pelas faixas periódicas mais claras. As três condições de avanço por dente foram: em A $f_z = 4,8$ $\mu\text{m/volta}$, em B $f_z = 6,4$ $\mu\text{m/volta}$ e em C $f_z = 8,0$ $\mu\text{m/volta}$. Nos três casos a velocidade de corte foi de $v_c = 18,2$ m/s e a profundidade de usinagem $a_p = 80$ μm .

4.4.2. Análise Dimensional

O programa *Axionvision* foi utilizado para realizar as medições comparativas dos canais. O procedimento consistiu primeiramente em medir o diâmetro da ferramenta do canal e posteriormente a largura total do canal, dada pelo diâmetro da ferramenta somada à penetração lateral. A Figura 4.19 mostra em detalhe o diâmetro da ferramenta e a penetração de trabalho.

Figura 4. 19 – Aspecto do canal, em detalhe, o diâmetro da ferramenta e penetração de trabalho.

O diâmetro foi medido em todos os canais, como mostrado na Figura 4.19. O diâmetro médio encontrado foi de $\varnothing = 790 \mu\text{m}$, o mesmo valor encontrado pela medição da ferramenta feita com auxílio de um micrômetro. Este valor de diâmetro está dentro da tolerância do fabricante da ferramenta.

O programa *Axiovision* realiza medições de forma indireta, pois compara a medição com uma dimensão conhecida em mesma escala. Embora cada imagem tenha utilizado a mesma ampliação, foram constatados erros associados ao ajuste do foco para uma maior nitidez. Uma ampliação menor foi utilizada para minimizar esses erros, pois a distância focal é maior, não necessitando de muitos ajustes de foco. A Tabela 4.4 sumariza os resultados da análise dimensional.

Tabela 4. 4 – Valores da largura dos canais.

	Teste N°	$\varnothing+a_e (\mu\text{m})$		Teste N°	$\varnothing+a_e (\mu\text{m})$ Teórico
Sentido Concordante	1	1167	Sentido Discordante	10	1176
	2	1066		11	1067
	3	1277		12	1280
	4	1171		13	1166
	5	1170		14	1166
	6	1171		15	1164
	7	1160		16	1165
	8	1150		17	1156
	9	1177		18	1162

Observando-se a Tabela 4.4 fica evidente que nenhum canal alcançou a dimensão desejada. Isso já era esperado, pois o diâmetro da ferramenta era menor que $\varnothing = 800 \mu\text{m}$.

5. CONCLUSÕES

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

- A força ativa é a principal componente da força de usinagem responsável pela flexão da ferramenta e está diretamente relacionada com os parâmetros de corte. A diminuição da secção de corte implica diretamente na diminuição das forças de corte.
- Para diminuir as forças de corte e conseqüentemente a flexão da ferramenta, recomendam-se a utilização de velocidades de corte mais altas, menores profundidades de usinagem e baixos avanços por dente.
- No corte concordante, a força de apoio se apresenta relativamente maior do que a força de avanço, o contrário ocorre no corte discordante. Para maioria dos casos, as forças de corte no corte discordante se apresentaram maior do que no corte concordante devido a diferença do engajamento da ferramenta.
- O comportamento da ferramenta na simulação em elementos finitos mostrou ser similar de uma viga engastada, apresentando um deslocamento linear com o aumento das forças. Além disso, é possível fazer uma simplificação do modelo para um cilindro sólido com raio de mesma área da secção útil da ferramenta.
- O perfil topográfico dos canais evidenciou quatro regiões bem distintas. O primeiro passe da ferramenta apresentou ser predominante com uma profundidade maior que o segundo passe. A diferença entre os passes gerou a formação de um degrau, como visto na simulação em elementos finitos.
- As avaliações microscópicas mostraram que o aumento do avanço por dente e o aumento do desgaste resulta em um maior efeito de vibração no aspecto superficial.

6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Estudo das forças de corte e seus efeitos em superfícies complexas
- Estudo experimental da formação do cavaco e a energia de corte no processo de microfresamento
- Elaboração de modelos em elementos finitos do processo de microfresamento
- Desenvolvimento de uma metodologia de monitoramento das forças de corte durante o processo de fresamento
- Estudo da vida de ferramentas no processo de microfresamento

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALTING L. et al. Micro Engineering. **Annals of the CIRP**. Vol. 52, n. 2, p. 635-657, 2003.

AURICH, J. C.; BIL, H. 3D Finite element Modelling of Segmented Chip Formation. **Annals of the CIRP**. Vol. 55, n. 1, p. 47-50, 2006.

ATI Industrial Automation. Disponível em: <<http://www.ati-ia.com>>. Acesso em 20 de fevereiro de 2008.

BANG, Y.; LEE, k.; OH, S. 5-axis micro milling machine for machining micro parts. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. Vol. 55, n. 9-10, p. 888-894, Mai. 2005.

BATISTA, M. F. Estudo da rugosidade de superfícies planas usinadas por fresas de topo esférico. São Carlos: Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 2007. Dissertação de Mestrado em Manufatura.

BISSACCO, G.; HANSEN, H. N.; DE CHIFFRE, L. Size effects on surface generation in micro milling of hardened tool steel. **CIRP annals**. Vol. 55, n. 1. p 593-596. 2006.

BISSACCO, G.; HANSEN, H. N.; DE CHIFFRE, L. Micromilling of hardened tool steel for mould making applications. **Journal of Materials Processing Technology**. Vol. 167, n. 2-3, p. 201-207, Ago. 2005.

BISSACCO, G. Surface Generation and Optimization in Micromilling. Tese. **Technical University of Denmark**. 2004.

CAPLA, R. L. Estudo da Influência do Sobremetal Excedente de Desbaste na Operação de Acabamento Aplicando Usinagem com Altas Velocidades de Corte. São Carlos: Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 2007. Dissertação de Mestrado em Manufatura.

CHAE, J.; PARK, S. S.; FREIHEIT, T. Investigation of micro-cutting operations. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. Vol. 46, n. 3-4, p. 313-332, Mar. 2006.

- CHERN et al. Study on burr formation in micro-machining using micro-tools fabricated by micro-EDM. **Precision Engineering**. Vol. 31, n. 2, p. 122-129, Abr. 2007.
- CHERN, G. L.; CHANG, Y. C. Using two-dimensional vibration cutting for micro-milling. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. Vol. 46, n. 6, p. 659-666, 2006.
- CIMM. Centro de Informação Metal Mecânica: Material didático. Disponível em:<<http://www.cimm.com.br/portal>>. Acessado em 26 de outubro de 2007.
- COELHO, R. T.; ARAI, R. Processos de Usinagem para Micro-Componentes. **Revista do Anuário das Indústrias** - edição Usinagem 2006, Brasil, p. 32 - 38, 01 out. 2006.
- DENKINA, B. et al. **Micro-machining processes for microsystem technology. Microsystem Technologies**. Vol. 12, n. 7, p. 659-664, 2006.
- DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da usinagem dos materiais**. São Paulo: Atliber. 2001.
- DORNFELD, D.; MIN, S.; TAKEUCHI, Y. Recent Advances in Mechanical Micromachining. **CIRP Annals – Manufacturing Technology**, Vol. 55, n. 2, p. 745-768, 2006.
- DOW, T.; MILLER, E.; SOHN, A.; GARRARD, K. Compensation of Tool Forces in Small Diameter End Mills. **ASPE Proceedings**. Vol 20. p. 546-550, 2003.
- FANG, F. Z.; WU, H.; LIU, X. D.; NG, S. T. Tool geometry study in micromachining. **Journal of Micro Mechanics and Microengineering**. Vol. 13, n. 5, p. 726-731, 2003.
- FERREIRA, L. O. S. Editorial temático. **Publicação da Associação Brasileira de Ciências Mecânicas – ABCM**, Vol. 9, n.1, p.3, 2003.
- FERREIRA, L. O. S.; FERNANDES, J. C. B. Microdispositivos na atualidade. **Publicação da Associação Brasileira de Ciências Mecânicas - ABCM**. Vol. 9, n. 1, p. 8-10, 2003.
- FILIZ, S. et al. An experimental investigation of micro-machinability of copper 101 using tungsten carbide micro-endmills. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. Vol. 47, n. 7-8, p. 1088-1100, 2007.

FLEISCHER, J.; KOTSCHENREUTHER, J. The manufacturing of micro molds by conventional and energy-assisted processes. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. Vol. 33, n. 1-2, p. 75-85, Mai. 2007.

FRIEDRICH, C. R. Micromechanical machining of high aspect ratio prototypes. **Microsystem Technologies**. Vol. 8, n. 4-5, p. 343-347, 2002.

GIETZELT, T.; EICHHORN, L.; SCHUBERT, K. . Material and micromachining aspects of manufacturing micromolds for replication techniques. **Advanced Engineering Materials**. Vol. 8, n. 1-2, p. 33-37, 2006.

GRILL, D.; JOKIEL, B.; ZIEGERT, J.; PAYNE, S.; PATHAK, J. Next Generation Spindles for Micromilling. Sandia Report. 2004.

HUO, D.; CHENG, K. A dynamics-driven approach to the design of precision machine tools for micro-manufacturing and its implementation perspectives. Proceedings of the I MECH E Part B **Journal of Engineering Manufacture**, Vol. 222, No. 1, pp. 1-13. 2008.

IWABE, H. et al. Analysis of Surface Generating Mechanism of Ball End Mill Based on Deflection by FEM. JSME International **Journal Series C: Mechanical Systems, Machine Elements and Manufacturing**, Vol. 47, n.1, p. 8-4, Mar. 2004.

JUN, B. G. et al. Estimation of effective error parameters in high speed micro-endmilling. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. Vol. 47, n. 9, p. 1447-1454, Jul. 2007.

KIM, M. J.; et al. A Study on the Surface Characteristics with the Vibration Factor in the Micro-Machine. **Trans Tech Publications**. Vols. 312-323, p. 1605-1608. 2006.

KIM, C. J.; MAYOR, J. R.; NI J. A Static Model of Chip Formation in Microscale Milling. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**. Vol. 126, n. 4, p. 710-718, Nov. 2004.

KISTLER. Disponível em: <<http://www.kistler.com/>>. Acesso em 11 de dezembro de 2007.

LAB VIEW. National Instruments. Disponível em: <<http://www.ni.com/labview/>>. Acesso em 20 de dezembro de 2007.

- LEE, K.; DORNFELD, D. A. A Study of Surface Roughness in the Micro-End-Milling Process. **Laboratory for Manufacturing and Sustainability. Consortium on Deburring and Edge Finishing**. Mai. 2004.
- LEE, K. H.; STIRN, B.; D. A. DORNFELD. Burr Formation in Micro-machining Aluminum 6061-T6. **10th ICOPE International Conference on Precision Engineering**. Japan, p. 323-338, 2001.
- MACHADO, A. R.; SILVA, M. B. Usinagem dos metais. 4.ed. Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem – UFU, Uberlândia./apostila/ 214p. 1999.
- MASUZAWA, T. State of the art of micromachining. **Annals of the CIRP**. Vol. 49, n. 2, p. 473-488, 2000.
- MORI SEIKI. The machine tool company. Disponível em: <<http://www.moriseiki.co.jp/>>. Acesso em 20 de novembro de 2007.
- MST Corporation. Disponível em: <http://www.mst-corp.co.jp/english_top.html>. Acesso em 10 de dezembro de 2007.
- NEXUS. NEXUS MST/MEMS Market Analysis III 2005-2009. Disponível em: <<http://www.nexus-mems.com/>>. Acesso em 12 de outubro de 2007.
- OSG. Product Leaflet. Disponível em: <<http://www.osg.co.jp/eng/products/index.html>>. Acesso em 11 de novembro de 2007.
- ÖZEL, T.; LIU, X.; DHANORKER, A. Modeling and Simulation of Micro-Milling Process. **Proceedings of the 4th International Conference and Exhibition on Design and Production of Machines and Dies/Molds**, Cesme, Turkey, 21-23 Jun. 2007.
- PMT. Performance Micro Tool. Disponível em: <<http://www.pmtnow.com/>>. Acesso em 10 de novembro de 2007.
- PÉREZ H. et al. Analysis and Validation of Cutting Forces Prediction Models in Micromachining. **Materials Science Forum**. Vol. 526. p. 13-18, Out. 2006.

PÉREZ H. et al. Estimation of cutting forces in micromilling through the determination of specific cutting pressures. **Journal of Materials Processing Technology**. Vol. 190, n. 1-3. p. 18-22, Jul. 2007.

POPOV, K. B. et al. Micromilling: material microstructure effects. **Proceedings of the I MECH E Part B Journal of Engineering Manufacture**. Vol. 220, n. 11, p. 1807-1813. 2006.

RAHMAN, M. A. Development of micropin fabrication process using tool based micromachining. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. Vol. 27, n. 9-10, p. 939-944, 2006.

RAHMAN, M.; SENTHIL KUMAR, A.; PRAKASH, J. R. S. Micro milling of pure copper. **Journal of Materials Processing Technology**. Vol. 116, n.1, p. 39-43, Out. 2001.

RAJURKAR, K.; MADOU, M. International Assessment of Research and Development in Micromanufacturing: Processes. World Technology Evaluation Center Panel Report. Baltimore, Maryland. p. 39-63, 2005.

RITZHAUPT-KLEISSL, E.; et al. Fabrication of diamond micro tools for ultra precision machining. **Microsystem Technologies**. Vol. 11., n. 4, p. 278-279, Abr. 2005.

ROBINSON, G. M.; JACKSON A review of micro and nano machining from a materials perspective. **Journal of Materials Processing Technology**. Vol. 167, n. 2-3, p. 316-337, Ago. 2005

ROBINSON, G. M.; JACKSON, M. J.; WHITFIELD, M. D. A review of machining theory and tool wear with a view to developing micro and nano machining processes. **Journal of Materials Science**. Vol. 42, n. 6, p. 2002-2015, Mar. 2007.

SCHMIDT, J.; TRITSCHLER, H. Micro cutting of steel. **Microsystem Technologies**. Vol. 10, n. 3, p. 167-174, Mar. 2004.

SIMONEAU A.; NG E.; ELBESTAWI M. A. Chip Formation during Microscale Cutting of a Medium Carbon Steel. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. Vol. 46, n. 5, p. 467-481, 2006a

- SIMONEAU A.; NG E.; ELBESTAWI M.A. Surface Defects During Microcutting. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. Vol. 46, n. 12-13, p. 1378-1387, 2006b
- TAKÁCS, M.; VERÖ, B.; MÉSZÁROS, I. Micromilling of metallic materials, **Journal of Materials Processing Technology**. Vol 138, n. 1-3, p. 1-4, Jul. 2003.
- TANIGUCHI, N. Current Status in, and Future Trends of, Ultraprecision Machining and Ultrafine Materials Processing. **CIRP Annals**. Vol. 32, n. 2, p. 573-582, 1983.
- TANSEL, I. E. et al. Tool wear estimation in machining part I: tool cutting force relationship. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. Vol. 40, n. 4, p. 599-608, Mar. 2000a.
- TANSEL, I. E. et al. Tool wear estimation in machining part II: neural network based in periodic inspection. **International journal of machine tools & manufacture**. Vol. 40, n. 4, p. 609-620 2000b.
- URIARTE, L.; ZATARAIN, M.; ALBIZURI, J.; LOPEZ DE LACALLE, L. N.; LAMIKIZ, A. Effect of the tool wear in micro-milling cutting forces. Disponível em: <http://www.cim.pw.edu.pl/tewy_mgr/>. Acesso em 20 de setembro de 2007.
- URIARTE, L. et al. Error budget and stiffness chain assessment in a micromilling machine equipped with tools less than 0.3 mm in diameter. **Precision Engineering**, Vol. 31, n. 1, p. 1-12, Jan. 2006.
- URIARTE, L.; IVANOV, A.; OOSTERLING, H.; STAEMMLER, L.; TANG, P. T.; ALLEN, D. A Comparison between Microfabrication Technologies for Metal Tooling. **International Conference on Multi-Material Micro Manufacture (4M)** 2005.
- UHLMANN, E.; SCHAUER, K. Dynamic load and strain analysis for the optimization of micro end mills. **Annals of the CIRP**, 54/1, p. 75-78, 2005.
- UHLMANN, E.; PILTZ, S.; SCHAUER, K. Micro milling of sintered tungsten-copper composite materials. **Journal of Materials Processing Technology**. Vol. 167, n. 2-3, p. 402-407, 2005.

WANG, W.; KWEON, S. H.; YANG, S.H. A study on roughness of the micro-end-milled surface produced by a miniaturized machine tool. **Journal of Materials Processing Technology**. Vol. 162-163, p. 702-708, Mai. 2005.

WEULE, H.; HUNTRUP, V.; TRITSCHLER, H. Micro-cutting of steel to meet new requirements in miniaturization. **Annals of CIRP**. Vol. 50, n. 1, p. 61–64, 2001.

ZECHA. Micro Cutting Tools. Disponível em:

<http://www.zecha.de/html_en/wkz_mikro_en.html>. Acesso em 11 de novembro de 2007.