



UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS

Faculdade de Engenharia Mecânica

HENRIQUE KULL NETO

**Estudo das Estratégias de Usinagem Visando a
Minimização da Vibração no Fresamento de
Superfícies Convexas**

CAMPINAS
2016

HENRIQUE KULL NETO

Estudo das Estratégias de Usinagem Visando a Minimização da Vibração no Fresamento de Superfícies Convexas

Tese de Doutorado apresentada à Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas como parte dos requisitos exigidos para obtenção do título de Doutor/Doutora em Engenharia Mecânica, na Área de Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE À VERSÃO

FINAL DA TESE DEFENDIDA PELO(A)

ALUNO(A).....HENRIQUE KULL NETO

....., E ORIENTADA PELO(A)

PROF(A). DR(A).....ANSELMO EDUARDO

DINIZ

.....
ASSINATURA DO(A) ORIENTADOR(A)



CAMPINAS
2016

Agência(s) de fomento e nº(s) de processo(s): FAPESP, 2012/20816-2

Ficha catalográfica
Universidade Estadual de Campinas
Biblioteca da Área de Engenharia e Arquitetura
Luciana Pietrosanto Milla - CRB 8/8129

K959e Kull Neto, Henrique, 1988-
Estudo das estratégias de usinagem visando a minimização da vibração no fresamento de superfícies convexas / Henrique Kull Neto. – Campinas, SP : [s.n.], 2016.

Orientador: Anselmo Eduardo Diniz.
Tese (doutorado) – Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

1. Usinagem. 2. Aço para ferramentas. 3. Vibração. 4. Rugosidade. 5. Desgaste mecânico. I. Diniz, Anselmo Eduardo, 1959-. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

Informações para Biblioteca Digital

Título em outro idioma: Study of machining strategies for minimizing vibration in the milling of convex surfaces

Palavras-chave em inglês:

Machining

Tool steel

Vibration

Roughness

Wear of materials

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Titulação: Doutor em Engenharia Mecânica

Banca examinadora:

Anselmo Eduardo Diniz [Orientador]

Amauri Hassui

João Batista Fogagnolo

Eduardo Carlos Bianchi

Luiz Eduardo de Angelo Sanchez

Data de defesa: 28-07-2016

Programa de Pós-Graduação: Engenharia Mecânica

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA
MECÂNICA

**DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE MANUFATURA E
MATERIAIS**

TESE DE DOUTORADO

**Estudo das Estratégias de Usinagem Visando a
Minimização da Vibração no Fresamento de
Superfícies Convexas**

Autor: Henrique Kull Neto

Orientador: Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz

A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Tese:



Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz, Presidente
DEMM/FEM/UNICAMP




Prof. Dr. Amauri Hassui
DEMM/FEM/UNICAMP



Prof. Dr. João Batista Fogagnolo
DEMM/FEM/UNICAMP



Prof. Dr. Eduardo Carlos Bianchi
UNESP/Bauru



Prof. Dr. Luiz Eduardo de Angelo Sanchez
UNESP/Bauru

Campinas, 28 de julho de 2016.

Dedicatória

Dedico este trabalho aos meus pais, Sergio Carlos Kull e Silvana Claudia Ferreira Kull, e à minha querida irmã, Marcela Fernanda Kull, que, mesmo estando distantes, foram fundamentais para que eu alcançasse meus objetivos.

Agradecimentos

A Deus, pela saúde e pela força nos momentos de incerteza.

Ao Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz, pelas diversas oportunidades, pela amizade, pela orientação do trabalho e pelas inúmeras discussões e ensinamentos.

À minha família, pelo apoio incondicional.

Aos amigos Daniel Suyama, Rodrigo Henriques Lopes, Gildeones Protázio, Rodolfo Zanuto, Daniel Loureiro, Fabiano Corrêa, Herbert C. G. de Aguiar, Neimar Silveira, José Roberto Gamarra, Isabela Castanhera, Innocenzo Scandiffio, Adriano Fagali, Armando Antonialli e a todos os colegas que por ventura não tenham sido citados aqui.

Aos professores Amauri Hassui, Robson Pederiva, Olívio Novaski e Maria Helena Robert, pelas discussões, críticas e contribuições.

Aos funcionários Aristides Magri e Claudenete Leal, pela ajuda indispensável.

À FAPESP, pela concessão da bolsa de estudos (processo n° 2012/20816-2).

À CAPES, por manter o Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da FEM/UNICAMP.

À empresa Sandvik Coromant pelo fornecimento de insumos.

“O sucesso nasce do querer, da determinação e
persistência em se chegar a um objetivo.
Mesmo não atingindo o alvo,
quem busca e vence obstáculos,
no mínimo fará coisas admiráveis.”

José de Alencar

Resumo

A fabricação de moldes e matrizes requer o fresamento de superfícies complexas de aço endurecido. Normalmente, as cavidades profundas destas peças são cortadas utilizando tecnologias de usinagem em altas velocidades e ferramentas com grande relação comprimento/diâmetro. Sendo assim, a fresa tem uma alta tendência de vibrar e danificar a superfície da peça, além de poder sofrer lascamento ou quebra. Este trabalho buscou verificar a vida da ferramenta, as forças de corte e rugosidade da peça no fresamento de topo de uma superfície curva, convexa, de aço ferramenta AISI D6 com dureza de 62 HRC, utilizando uma fresa de topo esférico. O objetivo do trabalho foi encontrar condições que proporcionassem uma boa qualidade de superfície com vida longa da ferramenta de corte. O trabalho foi dividido em três etapas de experimentos. Os resultados da primeira etapa de testes mostraram que na usinagem de superfícies convexas com direção de avanço seguindo uma trajetória circular a rugosidade da peça e os esforços de corte são fortemente influenciados pelo sentido de usinagem, sendo que o corte descendente proporcionou melhor rugosidade e menores esforços radiais. Na segunda etapa de testes, quando se usinou com direção de avanço seguindo uma trajetória linear (passes com coordenada Z constante) utilizando três *lead angles* diferentes (-16° , 0° e 16°), os menores valores de rugosidade e menores esforços de corte foram obtidos com estratégia ascendente e *lead angle* de 0° . Na terceira etapa foi avaliada a vida das ferramentas nas condições testadas na segunda etapa. A análise de variância foi realizada para entender melhor os resultados. Os resultados mostram uma estreita relação entre a componente radial da força de usinagem (que provoca flexão da fresa e consequentemente vibração), a rugosidade e a vida da ferramenta. As condições de corte que proporcionaram a menor força radial também geraram melhor rugosidade e maior vida da ferramenta. Adesão seguida de lascamento da aresta de corte foi o principal mecanismo de desgaste verificado.

Palavras-chave: usinagem, aço para ferramentas, vibração, rugosidade, desgaste

Abstract

The manufacture of molds and dies involves the milling of complex surfaces of hardened steel. Typically, the deep cavities of such parts are cut using high-speed machining technologies and tools with a high length/diameter ratio. Thus, the milling cutter has a high tendency to vibrate, which may result in cutting edge chipping and/or breakage, and it may also damage the workpiece surface. This work analyzed the tool life, cutting forces and surface roughness in the ball-end milling of a curved (convex) surface of AISI D6 tool steel with hardness of 62 HRC. The goal was to find conditions that provide a good surface quality with long tool life. The work was divided into three stages of experiments. The results of the first stage showed that when machining convex surfaces with the feed direction following a circular path (upward or downward), the roughness and cutting forces are strongly influenced by the feed direction, and a downward strategy provided the best roughness and the smallest cutting forces. In the second stage of testing, when the feed direction followed a linear path (passes with constant Z coordinate) using three different lead angles (-16° , 0° and 16°), the best roughness and the smallest cutting forces were obtained with an upward strategy and lead angle of 0° . In the third stage we evaluated the tool life under the conditions tested in the second stage. Analysis of variance was used for a better understanding of the results. The results showed a close relationship between radial component of the machining force and surface roughness and tool life. The cutting conditions that provided the smallest radial force also generated the best surface finish and longest tool life. Attrition followed by chipping of the cutting edge was the main wear mechanism.

Keywords: machining, tool steels, vibration, roughness, tool wear

Lista de Ilustrações

Figura 2.1 - Sistema de fixação poligonal (AGUIAR, 2012).....	27
Figura 2.2 - Interface eixo árvore/mandril: contato simples (esquerda) e contato duplo (direita) (adaptado de LÓPEZ DE LACALLE <i>et al.</i> , 2010).	28
Figura 2.3 - Estrutura básica da interface HSK (adaptado de AOYAMA e INASAKI, 2001).	29
Figura 2.4 - (a) Relação entre rotação e rigidez radial e (b) Comparação de rigidez dinâmica (adaptado de AOYAMA e INASAKI, 2001).	30
Figura 2.5 - Fresa de topo toroidal (a) e de ponta esférica (b) (adaptado de SANDVIK, 2012).	31
Figura 2.6 - Desbaste de cavidade utilizando a estratégia dois eixos e meio (adaptado de LAUWERS e LEFEBVRE, 2006).....	34
Figura 2.7 - Diâmetro efetivo e velocidade de corte para diferentes inclinações de superfície utilizando uma fresa de topo esférico (adaptado de LÓPEZ DE LACALLE <i>et al.</i> , 2010).	35
Figura 2.8 - Área de contato da ferramenta com a peça em uma rotação para o fresamento horizontal, ascendente e descendente em ângulos de 15 e 30° (Raio da ferramenta = 4 mm, $a_p = 2$ mm e $a_e = 4$ mm) (adaptado de LAMIKIZ <i>et al.</i> , 2004).	36
Figura 2.9 - Contato da ferramenta com a peça em função do sentido de corte: (a) corte ascendente e (b) corte descendente.	37
Figura 2.10 - Estratégia <i>morphing</i> aplicada em uma cavidade (adaptado de LAUWERS e LEFEBVRE, 2006).....	38
Figura 2.11 - (a) Centro de usinagem cinco eixos e (b) movimentos de translação realizados pela ferramenta e movimentos de rotação realizados pela mesa (adaptado de KERSTING e ZABEL, 2009).	39
Figura 2.12 - <i>Lead angle</i> e <i>tilt angle</i> (OZTURK <i>et al.</i> , 2009).	40
Figura 2.13 - Topografia da superfície usinada: (a) com diferentes <i>lead angles</i> e (b) com diferentes <i>tilt angles</i> (CHEN <i>et al.</i> , 2015).	42
Figura 2.14 - Zonas de deformação primária e secundária na usinagem (adaptado de BAYOUMI e XIE, 1995).	44
Figura 2.15 - Variação da morfologia do cavaco com a dureza. Parâmetros de corte: $v_c = 100$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev e $a_p = 1$ mm (adaptado de GRZESIK, 2010).	45
Figura 2.16 – Tipos de cavaco de aço endurecido: (a) estável, (b) <i>chatter</i> , (c) crítico e (d) severo (adaptado de NING <i>et al.</i> , 2001).	46

Figura 2.17 - Diagrama de estabilidade de um processo de usinagem (adaptado de QUINTANA e CIURANA, 2011).....	52
Figura 2.18 - Sinais de força em vinte rotações da ferramenta: (a) corte estável e (b) corte instável (adaptado AGUIAR <i>et al.</i> , 2013).....	54
Figura 2.19 - Energia na segunda frequência harmônica da frequência natural do sistema ferramenta/cone/máquina-ferramenta (adaptado de AGUIAR <i>et al.</i> , 2013).	55
Figura 3.1 - Montagem para análise modal das ferramentas.	57
Figura 3.2 - Desenho esquemático do corpo de prova (mm).	58
Figura 3.3 - (a) Peça fixada na máquina, (b) estratégia ascendente e (c) estratégia descendente.	59
Figura 3.4 - Função resposta em frequência da fresa nos dois diferentes balanços.	61
Figura 3.5 - Regiões da peça utilizadas para análise dos resultados.	63
Figura 3.6 - (a) estratégia ascendente e (b) estratégia descendente.....	64
Figura 4.1 - Rugosidade média (Ra) em função de diferentes frequências de entrada de dentes obtida na primeira etapa de testes de usinagem: (a) Região I, (b) Região II e (c) Região III. .	69
Figura 4.2 - Valor dos picos do sinal de força na direção axial da ferramenta (F_a) em dez voltas da fresa: (a) Região I, (b) Região II e (c) Região III.....	72
Figura 4.3 - Posição da ferramenta em relação à peça ao longo do corte.	73
Figura 4.4 - Diferença no valor em módulo do lead angle para: (a) usinagem ascendente e (b) usinagem descendente.	74
Figura 4.5 - Valor dos picos do sinal de força na direção radial da ferramenta (F_r) em dez voltas da fresa: (a) Região I, (b) Região II e (c) Região III.....	76
Figura 4.6 - Valor dos picos do sinal de força na direção radial da ferramenta (F_r) para f_{ed} 1 e f_{ed} 3 em dez voltas da fresa: (a) Região I, (b) Região II e (c) Região III.....	77
Figura 4.7 - Valor dos picos do sinal de força na direção tangencial da ferramenta (F_t) em dez voltas da fresa: (a) Região I, (b) Região II e (c) Região III.....	79
Figura 4.8 - Rugosidade média (Ra) nas três regiões da peça para as diferentes condições testadas: (a) região I, (b) região II e (c) região III.	81
Figura 4.9 - Efeitos principais para o parâmetro de rugosidade Ra	82
Figura 4.10 - Média dos picos do sinal de força na direção tangencial (F_t): (a) região I, (b) região II e (c) região III.	83
Figura 4.11 - Média dos picos do sinal de força na direção radial (F_r): (a) região I, (b) região II e (c) região III.	84
Figura 4.12 - Efeitos principais para a força tangencial (F_t).	86

Figura 4.13 - Efeitos principais para a força radial (F_r).	87
Figura 4.14 - Ilustração da força atuando na ferramenta para lead angle positivo e negativo. 88	
Figura 4.15 - Região de contato da ferramenta com a peça nos cortes ascendente e descendente.....	89
Figura 4.16 - Vida da ferramenta para as diferentes condições testadas.	91
Figura 4.17 - Efeitos principais para a vida da ferramenta.....	92
Figura 4.18 - Interações das variáveis sobre a vida da ferramenta.....	93
Figura 4.19 - Desgaste da ferramenta nas superfícies de folga e de saída: (a) Ascendente 0°, (b) Descendente 0°, (c) Ascendente 16°, (d) Descendente 16°, (e) Ascendente -16°, (f) Descendente -16°.....	95
Figura 4.20 - Regiões de maior desgaste da ferramenta: (a) Ascendente 0°, (b) Descendente 0°, (c) Ascendente 16°, (d) Descendente 16°, (e) Ascendente -16°, (f) Descendente -16°.....	97
Figura 4.21 - Rugosidade média (R_a) das três regiões da peça: (a) região I, (b) região II e (c) região III.....	99
Figura 4.22 - Efeitos principais para o parâmetro de rugosidade R_a	101
Figura 4.23 - Vida das ferramentas e rugosidade da peça nas diferentes condições testadas.	102
Figura 4.24 - Média dos picos do sinal de força na direção tangencial (F_t): (a) região I, (b) região II e (c) região III.	103
Figura 4.25 - Efeitos principais para a força tangencial (F_t).	105
Figura 4.26 - Média dos picos do sinal de força na direção radial (F_r): (a) região I, (b) região II e (c) região III.....	106
Figura 4.27 - Efeitos principais para a força radial (F_r).	107
Figura 4.28 - Relação entre força radial e rugosidade da peça.....	108
Figura 4.29 - Relação entre força radial e vida da ferramenta.	109

Lista de Tabelas

Tabela 3.1 - Parâmetros de usinagem utilizados nos testes – Fase 1.....	62
Tabela 3.2 - Parâmetros de usinagem utilizados nos testes – Fase 2.....	65
Tabela 3.3 - Parâmetros de usinagem utilizados nos testes – Fase 3.....	67
Tabela 4.1 - Análise de variância para o parâmetro de rugosidade Ra – Fase 1.....	71
Tabela 4.2 - Análise de variância para o parâmetro de rugosidade Ra – Fase 2.....	81
Tabela 4.3 - Análise de variância para a força tangencial (F_t) – Fase 2.....	85
Tabela 4.4 - Análise de variância para a força radial (F_r) – Fase 2.....	85
Tabela 4.5 - Análise de variância para a vida da ferramenta.....	91
Tabela 4.6 - Análise de variância para o parâmetro de rugosidade Ra – Fase 3.....	100
Tabela 4.7 - Análise de variância para a força tangencial (F_t) – Fase 3.....	104
Tabela 4.8 - Análise de variância para a força radial (F_r) – Fase 3.....	107

Lista de Abreviaturas e Siglas

Letras latinas

a_{crit}	profundidade de corte crítica	[mm]
a_e	penetração de trabalho	[mm]
a_p	profundidade de corte axial	[mm]
A/D	analógico/digital	
\vec{C}	direção perpendicular ao avanço	
D	diâmetro equivalente da ferramenta	[mm]
E	módulo de Young	[GPa]
f	avanço	[mm/rev]
f_{ed}	frequência de entrada de dentes	[Hz]
f_z	avanço por dente	[mm]
\vec{F}	direção de avanço	
$F(s)$	amplitude de força	[N]
(F_x, F_y, F_z)	componentes da força de usinagem	[N]
F_a	força axial	[N]
F_r	força radial	[N]
F_t	força tangencial / de corte	[N]
$H(s)$	função de transferência em frequência	[m/s ² .N ⁻¹]
l	<i>lead angle</i>	
L	comprimento em balanço	[mm]
n	rotação do eixo-árvore	[rpm]
\vec{N}	direção normal à superfície	
R	relação encruamento/ amaciamento térmico	
R_a	rugosidade média	[μ m]
R_t	rugosidade máxima	[μ m]
R_z	rugosidade total	[μ m]
R_{thf}	rugosidade teórica na direção de avanço	[μ m]
R_{thc}	rugosidade teórica na direção perpendicular ao avanço	[μ m]

R_o	raio da fresa	[mm]
S_a	rugosidade média tridimensional	[μm]
S_z	rugosidade total tridimensional	[μm]
t	<i>tilt angle</i>	
T	temperatura	[K]
v_c	velocidade de corte	[m/min]
$VB_{B,máx}$	desgaste de flanco máximo	[mm]
$X(s)$	amplitude de oscilação	[m/s ²]
(X,Y,Z,B,C)	coordenadas da máquina-ferramenta	
z	número de dentes	

Letras Gregas

α	ângulo de inclinação da superfície	[°]
δ	deflexão	[mm]
φ	ângulo de contato	[°]
$\bar{\gamma}$	deformação por cisalhamento	
$\bar{\tau}$	tensão de cisalhamento	[Pa]

Abreviações

AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
CAD	<i>computer aided design</i>
CAM	<i>computer aided manufacturing</i>
cBN	nitreto de boro cúbico
CNC	comando numérico computadorizado
CVD	<i>chemical vapor deposition</i>
EDM	<i>electro discharge machining</i>
FRF	função resposta em frequência
HSK	<i>hollow shank taper</i>
HSM	<i>high-speed machining</i>

PCBN	nitreto de boro cúbico policristalino
PVD	<i>physical vapor deposition</i>
SMS-EMOA	<i>s-metric selection evolutionary multi-objective optimization algorithm</i>

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO.....	18
2 REVISÃO DA LITERATURA.....	20
2.1 Usinagem de Moldes e Matrizes.....	20
2.1.1 Materiais de moldes e matrizes	20
2.1.2 Fresamento de moldes e matrizes.....	22
2.1.3 Usinagem em altas velocidades (HSM – <i>High-Speed Machining</i>).....	23
2.1.4 Máquina-ferramenta.....	26
2.1.5 Sistemas de fixação da ferramenta.....	27
2.1.6 Ferramentas para usinagem de moldes e matrizes	30
2.2 Dinâmica do processo no fresamento de moldes e matrizes.....	34
2.2.1 Usinagem em três e cinco eixos	34
2.2.2 Formação de cavaco na usinagem de materiais endurecidos	43
2.2.3 Rugosidade, força e vibração na usinagem de moldes e matrizes	47
3 MATERIAIS E MÉTODOS.....	56
3.1 Testes de fresamento - Fase 1	59
3.2 Testes de fresamento - Fase 2	63
3.3 Testes de fresamento - Fase 3	66
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	68
4.1 Testes de fresamento - Fase 1	68
4.2 Testes de fresamento - Fase 2	80
4.3 Testes de fresamento - Fase 3	90
5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	110
ANEXO A – Artigo científico 1.....	119
ANEXO B – Artigo científico 2.....	132
ANEXO C – Artigo científico 3.....	143

1 INTRODUÇÃO

A comercialização de produtos em nível global fez com que a fabricação de moldes e matrizes ganhasse cada vez mais importância devido às necessidades de redução de custos, de maior diversidade de produtos e de redução no tempo de lançamento de novos produtos, a fim de que as empresas se mantivessem competitivas (SCHÜTZER *et al.*, 2006).

Comumente, a fabricação de moldes e matrizes envolve a usinagem de formas complexas em aço endurecido utilizando altas velocidades e fresas de topo esférico, especialmente em operações de acabamento (ELBESTAWI *et al.*, 1997; BECZE *et al.*, 2000; URBANSKI *et al.*, 2000; KOSHY *et al.*, 2002).

Como os moldes e matrizes possuem uma grande importância no tempo de processo, bem como no custo e na qualidade do produto final (pois sua qualidade superficial e dimensional afeta diretamente a qualidade do produto gerado) (ALTAN *et al.*, 2001), a escolha correta da estratégia de corte e dos parâmetros de usinagem (como a profundidade de corte, penetração de trabalho, avanço por dente, velocidade de corte e ângulo de inclinação da ferramenta) pode resultar em aumento da produtividade e melhora da qualidade superficial do molde e do produto final (QUINSAT *et al.*, 2011).

Apesar de a usinagem em altas velocidades proporcionar redução do *lead time*, baixos esforços de corte e boa precisão e acabamento superficial da peça, algumas desvantagens podem ser citadas, entre elas: desgaste excessivo da ferramenta, necessidade de máquinas especiais de alto custo, sistemas de fixação adequados ao processo, balanceamento das ferramentas e materiais avançados de ferramenta e revestimento (FALLBÖHMER *et al.*, 2000).

Outra desvantagem do fresamento de moldes e matrizes em altas velocidades quando se utiliza fresas de topo esférico é que no centro da ferramenta a velocidade de corte é nula e o espaço para o cavaco é reduzido (OLIVEIRA e DINIZ, 2009). Essas condições desfavoráveis podem causar o lascamento da aresta de corte e levar a uma baixa qualidade superficial da peça. Contudo, elas podem ser evitadas pela inclinação da ferramenta em relação à direção normal à superfície usinada (SCHULZ, 1995), com a utilização de máquinas cinco eixos.

O presente trabalho teve como objetivo encontrar condições de usinagem que minimizassem a vibração da ferramenta no fresamento de superfícies convexas,

consequentemente prolongando o tempo de vida das arestas de corte. Para isso, realizou-se três etapas de experimentos. Na primeira etapa, buscou-se verificar a influência da frequência de entrada de dentes, do comprimento em balanço da fresa e da estratégia de corte nos esforços de corte e na rugosidade da peça. Na segunda etapa, foi avaliada a influência do ângulo de inclinação na direção de avanço da ferramenta (*lead angle*) sobre os esforços de corte e rugosidade da peça. A terceira etapa avaliou a influência da estratégia de usinagem e do *lead angle* sobre os esforços de corte, a rugosidade da peça e a vida da ferramenta de usinagem. Com isso, procurou-se encontrar condições de usinagem que melhorassem não apenas o acabamento superficial da peça, mas também proporcionassem maior vida da ferramenta, permitindo a remoção de maior volume de material antes que o critério de fim de vida adotado fosse atingido.

Após essa breve introdução, o Capítulo 2 apresenta a síntese da revisão bibliográfica realizada, que contém os pontos mais importantes verificados para o desenvolvimento do trabalho, destacando os principais aspectos da usinagem de moldes e matrizes. O Capítulo 3 apresenta os materiais e a metodologia utilizada para a realização dos experimentos. No Capítulo 4 são apresentadas as discussões sobre os resultados encontrados e no Capítulo 5 são apontadas as principais conclusões encontradas no trabalho.

2 REVISÃO DA LITERATURA

2.1 Usinagem de Moldes e Matrizes

2.1.1 Materiais de moldes e matrizes

A produção de bens de consumo requer a fabricação de peças individuais para submontagem e montagem dos produtos finais. Na fabricação dessas peças, na maioria das vezes, são utilizados moldes e matrizes em processos de fabricação como forjamento, estampagem, fundição e injeção. Sendo assim, o projeto e a fabricação de moldes e matrizes representam aspectos de grande importância para toda a cadeia de produção. Isso porque os moldes e matrizes são determinantes no tempo de processo, qualidade (já que sua qualidade superficial e dimensional afetará o produto final) e custo das peças individuais (ALTAN *et. al.*, 2001).

De acordo com Bayer *et al.* (1990), um aço ferramenta é qualquer aço utilizado para a fabricação de ferramentas para corte e conformação de materiais para obtenção de uma peça ou componente para uma aplicação específica. Os primeiros aços ferramenta eram aços carbono simples, mas por volta de 1868 e, principalmente, a partir do século 20, muitos aços ferramenta complexos e altamente ligados foram desenvolvidos. Esses aços ferramenta complexos, que contêm, entre outros elementos, uma quantidade relativamente alta de tungstênio, molibdênio, vanádio, manganês e cromo, tornaram possível atender a condições de trabalho mais severas e proporcionar maior controle dimensional e menor tendência a trincas após tratamentos térmicos. Muitos aços ferramenta também são amplamente utilizados em componentes de máquinas e aplicações estruturais, nas quais requisitos rigorosos devem ser atendidos, por exemplo, em molas para trabalho em alta temperatura, fixadores de ultra-alta resistência, válvulas para fins especiais e rolamentos de diversos tipos para trabalho em temperaturas altas (BAYER *et. al.*, 1990).

Uma grande variedade de aços ferramenta é utilizada para a fabricação de moldes e matrizes. Para processos de forjamento e fundição em matriz metálica, geralmente são

utilizados aços ferramenta para trabalho a quente (da série H), que conseguem suportar temperaturas de trabalho entre 315 °C a 650 °C. Entre esses materiais pode-se destacar os aços-ferramenta a base de cromo (H13) e a base de tungstênio (H21) (DEWES e ASPINWALL, 1997). Segundo Shivpuri (2005), as propriedades determinantes na seleção de materiais para ferramentas de forjamento a quente são: capacidade de endurecer uniformemente, resistência ao desgaste (ação abrasiva do metal aquecido durante o forjamento), resistência à deformação plástica, tenacidade e resistência à fadiga térmica e mecânica. Para a fabricação de moldes para injeção de plástico geralmente são utilizados aços ferramenta para trabalho a frio, que incluem os aços P20, P6, O1 e S7, também sendo utilizados aços inoxidáveis, ferro fundido e aços ferramenta para trabalho a quente (aços da série H), dependendo do polímero que será processado (DEWES e ASPINWALL, 1997). De acordo com Koshy *et al.* (2002), os aços ferramenta da série D são amplamente utilizados na fabricação de matrizes para conformação a frio por causa da sua excelente resistência ao desgaste e características de endurecimento profundo quando sujeitos a tratamento térmico.

Os moldes e matrizes são compostos por partes funcionais e componentes de suporte. Nos moldes para injeção e em matrizes de fundição, os componentes funcionais são denominados cavidade e placas centrais, enquanto no forjamento o componente funcional é a cavidade da matriz e na estampagem são o punção e a matriz. A cavidade e as placas centrais são geralmente usinadas a partir de blocos sólidos de aço ferramenta. Por outro lado, matrizes para estampagem grandes e punções geralmente são fundidos em uma geometria próxima à final, com um sobrematerial adicional para ser removido no processo de usinagem. Os componentes de suporte geralmente são padronizados e asseguram a funcionalidade geral da matriz ou molde, garantindo o alinhamento entre os demais componentes, facilitando a extração da peça ou facilitando o aquecimento e resfriamento do molde. Com essa padronização, o tempo total de fabricação do molde fica reduzido e a usinagem fica dedicada à fabricação da cavidade e das placas centrais, ou do punção e da matriz (ALTAN *et al.*, 1993).

Segundo Bayer *et al.* (1990), a precisão e o controle de qualidade aplicados na fabricação de aços ferramenta para garantir suas características de trabalho, assim como a adição de elementos de liga caros, contribuem para que esses materiais apresentem um custo elevado. Além disso, embora alguns aços liga se assemelhem aos aços ferramenta em relação

à composição química, eles raramente são utilizados para fabricação de ferramentas, porque, em geral, não são fabricados segundo os mesmos padrões de qualidade (BAYER *et al.*, 1990).

2.1.2 Fresamento de moldes e matrizes

Ao longo dos últimos anos, o fresamento de materiais endurecidos tem chamado a atenção na fabricação de moldes e matrizes. Tradicionalmente a usinagem de moldes e matrizes é realizada por operações de fresamento em três eixos antes do tratamento térmico e as cavidades de difícil acesso são usinadas no estado endurecido utilizando o processo de eletroerosão (EDM, do inglês *Electro Discharge Machining*) (ASTAKHOV, 2010; SOUZA e ALBANO, 2012).

O processo de eletroerosão é um processo preciso, sendo adequado para a usinagem de cavidades estreitas e profundas em materiais de alta dureza (ALTAN *et al.*, 1993). Isso porque o processo depende principalmente da condutividade elétrica da peça e seu desempenho independe da dureza do material usinado (ALTAN *et al.*, 2001). No entanto, esse processo é relativamente lento comparado ao fresamento e necessita que um eletrodo, geralmente de formato complexo, seja fabricado, fazendo com que a eletroerosão seja um processo caro e demorado. Existem também outras estratégias de eletroerosão, como a eletroerosão orbital, eletroerosão com eletrodo rotativo (EDM *Milling*) e eletroerosão em altas velocidades (ALTAN *et al.*, 1993).

Por outro lado, novas tecnologias foram desenvolvidas, permitindo que esses materiais em muitos casos possam ser usinados no seu estado endurecido utilizando estratégias de fresamento. De acordo com Astakhov (2010), a usinagem de materiais endurecidos (*Hard Machining*), em uma definição mais ampla, compreende a usinagem de peças com dureza acima de 45 HRC, embora frequentemente o processo seja aplicado em peças com dureza de 58 a 68 HRC. Os materiais de peça envolvem diversos aços liga tratados termicamente, aços ferramenta, superligas, peças produzidas por metalurgia do pó tratadas termicamente, entre outros, sendo principalmente um processo de semiacabamento ou acabamento, que requer alta precisão dimensional, alta precisão de forma e bom acabamento superficial (ASTAKHOV, 2010). Ainda segundo Astakhov (2010), a adoção dessas novas tecnologias por parte dos

fabricantes de moldes e matrizes pode ser determinante para garantir sua sobrevivência frente à competição global.

Com a necessidade de redução de custos, maior diversidade de produtos e redução no tempo de lançamento de novos produtos impostos pela economia global, a fabricação de moldes e matrizes ganhou importância (SCHÜTZER *et al.*, 2006). Segundo Schützer *et al.* (2006), tais necessidades aumentaram a utilização de novas tecnologias, seja pelo aperfeiçoamento da integração dos sistemas CAD/CAM/CNC ou pela introdução de tecnologias de usinagem em altas velocidades (HSM – do inglês, *High-Speed Machining*). Contudo, a utilização dessas tecnologias requer o conhecimento necessário para sua aplicação no processo, como a escolha adequada das estratégias de corte (SCHÜTZER *et al.*, 2006). Além disso, a escolha correta das condições de corte é de extrema importância nos processos de usinagem, pois são elas que determinam a qualidade superficial e precisão dimensional da peça (VIVANCOS *et al.*, 2004).

2.1.3 Usinagem em altas velocidades (HSM – *High-Speed Machining*)

Segundo Koshy *et al.* (2002), além do setor aeroespacial, onde foi aplicada primeiramente, a usinagem em altas velocidades de corte possui uma grande importância para a indústria de moldes e matrizes, como na fabricação de matrizes de forjamento, moldes para plásticos e borracha, matrizes de fundição, entre outras aplicações, na sua condição endurecida.

Antes da utilização da usinagem HSM, a tecnologia comumente utilizada na fabricação de moldes e matrizes era uma combinação de fresamento convencional e eletroerosão. De 1997 a 1999 o desbaste e o semiacabamento eram realizados com máquinas convencionais, com o material do molde em um estado mais macio, antes da têmpera. Subsequentemente o tratamento térmico era aplicado e o acabamento era realizado em centros de usinagem *high-speed* (LÓPEZ DE LACALLE *et al.*, 2010). López de Lacalle *et al.* (2010) citaram duas razões para essa sequência. A primeira é que o desbaste requer menor precisão, podendo ser realizado com uma máquina com custo por hora menor que uma máquina *high-speed*, e o desgaste da ferramenta é pequeno devido à menor dureza do material da peça. A

segunda é que naquela época os eixos-árvore das máquinas *high-speed* não ofereciam torque suficiente para operações de desbaste abaixo de 1500 rpm. Além disso, pode-se citar um terceiro fator: as operações de desbaste com ferramentas de maior diâmetro não exigem altas rotações para garantir a velocidade de corte adequada ao material da ferramenta, sendo que a necessidade de máquinas *high-speed* também é menor nesse caso.

A partir dos anos 2000, os avanços tecnológicos dos eixos-árvore *high-speed* aumentaram a capacidade de fornecimento de torque em baixas rotações. Isso permitiu o estabelecimento de uma nova sequência de operações, partindo diretamente de um bloco tratado termicamente, sendo todas as operações de usinagem realizadas na mesma máquina. As principais vantagens desse processo são a redução dos tempos de montagem (*set-up*), reduzindo o tempo de fabricação do molde, e aumento da precisão da peça com menor número de montagens entre operações (LÓPEZ DE LACALLE *et al.*, 2010). Segundo López de Lacalle *et al.* (2010) a decisão de se utilizar uma máquina *high-speed* partindo do material temperado ou realizar o desbaste do material não temperado em uma máquina convencional seguido de tratamento térmico e usinagem *high-speed* depende dos custos de produção e do *lead time*.

A usinagem em altas velocidades geralmente envolve ferramentas de pequeno diâmetro (< 20 mm), para que seja possível a usinagem das formas complexas com pequenos raios, altas rotações (> 10.000 rpm), para garantir as velocidades de corte adequadas para o material da ferramenta (na maioria da vezes, metal duro), com avanços por dente relativamente altos (aproximadamente 0,1 mm/dente), para evitar que a espessura média de cavaco não seja muito pequena (o que poderia gerar pressão de corte muito alta) devido à baixa profundidade de corte radial (a_e) com conseqüente pequeno ângulo de contato, e profundidade axial de corte (a_p) entre 0,2 a 1,0 mm, podendo ser utilizadas profundidades de corte até 10 mm em operações de desbaste (KOSHY *et al.*, 2002). Devido à pequena profundidade radial de corte, o ângulo de contato da ferramenta em cada revolução é bastante pequeno, o que permite que se utilize velocidades de corte mais altas que em operações com maior ângulo de contato, ainda garantindo vida de ferramenta adequada ao processo (OLIVEIRA e DINIZ, 2009).

Além das altas rotações, o processo também apresenta alta velocidade de avanço, devido aos avanços por dente relativamente altos. Contudo, a taxa de remoção de material do processo é pequena quando comparada ao fresamento convencional, principalmente por causa

dos baixos valores de a_e e a_p , mas ainda assim é maior que nos processos de eletroerosão (OLIVEIRA e DINIZ, 2009).

É importante considerar que altas rotações não necessariamente resultam em altas velocidades de corte, principalmente quando se utiliza fresas de topo esféricas de pequeno diâmetro (< 10 mm). Embora fresas de topo com diâmetro menor que 0,2 mm estejam disponíveis comercialmente, existe uma limitação em relação ao comprimento da ferramenta (geralmente entre 2 a 4 vezes o diâmetro da ferramenta) devido à perda de rigidez da ferramenta à medida que seu comprimento aumenta e às rotações extremamente altas, necessárias para garantir uma usinagem eficiente. É necessário ressaltar que, muitas vezes, o uso de ferramentas longas é necessário devido à profundidade das cavidades das matrizes nas quais as ferramentas têm que penetrar. Além disso, devido ao alto custo das ferramentas sólidas de metal duro, geralmente são utilizadas fresas de insertos intercambiáveis para diâmetros maiores que 15 mm. O uso de altas rotações (> 10.000 rpm) e/ou o uso de fresas com insertos intercambiáveis introduzem problemas em relação à precisão e balanceamento dinâmico. Em geral, para aplicações de HSM, o batimento deve ser mantido abaixo de $10 \mu\text{m}$ e o balanceamento deve ser melhor que G6.3 (URBANSKI *et al.*, 2000). As classes de desbalanceamento G representam a qualidade do desbalanceamento de um corpo rotativo e estão relacionadas à velocidade tangencial no centro de gravidade em relação à velocidade rotacional e dependem da velocidade de rotação, da massa do corpo e do desbalanceamento. Essas classes estão especificadas na norma ISO 1940-1.

Embora a usinagem em altas velocidades possua diversas vantagens, como redução do *lead time*, baixos esforços de corte e boa precisão e acabamento superficial da peça, algumas desvantagens podem ser citadas, entre elas: desgaste excessivo da ferramenta, necessidade de máquinas especiais de alto custo, necessidade de sistemas de fixação adequados ao processo, balanceamento das ferramentas e materiais avançados de ferramenta e revestimento (FALLBÖHMER *et al.*, 2000). Segundo Vivancos *et al.* (2004), o grande número de fatores de influência que devem ser levados em consideração na aplicação da tecnologia HSM torna difícil a escolha apropriada das condições de operação. Entre esses fatores podem ser citados a especificação geométrica da peça, a geometria da peça antes do processo de usinagem, o material da peça, a máquina-ferramenta nas condições de trabalho, o sistema de fixação da peça, a estratégia de usinagem, o porta-ferramentas (ou suporte), o sistema de fixação da

ferramenta no mandril e do mandril no eixo-árvore da máquina, a ferramenta de corte, as condições de corte, o fluido de corte e a interação ferramenta/peça.

2.1.4 Máquina-ferramenta

De acordo com Astakhov (2010), a máquina-ferramenta é o componente mais importante para garantir o sucesso do fresamento de materiais endurecidos utilizando usinagem em altas velocidades. As máquinas-ferramenta para usinagem em altas velocidades devem possuir além de altas rotações e velocidades de avanço, acelerações e desacelerações rápidas e alta rigidez (ALTAN *et al.*, 2001). Segundo Astakhov (2010), as máquinas também devem possuir bom amortecimento de vibrações, destacando-se a utilização de bases de concreto polimérico, que possuem amortecimento de 6 a 10 vezes maior que bases de ferro fundido.

Os servomotores e o comando numérico devem suportar função de *look ahead* e alta velocidade de resposta. A função de *look ahead* tem a finalidade de pré-processar blocos do programa NC antes da sua execução, permitindo a previsão de mudanças de trajetória e suavização de movimentos (SOUZA, 2004). Uma alta velocidade de transferência de dados é necessária para executar programas maiores e evitar interrupções na sua execução por falta de dados (FALLBÖHMER *et al.*, 2000). Para executar um segmento linear (movimento por bloco) de 0,3 mm em velocidades de avanço entre 4,0 e 5,8 m/min, o tempo de processamento de bloco necessário é entre 4 e 5 ms e, à medida que o movimento por bloco se torna menor (menores segmentos de reta), a necessidade de alta velocidade de transferência de dados se torna cada vez mais crítica (ALTAN *et al.*, 1993). Além disso, o sistema CAM e os sistemas de *look ahead* devem permitir que a máquina acelere e desacelere de maneira mais eficiente para realização de compensações de ferramenta (mudança de eixos de programação na trajetória da ferramenta), de maneira a manter o contorno da superfície descrita (FALLBÖHMER *et al.*, 2000; ALTAN *et al.*, 2001). De acordo com Altan *et al.* (2001), as acelerações e desacelerações da máquina-ferramenta para usinagem em altas velocidades devem estar entre 0,8 e 1,2 m/s².

2.1.5 Sistemas de fixação da ferramenta

Os sistemas de fixação dos porta-ferramentas (interface mandril/ferramenta) também desempenham um papel importante no fresamento de materiais endurecidos. Embora porta-pinças e mandris hidráulicos sejam uma excelente escolha para operações de desbaste e semiacabamento, para operações de acabamento de cavidades e núcleos endurecidos com um alto grau de precisão e qualidade, mandris de contração térmica oferecem ótimas características (ASTAKHOV, 2010).

Além dos mandris de contração térmica, outras soluções têm sido desenvolvidas. Dentre elas pode-se citar o sistema TRIBOS® (fixação poligonal), que proporciona alta rigidez e alta força de fixação, sem a necessidade de aquecimento em altas temperaturas. O sistema TRIBOS® utiliza um sistema hidráulico externo para realizar a fixação e proporciona uma precisão de balanceamento de G2.5 a 25.000 rpm (RIVIN *et al.*, 2000). O sistema consiste em um mandril com furo central na forma de um polígono. Quando se aplica a força hidráulica em três pontos equidistantes do cilindro externo, o furo central adquire a forma circular e pode-se inserir a haste da ferramenta. Quando a força é cessada, o furo central tende a retornar para a sua forma poligonal e a ferramenta fica presa (AGUIAR, 2012). A Figura 2.1 ilustra o sistema TRIBOS®.

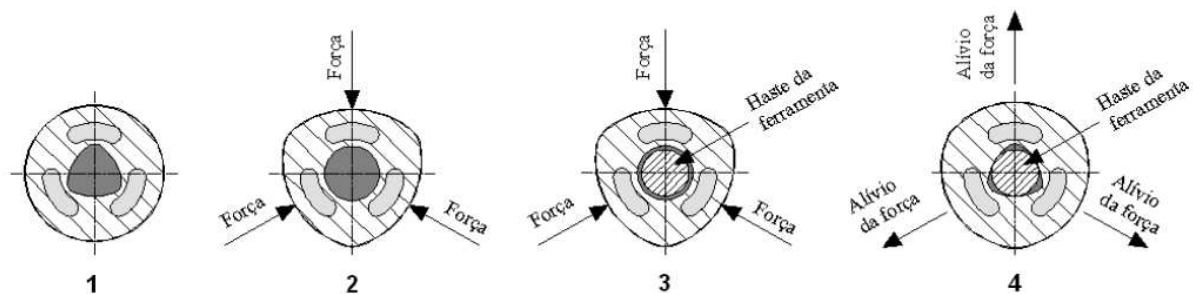


Figura 2.1 - Sistema de fixação poligonal (AGUIAR, 2012).

A interface máquina-ferramenta/ferramenta (eixo da máquina/mandril) também deve ser adequada ao processo para garantir alta rigidez, confiabilidade e precisão dimensional. Quando se utiliza altas rotações, as forças centrífugas se tornam maiores, aumentando o desbalanceamento dos elementos. Assim, os sistemas de fixação utilizados em operações de

fresamento convencionais, baseados no contato simples da face lateral do cone (sistema ISO BT), devem ser substituídos por sistemas com duas faces de contato (lateral e perpendicular à superfície da ferramenta), como mostra a Figura 2.2 (LÓPEZ DE LACALLE *et al.*, 2010).

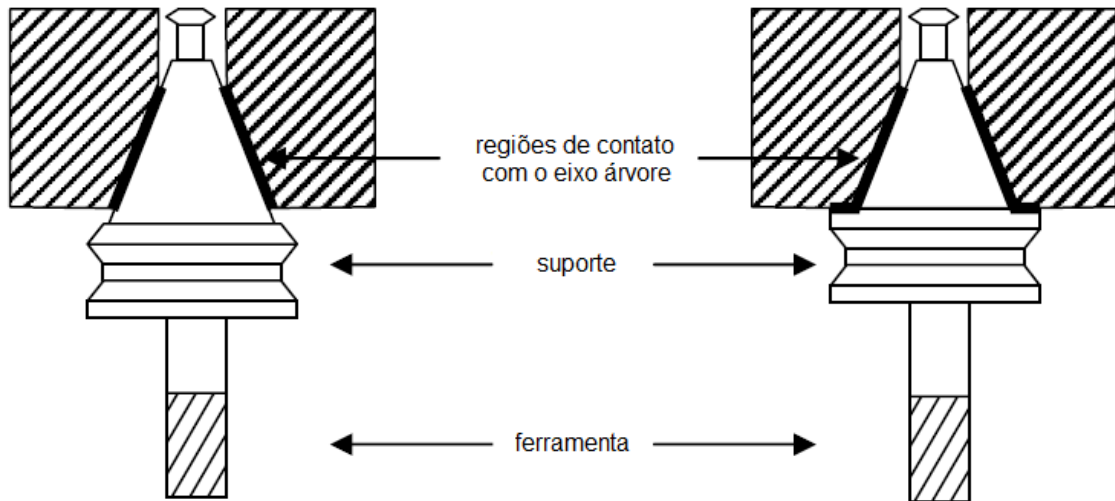


Figura 2.2 - Interface eixo árvore/mandril: contato simples (esquerda) e contato duplo (direita) (adaptado de LÓPEZ DE LACALLE *et al.*, 2010).

Um dos principais problemas do sistema BT está no sistema de fixação, pois em rotações acima de 8.000 rpm as forças centrífugas se tornam significativas e o contato simples perde rigidez rapidamente. Nesse sistema, a fixação é feita mecanicamente e mantida por atuador hidráulico e pneumático. Quando a rotação do eixo árvore aumenta, as forças centrífugas causam a expansão lateral do eixo árvore, enquanto o sistema de fixação continua empurrando o cone contra ele, o que pode causar imprecisões (LÓPEZ DE LACALLE *et al.*, 2010). Dessa forma o sistema mais adequado é o HSK (ou cone vazado, do inglês *Hollow Shank Taper*). Esse sistema foi inicialmente desenvolvido na Alemanha e possui um mecanismo com duas faces de contato, como mostra a Figura 2.3.

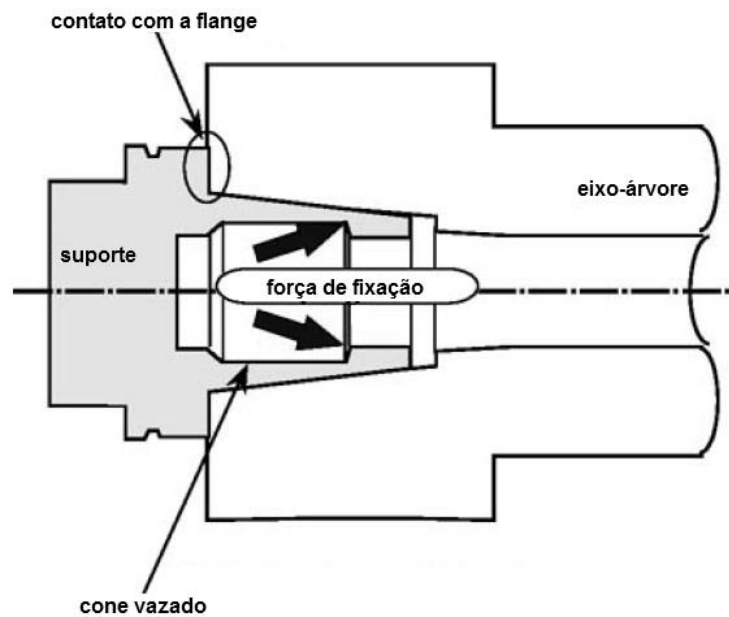


Figura 2.3 - Estrutura básica da interface HSK (adaptado de AOYAMA e INASAKI, 2001).

Segundo Aoyama e Inasaki (2001) essa dupla superfície de contato proporciona excelente desempenho em relação à rigidez radial e axial e à precisão de posicionamento. Outra característica importante da interface HSK é a fixação por uma bucha segmentada expansível, guiada por uma barra de tração. Os segmentos estão inseridos em uma cavidade em forma de taça (Figura 2.3), usinada no cone. Portanto, se a velocidade do eixo aumenta, a força centrífuga expande os segmentos e, conseqüentemente, a força de fixação também aumenta. Esta característica permite a utilização de condições de corte mais severas, além de proporcionar maior rigidez e precisão em altas rotações (LÓPEZ DE LACALLE *et al.*, 2010).

Aoyama e Inasaki (2001) avaliaram a influência da rotação do eixo árvore na rigidez radial da interface, comparando os sistemas HSK-A50 e BT-30, que possuem o mesmo tamanho de flange. A rigidez radial foi medida por um sistema especial desenvolvido pelos autores. Um par de pequenos rolamentos foi fixado na ponta da haste da ferramenta e uma força de tração radial foi aplicada nos rolamentos. A força radial aplicada foi medida por uma célula de carga e o deslocamento radial da haste da ferramenta foi medido em duas posições axiais diferentes com sensores de deslocamento. A Figura 2.4a mostra a relação entre a rotação do eixo árvore e a rigidez radial utilizando os dois sistemas (HSK e BT) e a Figura 2.4b mostra a relação entre a rotação do eixo árvore e a rigidez radial dinâmica na primeira

frequência de ressonância. Em ambas as figuras pode-se verificar o desempenho superior da interface HSK em relação à interface BT.

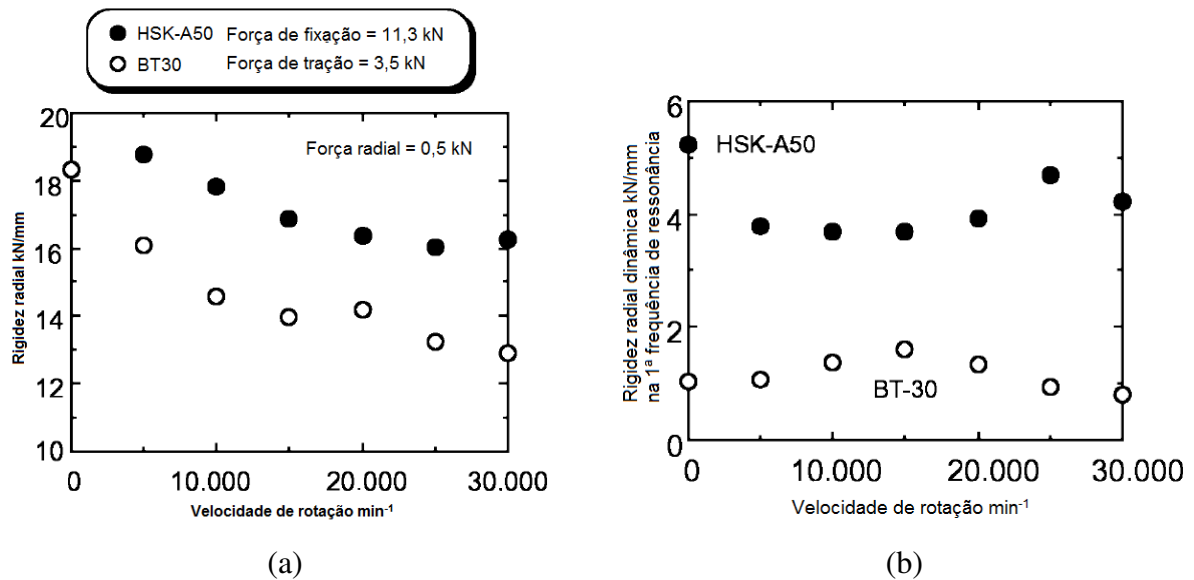


Figura 2.4 - (a) Relação entre rotação e rigidez radial e (b) Comparação de rigidez dinâmica (adaptado de AOYAMA e INASAKI, 2001).

2.1.6 Ferramentas para usinagem de moldes e matrizes

Na fabricação de moldes e matrizes utilizando o processo de fresamento, geralmente são utilizadas fresas de topo. A versatilidade desse tipo de ferramenta está relacionada ao fato de elas possuírem arestas de corte tanto na superfície lateral quanto no topo, sendo que a aresta lateral pode ser reta ou cônica e o topo pode ser reto, toroidal ou esférico (OLIVEIRA, 2008). Em operações de semiacabamento e acabamento de moldes e matrizes, as ferramentas de corte devem ser capazes de gerar superfícies complexas. Por esse motivo, as ferramentas devem possuir arestas curvas para que possam copiar adequadamente o perfil programado. Assim, geralmente são utilizadas fresas de topo toroidais (Figura 2.5a) e de ponta esférica (Figura 2.5b) (OLIVEIRA e DINIZ, 2009). A usinagem em altas velocidades com fresas de topo esféricas é a tecnologia básica para o acabamento de superfícies complexas de moldes e matrizes. Essa operação geralmente envolve o fresamento com tolerâncias apertadas, na

maioria das vezes utilizando fresas com diâmetro inferior a 20 mm. Como já discutido anteriormente, ferramentas de pequeno diâmetro são necessárias devido à complexidade das formas e aos pequenos raios de curvatura dos moldes e matrizes. (LÓPEZ DE LACALLE *et al.*, 2010).



Figura 2.5 - Fresa de topo toroidal (a) e de ponta esférica (b) (adaptado de SANDVIK, 2012).

Os três principais tipos de ferramentas utilizadas no fresamento de moldes endurecidos são fresas de topo inteiriças de metal duro, fresas com insertos intercambiáveis de metal duro, e, mais recentemente, fresas com insertos intercambiáveis de cerâmica (ASTAKHOV, 2010). Cada uma dessas ferramentas possui suas vantagens e desvantagens dependendo do tipo de aplicação. Ferramentas de aço rápido não são adequadas para a usinagem de aços ferramenta, devido à sua baixa dureza a quente e baixa rigidez (DEWES e ASPINWALL, 1997).

Os materiais de ferramenta utilizados na usinagem em altas velocidades de aço endurecido incluem metal duro, cermet, cerâmica e nitreto de boro cúbico (cBN) (OLIVEIRA e DINIZ, 2009). Chinchanikar e Choudhury (2015) citam que as ferramentas de cBN e cerâmica são as mais indicadas quando se deseja substituir processos de retificação, enquanto as ferramentas de metal duro recobertas tem se mostrado uma alternativa mais econômica em relação ao alto custo das ferramentas cerâmicas e de cBN. Segundo Krajnik e Kopač (2004), para realizar operações de acabamento em aço endurecido, a ferramenta deve apresentar boa resistência em altas temperaturas (como as ferramentas de metal duro recobertas com TiAlN).

Dogra *et al.* (2012) avaliaram as condições nas quais as ferramentas de metal duro proporcionam resultados comparáveis às ferramentas de cBN, em relação à vida da

ferramenta e integridade superficial da peça na usinagem do aço AISI 8620 com 50 HRC. Os resultados do trabalho mostraram que a integridade superficial conseguida com as ferramentas de metal duro foi semelhante à obtida com a ferramenta de cBN. Os autores afirmam ainda que o custo de usinagem por aresta de corte é oito vezes menor com a ferramenta de metal duro. Assim, os autores concluíram que a utilização de ferramentas de metal duro é uma alternativa mais econômica que as ferramentas de cBN para qualquer velocidade de corte inferior a 140m/min.

Quando se utiliza ferramentas de metal duro para o fresamento em alta velocidade de aço endurecido geralmente são recomendadas ferramentas com tamanho de grão muito pequeno (microgrão – grãos menores que 1 μm) com cobertura, pois isso proporciona alta dureza e resistência ao desgaste, aliado à alta resistência à ruptura transversal (que está relacionada à tenacidade quando se compara ferramentas semelhantes). As coberturas utilizadas incluem TiN, TiAlN e TiCN, aplicadas tanto por CVD (do inglês, *Chemical Vapor Deposition*) quanto por PVD (do inglês, *Physical Vapor Deposition*), sendo que a cobertura por PVD proporciona arestas mais afiadas. Também podem ser utilizadas ferramentas sólidas a base de TiC, TiCN e/ou TiN no lugar de WC. Essas ferramentas, conhecidas como Cermet, possuem alta resistência ao desgaste, alta estabilidade química, alta dureza a quente e baixa susceptibilidade a formação de aresta postiça de corte (DEWES e ASPINWALL, 1997).

Astakhov (2010) cita a utilização de fresas com insertos intercambiáveis de cerâmica reforçada com whiskers como uma boa alternativa para a usinagem de moldes e matrizes, pois permite a redução dos tempos de ciclo do processo com uma considerável redução no número de operações por peça, sendo adequada tanto para operações de faceamento, quanto para o fresamento de cavidades e perfis. Segundo Astakhov (2010), a cerâmica reforçada com whiskers permite a usinagem em velocidades mais altas que as ferramentas de metal duro, devido ao seu maior ponto de fusão. Ferramentas de PCBN (Nitreto de Boro Cúbico Policristalino) também são uma boa alternativa devido à sua alta resistência e dureza em altas temperaturas, sendo mais recomendadas quando se utiliza altas velocidades de corte (DEWES e ASPINWALL, 1997).

Jindal *et al.* (1999) verificaram que os melhores resultados em relação à vida de ferramenta de metal duro recobertas são obtidos por ferramentas com cobertura de TiAlN, seguidas por ferramentas recobertas com TiCN e com TiN. Segundo os autores, a maior dureza a quente e resistência à oxidação (nas altas temperaturas verificadas na ponta da

ferramenta) proporcionada pela cobertura de TiAlN resulta em uma maior resistência ao desgaste abrasivo e ao desgaste de cratera, prolongando a vida da ferramenta.

Chakraborty *et al.* (2008) realizaram fresamento de topo do aço AISI 4340 com ferramentas multicamadas PVD de TiAlN/TiN. Os autores constataram que a velocidade de corte foi o parâmetro de corte que teve o efeito mais significativo sobre a evolução do desgaste de flanco das ferramentas, sendo que o aumento da velocidade de corte acelerou o desgaste das ferramentas. Além disso, a profundidade de corte não apresentou efeito sobre o desgaste.

Chinchanikar e Choudhury (2013) verificaram uma menor taxa de desgaste para os insertos de metal duro recobertos com monocamada de TiAlN aplicada por processo PVD em comparação com insertos recobertos com multicamada de TiCN/Al₂O₃/TiN aplicada por processo CVD na usinagem do aço AISI 4340 endurecido. Entretanto, os autores relataram uma rápida deterioração da aresta de corte e falha catastrófica devido à aceleração do desgaste de cratera após a remoção da camada de cobertura aplicada por processo PVD. Assim, a cobertura multicamada de TiCN/Al₂O₃/TiN aplicada por processo CVD se mostrou mais eficiente no aumento da vida da ferramenta.

Oliveira (2008) avaliou ferramentas de metal duro e de cermet (com e sem cobertura) no fresamento em semiacabamento do aço H13 com dureza de 50 HRC. Os resultados mostraram que a utilização de ferramentas de metal duro com cobertura de TiN/TiCN proporcionou uma maior vida de ferramenta, comparada com ferramentas de metal duro sem cobertura e ferramentas de cermet com e sem cobertura.

Aguiar (2012) comparou a utilização de fresas sólidas de metal duro e fresas com insertos intercambiáveis de metal duro no fresamento em acabamento do aço H13. Nas condições utilizadas nos experimentos, o desgaste da ferramenta não foi problema para a usinagem de aço H13 com dureza de 50 HRC, mesmo em velocidades de corte de 500 m/min. Além disso, mesmo utilizando relações de L/D (comprimento/diâmetro) de até 8,5 vezes, ambas as ferramentas proporcionaram baixos valores de rugosidade.

2.2 Dinâmica do processo no fresamento de moldes e matrizes

2.2.1 Usinagem em três e cinco eixos

Como citado anteriormente, a usinagem de moldes e matrizes tradicionalmente é realizada com operações de fresamento com máquinas de três eixos de movimentação. De acordo com Lauwers e Lefebvre (2006), a usinagem de cavidades com formas complexas geralmente é realizada com estratégias de desbaste dois eixos e meio (usinagem no plano XY com incrementos na direção Z da máquina-ferramenta) removendo o volume de material por camadas, seguido de uma operação de acabamento em três ou cinco eixos. Embora a estratégia de usinagem dois eixos e meio seja um método robusto utilizando fresas de topo ou fresas toroidais, essa estratégia apresenta algumas desvantagens, mostradas na Figura 2.6.

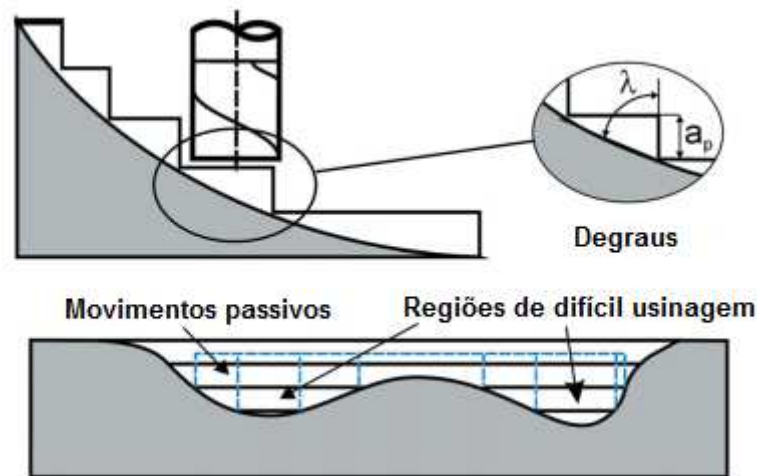


Figura 2.6 - Desbaste de cavidade utilizando a estratégia dois eixos e meio (adaptado de LAUWERS e LEFEBVRE, 2006).

A primeira desvantagem desse tipo de usinagem é o formato de degraus deixado pela ferramenta após a operação de desbaste (ver Figura 2.6), de forma que quanto maior o diâmetro da ferramenta, maior a profundidade de corte (a_p) e maior a inclinação da parede em relação à vertical, maior é a largura dos degraus. A segunda desvantagem é o movimento ineficiente da ferramenta, principalmente em regiões côncavas e em regiões convexas,

gerando grande quantidade de movimentos passivos (ver linhas tracejadas na Figura 2.6). Os degraus causam uma grande variação na profundidade de corte na operação de acabamento, podendo ser reduzidos com a utilização de operações de redesbaste (ou semiacabamento). Contudo, essas operações geram um maior tempo de usinagem e um custo extra com ferramentas de corte (LAUWERS e LEFEBVRE, 2006).

Outro grande inconveniente da usinagem em máquinas três eixos é a variação do diâmetro efetivo de corte da ferramenta (e conseqüente variação da velocidade efetiva de corte) à medida que a inclinação da superfície usinada se altera. Levando-se em consideração que a inclinação em relação ao plano horizontal em superfícies complexas geralmente varia de 0° a 90° e que a velocidade de corte deve estar entre 300 e 400 m/min (máximo recomendado para ferramentas sólidas de metal duro recobertas por TiAlN), a rotação do eixo árvore deve ser maior que 15.000 rpm (LÓPEZ DE LACALLE *et al.*, 2010). A Figura 2.7 mostra a velocidade de corte máxima e o diâmetro efetivo da ferramenta para diferentes ângulos de inclinação com uma fresa de diâmetro de 16 mm. O ponto A é o ponto da ferramenta em que a velocidade de corte é máxima.

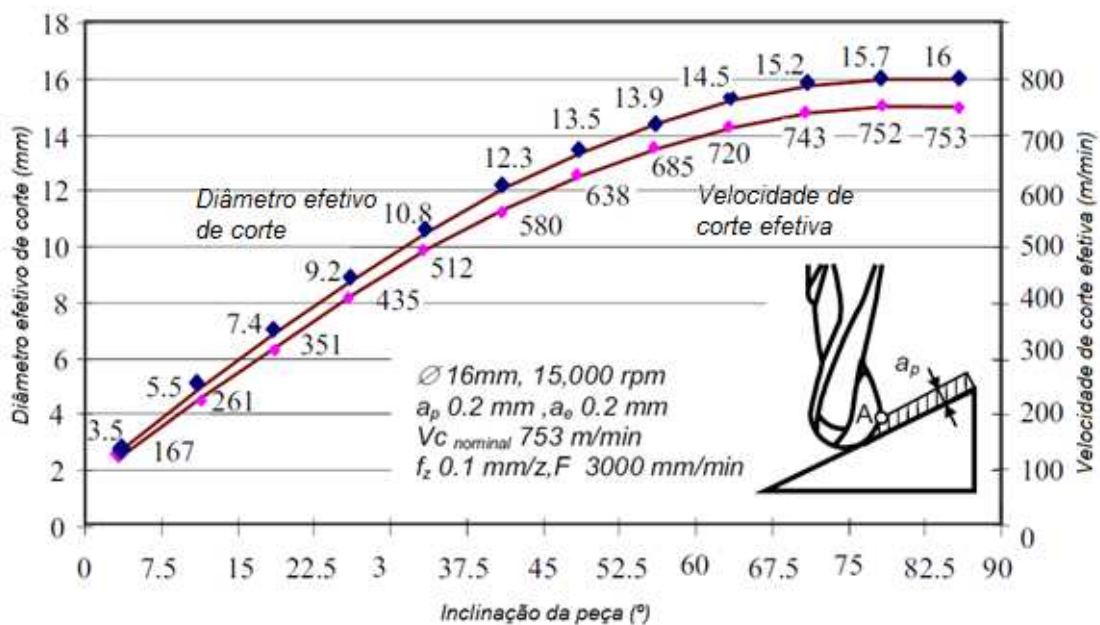


Figura 2.7 - Diâmetro efetivo e velocidade de corte para diferentes inclinações de superfície utilizando uma fresa de topo esférico (adaptado de LÓPEZ DE LACALLE *et al.*, 2010).

Lamikiz *et al.* (2004) propuseram um modelo capaz de estimar a força de corte na usinagem de superfícies inclinadas, tanto para o fresamento concordante, quanto para o fresamento discordante. A Figura 2.8 mostra a área de contato (regiões escuras) de uma fresa de topo esférico com a peça na usinagem horizontal plana e na usinagem de paredes inclinadas de 15 e 30°, tanto no sentido ascendente, quanto no sentido descendente. A chamada usinagem transversal corresponde à usinagem no sentido longitudinal da peça (passe com coordenada Z constante). Lamikiz *et al.* (2004) citam essa variação na área de contato como um fator de grande influência nas forças de corte.

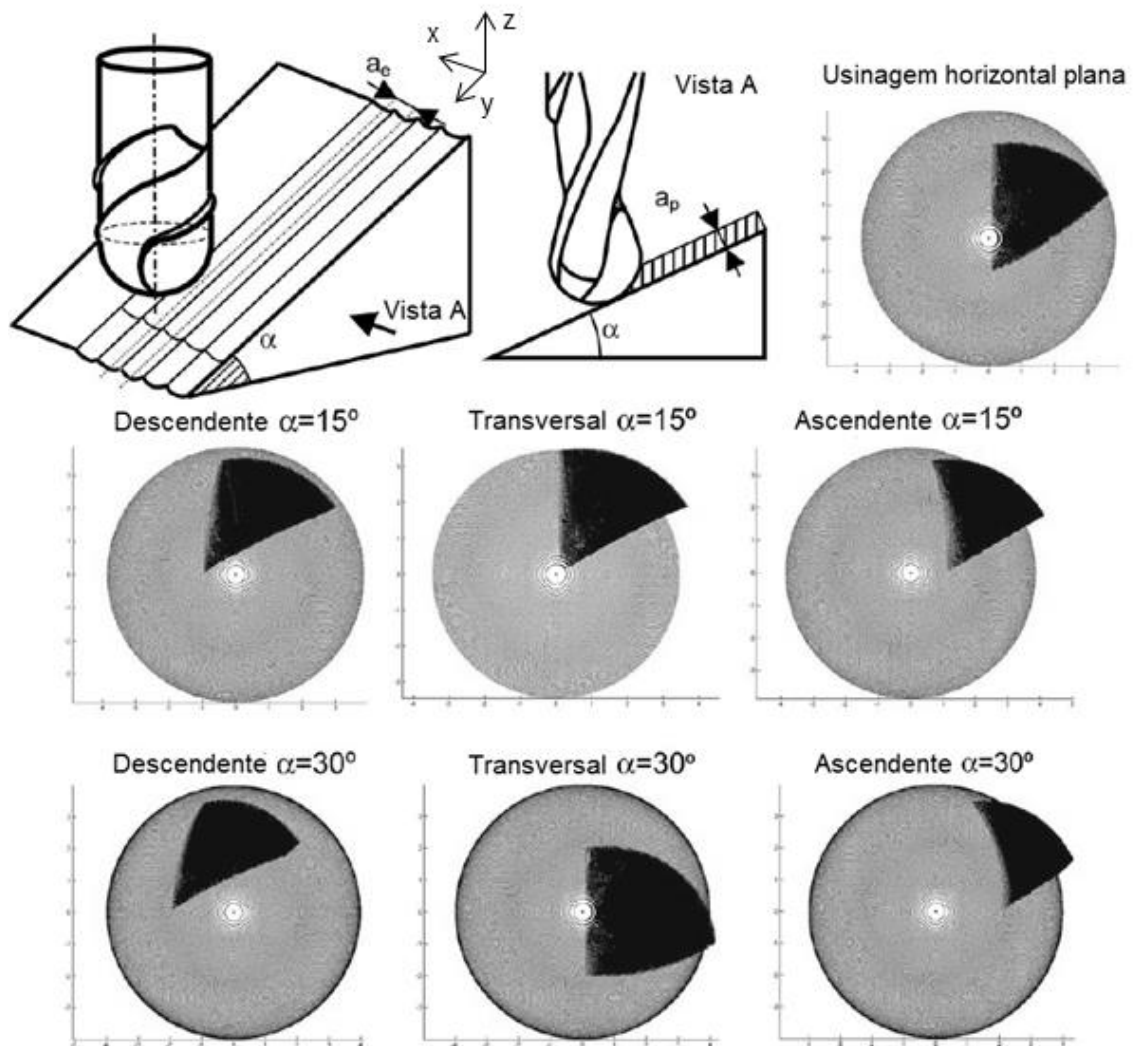


Figura 2.8 - Área de contato da ferramenta com a peça em uma rotação para o fresamento horizontal, ascendente e descendente em ângulos de 15 e 30° (Raio da ferramenta = 4 mm, $a_p = 2$ mm e $a_e = 4$ mm) (adaptado de LAMIKIZ *et al.*, 2004).

A Figura 2.8 mostra que existe uma considerável diferença na área de contato da ferramenta com a peça, dependendo da inclinação da superfície e da estratégia de corte utilizada. Pode-se verificar que na usinagem horizontal plana e na usinagem transversal, o centro da fresa fica em contato com a peça.

Segundo Souza (2004), no sentido ascendente, o corte é realizado com o diâmetro nominal da fresa, enquanto no sentido descendente, o corte é realizado pela superfície esférica e pelo centro da fresa, dependendo da relação entre o raio da ferramenta e a profundidade de corte utilizada. A Figura 2.9 ilustra o ponto de contato da ferramenta com a peça em função do sentido de corte aplicado. Vê-se que, na mesma posição da peça, o diâmetro efetivo quando se utiliza a estratégia descendente é menor que quando se utiliza o corte ascendente.

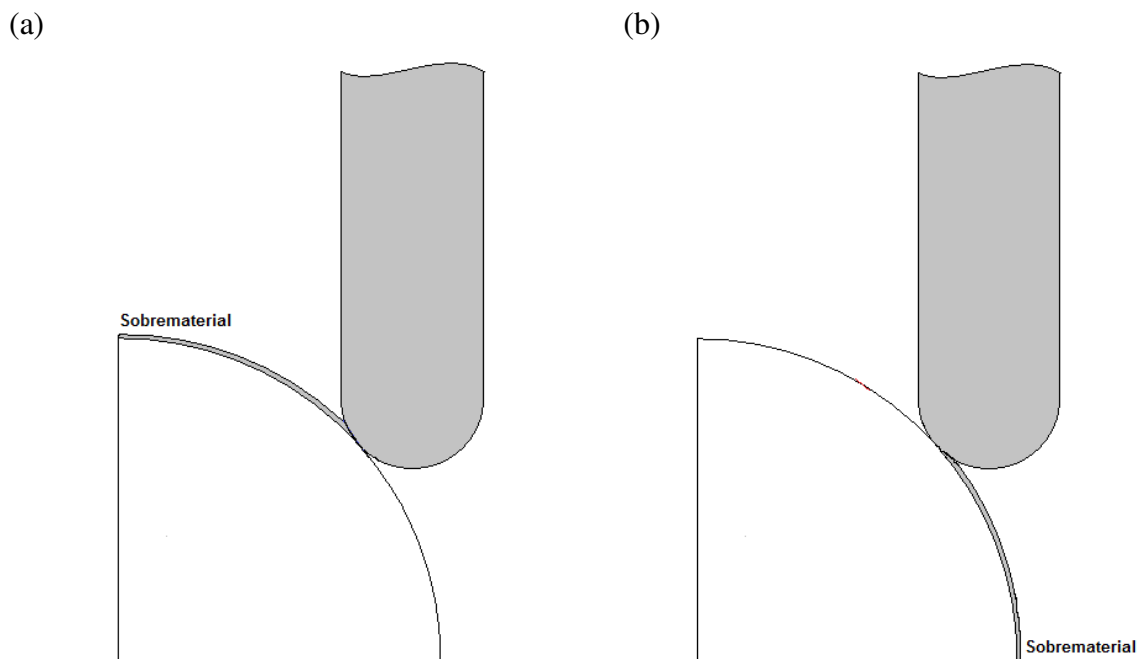


Figura 2.9 - Contato da ferramenta com a peça em função do sentido de corte: (a) corte ascendente e (b) corte descendente.

No centro da ferramenta a velocidade de corte é nula e o espaço para o cavaco é reduzido. Essas condições desfavoráveis podem causar o lascamento da aresta de corte e levar a uma baixa qualidade superficial da peça. Contudo, elas podem ser evitadas pela inclinação da ferramenta em relação à normal à superfície usinada (SCHULZ, 1995), com a utilização de máquinas cinco eixos, por exemplo.

Lauwers e Lefebvre (2006) propuseram uma nova estratégia para usinagem de cavidades complexas em máquinas cinco eixos baseada na estratégia de *morphing*, conseguindo diminuir os degraus entre passes sucessivos da ferramenta e obtendo uma superfície mais lisa que a gerada pela usinagem dois eixo e meio. A estratégia de *morphing* consiste na obtenção de trajetórias suaves, divididas em níveis, entre a superfície do material bruto e a cavidade a ser gerada (Figura 2.10).

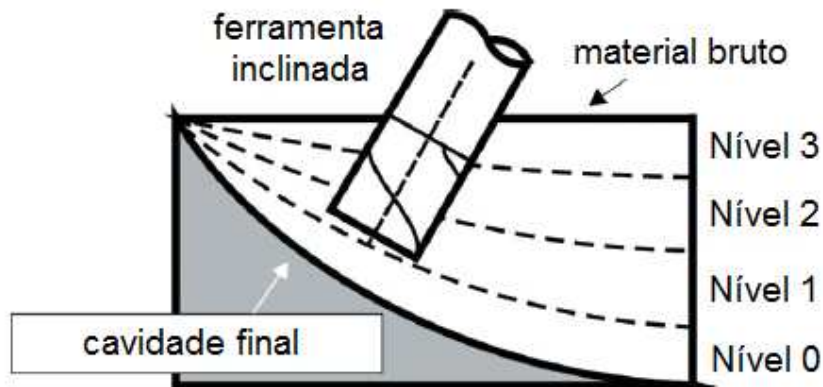


Figura 2.10 - Estratégia *morphing* aplicada em uma cavidade (adaptado de LAUWERS e LEFEBVRE, 2006).

Em máquina cinco eixos, além dos três graus de liberdade de translação, existem mais dois graus de liberdade de rotação, referentes aos ângulos de rotação e de inclinação do eixo árvore ou da mesa (dependendo da configuração da máquina-ferramenta), facilitando a usinagem em áreas de difícil acesso, como cavidades profundas e paredes com alta inclinação (KERSTING e ZABEL, 2009), podendo também evitar que o corte seja realizado com o centro da ferramenta. A Figura 2.11 mostra uma máquina cinco eixos, ilustrando os ângulos de inclinação e rotação.

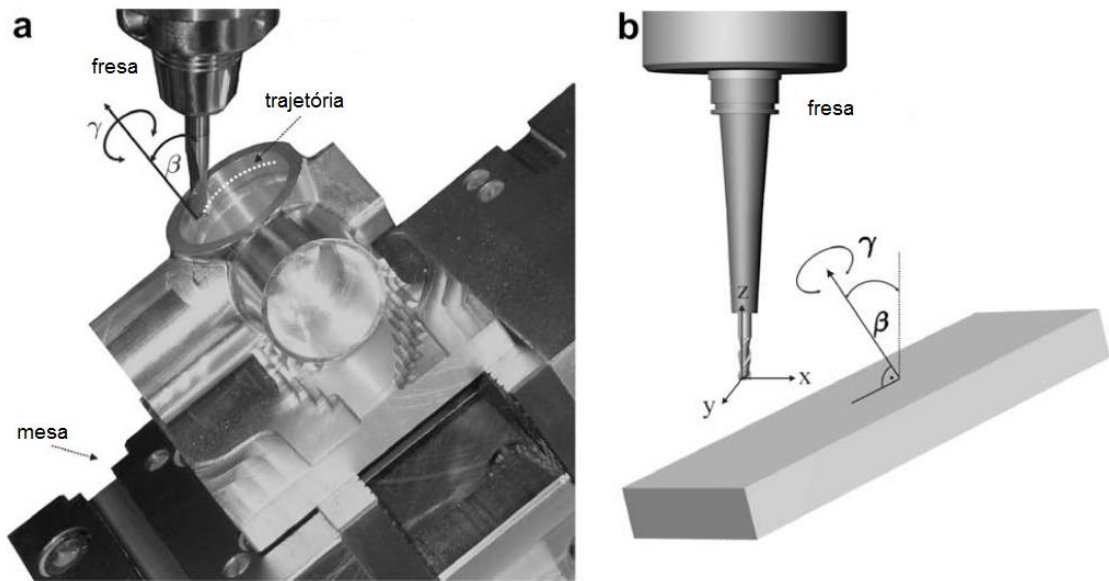


Figura 2.11 - (a) Centro de usinagem cinco eixos e (b) movimentos de translação realizados pela ferramenta e movimentos de rotação realizados pela mesa (adaptado de KERSTING e ZABEL, 2009).

O posicionamento da ferramenta em relação à peça também pode ser definido em função dos chamados *lead angle* e *tilt angle*. Esses ângulos não são definidos em relação ao sistema de coordenadas da máquina-ferramenta (X , Y e Z), mas em relação ao sistema de coordenadas do processo de usinagem, composto pela direção de avanço (\vec{F}), direção perpendicular ao avanço (\vec{C}) e direção normal à superfície (\vec{N}) (OZTURK *et al.*, 2009). O *lead angle* é definido como o ângulo de rotação em torno do eixo C , medido em relação ao eixo N , sendo positivo em direção ao avanço da ferramenta, e o *tilt angle* é definido como o ângulo de rotação em torno do eixo F , medido em relação ao eixo N , sendo positivo em direção ao incremento de a_e (passo lateral). A Figura 2.12 mostra o *lead angle* e o *tilt angle*.

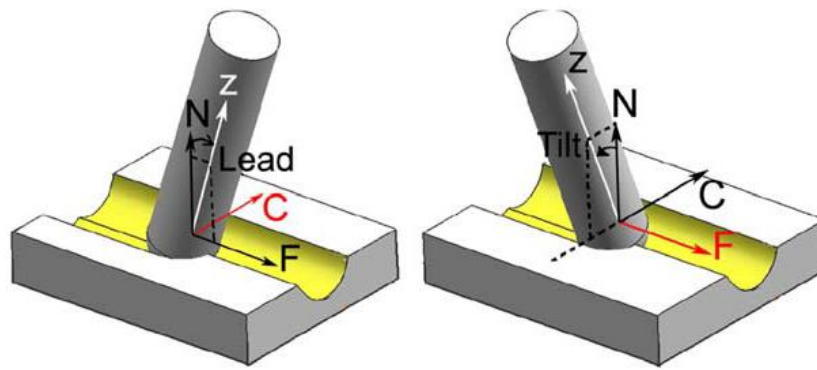


Figura 2.12 - *Lead angle* e *tilt angle* (OZTURK *et al.*, 2009).

Assim, pode-se escolher valores de *lead angle* e *tilt angle* de maneira a evitar o contato do centro da fresa (que possui velocidade de corte zero) com a peça. Quando o valor de *lead angle* é positivo e diferente de zero, o contato do centro da fresa com a peça é sempre evitado. Contudo, quando é necessário utilizar valores negativos de *lead angle* (para se usinar regiões de difícil acesso, por exemplo), existe um valor de profundidade de corte crítico (a_{crit}) (Equação 1), abaixo do qual não ocorre contato do centro da ferramenta com a peça (OZTURK *et al.*, 2009).

$$a_{crit} = R_0(1 - \cos t \cos l) \quad \text{Equação 1. (OZTURK *et al.*, 2009)}$$

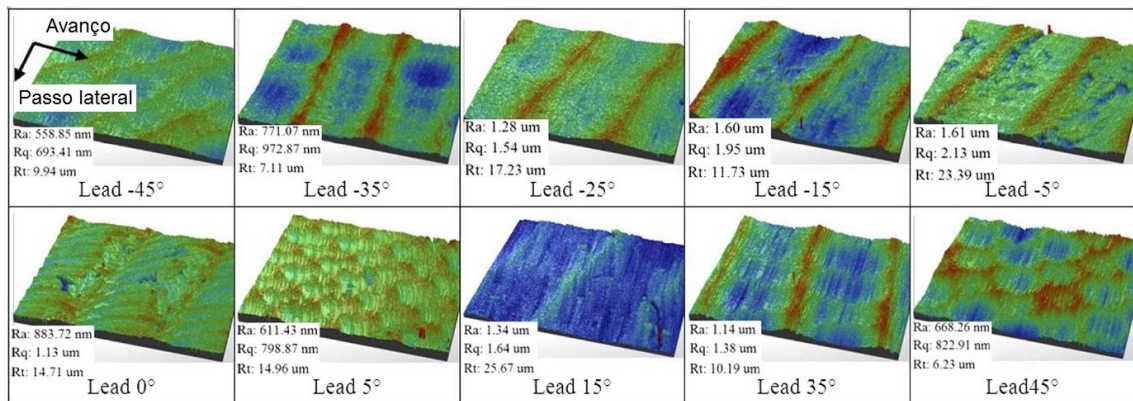
Onde R_0 é o raio da fresa de topo esférico, t é o *tilt angle* e l é o *lead angle*.

Segundo Ozturk *et al.* (2009), o *lead* e o *tilt angle* possuem um grande efeito sobre os esforços de corte, potência e erros de forma da peça, pois eles podem modificar a geometria e a mecânica do processo de usinagem. Segundo os autores, para minimizar o torque e a potência (por exemplo, em operações de desbaste) o *tilt angle* deve ser positivo e o *lead angle* deve ser ligeiramente positivo (não muito grande para que o corte não seja realizado com a parte mais externa da ferramenta, nem negativo para evitar o contato do centro da ferramenta com a peça). Por outro lado, em operações de acabamento os autores recomendam utilizar *lead* e *tilt angle* iguais a zero, para minimizar os erros de forma, ou *lead angle* ligeiramente positivo e *tilt angle* positivo (para ferramentas com rotação no sentido horário - ou negativo para ferramentas com rotação no sentido anti-horário), para reduzir as marcas de contato do centro da fresa com a peça.

Chen *et al.* (2015) estudaram a influência do *lead angle* e do *tilt angle* no acabamento superficial da peça e nas tensões residuais após a usinagem cinco eixos de uma superfície plana de aço ferramenta H13 tratado termicamente utilizando fresa de topo esférica. A Figura 2.13 mostra os resultados encontrados pelos autores para a topografia da superfície usinada com fresamento concordante em diferentes *lead angles* e *tilt angles*, respectivamente.

Chen *et al.* (2015) citam que as marcas superficiais produzidas nos testes em que se variou o *tilt angle* (Figura 2.13b) são praticamente paralelas à direção de avanço, devido às condições de contato (área ocupada) da aresta de corte, sendo que esse paralelismo é mais bem definido quanto maior o valor absoluto do *tilt angle*. Nos testes em que se variou o *lead angle* (Figura 2.13a), as marcas superficiais são perpendiculares à direção de avanço da ferramenta, novamente devido às condições de contato da aresta de corte. Em ambos os casos foi constatado um maior aparecimento de rebarbas e pequenos sulcos quando se utilizou ângulos de inclinação próximos de zero. De acordo com os autores, isso ocorre devido ao maior contato do centro da ferramenta com a peça nessas inclinações. Os resultados do trabalho também mostraram que as tensões residuais tendem a ser compressivas quando se utiliza valores de *lead* e *tilt angles* próximos de zero, enquanto as tensões tendem a ser trativas em valores maiores, com tendência de crescimento da tensão de tração com o aumento do valor absoluto do ângulo de inclinação da ferramenta.

(a)



(b)

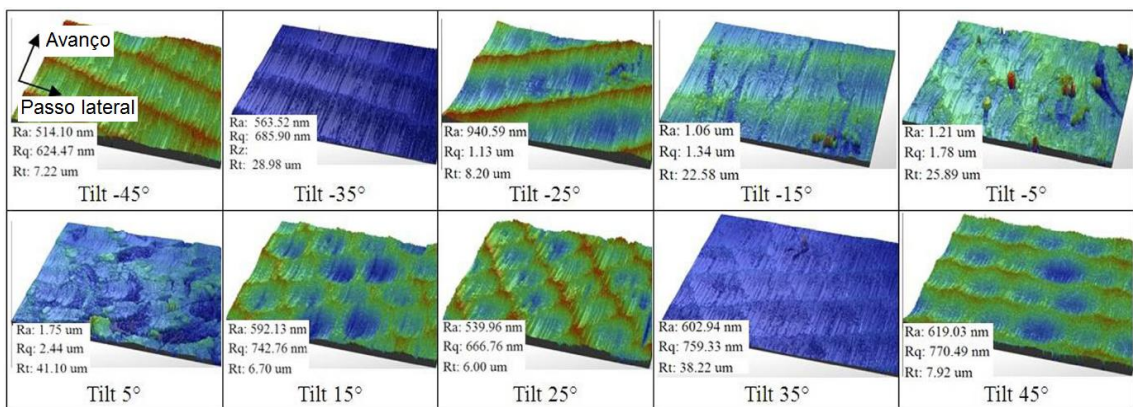


Figura 2.13 - Topografia da superfície usinada: (a) com diferentes *lead angles* e (b) com diferentes *tilt angles* (CHEN *et al.*, 2015).

Quinsat *et al.* (2011) criaram um método para prever a topografia tridimensional de superfícies complexas usinadas com máquinas cinco eixos. Para isso, os autores criaram um modelo de remoção de material em usinagem cinco eixos e juntaram com outro modelo que prevê o avanço por dente real baseado nas acelerações e desacelerações da máquina-ferramenta. Os autores concluíram que os parâmetros de usinagem exercem influências diferentes sobre os parâmetros de rugosidade tridimensional, mas em todos os casos a influência dos ângulos de inclinação da ferramenta foi significativa.

Souza e Albano (2012) avaliaram o tempo de fabricação de um molde utilizando estratégias de usinagem três e cinco eixos. No trabalho, os autores verificaram que a usinagem cinco eixos reduziu em cerca de 10% o tempo de produção em relação à usinagem três eixos. Isso porque a usinagem cinco eixos permite o corte em regiões onde não é possível se usinar utilizando estratégias três eixos, reduzindo também a quantidade de material a ser removida

pelo processo de eletroerosão e proporcionando uma redução no tempo total de fabricação do molde. Contudo, Souza e Albano (2012) destacam que o tempo gasto nos processos CAD/CAM foi cerca de 58% do tempo total de fabricação do molde com a usinagem cinco eixos e 27% com a usinagem três eixos. Ou seja, no caso da usinagem cinco eixos, foi gasto mais tempo na programação CAD/CAM do que na usinagem em si, sendo que esse tempo se concentrou principalmente no cálculo da trajetória da ferramenta na operação de acabamento e na simulação para verificação de colisões. Sendo assim, o desenvolvimento de novos algoritmos para CAD/CAM e de *hardwares* mais poderosos é de extrema importância para esse tipo de processo.

Kersting e Zabel (2009) otimizaram um algoritmo para a trajetória da ferramenta em máquinas CNC utilizando cinco eixos simultâneos. Segundo os autores, o problema da otimização está na dificuldade de obtenção de soluções válidas, que não gerem colisões entre os componentes do sistema. A otimização foi baseada em um algoritmo já existente, denominado SMS-EMOA (do inglês, *S-metric selection evolutionary multi-objective optimization algorithm*). Os testes realizados apresentaram bons resultados, gerando trajetórias de ferramenta sem colisões com a peça.

2.2.2 Formação de cavaco na usinagem de materiais endurecidos

Uma das principais características da usinagem de materiais endurecidos com ferramentas de geometria definida é a formação de cavacos segmentados (ou dente-de-serra). A falha catastrófica que causa a formação de cavacos segmentados na zona primária de cisalhamento é geralmente atribuída à geração e propagação cíclica de trincas ou à ocorrência de instabilidade termoplástica (GRZESIK, 2010). A Figura 2.14 ilustra as zonas de deformação primária e secundária encontradas na usinagem. A teoria de propagação cíclica de trincas assume que primeiramente a trinca se inicia próxima a superfície da peça e se propaga ao longo do plano de cisalhamento em direção à ponta da ferramenta. Além da formação de trincas, bandas de cisalhamento concentrado podem ou não aparecer (GRZESIK, 2010).

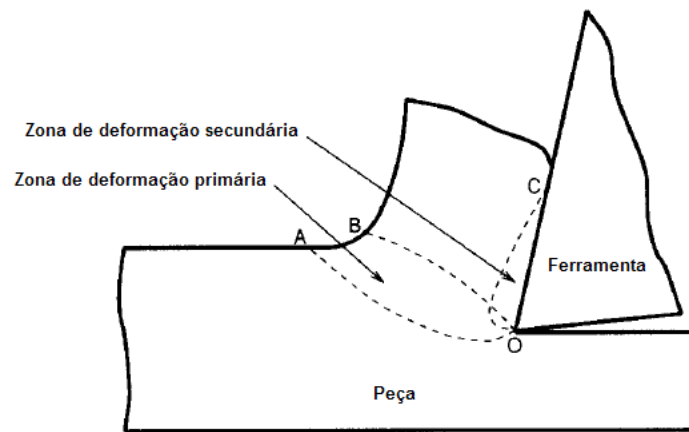


Figura 2.14 - Zonas de deformação primária e secundária na usinagem (adaptado de BAYOUMI e XIE, 1995).

Na usinagem de materiais endurecidos, os cavacos segmentados podem assumir diferentes formas e dimensões, dependendo das condições de usinagem e da dureza da peça. Segundo Grzesik (2010), o cisalhamento localizado ocorre quando o parâmetro R dado pela Equação 2 está entre 0 e 1. O parâmetro R representa a relação entre o encruamento e o amaciamento térmico do material, que ocorrem durante o processo de formação do cavaco.

$$R = \frac{\frac{\partial \bar{\tau}}{\partial \bar{\gamma}}}{\frac{\partial \bar{\tau}}{\partial T} \cdot \frac{\partial T}{\partial \bar{\gamma}}} \text{ com } 0 \leq R \leq 1 \quad \text{Equação 2. (GRZESIK, 2010)}$$

Onde T é a temperatura, $\bar{\tau}$ é a tensão de cisalhamento e $\bar{\gamma}$ é a deformação por cisalhamento.

A partir da dureza da peça, três valores característicos de R podem ser obtidos, sendo que as morfologias possíveis são formadas na faixa de dureza entre 180 e 700 HV. Em particular, a dureza de 400 HV separa os cavacos contínuos ($R > 1$) dos cavacos segmentados, formados por trincas ($0 < R < 1$). A Figura 2.15 mostra a secção transversal do cavaco produzido em diferentes durezas.

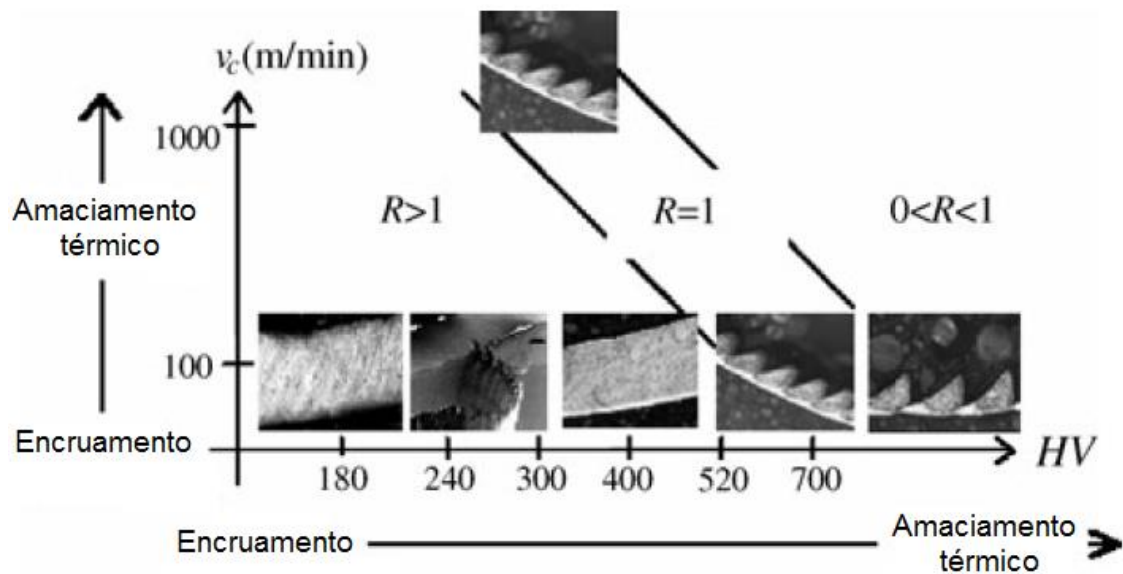


Figura 2.15 - Variação da morfologia do cavaco com a dureza. Parâmetros de corte: $v_c = 100$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev e $a_p = 1$ mm (adaptado de GRZESIK, 2010).

Ning *et al.* (2001) estudaram a formação de cavaco no fresamento em altas velocidades do aço H13 endurecido até 55 HRC utilizando ferramentas sólidas de metal duro de 12 mm de diâmetro com cobertura de TiAlN. No trabalho foram encontrados quatro tipos de cavacos na faixa de rotações entre 10.000 e 30.000 rpm. Os cavacos, denominados pelos autores como “estável”, “*chatter*” (formados por vibrações auto-excitadas), “crítico” e “severo” (Figura 2.16), apresentaram diferentes mecanismos de formação. Assim, os autores mostraram ser possível definir se o processo de corte é estável ou instável por meio da análise dos cavacos gerados no processo.

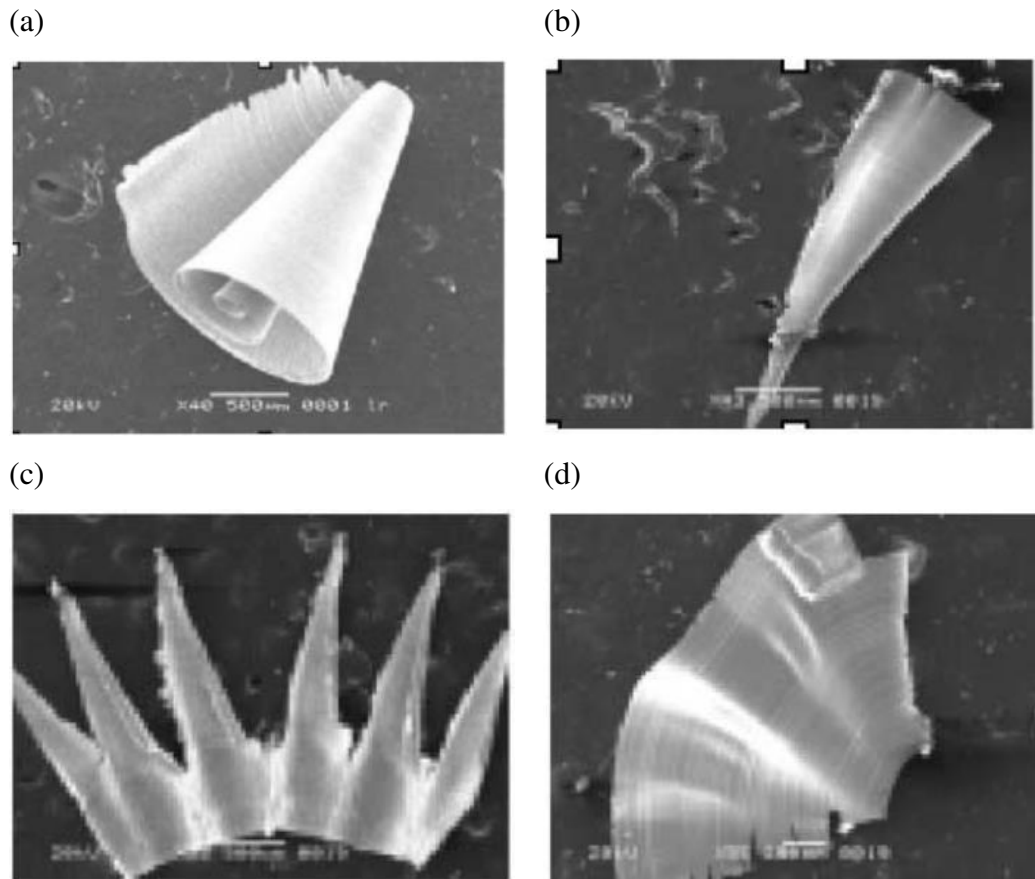


Figura 2.16 – Tipos de cavaco de aço endurecido: (a) estável, (b) *chatter*, (c) crítico e (d) severo (adaptado de NING *et al.*, 2001).

Sendo a formação do cavaco um processo cíclico, é de grande interesse estudar a frequência com que ela ocorre. De acordo com Astakhov (2010), a natureza cíclica do processo de formação do cavaco é geralmente a principal fonte de vibração no sistema quando os outros parâmetros são projetados adequadamente.

Trent e Wright (2000) citam que a formação de cavacos segmentados pode causar o aparecimento de trincas de fadiga na superfície de folga das ferramentas desgastadas, com acentuado desgaste por *attrition*, devido às variações de tensões na aresta de corte. Sendo assim, o amortecimento das vibrações no sistema máquina/ferramenta associadas com a formação de cavaco segmentado pode reduzir o desgaste da ferramenta.

Na usinagem de materiais de difícil usinagem ou mesmo na usinagem de aço em altas velocidades de corte, a variação da força de corte aumenta à medida que a frequência de segmentação do cavaco aumenta (frequência de formação de cavacos segmentados).

Dependendo das condições na interface cavaco/ferramenta, essa variação da força de corte pode causar vibração excessiva e levar à quebra da ferramenta (ASTAKHOV, 2010).

Segundo Astakhov (2006), o cálculo da frequência de formação do cavaco a partir da contagem do número de segmentos num determinado período de tempo não é um método preciso, pois a medição é difícil e pode haver variação no período de formação dos segmentos devido a variações microestruturais do material da peça. Assim, o método mais adequado seria a medição do sinal de força com dinamômetro piezométrico com representação do sinal de força no domínio da frequência.

2.2.3 Rugosidade, força e vibração na usinagem de moldes e matrizes

A rugosidade (principalmente a rugosidade média – Ra) é o parâmetro mais utilizado para avaliação da qualidade superficial de uma peça (AXINTE e DEWES, 2002), pois possui uma grande importância na garantia do correto funcionamento do produto.

A qualidade superficial de uma peça usinada resulta da escolha da estratégia de corte e dos parâmetros de usinagem (inclinação da ferramenta, geometria da ferramenta, avanço por dente, velocidade de corte, profundidade de corte radial e axial), que influenciam diretamente o tempo de usinagem, produtividade e qualidade geométrica da peça (QUINSAT *et al.*, 2011). No entanto, esse grande número de fatores torna difícil a escolha dos parâmetros de usinagem mais apropriados, muitas vezes resultando na escolha de parâmetros de usinagem conservadores, gerando pequena taxa de remoção de material (BENARDOS e VOSNIAKOS, 2003; LU, 2008).

De uma perspectiva funcional, as especificações de peças com superfícies complexas podem ser de quatro tipos: dimensionais, defeitos de forma, rugosidade e aspecto visual (QUINSAT *et al.*, 2008). A rugosidade é geralmente descrita por parâmetros de rugosidade bidimensionais, tais como Ra , Rt e Rz , definidos a partir de um perfil bidimensional e especificados pela norma NBR ISO 4287:2002. Contudo essa descrição possui duas desvantagens. A primeira está na falta de representação dos requisitos funcionais do produto, ou seja, perfis com parâmetros de rugosidade bidimensionais idênticos podem apresentar características mecânicas diferentes. A segunda desvantagem está na medição em uma única

direção, o que impossibilita a representação da rugosidade de uma superfície completa (QUINSAT *et al.*, 2008). Contudo, com os avanços nas técnicas de medição tridimensional, em particular as técnicas ópticas, é possível se medir o acabamento de uma superfície tridimensional com boa precisão.

Existem dois fatores principais que afetam o acabamento superficial da peça. O primeiro deles é o acabamento teórico (geométrico), ou seja, o acabamento gerado pela geometria e cinemática da ferramenta, que pode ser calculado pelos parâmetros de usinagem utilizados. O segundo são os componentes não geométricos, entre os quais pode-se citar o desgaste da ferramenta, deformação do material da peça que é dependente de suas propriedades, vibração, deflexão da ferramenta, erros na movimentação dos eixos da máquina-ferramenta, entre outros (STEPHENSON e AGAPIOU, 1996).

Quando se considera a usinagem de superfícies inclinadas, a rugosidade teórica pode ser definida em função dos parâmetros de usinagem estabelecidos previamente. Assim, a rugosidade teórica na direção de avanço (R_{thf}) e a rugosidade teórica na direção perpendicular ao avanço (R_{thc}) podem ser definidas em função do raio da ferramenta (R_0), avanço por dente (f_z), profundidade axial de corte (a_p) e ângulo de inclinação da superfície (α), de acordo com as Equações 3 e 4, adaptadas de Aguiar *et al.* (2013):

$$R_{thf} = \frac{f_z^2}{8 \cdot R_0} \quad \text{Equação 3.}$$

$$R_{thc} = R_0 - \sqrt{R_0^2 - \left(\frac{a_p}{2 \cdot \sin \alpha}\right)^2} \quad \text{Equação 4.}$$

Contudo, no processo de fresamento a rugosidade real medida difere da rugosidade teórica devido a diversos fatores. Entre os principais fatores pode-se destacar a vibração devido ao corte interrompido inerente ao processo de fresamento, e variações na profundidade de corte e no avanço real causadas pelo batimento das ferramentas (STEPHENSON e AGAPIOU, 1996). Em máquinas cinco eixos, as limitações cinemáticas da máquina e o próprio CNC podem levar a diferenças entre o avanço real da ferramenta e o avanço programado. Isso, aliado às variações de inclinação da ferramenta na usinagem de formas complexas, possui grande influência no padrão superficial da peça (QUINSAT *et al.*, 2011).

Axinte e Dewes (2002) avaliaram a rugosidade no fresamento em altas velocidades do aço AISI H13 utilizando fresas de metal duro recobertas com TiAlN. No trabalho os autores constataram que a rugosidade aumentou com o aumento da velocidade de corte devido à instabilidade do processo e que houve uma diminuição da rugosidade em grandes inclinações da superfície (60°) por causa da ausência de contato do centro da ferramenta com a peça.

Quinsat *et al.* (2011) criaram um modelo de remoção de material para caracterizar a topografia superficial tridimensional no fresamento cinco eixos. Na modelagem os autores incluíram um modelo de velocidade que permite a determinação do avanço por dente instantâneo na usinagem de superfícies complexas. Os autores concluíram que ambos os ângulos de inclinação da ferramenta (*lead angle* e *tilt angle*) possuem um efeito significativo sobre os parâmetros de rugosidade tridimensional S_a e S_z .

Denkena *et al.* (2012) criaram um método capaz de reconstruir a topografia de uma superfície usinada por fresamento tangencial baseado na medição dos esforços de corte. Para isso, os autores criaram um modelo dinâmico da ferramenta a fim de se estimar a influência das vibrações no acabamento superficial da peça. Os resultados obtidos pelo método foram comparados com as medições reais e apresentaram boa correlação apenas em condições de corte estável. Os autores sugerem que o desenvolvimento de modelos mais complexos, que permitam maior precisão dos resultados, pode ser utilizado no monitoramento em tempo real da topografia superficial, assim como no desenvolvimento de controles adaptativos.

Durante o processo de fresamento, as forças causam a vibração do sistema, afetando a qualidade da superfície que está sendo gerada (OMAR *et al.*, 2007). De acordo com Lamikiz *et al.* (2004), um dos principais fatores de influência para o desempenho do processo de fresamento, precisão da peça e vida da ferramenta é a força de corte. Ela está relacionada a fenômenos dinâmicos, rugosidade da peça, desgaste da ferramenta, além de estar diretamente relacionada à deflexão da ferramenta, que pode induzir erros dimensionais de até $100\ \mu\text{m}$, dependendo da rigidez da ferramenta e do suporte utilizados. Wojciechowski e Twardowski (2014) citam que o crescimento excessivo dos esforços de corte pode causar aumento da potência de corte e vibrações indesejáveis, afetando a qualidade superficial da peça e a vida da ferramenta

Segundo Salgado *et al.* (2005), os erros podem ser entendidos como qualquer desvio da posição da aresta de corte em relação à posição teórica programada para a produção de uma peça com tolerância especificada. Esses erros podem decorrer do caminho de ferramenta

gerado por aplicativos de CAM (do inglês, *Computer Aided Manufacturing*) ou da resolução insuficiente dos controles CNC. Também podem ser citados erros devido à construção ou à rigidez das máquinas-ferramenta, que estão diretamente relacionados à vibração da ferramenta, imprecisão na movimentação dos eixos e distorções térmicas. Além disso, existem os erros devido à deflexão das ferramentas. Entretanto, estes últimos erros não podem ser resolvidos por meio da melhora do projeto da máquina-ferramenta, pois eles dependem da interação entre o material da peça e a aresta de corte (SALGADO *et al.*, 2005).

Embora a usinagem cinco eixos permita a utilização de ferramentas com menor comprimento em balanço que a usinagem três eixos, o processo de corte envolve a variação contínua da geometria de corte e, conseqüentemente, causa variação das forças de corte associadas à deflexão da ferramenta e ao carregamento térmico. Contornos com pequeno raio de curvatura, por exemplo, exigem constantes mudanças na direção de movimento da ferramenta, o que requer rápida aceleração e desaceleração dos eixos da máquina. Nesse caso, a flexibilidade associada ao quarto e quinto eixo do sistema máquina/peça causa vibrações significativas que podem levar a problemas de batimento ou causar um impacto significativo sobre a vida da ferramenta e sobre o acabamento e precisão dimensional da peça (BECZE *et al.*, 2000).

Segundo Oliveira e Diniz (2009), quando se utiliza fresas de topo esférico, o ângulo entre a tangente à superfície da peça e o eixo da ferramenta (aqui denominado *lead angle*) possui uma grande influência nas componentes da força de usinagem, sendo que quando esse ângulo é 90° a componente axial da força é praticamente nula e apenas a força tangencial (força de corte) e a força radial estão presentes. Além disso, a força radial diminui e a força axial aumenta à medida que este ângulo decresce. Como é a força radial que causa a deflexão da ferramenta, na usinagem três eixos de uma superfície complexa ocorre variação contínua da magnitude das componentes radial e tangencial da força de usinagem, o que altera significativamente a distribuição dos esforços ao longo da usinagem. Conforme citado por Kecelj *et al.* (2004), o principal problema em relação à rugosidade da peça no fresamento em acabamento de cavidades com ferramentas com alta relação comprimento em balanço/diâmetro (L/D) ocorre próximo às superfícies verticais, em que a força radial é maior e a deflexão da ferramenta influencia a rugosidade e a precisão dimensional da peça.

Sun *et al.* (2009) citam que a modelagem da força de corte é essencial para a compreensão do processo de usinagem, para garantir a estabilidade do sistema e para otimizar

os parâmetros de processo. No trabalho de Sun *et al.* (2009) foi proposto um método para se estimar a força de corte na usinagem em três eixos com fresas de topo esférico baseado em um modelo de espessura do cavaco desenvolvido pelos autores. Esse modelo foi criado levando-se em conta o movimento relativo entre a ferramenta e a peça (considerando a trajetória da ferramenta, variações no avanço e geometria da ferramenta) e as condições de engajamento da aresta de corte (como a aresta de corte é circular, cada ponto da aresta está sujeito a esforços diferentes), sendo que foram utilizados coeficientes obtidos experimentalmente para o cálculo da força de corte. Os resultados apresentaram boa correlação com os sinais de força obtidos experimentalmente.

Altintas e Budak (1995) desenvolveram um método analítico para se determinar as condições de corte estáveis por meio de um diagrama de estabilidade. O diagrama de estabilidade, traçado em função da profundidade de corte (a_p) e da velocidade de corte (v_c) (ou rotação do eixo-árvore), apresenta duas regiões, estável e instável, e por meio dele pode-se escolher parâmetros de usinagem que evitem a ocorrência de vibrações auto excitadas. A Figura 2.17 mostra o diagrama de estabilidade de um processo de usinagem. A fronteira entre o corte estável e instável é obtida a partir do gráfico de profundidade de corte em função da rotação do eixo-árvore e depende da função resposta em frequência do sistema. O diagrama de estabilidade pode ser obtido tanto de forma experimental quanto analítica. Segundo Quintana e Ciurana (2011) o amortecimento do processo (mostrado na Figura 2.17) diminui a medida que a velocidade de rotação aumenta, ou seja, quanto maior a velocidade de rotação, maior a susceptibilidade à ocorrência de vibrações auto excitadas.

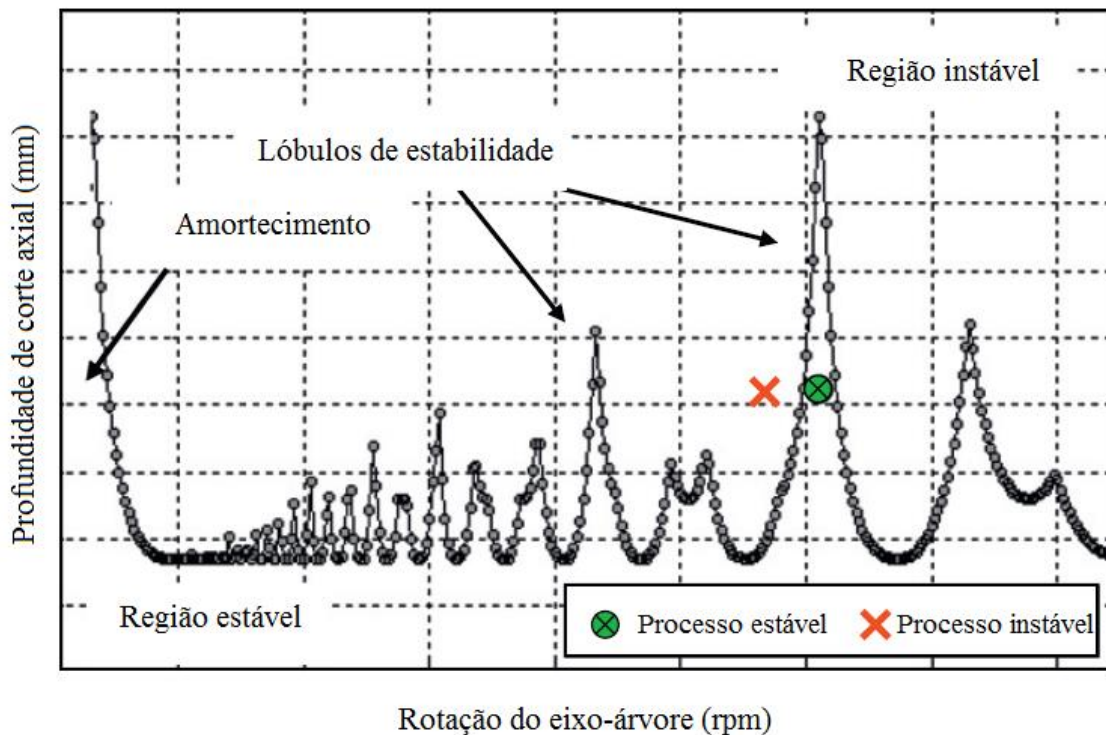


Figura 2.17 - Diagrama de estabilidade de um processo de usinagem (adaptado de QUINTANA e CIURANA, 2011).

Salgado *et al.* (2005), tentaram correlacionar a rigidez do sistema com a deflexão em fresas de topo esféricas para aplicação em superfícies complexas em operações de acabamento de moldes e matrizes. Segundo os autores, em condições estáveis a deflexão da ferramenta pode ser aproximada por uma viga engastada, dada pela Equação 5:

$$\delta = \left(\frac{64F_r}{3\pi E} \right) \left(\frac{L^3}{D^4} \right) \quad \text{Equação 5. (adaptado de SALGADO *et al.*, 2005)}$$

Onde F_r é a componente da força de corte na direção perpendicular ao eixo da ferramenta, E é o módulo de Young, D é o diâmetro equivalente da ferramenta e L é o comprimento em balanço da ferramenta. Com isso, Salgado *et al.* (2005) conseguiram criar um método para determinação da deflexão da ferramenta a partir do coeficiente de esbeltez da ferramenta (L^3/D^4) e da força de corte obtida experimentalmente. No entanto, o método proposto só é aplicável a sistemas com características semelhantes ao utilizado nos testes (principalmente em relação à rigidez), o que torna o método bastante limitado.

Sun e Guo (2011) desenvolveram um modelo para prever a força de corte instantânea no fresamento cinco eixos considerando o batimento radial das ferramentas. Os autores ressaltam que como o método é baseado na análise do movimento relativo entre a ferramenta e a peça, ele pode ser aplicado a diversos tipos de ferramentas rotativas, inclusive fresas de topo esférico. As simulações mostram grande correlação com os resultados experimentais, embora os coeficientes de corte tenham que ser obtidos experimentalmente e ajustados para cada condição.

Tuysuz *et al.* (2013) avaliaram as forças de corte no fresamento três e cinco eixos utilizando fresas de topo esférico. No trabalho os autores propuseram um modelo para o cálculo da força de corte considerando as condições de contato da ferramenta com a peça em trajetórias com movimento axial da ferramenta (fresamento em mergulho e fresamento em três e cinco eixos). O método proposto possui a vantagem de necessitar de apenas uma constante do material, capaz de ser obtida por método dos elementos finitos, sem a necessidade de testes experimentais.

Aguiar *et al.* (2013) correlacionaram a rugosidade da peça, o desgaste e a vibração da ferramenta no fresamento do aço H13 utilizando ferramentas esbeltas. No trabalho, os autores testaram ferramentas sólidas e ferramentas com insertos intercambiáveis com diferentes diâmetros e balanços. Assim, os autores correlacionaram a função resposta em frequência das ferramentas (FRF) com a vida da ferramenta, a rugosidade da peça e as forças de corte.

Nos testes realizados por Aguiar *et al.* (2013) as rugosidades das superfícies usinadas foram similares. Porém, em um dos testes (com grande balanço da ferramenta e com ferramenta com insertos e haste de metal duro), a rugosidade da superfície foi bem maior que nos outros, tanto com a ferramenta em início de vida, quanto depois de a ferramenta ter cortado 400 minutos. Ao analisar os sinais de força destes testes, foi verificado que, nos cortes em que a rugosidade foi baixa, os sinais de força apresentavam valores diferentes dentro de uma mesma rotação, apontando para um desbalanceamento da ferramenta (uma aresta de corte cortava mais que a outra), porém, os sinais obtidos em diferentes rotações eram idênticos (Figura 2.18a).

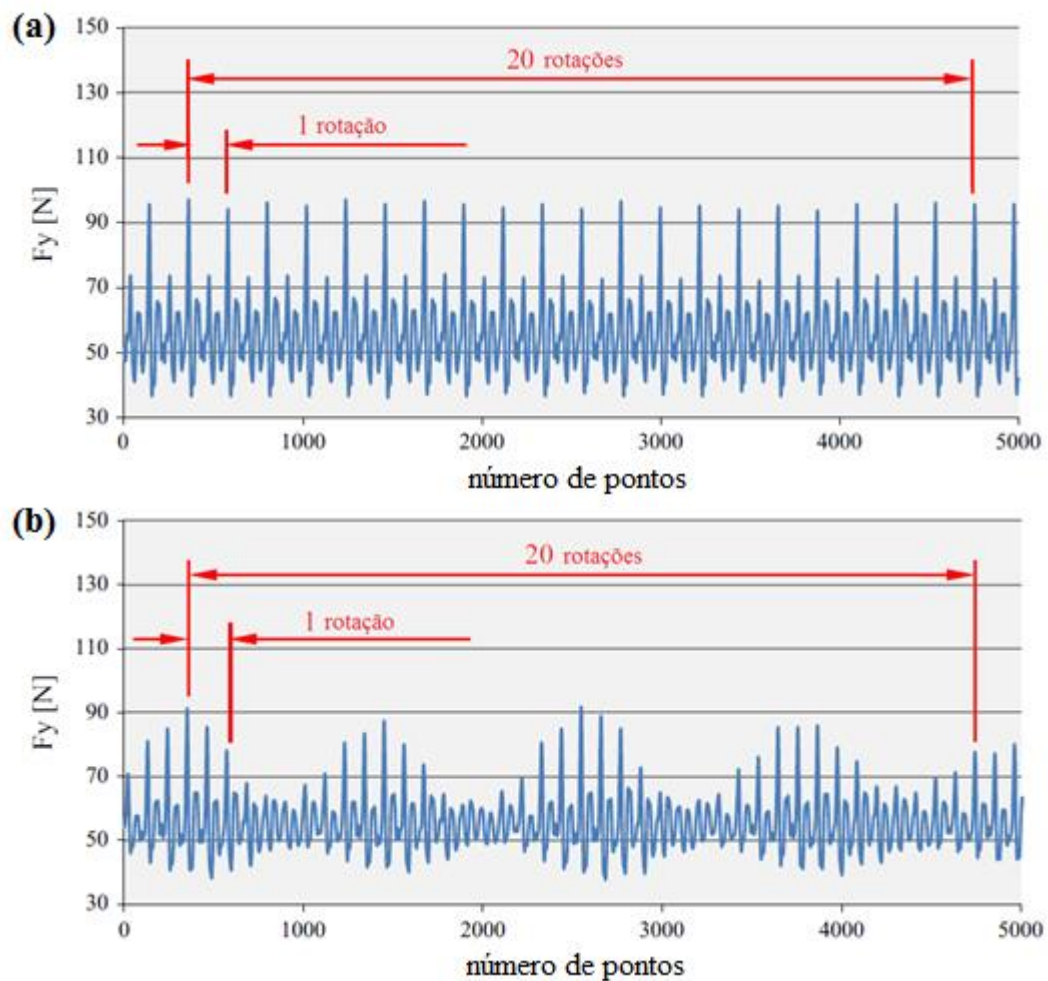


Figura 2.18 - Sinais de força em vinte rotações da ferramenta: (a) corte estável e (b) corte instável (adaptado AGUIAR *et al.*, 2013).

Contudo, no teste em que a rugosidade apresentou valores bem maiores que nos outros, o sinal de força variava não somente dentro de uma rotação, mas também de uma rotação para outra da fresa, indicando instabilidade do processo (Figura 2.18b). A partir dessa constatação, Aguiar *et al.* (2013) compararam o valor da função resposta em frequência das ferramentas utilizadas numa frequência igual a duas vezes a frequência de entrada de dentes da fresa e concluíram que no teste em que o corte foi instável, este valor era muito superior a todos os outros testes (Figura 2.19). A partir deste trabalho conclui-se que, quando se utiliza uma ferramenta com alto balanço (relação L/D) deve-se inicialmente determinar sua frequência natural (frequência de pico do gráfico de função resposta em frequência) e, a partir disto, afastar a frequência de entrada de dentes, bem como suas harmônicas, deste valor.

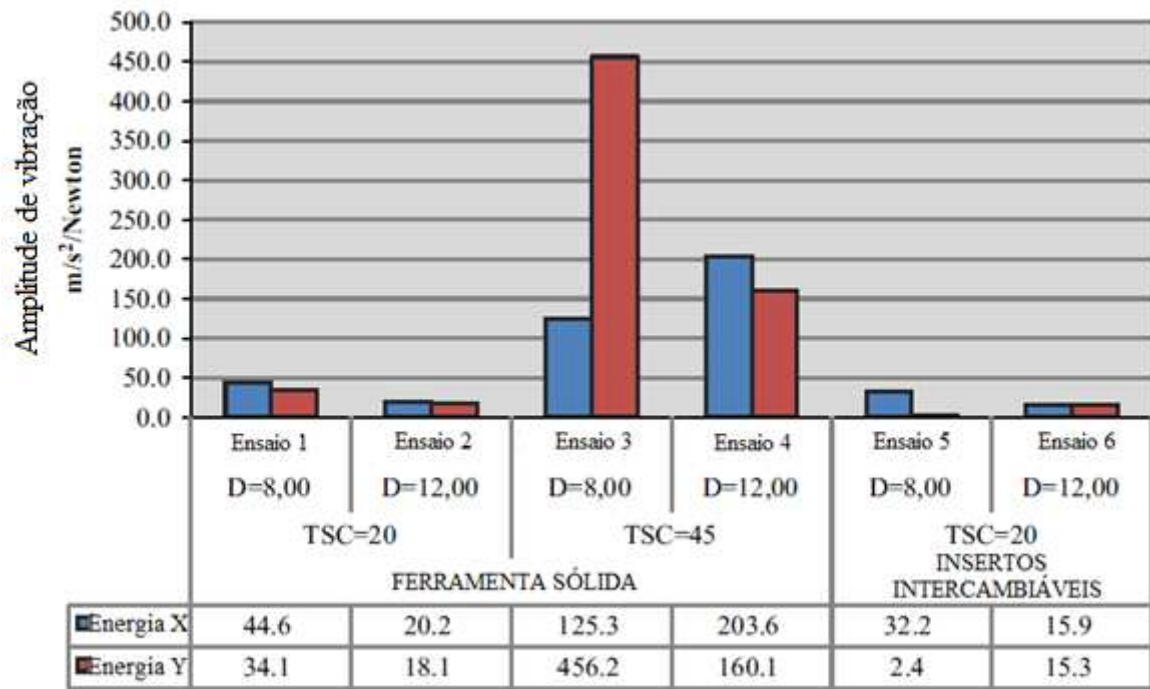


Figura 2.19 - Energia na segunda frequência harmônica da frequência natural do sistema ferramenta/cone/máquina-ferramenta (adaptado de AGUIAR *et al.*, 2013).

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Os ensaios de fresamento foram realizados no centro de usinagem cinco eixos DMG DMU 40 eVo do Laboratório de Usinagem da Faculdade de Engenharia Mecânica da UNICAMP. A máquina-ferramenta possui cinco eixos de programação, sendo os eixos X, Y e Z no cabeçote e os eixos B e C na mesa, rotação máxima de 42.000 rpm, sistema de fixação da ferramenta HSK-A63 e comando numérico computadorizado Heidenhain iTNC-530.

A análise do perfil de rugosidade da superfície fresada foi realizada com um rugosímetro portátil Mitutoyo SJ-201P conectado a um computador contendo o aplicativo SurfTest® SJ210 SerialCommunication 2.0. O perfil de rugosidade foi medido na direção longitudinal da peça, sendo realizadas cinco medições em cada região de análise da peça. As forças nas direções X, Y e Z foram medidas utilizando um dinamômetro piezelétrico Kistler modelo 9257B fixado na mesa da máquina-ferramenta. O dinamômetro foi ligado a um condicionador de sinais Kistler modelo 5019B, conectado a um computador equipado com o programa National Instruments LabVIEW® 2011 por meio de uma placa de aquisição A/D National Instruments PCI-6025E. A taxa de aquisição utilizada foi de 30 kHz e os sinais foram filtrados com um filtro analógico passa-baixa de 10 kHz.

Para a realização da análise modal das ferramentas acopladas na máquina foi utilizado um acelerômetro uniaxial DeltaTron® modelo 4508 B da Brüel & Kjaer, com sensibilidade de $10,06 \text{ mV/m.s}^{-2}$. A excitação foi feita por um martelo instrumentado tipo 8206-001 da Brüel & Kjaer, com sensibilidade de $12,30 \text{ mV/N}$ (Figura 3.1). Tanto o acelerômetro quanto o martelo instrumentado foram conectados a um analisador de sinais PHOTON+ da Brüel & Kjaer. A taxa de aquisição de sinais utilizada foi de 20 kHz.

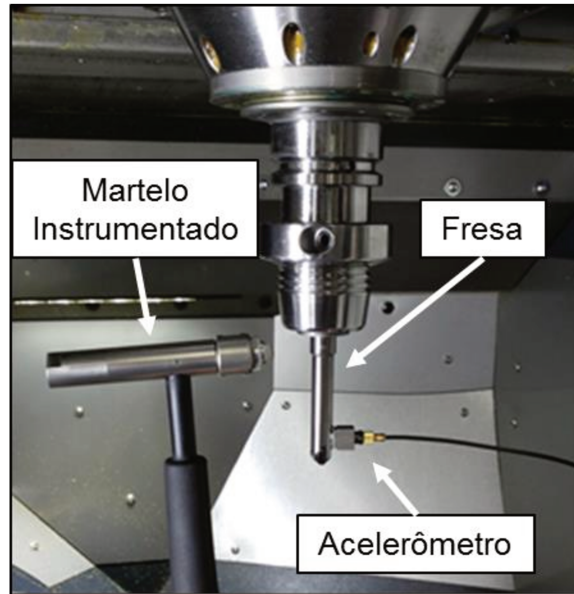


Figura 3.1 - Montagem para análise modal das ferramentas.

A evolução do desgaste das ferramentas foi monitorada com o auxílio de estereomicroscópio com ampliação máxima de 45 vezes, equipado com uma câmera digital e software de processamento de imagens. Após os testes de fresamento, as ferramentas desgastadas foram analisadas em um microscópio eletrônico de varredura ZEISS modelo EVO MA15 pertencente ao Departamento de Engenharia de Manufatura e Materiais da Faculdade de Engenharia Mecânica da UNICAMP.

O material do corpo de prova escolhido para a realização dos testes de fresamento foi o aço AISI D6 (2,10C-11,5Cr-0,70W-0,15V), temperado e revenido, com dureza de 62 HRC. O aço D6 é recomendado para aplicações que requerem alta resistência da ferramenta, como em ferramentas de corte e cisalhamento de chapas de alta dureza, matrizes de conformação, moldes para cerâmica e moldes para plásticos abrasivos (SANDVIK, 2000).

O corpo de prova possuía espessura de 50 mm e quatro furos com diâmetro de 9 mm para fixação. A Figura 3.2 mostra o desenho esquemático do corpo de prova. Os testes foram realizados no raio de 27 mm do corpo de prova.

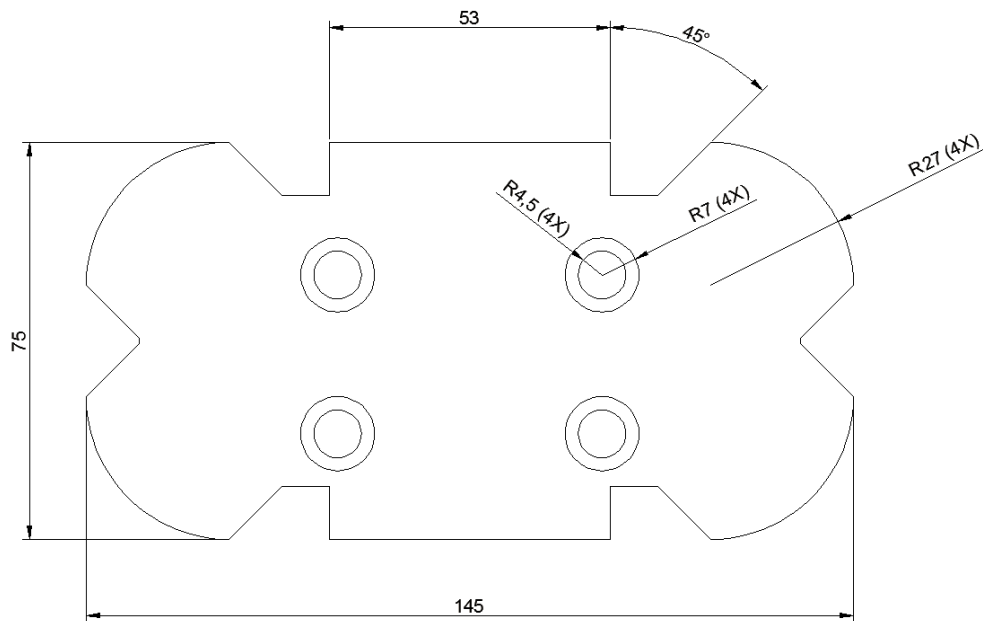


Figura 3.2 - Desenho esquemático do corpo de prova (mm).

Nos ensaios de fresamento utilizou-se uma fresa de topo de ponta esférica com insertos intercambiáveis fornecidos pela Sandvik Coromant. O suporte possui corpo de metal duro código R216F 12A16C-085. O diâmetro de corte máximo é de 12 mm. Foram escolhidos insertos de metal duro de 12 mm de diâmetro código R216F 12 30 E-L classe GC1010. A classe de metal duro escolhida possui cobertura monocamada de TiAlN aplicada por processo PVD. O suporte foi fixado em mandril hidráulico HSK-A63. Todos os testes foram realizados sem a aplicação de fluido de corte.

A primeira etapa do trabalho experimental consistiu na realização da análise modal da fresa fixada na máquina-ferramenta em dois comprimentos em balanço diferentes. O objetivo dessa análise foi identificar a frequência natural do sistema a fim de se determinar os parâmetros de usinagem que seriam utilizados nos testes de fresamento.

O acelerômetro foi colado na ponta da ferramenta e a excitação foi realizada pelo martelo instrumentado. A partir da relação entre a amplitude de oscilação ($X(s)$) captada pelo acelerômetro e a amplitude da força ($F(s)$) aplicada pelo martelo, obteve-se a função de transferência em frequência ($H(s)$) (Equação 6) das fresas, com o auxílio do analisador de sinais.

$$[H(s)] = \frac{\{X(s)\}}{\{F(s)\}} \quad \text{Equação 6 (ALTINTAS, 2000)}$$

3.1 Testes de fresamento - Fase 1

Após a realização da análise modal experimental das fresas presas na máquina, foram realizados testes de fresamento para se avaliar a influência da variação do comprimento em balanço da fresa (relação L/D), da estratégia de corte (ascendente e descendente, seguindo o raio da peça) e da frequência de entrada de dentes (f_{ed}) nos esforços de corte e na rugosidade da peça. A Figura 3.3 mostra a ilustração da peça fixada na máquina, assim como as estratégias ascendente e descendente. Todos os testes foram realizados com fresamento concordante.

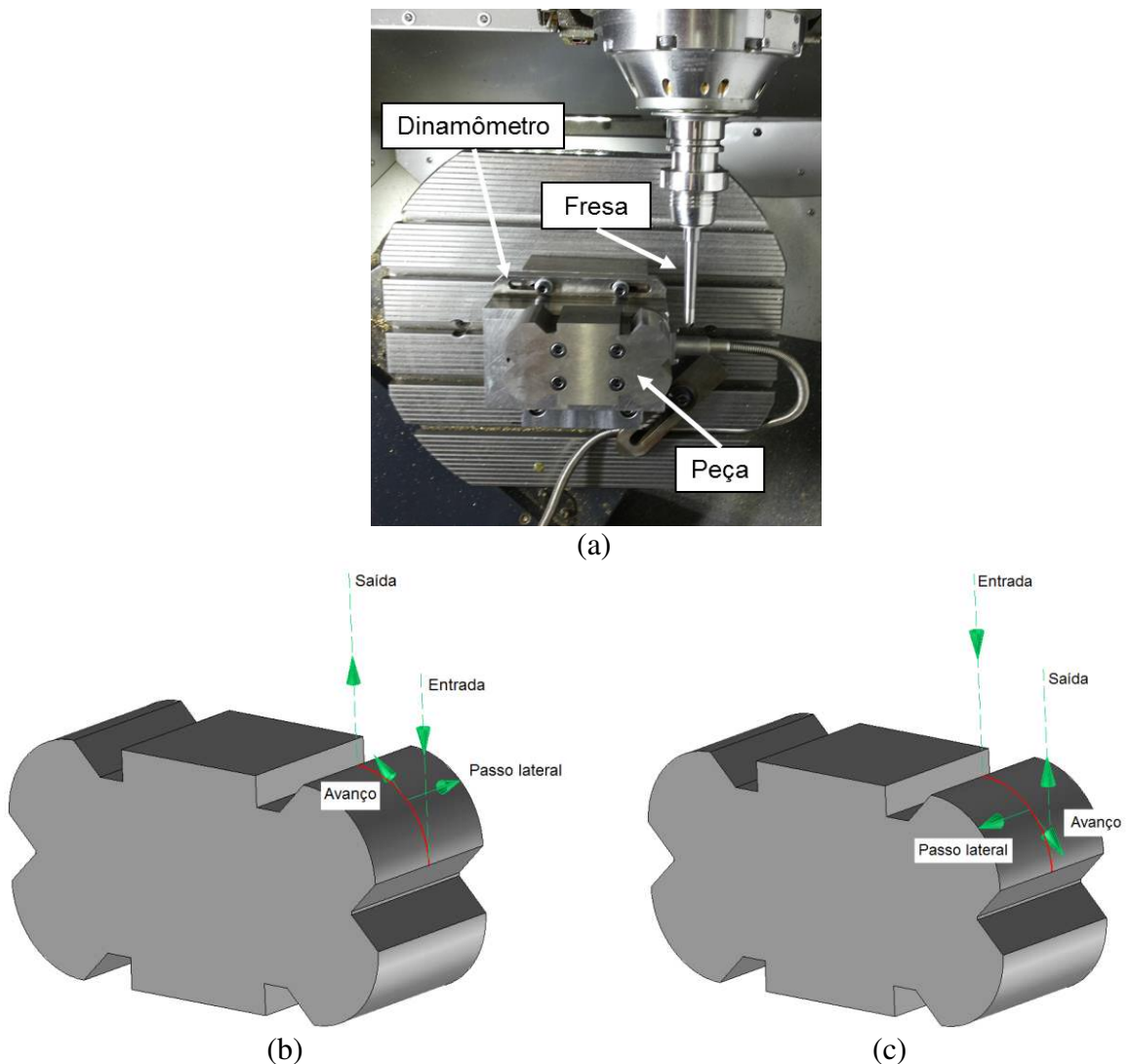


Figura 3.3 - (a) Peça fixada na máquina, (b) estratégia ascendente e (c) estratégia descendente.

Foram testados dois comprimentos em balanço diferentes: fresa com o menor comprimento em balanço possível (com a haste de fixação toda dentro do mandril – comprimento em balanço de 97 mm) e com apenas metade da haste dentro do mandril (comprimento em balanço de 112 mm). As cinco frequências de entrada de dentes (f_{ed}) testadas foram escolhidas tendo como base os resultados da análise modal experimental. Baseado nos resultados de Aguiar *et al.* (2013), as frequências foram escolhidas de forma que sua segunda harmônica, ou seja, duas vezes a frequência de entrada de dentes, fosse igual à:

- $f_{ed} 1$ – Segunda harmônica igual a 60% da frequência do primeiro pico da FRF da fresa.
- $f_{ed} 2$ - Segunda harmônica igual a 80% da frequência do primeiro pico da FRF da fresa.
- $f_{ed} 3$ - Segunda harmônica igual a frequência do primeiro pico da FRF da fresa.
- $f_{ed} 4$ - Segunda harmônica igual a menor frequência entre o primeiro e o segundo pico da FRF da fresa.
- $f_{ed} 5$ - Segunda harmônica igual a frequência do segundo pico da FRF da fresa.

Sendo assim, as frequências de entrada de dentes testadas foram diferentes para os dois balanços, já que dependiam da função resposta em frequência das fresas. A Figura 3.4 mostra a função resposta em frequência da fresa nos dois diferentes comprimentos em balanço, obtida por meio da análise modal experimental para frequências até 4 kHz.

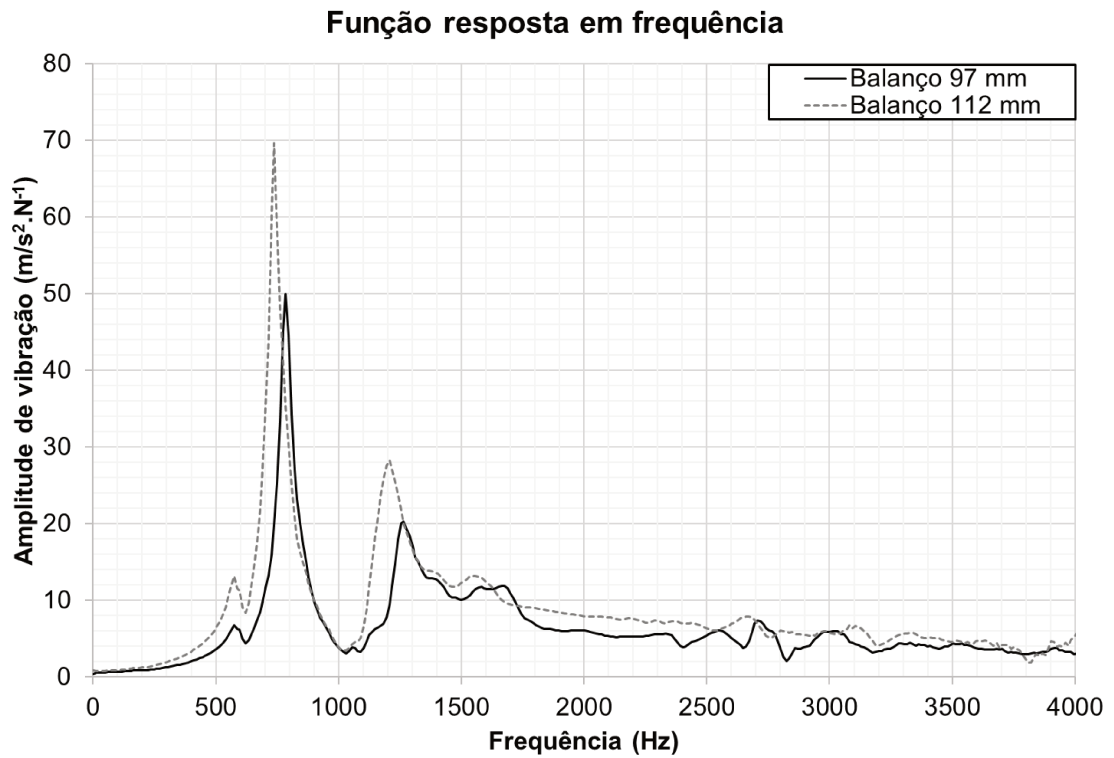


Figura 3.4 - Função resposta em frequência da fresa nos dois diferentes balanços.

Os picos das funções resposta em frequência da fresa foram 762 Hz e 738 Hz, para os comprimentos em balanço de 97 mm e 112 mm, respectivamente.

A Tabela 3.1 apresenta os parâmetros de usinagem utilizados nessa etapa de testes. A velocidade de rotação da ferramenta pode ser obtida a partir da frequência de entrada de dentes segundo a Equação 7:

$$n(\text{rpm}) = \frac{60 \cdot f_{ed}}{z} \quad \text{Equação 7.}$$

Onde n é a rotação da ferramenta, f_{ed} é a frequência de entrada de dentes e z é o número de dentes da fresa.

Tabela 3.1 - Parâmetros de usinagem utilizados nos testes – Fase 1.

Teste	Estratégia	Balanço (mm)	f_{ed} (Hz)	f_z (mm)	a_p (mm)	a_e (mm)
A.1	Ascendente	97	235,5	0,1	0,2	0,3
A.2			314,1			
A.3			392,6			
A.4			515,6			
A.5			632,8			
A.6		112	221,5			
A.7			295,3			
A.8			369,2			
A.9			515,6			
A.10			603,5			
A.11	Descendente	97	235,5			
A.12			314,1			
A.13			392,6			
A.14			515,6			
A.15			632,8			
A.16		112	221,5			
A.17			295,3			
A.18			369,2			
A.19			515,6			
A.20			603,5			

Na Fase 1 cada ensaio consistia na usinagem de um trecho de 10 mm de largura (suficiente para medir a rugosidade da peça) utilizando ferramentas novas. Cada ensaio foi repetido duas vezes.

Para a análise dos esforços de corte, as componentes da força de usinagem F_x , F_y e F_z , medidas com o dinamômetro, foram transformadas em força tangencial (F_t , correspondente à força de corte), força radial (F_r) e força axial (F_a), em função do ângulo instantâneo de contato (φ) e do *lead angle* (l) (Equação 8).

$$\begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{Bmatrix} = \begin{pmatrix} \cos(\varphi) & -\sin(\varphi) & 0 \\ \sin(\varphi) & \cos(\varphi) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \cos(l) & 0 & -\sin(l) \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin(l) & 0 & \cos(l) \end{pmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} F_t \\ F_r \\ F_a \end{Bmatrix} \quad \text{Equação 8}$$

Com $0 \leq \varphi \leq \frac{2\pi}{z}$, onde z é o número de dentes da fresa.

O parâmetro de rugosidade avaliado foi a rugosidade média (Ra). As medidas foram realizadas na direção perpendicular ao avanço da ferramenta, sendo que o comprimento de amostragem (ou *cutoff*) utilizado em todas as medições foi de 0,8 mm.

As análises dos resultados foram realizadas em três regiões diferentes da peça, denominadas Região I, Região II e Região III e estão ilustradas na Figura 3.5. O ângulo de inclinação na direção perpendicular ao avanço da ferramenta (*tilt angle*) foi mantido constante em 0° em todos os testes. No corte ascendente o ângulo de inclinação em relação à direção de avanço (*lead angle*) é aproximadamente 5° , 45° e 85° nas regiões I, II e III, respectivamente. Por outro lado, no corte descendente o *lead angle* é aproximadamente -5° , -45° e -85° nas regiões I, II e III, respectivamente.

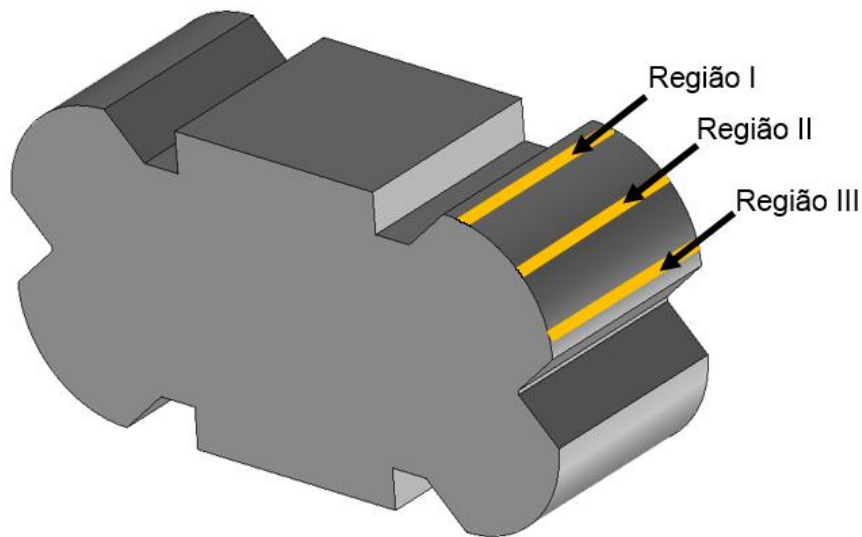


Figura 3.5 - Regiões da peça utilizadas para análise dos resultados.

3.2 Testes de fresamento - Fase 2

Na segunda fase de testes de fresamento buscou-se verificar a influência do comprimento em balanço da fresa, da estratégia de corte (ascendente e descendente, com a coordenada Z constante em cada passada) e do ângulo de inclinação no plano perpendicular à profundidade radial de corte (a_e) (*lead angle*) nos esforços de corte e na rugosidade da peça. O ângulo de inclinação da ferramenta no plano perpendicular ao avanço (*tilt angle*) variava de

uma passada para outra em cada estratégia, sendo que no fresamento ascendente tinha-se sempre *tilt angle* positivo (variando de 0° a 90°) e no fresamento descendente tinha-se sempre *tilt angle* negativo (variando de 0° a -90°). Novamente, todos os cortes eram do tipo fresamento concordante.

A Figura 3.6 mostra as estratégias ascendente e descendente. A rotação da fresa é no sentido horário.

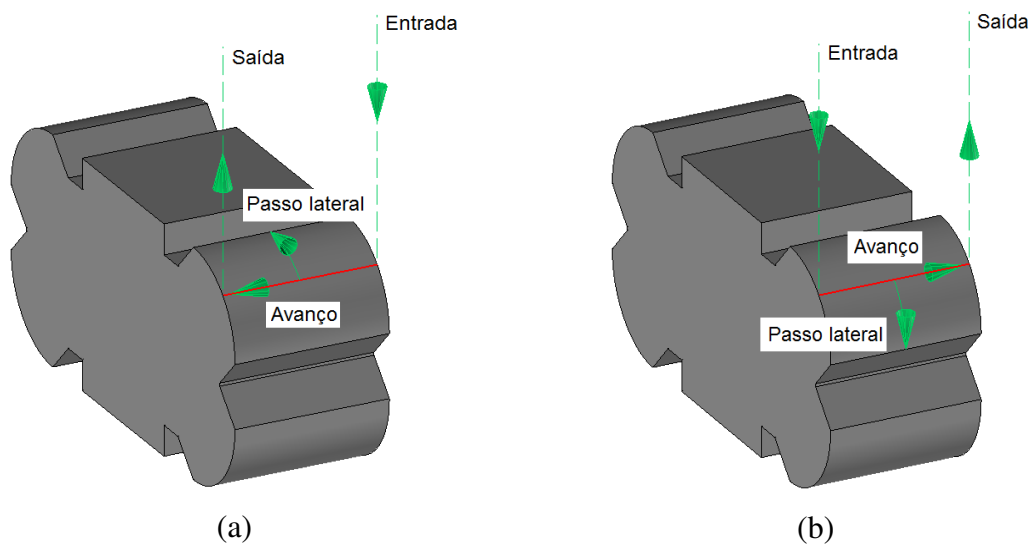


Figura 3.6 - (a) estratégia ascendente e (b) estratégia descendente.

A rotação da fresa foi escolhida de maneira que duas vezes a frequência de entrada de dentes (f_{ed}) fosse igual ao pico da função resposta em frequência (FRF) da fresa fixada na máquina. Sendo assim, as rotações utilizadas foram diferentes para os dois balanços, já que dependiam da função resposta em frequência das fresas. A Tabela 3.2 apresenta os parâmetros de usinagem utilizados nos testes. Foram escolhidos os *lead angles* de 16° e -16° , pois esses valores garantem que não haja contato da ponta da ferramenta (velocidade de corte igual a zero) com a peça, para qualquer valor de *tilt angle* com o a_p de 0,2 mm. Somente quando o *lead angle* utilizado era zero, houve contato da ponta da ferramenta com a peça (e, portanto, o centro participou do corte) quando se tinha *tilt angle* pequeno no corte descendente, isto é, no topo da geometria circular da peça.

Tabela 3.2 - Parâmetros de usinagem utilizados nos testes – Fase 2.

Teste	Estratégia	L (mm)	<i>Lead angle</i>	f_{ed} (Hz)	f_z (mm)	a_p (mm)	a_e (mm)
B.1	Ascendente	97	0°	392,6	0,1	0,2	0,3
B.2			-16°				
B.3			16°				
B.4		112	0°	369,2			
B.5			-16°				
B.6			16°				
B.7	Descendente	97	0°	392,6			
B.8			-16°				
B.9			16°				
B.10		112	0°	369,2			
B.11			-16°				
B.12			16°				

Na Fase 2 cada ensaio consistia na usinagem de toda a superfície convexa da peça (utilizando ferramentas novas), sendo que cada ensaio foi repetido duas vezes.

Para a análise dos esforços de corte, as componentes da força de usinagem F_x , F_y e F_z , medidas com o dinamômetro, foram transformadas em força tangencial (F_t , correspondente à força de corte), força radial (F_r) e força axial (F_a), de acordo com a Equação 8.

O parâmetro de rugosidade avaliado foi a rugosidade média (Ra). As medidas foram realizadas na direção de avanço da ferramenta, sendo que o comprimento de amostragem (ou *cutoff*) utilizado em todas as medições foi de 0,8 mm.

As análises dos resultados foram realizadas em três regiões diferentes da peça, denominadas Região I, Região II e Região III e estão ilustradas na Figura 3.5. O ângulo de inclinação na direção perpendicular ao avanço da ferramenta (*tilt angle*) variava de 0° a 90° na usinagem ascendente e de 0° a -90° na usinagem descendente. Sendo assim, na usinagem ascendente o *tilt angle* era aproximadamente 5°, 45° e 85° nas regiões I, II e III, respectivamente. Por outro lado, na usinagem descendente o *tilt angle* era aproximadamente -5°, -45° e -85° nas regiões I, II e III, respectivamente. O *lead angle* era mantido constante em cada ensaio conforme a Tabela 3.2.

3.3 Testes de fresamento - Fase 3

Nessa etapa de testes de usinagem, buscou-se verificar a influência da estratégia de corte (ascendente e descendente, com a coordenada Z constante em cada passada) e do ângulo de inclinação no plano perpendicular à profundidade radial de corte (a_e) (*lead angle*) nos esforços de corte, na rugosidade da peça e na vida da ferramenta. Nos ensaios de vida da ferramenta o corte era executado até que a ferramenta atingisse o critério de fim de vida, estabelecido como desgaste de flanco máximo ($VB_{Bmáx}$) de 0,2 mm. Cada ensaio foi repetido ao menos duas vezes, dependendo do desvio padrão dos resultados obtidos. Os esforços de corte, os desgastes de flanco da ferramenta e a rugosidade da peça foram medidos várias vezes ao longo da vida das ferramentas. Novamente, para a análise dos esforços de corte, as componentes da força de usinagem F_x , F_y e F_z , medidas com o dinamômetro, foram transformadas em força tangencial (F_t , correspondente à força de corte), força radial (F_r) e força axial (F_a), de acordo com a Equação 8. O parâmetro de rugosidade avaliado foi a rugosidade média (Ra). As medidas foram realizadas na direção de avanço da ferramenta, sendo que o comprimento de amostragem (ou *cutoff*) utilizado em todas as medições foi de 0,8 mm.

O ângulo de inclinação da ferramenta no plano perpendicular ao avanço (*tilt angle*) variava de uma passada para outra em cada estratégia, sendo que no fresamento ascendente tinha-se sempre *tilt angle* positivo (variando de 90° a 0°) e no fresamento descendente tinha-se sempre *tilt angle* negativo (variando de 0° a -90°). As estratégias testadas foram as mesmas apresentadas no item 3.2.

A Tabela 3.3 apresenta os parâmetros de usinagem utilizados na terceira etapa de testes. O comprimento em balanço utilizado foi de 112 mm.

Tabela 3.3 - Parâmetros de usinagem utilizados nos testes – Fase 3.

Teste	Estratégia	<i>Lead angle</i>	f_{ed} (Hz)	f_z (mm)	a_p (mm)	a_e (mm)
C.1	Ascendente	0°	369,2	0,1	0,2	0,3
C.2		-16°				
C.3		16°				
C.4	Descendente	0°				
C.5		-16°				
C.6		16°				

Os resultados foram analisados nas três regiões da peça mostradas na Figura 3.5.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 Testes de fresamento - Fase 1

Os resultados da Fase 1 de experimentos geraram artigo científico publicado em revista indexada (vide ANEXO A).

A Figura 4.1 mostra os resultados das medições de rugosidade nas três regiões da peça para as vinte condições da primeira etapa de testes de usinagem.

Observando-se a Figura 4.1, pode-se constatar que não existe uma influência marcante do balanço da ferramenta na rugosidade obtida, sendo que em algumas condições o menor comprimento em balanço proporcionou melhores rugosidades e em outras proporcionou rugosidades iguais e até mesmo piores que a fresa com o maior comprimento em balanço. Uma razão para o maior balanço não ter influenciado a rugosidade é a pequena diferença entre as FRFs dos dois balanços. Pode-se verificar a partir da Figura 3.4 que, com o aumento do balanço da fresa de 97 mm para 112 mm, houve uma diminuição da frequência natural do sistema (posição do maior pico da função resposta em frequência) de 762 Hz para 738 Hz e aumento da amplitude de vibração. Vê-se que apesar de o comprimento em balanço ter aumentado cerca de 15%, a região de ressonância da ferramenta praticamente não variou (as curvas de FRF das duas ferramentas são bem próximas). Assim, dinamicamente as ferramentas nos dois balanços resistiram de maneira similar às forças aplicadas. Outra razão é a pequena deflexão causada pelas forças de corte, já que estas forças são pequenas (vai se ver mais à frente que os maiores valores de forças radiais e tangenciais encontrados foram menores que 200 N) e o módulo de elasticidade do metal duro (material da haste da ferramenta) que é alto (aproximadamente $6 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ (LACALLE *et al.* (2004))), fazendo com que o valor da deflexão da ferramenta (calculado pela Equação 5) fosse bem pequeno para as duas condições de balanço.

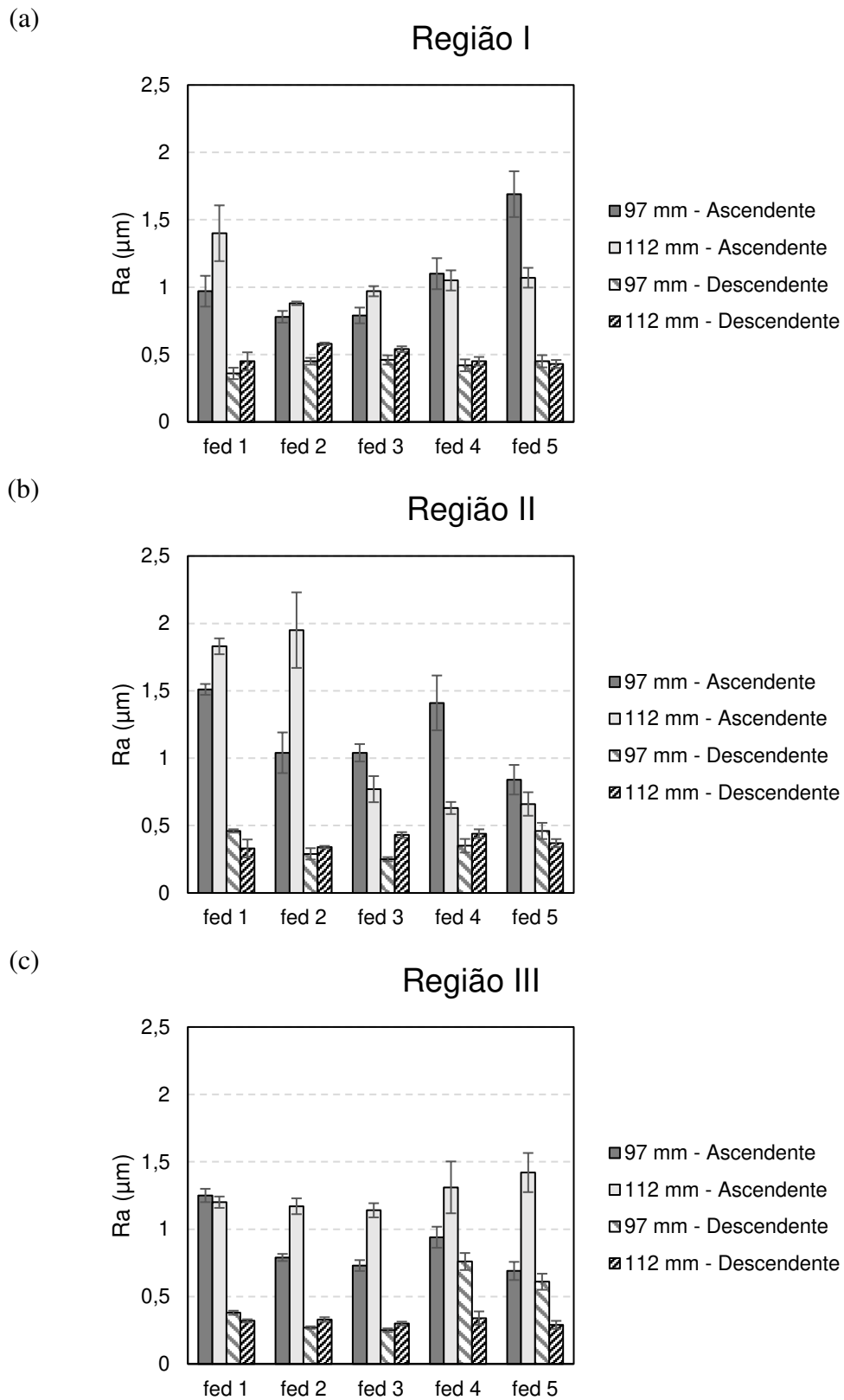


Figura 4.1 - Rugosidade média (Ra) em função de diferentes freqüências de entrada de dentes obtida na primeira etapa de testes de usinagem: (a) Região I, (b) Região II e (c) Região III.

Também não pode ser verificada uma influência significativa da frequência de entrada de dentes (f_{ed}) na rugosidade da peça, ou mesmo entre as três regiões analisadas da peça. No presente trabalho, como o *lead angle* varia a todo instante, três importantes parâmetros variam também a todo instante, quais sejam: a) o diâmetro efetivo de contato (que cresce à medida que a ferramenta avança no corte descendente e decresce no ascendente); b) a velocidade de corte, que varia de acordo com a variação do diâmetro; c) o ângulo de contato aresta de corte/peça em cada revolução da ferramenta que é grande em pequenos diâmetros e pequeno em grandes diâmetros. A pressão de corte varia com a variação da velocidade e o tempo de atuação das forças bem como o material removido por cada aresta em cada volta varia com a variação do ângulo de contato. Assim, outras fontes também influenciam fortemente a variação dos esforços ao longo da trajetória da ferramenta, fazendo com que a influência da frequência de entrada de dentes no corte não fosse tão significativa na variação dos esforços e, assim, não tivesse influência na rugosidade da peça. Embora a faixa de frequências de entrada de dentes testadas seja grande, não se encontrou condições de corte que proporcionassem ora corte estável, ora corte instável, como poderia ser inferido pelo diagrama de estabilidade mostrado na Figura 2.17. Assim, a hipótese que se tem para essa não influência da frequência de entrada de dentes nos resultados é que o baixo a_p utilizado deve ter garantido o corte estável em todas as f_{ed} utilizadas, ou seja, para o pequeno a_p utilizado (0,2 mm) todas as f_{ed} devem ter ficado abaixo da curva de estabilidade, proporcionando corte estável.

Há que se analisar ainda a influência do *lead angle* na rugosidade que se dá pela influência da posição de medição (regiões I, II e III) nos valores de rugosidade. Pode-se ver na Figura 4.1 que, no corte descendente, a grande maioria dos valores de Ra foram menores que 0,4 μm , com exceção de 2 valores obtidos na região III que atingiram ou ultrapassaram $Ra = 0,6 \mu\text{m}$. Mesmo no corte ascendente que gerou dispersão maior dos valores de rugosidade, não se pode afirmar que o *lead angle* influenciou seus valores, já que ora tais valores cresciam à medida que o *lead angle* crescia, ora diminuía com o crescimento do *lead angle*. Esse resultado deve ser analisado, pois, na região I tem-se diâmetro efetivo de corte (e velocidade de corte) muito pequeno e, assim, grande tendência à deformação plástica da região da peça vizinha à região que foi arrancada como cavaco, o que reflete em crescimento da rugosidade. Por outro lado, na região III em que a relação entre forças radial/tangencial e força axial é grande, devido ao pequeno valor da força axial (isto vai ser melhor analisado mais a frente), a ferramenta está mais livre para defletir e assim influenciar a rugosidade.

Portanto, como não houve influência do *lead angle* na rugosidade, conclui-se que estas duas influências, ao se somarem, fizeram com que a rugosidade não fosse influenciada pela posição de contato fresa-peça.

Contudo, quando se analisa o sentido de avanço da ferramenta (ascendente ou descendente), nota-se que a rugosidade obtida no corte ascendente foi maior que no corte descendente, chegando a ser cerca de cinco vezes maior em algumas condições. As hipóteses para essa maior rugosidade gerada no corte ascendente serão mais profundamente discutidas quando da análise dos esforços de corte. A análise de variância, apresentada na Tabela 4.1, mostra que de fato o único fator de influência para a rugosidade da peça foi a estratégia de usinagem (Valor P menor que 0,05, para um nível de confiança de 95%).

Tabela 4.1 - Análise de variância para o parâmetro de rugosidade Ra – Fase 1.

<i>Fator</i>	<i>Graus de liberdade</i>	<i>Soma dos quadrados</i>	<i>Média dos quadrados</i>	<i>Teste F</i>	<i>Valor P</i>
<i>Região</i>	2	0,2071	0,01036	0,14	0,866
<i>Balanço</i>	1	0,06208	0,06208	0,87	0,358
<i>Sentido de avanço</i>	1	7,02468	7,02468	97,88	0,000
<i>fed</i>	4	0,34567	0,08642	1,20	0,325
<i>Balanço*Estratégia</i>	1	0,10334	0,10334	1,44	0,238
<i>Balanço*fed</i>	4	0,39009	0,09752	1,36	0,266
<i>Estratégia*fed</i>	4	0,34899	0,08725	1,22	0,320
<i>Balanço*Estratégia*fed</i>	4	0,14547	0,03637	0,51	0,731
<i>Erro</i>	38	2,72709	0,07177		
<i>Total</i>	59	11,16813			

A Figura 4.2 mostra o gráfico polar dos picos do sinal de força na direção axial da ferramenta (F_a) em dez voltas da fresa. Portanto, a distância entre um pico e o próximo na Figura 4.2 corresponde à entrada no corte de duas arestas sucessivas (18° no círculo) e uma volta da fresa corresponde a 36° no círculo. Os valores no raio do círculo referem-se à força em Newton. Os dados se referem ao teste com f_{ed} 3.

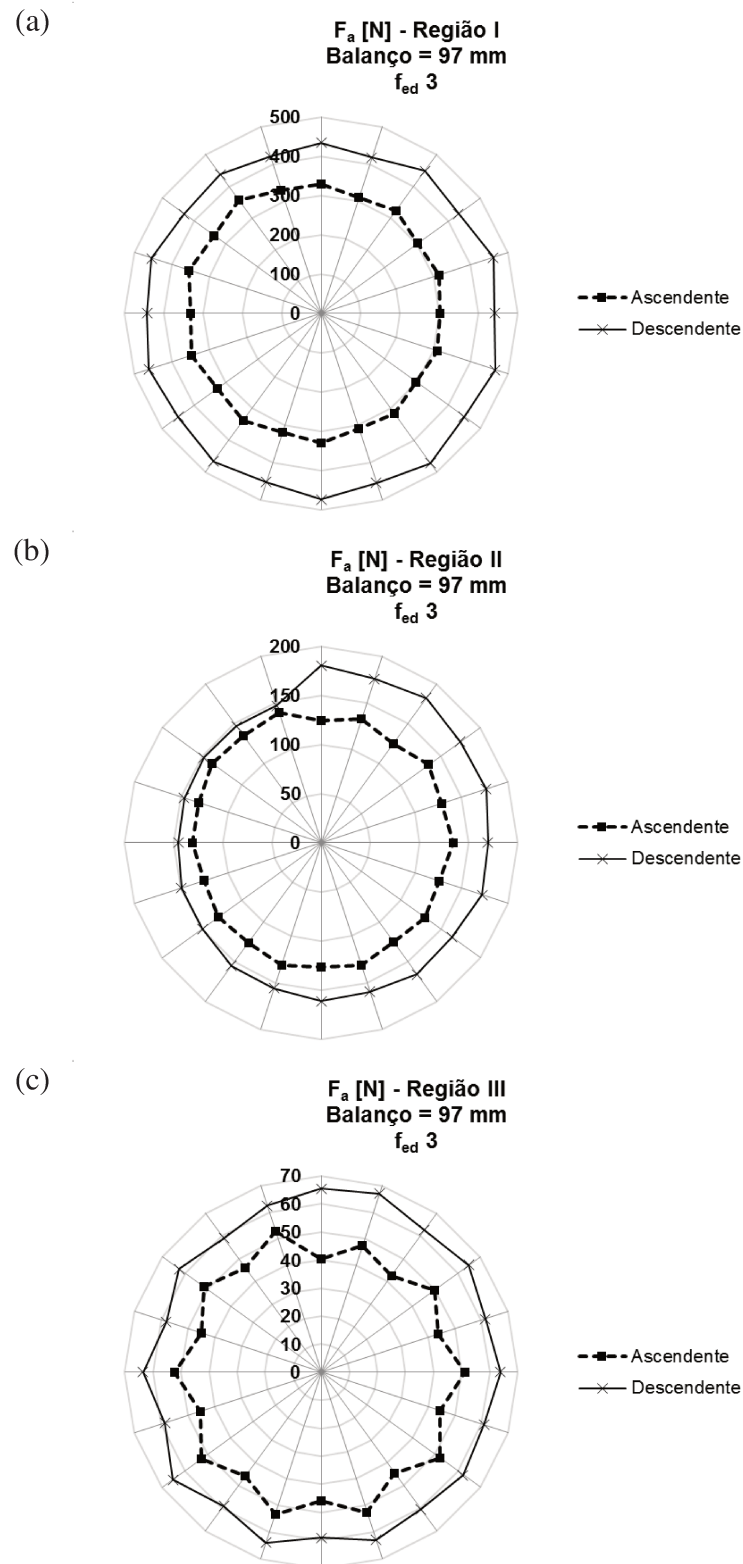


Figura 4.2 - Valor dos picos do sinal de força na direção axial da ferramenta (F_a) em dez voltas da fresa: (a) Região I, (b) Região II e (c) Região III.

Pode-se verificar pela Figura 4.1 que a força axial é maior na Região I e menor na Região III, assumindo um valor intermediário na Região II. Isso se deve ao "lead angle" da ferramenta, que varia ao longo do corte devido à superfície curva da peça (Figura 4.3). Na Região I tem-se *lead angle* pequeno (em módulo) e os esforços ficam orientados na direção axial da ferramenta. Por outro lado na Região III o *lead angle* é grande (em módulo) e os esforços são maiores na direção radial da ferramenta, enquanto na Região II ocorre um maior equilíbrio entre os esforços radiais e axiais. Na Região I o diâmetro de contato ferramenta peça é pequeno (ou até zero quando o corte é descendente) o que, como já citado, gera muito atrito e deformação plástica da peça na região de contato com a ferramenta com consequente alta força perpendicular à superfície, que no caso é praticamente coincidente com a direção axial da ferramenta. À medida que o *lead angle* cresce em módulo (fica próximo a $+90^\circ$ ou -90°) as forças na direção axial da ferramenta diminuem. A Figura 4.3 ajuda na visualização desta tendência.

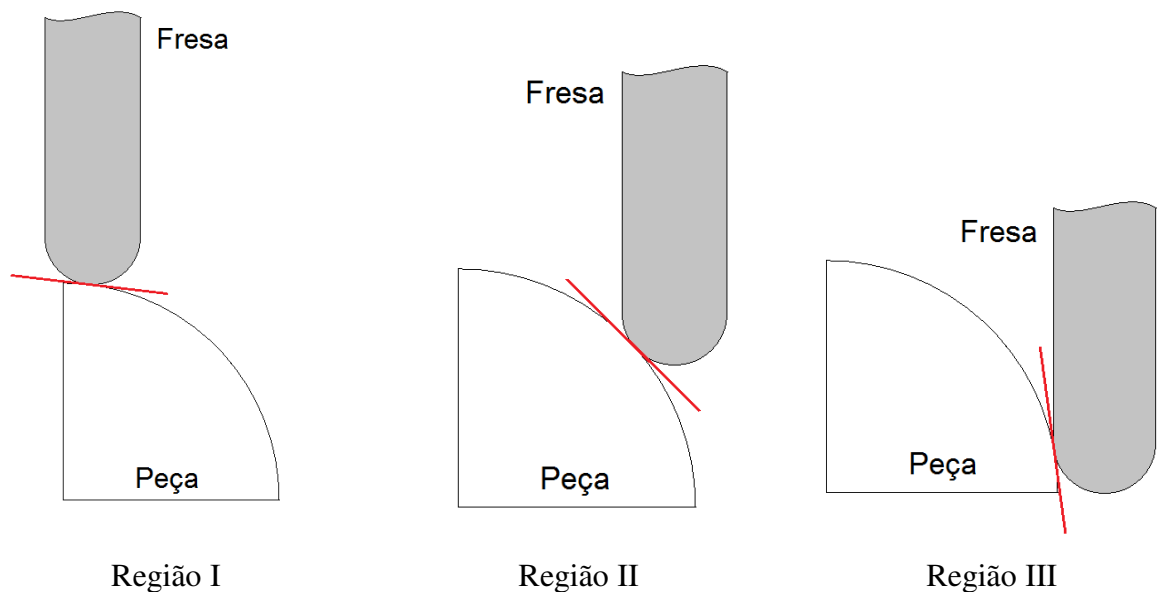


Figura 4.3 - Posição da ferramenta em relação à peça ao longo do corte.

Além disso, vê-se ainda na Figura 4.2 que a força axial tende a ser menor no corte ascendente que no descendente. Isso porque no corte ascendente o *lead angle* é maior em módulo para a mesma localização da ferramenta na peça (Figura 4.4). Portanto, nessa condição os esforços ficam mais orientados na direção radial e menos na direção axial da ferramenta.

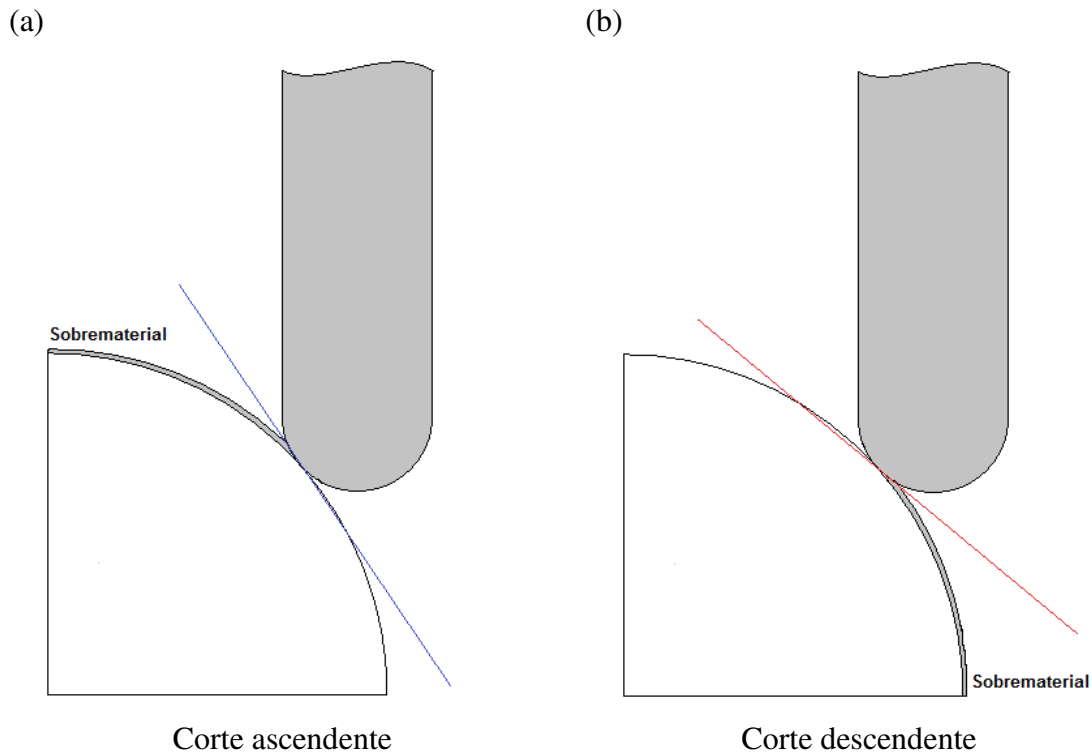


Figura 4.4 - Diferença no valor em módulo do lead angle para: (a) usinagem ascendente e (b) usinagem descendente.

Como a componente radial da força de usinagem é a responsável pela deflexão da ferramenta, o corte ascendente tende a gerar maior vibração, que se traduz em um pior acabamento superficial da peça. Também o corte ascendente se inicia na Região III, em que a ferramenta apresenta grande *lead angle* (valor em módulo). Assim, no início do corte a ferramenta está sujeita a um grande carregamento radial e, portanto, o corte se inicia em uma condição desfavorável para a ferramenta, o que contribui ainda mais para a maior vibração no corte ascendente. Em outras palavras, o corte ascendente começa com alta vibração que se propaga para o resto da passada da ferramenta sobre a peça, o que gera maior rugosidade da peça nesta estratégia. Já o corte descendente se inicia na Região I, com pequeno *lead angle*. Como o *lead angle* se mantém menor ao longo do corte, em relação ao corte ascendente, os esforços axiais na ferramenta são maiores, como se vê na Figura 4.2. Como a direção axial é a direção mais rígida da fresa, o processo tende a apresentar menor vibração nessa situação, proporcionando melhor rugosidade da peça.

Essa hipótese fica comprovada quando se analisa a força na direção radial da fresa, ou seja, a componente da força responsável pela deflexão da ferramenta. A Figura 4.5 mostra o

gráfico polar dos picos do sinal de força na direção radial da ferramenta (F_r) para as três regiões analisadas em dez voltas da fresa. Os valores no raio do círculo referem-se à força em Newton. Os dados se referem ao teste com $f_{ed} 3$.

Pode-se constatar que para o corte ascendente, logo no início da usinagem (Região III) existe uma grande diferença entre a força radial aplicada em cada inserto (diferença de valores de força entre dois pontos consecutivos), o que sugere que uma aresta de corte gera maior deflexão da fresa do que a outra aresta, o que implica em maior amplitude de vibração da ferramenta quando se utiliza essa estratégia. Esse maior desbalanceamento de forças se mantém na Região II e diminui apenas na Região I, onde o *lead angle* é menor. Embora exista uma tendência de aumento da diferença entre as forças radiais em cada inserto para o corte descendente, essa diferença é menos pronunciada que no corte ascendente, o que explica a melhor rugosidade da peça quando se utiliza a estratégia descendente, ou seja, no corte descendente a vibração é menor e é ela que causa a diferença de rugosidade encontrada nos testes de usinagem. A Figura 4.6 mostra uma comparação entre as forças radiais obtidas com a $f_{ed} 1$ e a $f_{ed} 3$. Em relação à frequência de entrada de dentes, os resultados mostraram que não houve diferença significativa quando se compara as forças radiais, o que justifica a rugosidade semelhante entre testes realizados com frequências de entrada de dentes diferentes para um mesmo sentido de avanço (ascendente ou descendente).

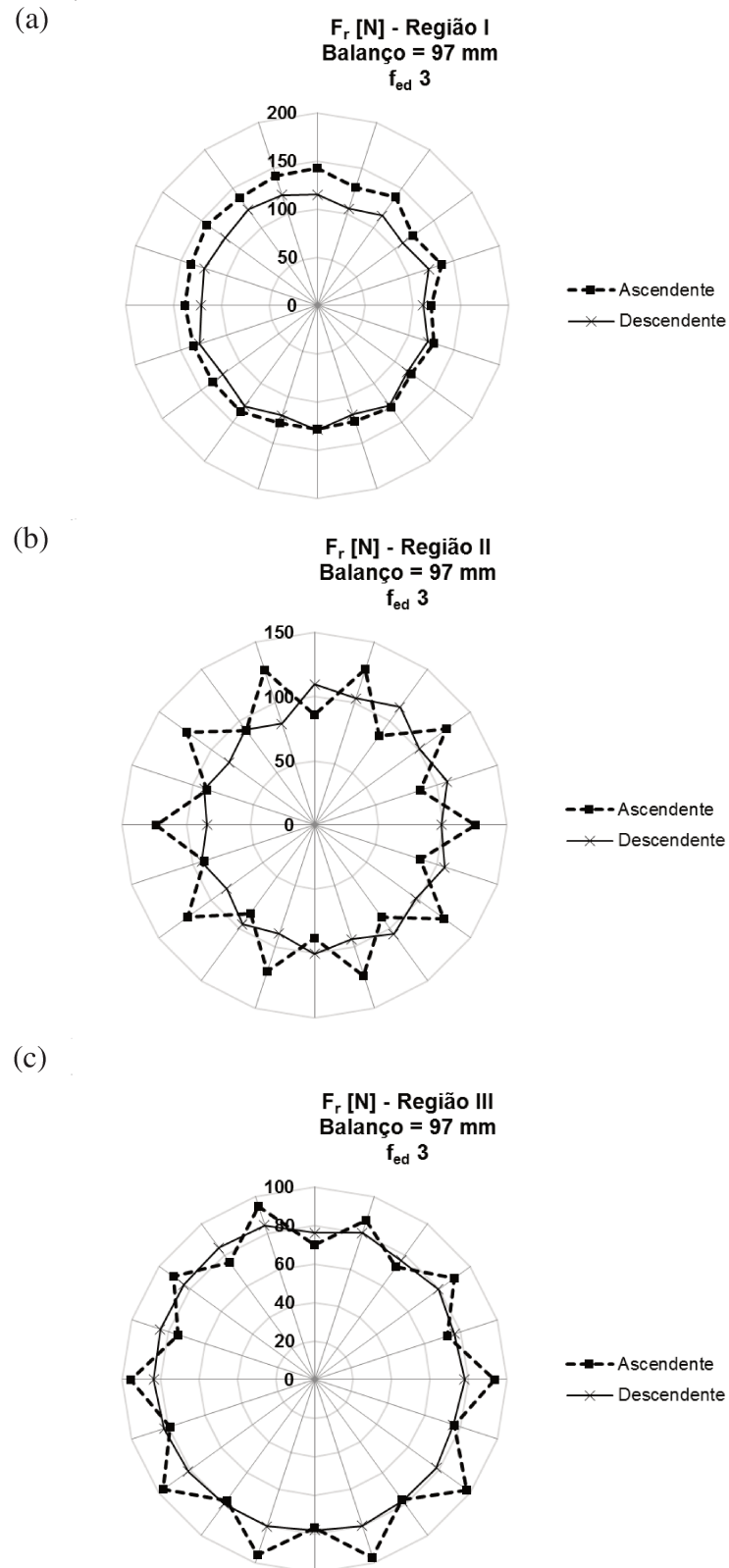


Figura 4.5 - Valor dos picos do sinal de força na direção radial da ferramenta (F_r) em dez voltas da fresa: (a) Região I, (b) Região II e (c) Região III.

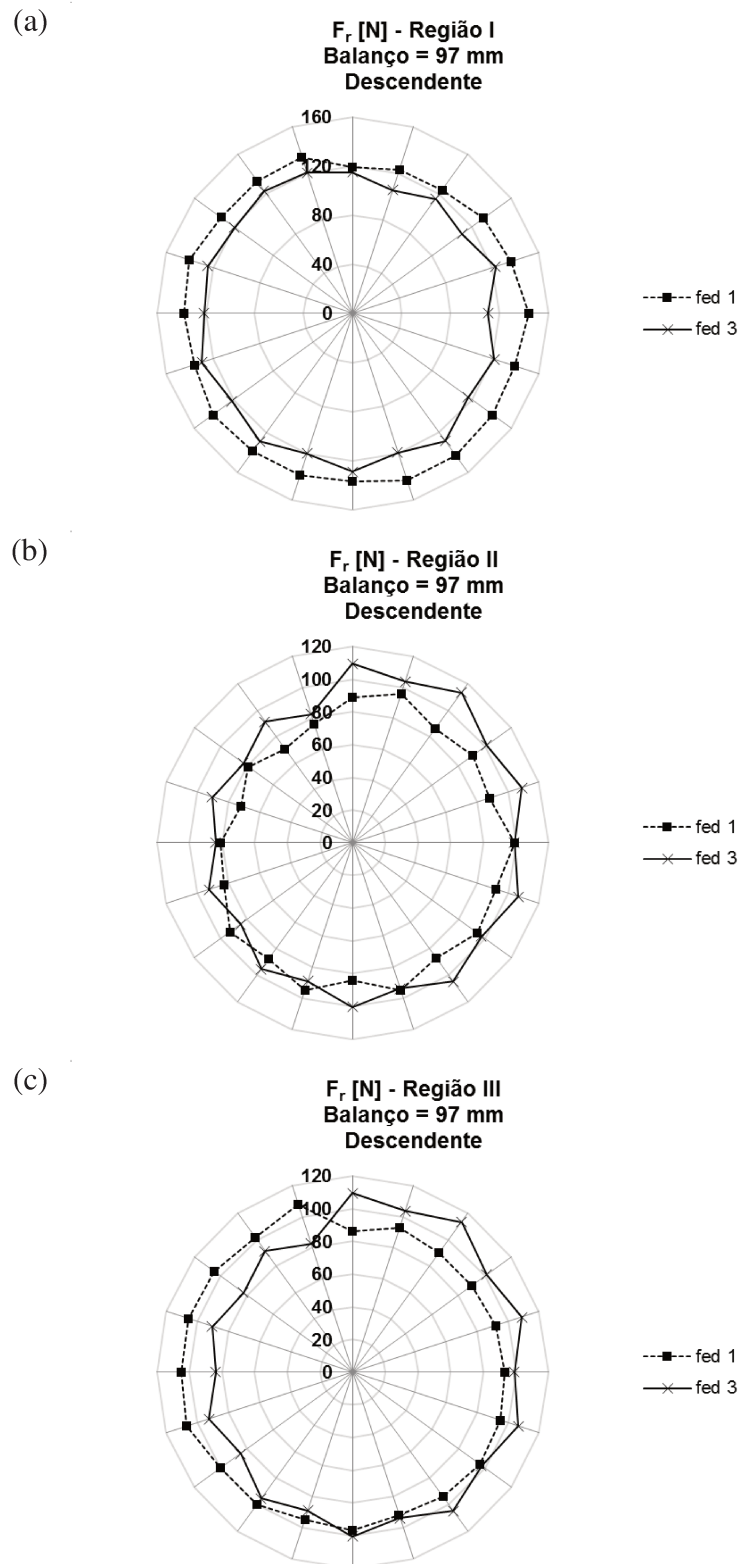


Figura 4.6 - Valor dos picos do sinal de força na direção radial da ferramenta (F_r) para $f_{ed} 1$ e $f_{ed} 3$ em dez voltas da fresa: (a) Região I, (b) Região II e (c) Região III.

A Figura 4.7 mostra a força tangencial, que corresponde à força de corte. Os valores no raio do círculo referem-se à força em Newton. Os dados se referem ao teste com f_{ed} 3. Para a força de corte não foi verificada grande diferença entre a força exercida por cada inserto. Contudo, o corte descendente tende a apresentar força de corte maior que o corte ascendente, possivelmente devido às condições de contato da ferramenta com a peça. No corte descendente o contato se dá na parte mais próxima ao centro da ferramenta e a velocidade de corte tende a ser menor, já que a variação do diâmetro com a profundidade de corte é maior quanto mais próximo do centro da fresa esférica. A maior velocidade de corte e, possivelmente, maior temperatura gerada ao longo do contato no corte ascendente deve ter facilitado o corte do material, o que causou uma redução na força de corte. Porém, como a diferença entre os valores de pico entre uma aresta e a próxima, ou entre uma volta da fresa e a próxima, foi pequena, pode-se inferir que a componente tangencial da força não influenciou a rugosidade da peça.

Concluindo as discussões sobre os resultados desta fase, pode-se afirmar que o fresamento de superfícies circulares convexas similares a esta usada neste trabalho, utilizando estratégia em que a direção de avanço acompanha a superfície circular, nem a frequência de entrada de dentes, nem o balanço da ferramenta influenciam a rugosidade da peça. Porém, para se obter rugosidade baixa é necessário que se utilize estratégia descendente.

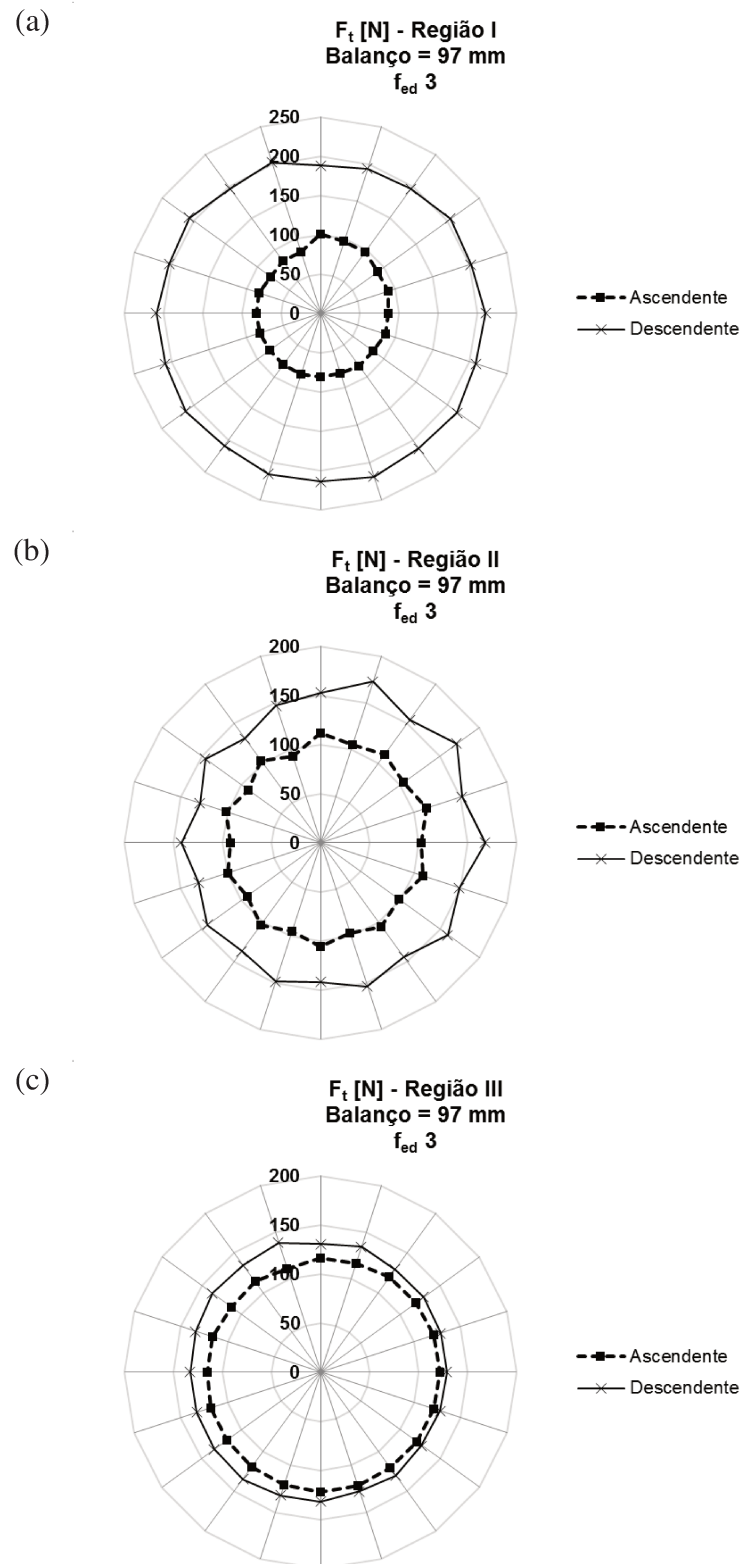
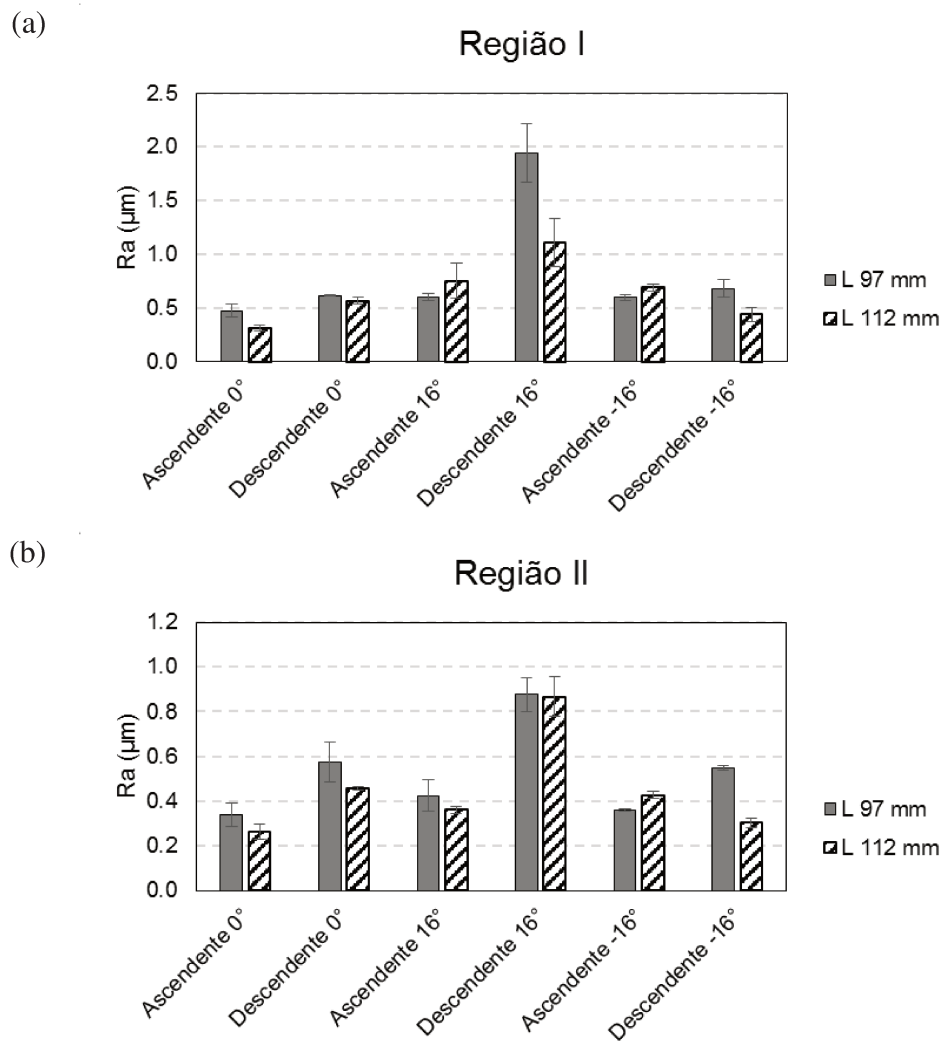


Figura 4.7 - Valor dos picos do sinal de força na direção tangencial da ferramenta (F_t) em dez voltas da fresa: (a) Região I, (b) Região II e (c) Região III.

4.2 Testes de fresamento - Fase 2

Os resultados da Fase 2 de experimentos geraram artigo científico publicado em revista indexada (vide ANEXO B).

A Figura 4.8 apresenta os gráficos de rugosidade da peça (parâmetro Ra), medida na direção paralela ao avanço da ferramenta e avaliada nas três regiões da peça.



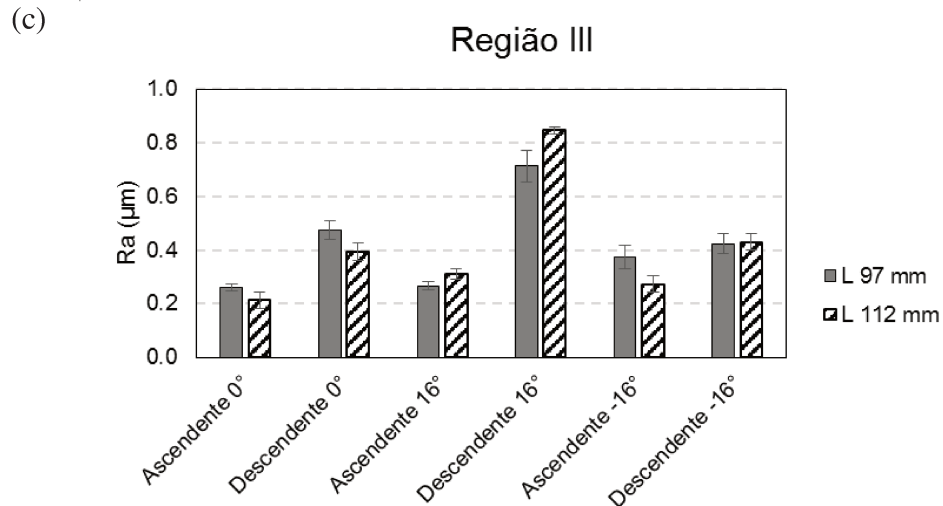


Figura 4.8 - Rugosidade média (Ra) nas três regiões da peça para as diferentes condições testadas: (a) região I, (b) região II e (c) região III.

A Tabela 4.2 mostra os resultados da análise de variância para a rugosidade da peça.

Tabela 4.2 - Análise de variância para o parâmetro de rugosidade Ra – Fase 2.

<i>Fator</i>	<i>Graus de liberdade</i>	<i>Soma dos quadrados</i>	<i>Média dos quadrados</i>	<i>Teste F</i>	<i>Valor P</i>
<i>Regiões</i>	2	0,67162	0,33581	11,23	0,000
<i>Balanço</i>	1	0,06418	0,06418	2,15	0,157
<i>Estratégia</i>	1	0,68890	0,68890	23,04	0,000
<i>Lead angle</i>	2	0,83257	0,41629	13,92	0,000
<i>Balanço*Estratégia</i>	1	0,04840	0,04840	1,62	0,217
<i>Balanço*Lead angle</i>	2	0,00101	0,00050	0,02	0,983
<i>Estratégia*Lead angle</i>	2	0,54822	0,27411	9,17	0,001
<i>Balanço*Estratégia*Lead angle</i>	2	0,03352	0,01676	0,56	0,579
<i>Erro</i>	22	0,65771	0,02990		
<i>Total</i>	35	3,54612			

Analisando-se a Tabela 4.2, pode-se verificar que os fatores de influência para o parâmetro Ra foram: região da peça (em cada região tem-se *tilt angle* diferente), a estratégia de usinagem (sinal do *tilt angle*), *lead angle* e a combinação de estratégia e *lead angle*. A Figura 4.9 mostra o gráfico de efeitos principais para o parâmetro Ra . Esse gráfico mostra a tendência de variação da rugosidade média (Ra) com a alteração das condições de usinagem.

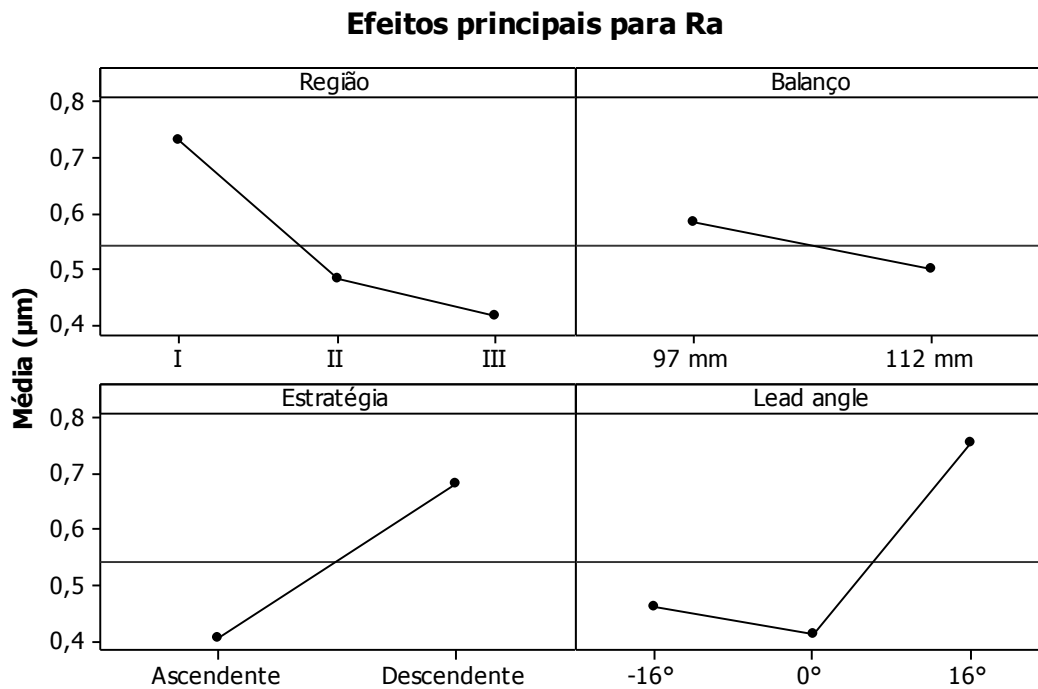


Figura 4.9 - Efeitos principais para o parâmetro de rugosidade Ra .

Avaliando-se apenas as variáveis influentes, pode-se ver que a região III tende a apresentar menor rugosidade. Isto é devido, dentre outros fatores, ao maior diâmetro efetivo da fresa quando corta esta região. Assim, a rugosidade teórica (contribuição geométrica do diâmetro da fresa e do avanço para a rugosidade) é menor (Eq. (1)), causando uma rugosidade na peça também menor. Por outro lado, a região I tende a apresentar maior rugosidade porque ali o diâmetro efetivo é menor e, conseqüentemente, tem-se maior rugosidade teórica. Além disso, devido ao pequeno diâmetro, a velocidade de corte na região I é muito pequena (até próxima de zero no corte descendente), o que prejudica a rugosidade. Com velocidades muito baixas, tem-se muita deformação plástica da peça na região vizinha àquela que se transforma em cavaco. Esta deformação causa maior rugosidade na peça. Pode-se ainda verificar na Figura 4.9 que a estratégia descendente tende a gerar maior rugosidade, assim como o *lead angle* de 16°.

Com a finalidade de se compreender melhor a influência das variáveis no acabamento superficial da peça, os esforços de corte também foram analisados. As Figuras 4.10 e 4.11 mostram o gráfico com a média dos picos de força tangencial (correspondente à força de corte) e radial da fresa, respectivamente, em dez rotações da ferramenta.

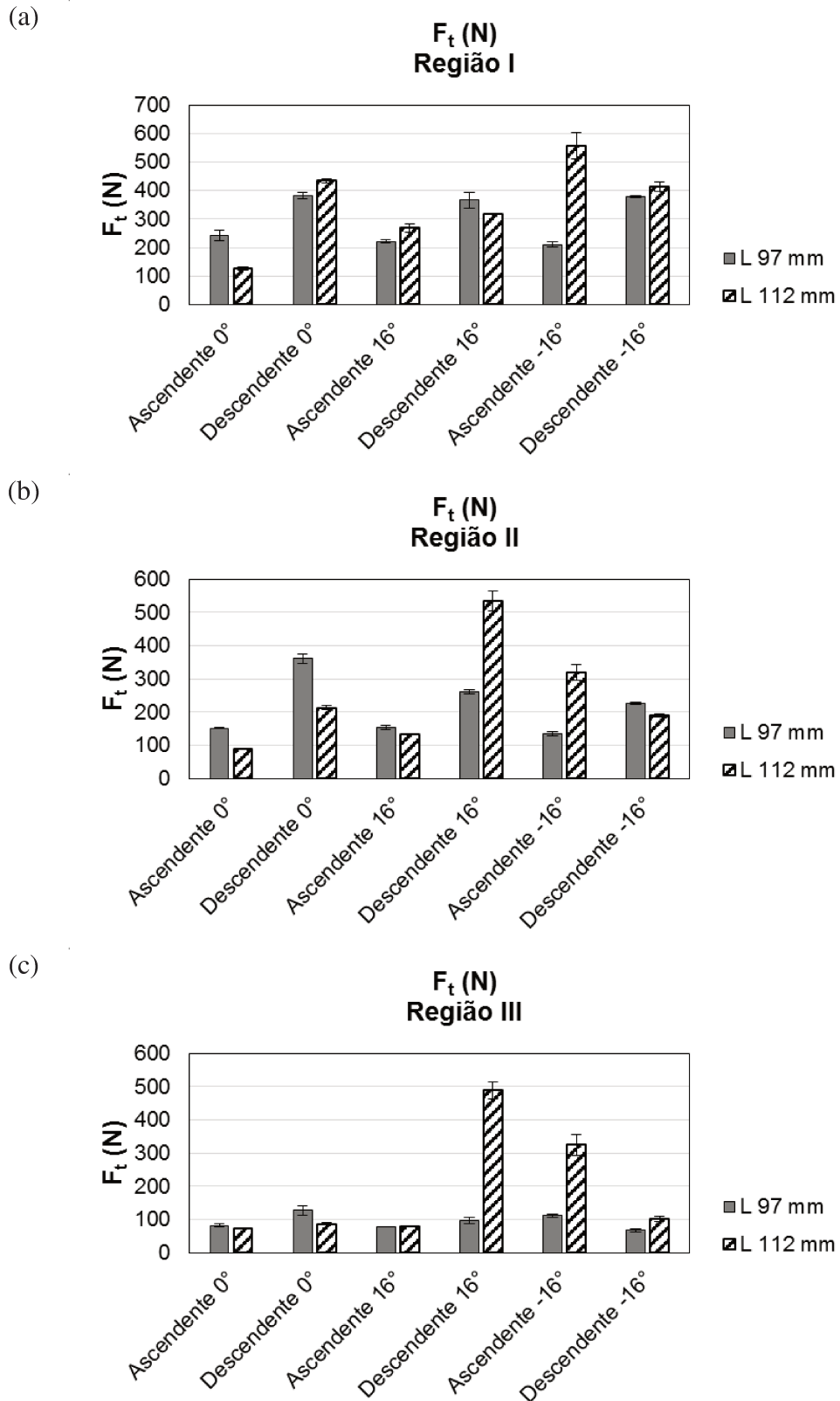
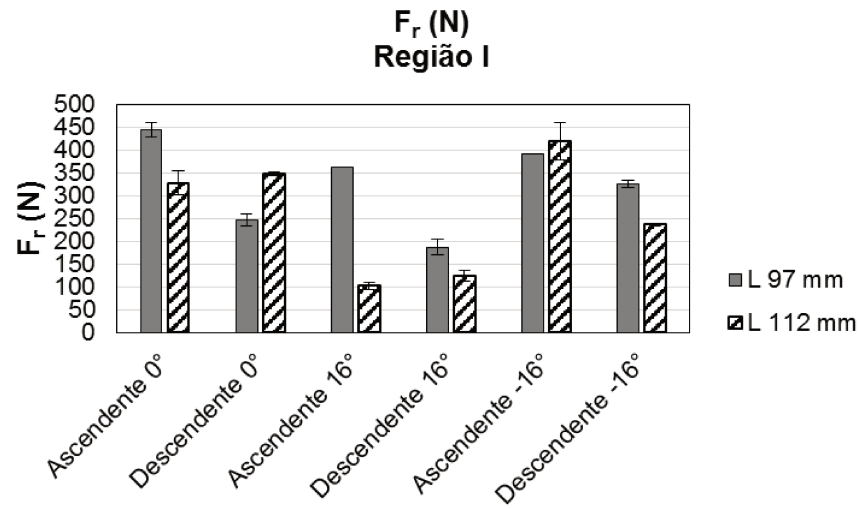
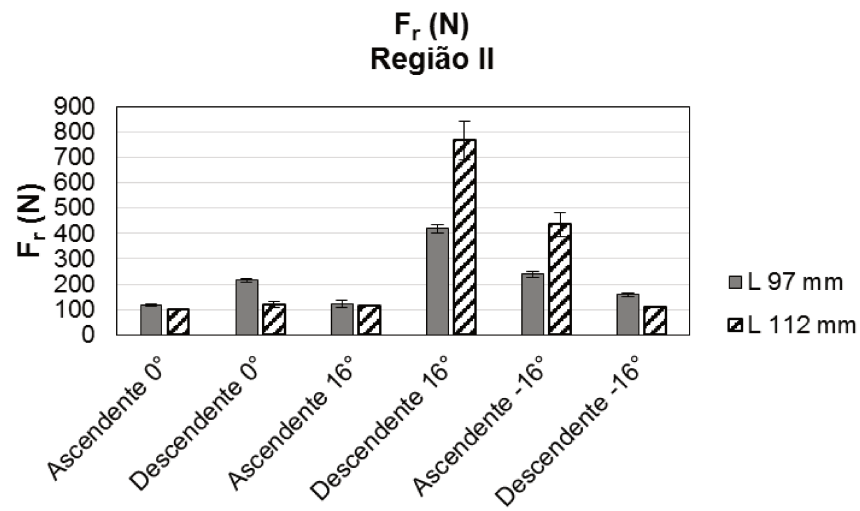


Figura 4.10 - Média dos picos do sinal de força na direção tangencial (F_t): (a) região I, (b) região II e (c) região III.

(a)



(b)



(c)

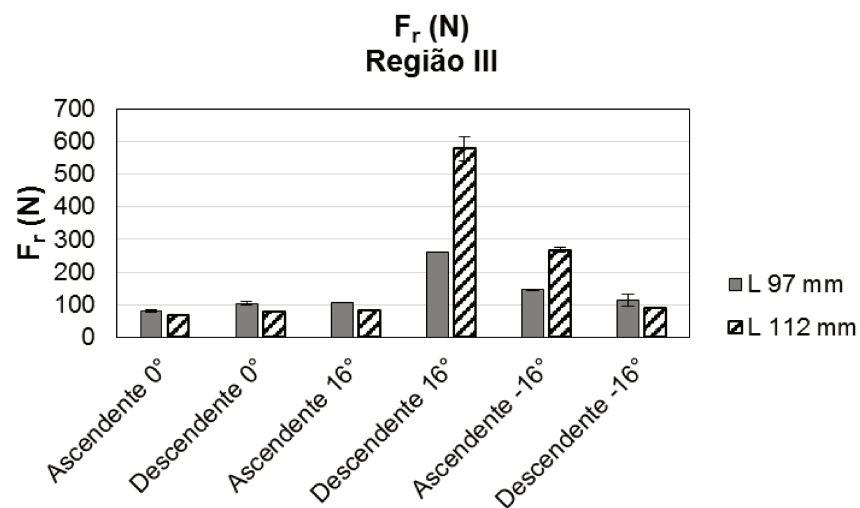


Figura 4.11 - Média dos picos do sinal de força na direção radial (F_r): (a) região I, (b) região II e (c) região III.

Como a variação dos resultados foi grande, a análise visual do gráfico das médias é pouco conclusiva. Portanto, foi feita uma análise de variância dos resultados. As Tabelas 4.3 e 4.4 mostram a análise de variância para a força tangencial e radial, respectivamente. Os fatores influentes apresentam valor P menor que 0,05, para um nível de confiança de 95%.

Tabela 4.3 - Análise de variância para a força tangencial (F_t) – Fase 2.

<i>Fator</i>	<i>Graus de liberdade</i>	<i>Soma dos quadrados</i>	<i>Média dos quadrados</i>	<i>Teste F</i>	<i>Valor P</i>
<i>Região</i>	2	200516	100258	14,85	0,000
<i>Balanço</i>	1	33306	33306	4,93	0,037
<i>Estratégia</i>	1	79430	79430	11,76	0,002
<i>Lead angle</i>	2	23415	11708	1,73	0,200
<i>Balanço*Estratégia</i>	1	140	140	0,02	0,887
<i>Balanço*Lead angle</i>	2	60169	30084	4,46	0,024
<i>Estratégia*Lead angle</i>	2	92598	46299	6,86	0,005
<i>Balanço*Estratégia*Lead angle</i>	2	70630	35315	5,23	0,014
<i>Erro</i>	22	148550	6752		
<i>Total</i>	35	708754			

Tabela 4.4 - Análise de variância para a força radial (F_r) – Fase 2.

<i>Fator</i>	<i>Graus de liberdade</i>	<i>Soma dos quadrados</i>	<i>Média dos quadrados</i>	<i>Teste F</i>	<i>Valor P</i>
<i>Região</i>	2	100972	50486	2,49	0,106
<i>Balanço</i>	1	2970	2970	0,15	0,705
<i>Estratégia</i>	1	8618	8618	0,43	0,521
<i>Lead angle</i>	2	42310	21155	1,04	0,369
<i>Balanço*Estratégia</i>	1	7084	7084	0,35	0,560
<i>Balanço*Lead angle</i>	2	9988	4994	0,25	0,784
<i>Estratégia*Lead angle</i>	2	227083	113541	5,60	0,011
<i>Balanço*Estratégia*Lead angle</i>	2	82497	41248	2,04	0,154
<i>Erro</i>	22	445663	20257		
<i>Total</i>	35	927185			

A análise de variância (Tabelas 4.3 e 4.4) mostrou que os fatores de influência para a força tangencial foram a região da peça (*tilt angle*), comprimento em balanço, estratégia (ascendente e descendente), combinação balanço/*lead angle*, estratégia/*lead angle*, balanço/estratégia/*lead angle* e para a força radial foi a combinação estratégia/*lead angle*. As Figuras 4.12 e 4.13 mostram os gráficos de efeitos principais para a força na direção tangencial e radial da ferramenta. Esses gráficos mostram a tendência de variação da força com a alteração das condições de usinagem.

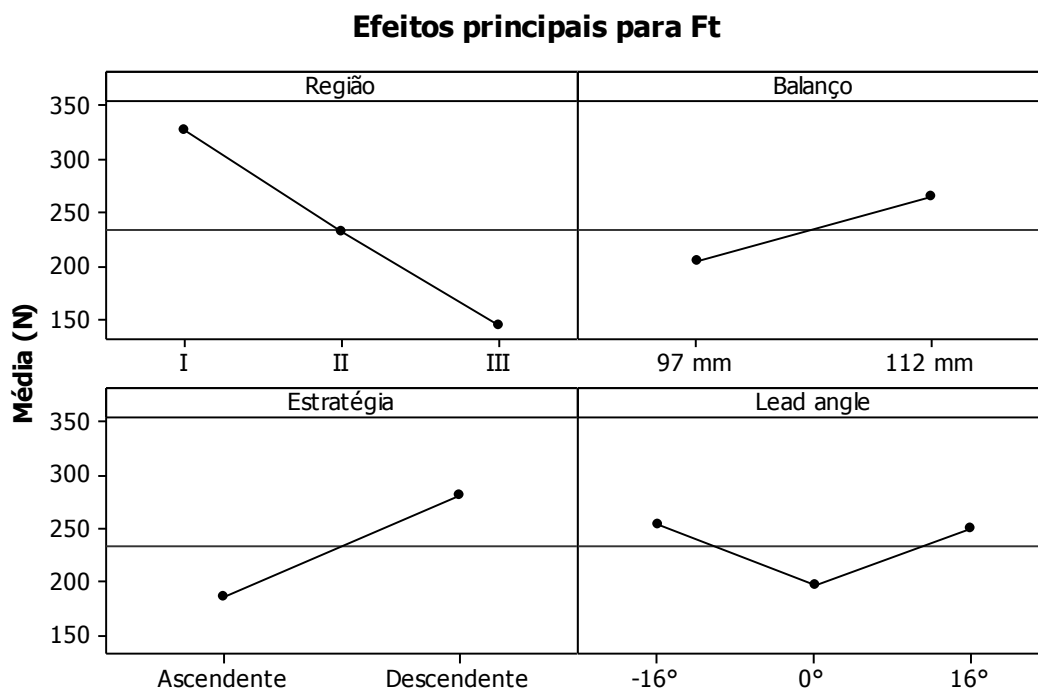


Figura 4.12 - Efeitos principais para a força tangencial (F_t).

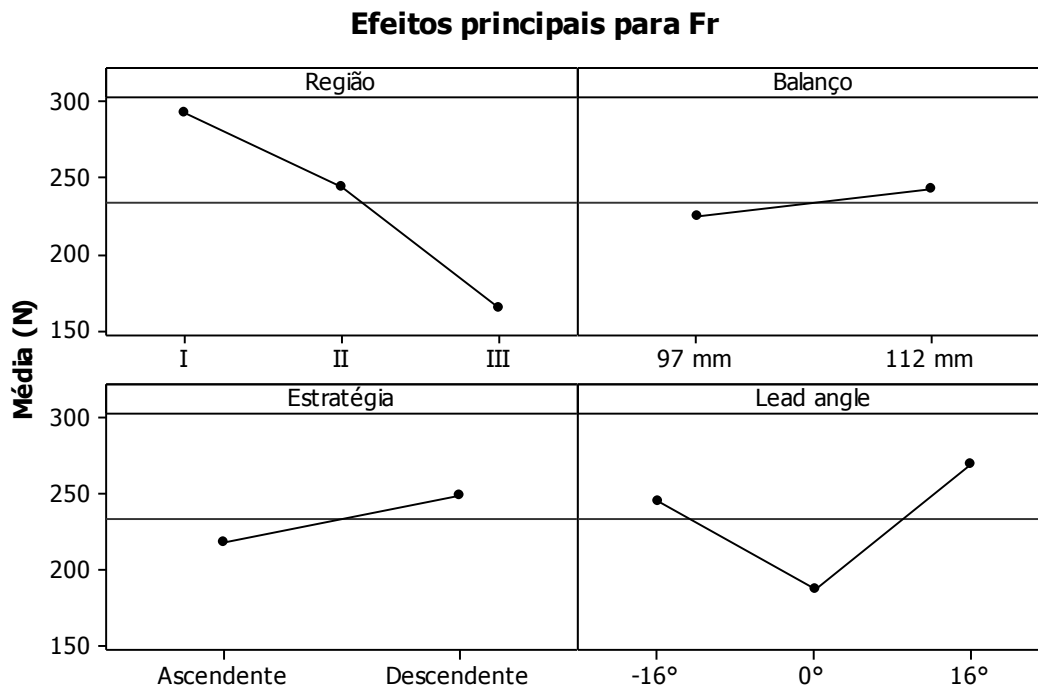


Figura 4.13 - Efeitos principais para a força radial (F_r).

Em relação à força de corte (F_t) (Figura 4.12), tomando-se apenas os fatores influentes, pode-se concluir que os menores valores de força são encontrados na região III, quando se utiliza estratégia ascendente com *lead angle* de 0° e ferramenta com comprimento em balanço de 97 mm. Quando se analisa a força radial (que é a componente da força responsável pela deflexão da ferramenta), nota-se que ela tende a ser menor nas mesmas condições que a força de corte, isto é, na região III, com estratégia ascendente, *lead angle* de 0° e comprimento em balanço de 97 mm. Vê-se na Figura 4.8 que os menores valores de rugosidade foram obtidos na condição de corte ascendente e *lead angle* de 0° . Por outro lado os valores de força tendem a ser maiores quando se utiliza estratégia descendente, *lead angle* de 16° e comprimento em balanço de 112 mm. Esses resultados são semelhantes aos encontrados para rugosidade da peça, isto é, os maiores valores de rugosidade foram obtidos com corte descendente e *lead angle* de 16° . Este resultado sugere que a maior rugosidade verificada para a estratégia descendente com *lead angle* de 16° deve ter sido causada pela vibração devido aos maiores esforços na direção radial (menos rígida) da ferramenta. Além disso, a rigidez da ferramenta é menor para o maior comprimento em balanço testado (112 mm), o que, aliado com os maiores esforços radiais, contribuiu para o aumento da amplitude

de vibração da ferramenta e piora da rugosidade da peça. A Figura 4.14 ilustra a força na direção perpendicular a uma reta tangente ao círculo da ponta da ferramenta no ponto de contato atuando na ferramenta para o *lead angle* de 16° e de -16° . Quando se utiliza *lead angle* negativo, o contato se dá na região mais próxima ao centro da ferramenta e estes esforços ficam orientados numa direção próxima à axial da ferramenta (que é uma direção bastante rígida). Por outro lado, quando se utiliza *lead angle* positivo, o contato se dá na região mais externa da ferramenta e os esforços ficam orientados numa direção mais próxima à direção radial da ferramenta (que é uma direção menos rígida).

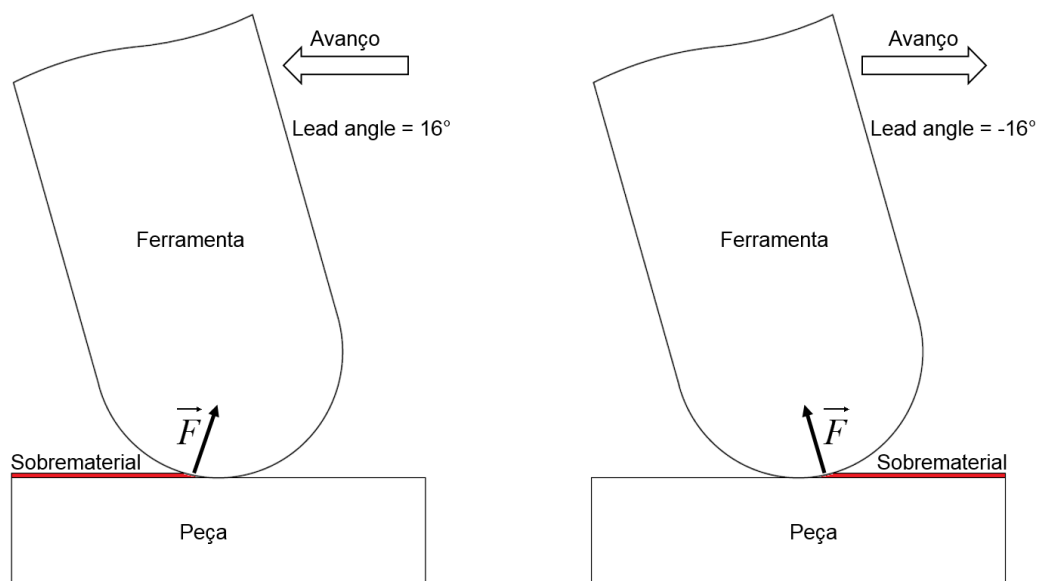


Figura 4.14 - Ilustração da força atuando na ferramenta para lead angle positivo e negativo.

Com relação à estratégia de usinagem, se ascendente ou descendente (relacionada ao *tilt angle*), a hipótese que pode ser levantada é que como a rotação da ferramenta é sempre no mesmo sentido (sentido horário), no corte ascendente se tem fresamento concordante em todos os passes (o quadrante da ferramenta em contato com a peça é sempre o mesmo). Já no corte descendente, ocorre uma mudança no quadrante da ferramenta em contato com a peça a medida que os passes da ferramenta na peça vão sendo realizados. Inicialmente se tem corte concordante na região I, mas na região II e, principalmente, na região III, o corte passa a ter características de fresamento discordante. Como a profundidade de corte é pequena e no fresamento discordante o corte se inicia com espessura do cavaco próxima de zero, a formação do cavaco fica dificultada e o atrito da ferramenta com a peça é maior. Assim os

esforços de corte tendem a ser maiores, o que de fato foi verificado pelas medições realizadas com o dinamômetro. A Figura 4.15 ilustra a mudança do quadrante da ferramenta em contato com peça para o corte ascendente e descendente nas três regiões de análise da peça. Pode-se verificar que para a estratégia descendente ocorre mudança do quadrante da ferramenta em contato com a peça ao longo dos passes.

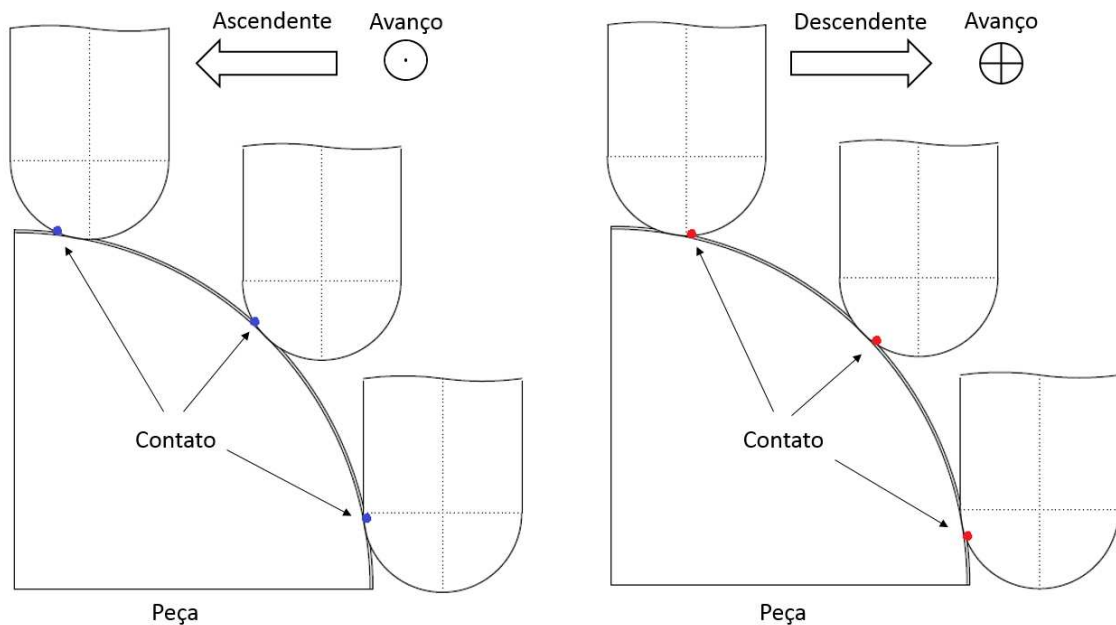


Figura 4.15 - Região de contato da ferramenta com a peça nos cortes ascendente e descendente.

Pode-se notar que no gráfico de efeitos principais para o parâmetro de rugosidade Ra e para as componentes de força, F_t e F_r (Figuras 4.9, 4.12 e 4.13, respectivamente), as variáveis de entrada apresentaram a mesma tendência de variação para as três variáveis de resposta (Ra , F_t e F_r). Com isso é possível concluir que a rugosidade da peça é fortemente influenciada pelos esforços de usinagem, conforme foi discutido anteriormente na análise dos resultados.

Na Fase 1 de experimentos (quando a direção de avanço da ferramenta seguia uma trajetória circular), o corte descendente foi melhor que o corte ascendente porque, nessa estratégia, o início da trajetória se dava com o contato do diâmetro máximo da ferramenta (causando grande esforço radial) e a vibração da ferramenta, que era grande no início do corte, se propagava ao longo da usinagem, prejudicando a rugosidade dos outros trechos da peça (regiões I e II). Por outro lado, na Fase 2 de experimentos, a cada passe da ferramenta

(que seguia uma trajetória linear) a vibração devido ao corte era cessada, por causa do reposicionamento da ferramenta para o próximo passe e, portanto, a vibração gerada em uma região da peça não afetava a região seguinte.

Concluindo as discussões dos resultados da Fase 2 dos experimentos, pode-se afirmar que, quando se fresa uma superfície circular convexa similar à utilizada neste trabalho com avanço em linha reta (Z constante na passada) e passos laterais da ferramenta acompanhando a forma circular, deve-se utilizar corte ascendente com *lead angle* de 0° . Os resultados também mostraram que em termos de rugosidade da peça é melhor se copiar a superfície com coordenada Z constante em cada passada (Fase 2 de experimentos) do que se copiar a superfície seguindo uma trajetória circular (Fase 1 de experimentos), sendo que a rugosidade quando se usinou com avanço em linha reta (coordenada Z constante) sempre foi igual ou inferior a $0,3 \mu\text{m}$ para o corte ascendente com *lead angle* de 0° . No corte circular todos os experimentos geraram rugosidade maior que $0,3 \mu\text{m}$ nas três regiões de análise da peça.

4.3 Testes de fresamento - Fase 3

Os resultados da Fase 3 de experimentos geraram artigo científico publicado em revista indexada (vide ANEXO C).

A Figura 4.16 mostra o gráfico de vida da ferramenta para as duas estratégias de usinagem (ascendente e descendente) com os três valores de *lead angle* diferentes (-16° , 0° , 16°) para os ensaios com passadas lineares (Z constante em cada passada). Pode-se verificar que a maior vida da ferramenta foi conseguida utilizando-se a estratégia ascendente com *lead angle* de 0° , enquanto a menor vida foi obtida com a estratégia descendente com *lead angle* de 16° .

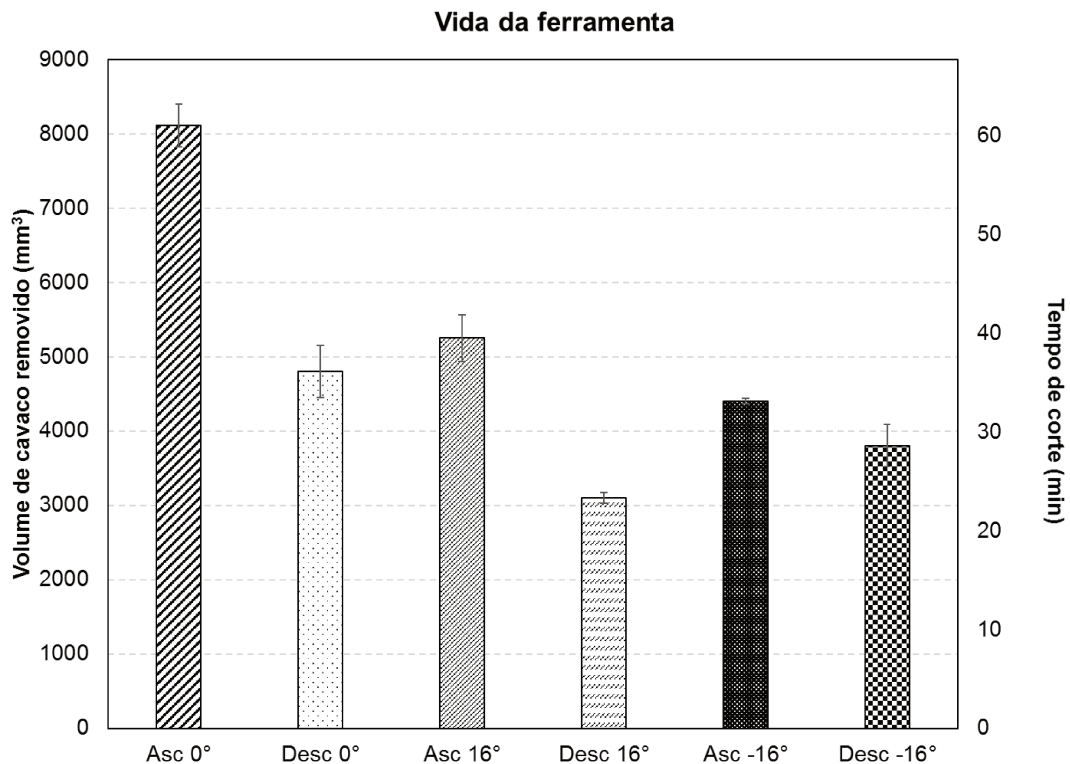


Figura 4.16 - Vida da ferramenta para as diferentes condições testadas.

Com o objetivo de se compreender a influência de cada variável (estratégia e *lead angle*) sobre a vida da ferramenta, foi realizada a análise de variância dos resultados, mostrada na Tabela 4.5. As variáveis que apresentam influência significativa possuem valor P menor que 0,05, para um nível de confiança de 95%.

Tabela 4.5 - Análise de variância para a vida da ferramenta.

<i>Fator</i>	<i>Graus de liberdade</i>	<i>Soma dos quadrados</i>	<i>Média dos quadrados</i>	<i>Teste F</i>	<i>Valor P</i>
<i>Estratégia</i>	1	12225045	12225045	46,43	0,000
<i>Lead angle</i>	2	14320451	7160225	27,19	0,001
<i>Estratégia*Lead angle</i>	2	3708771	1854385	7,04	0,027
<i>Erro</i>	6	1579832	263305		
<i>Total</i>	11	31834099			

A partir da Tabela 4.5 é possível verificar que a estratégia de usinagem, o *lead angle* e a combinação entre eles foram significativas para a vida da ferramenta (valor P menor que 0,05). Para se avaliar o efeito de cada variável, utilizou-se o gráfico de efeitos principais para

a vida da ferramenta (Figura 4.17). A Figura 4.17 mostra que a estratégia ascendente tende a gerar maior vida da ferramenta, assim como o *lead angle* de 0° .

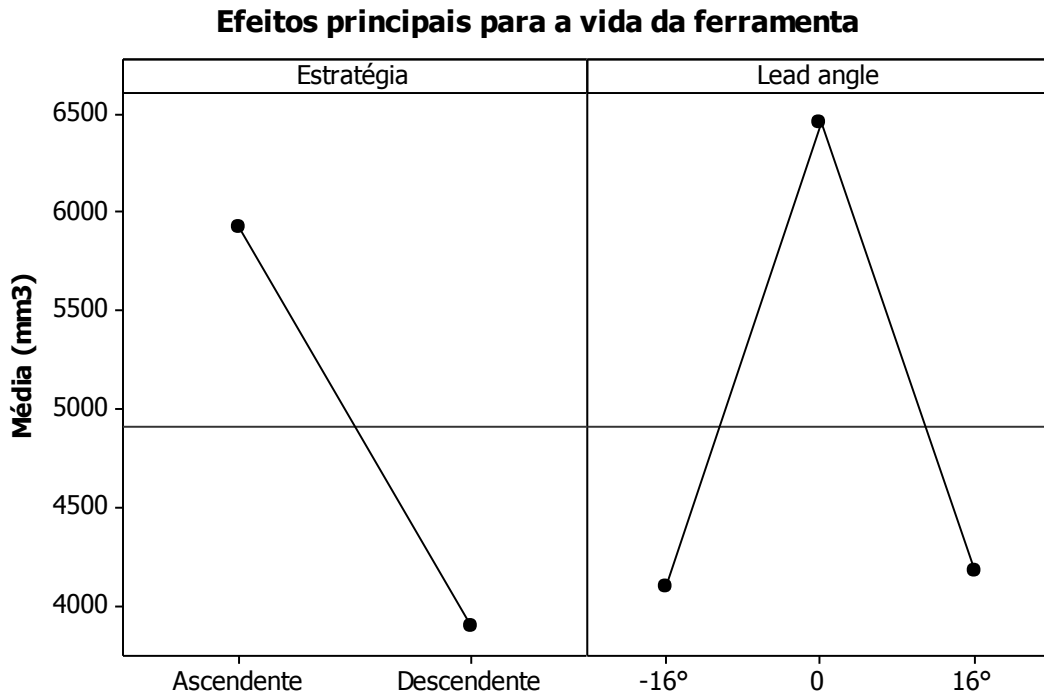


Figura 4.17 - Efeitos principais para a vida da ferramenta.

A Figura 4.18 apresenta a interação entre as variáveis. Nota-se na Figura 4.18 que o efeito do *lead angle* sobre a vida da ferramenta é maior na estratégia ascendente do que na estratégia descendente (maior inclinação das retas), embora em ambos os casos o *lead angle* de 0° proporcione maior vida da ferramenta.

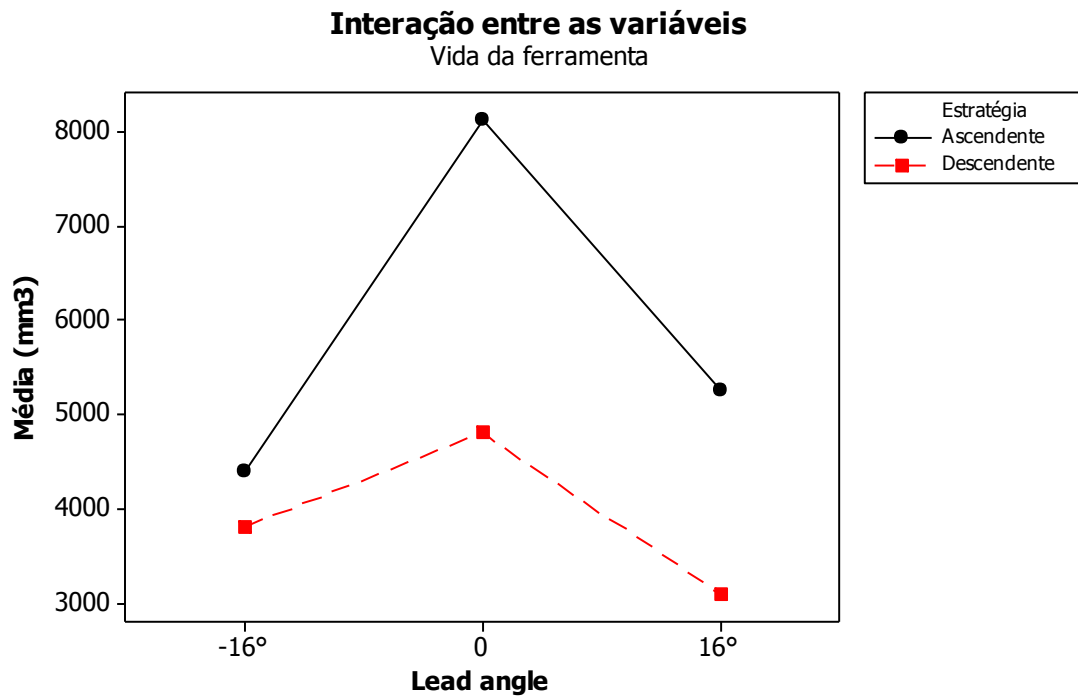
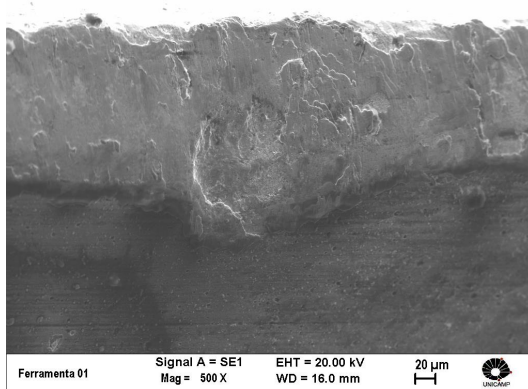


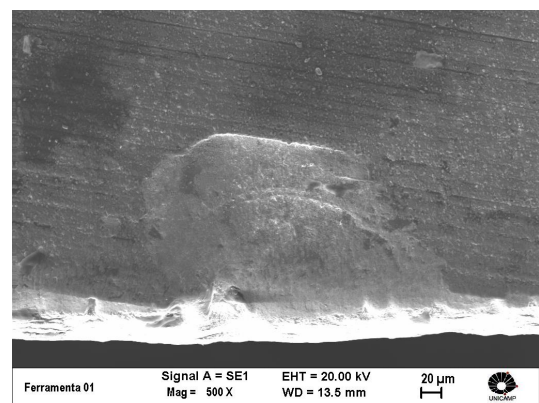
Figura 4.18 - Interações das variáveis sobre a vida da ferramenta.

As ferramentas desgastadas foram observadas em microscópio eletrônico de varredura, a fim de se identificar os principais mecanismos de desgaste. A Figura 4.19 mostra a superfície de folga e a superfície de saída ao fim da vida das ferramentas.

(a)

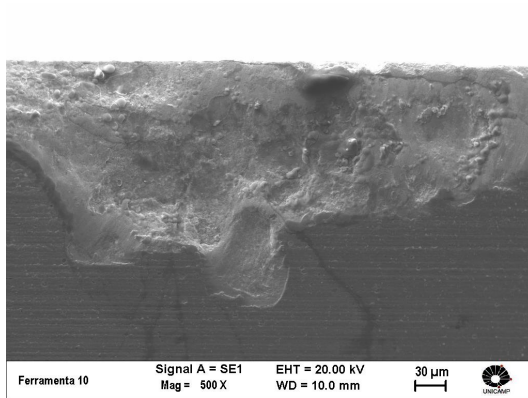


Superfície de folga

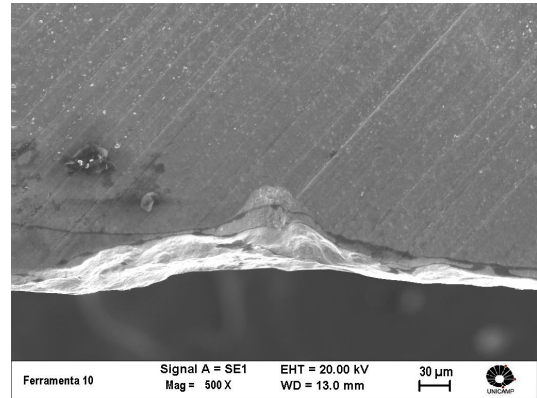


Superfície de saída

(b)

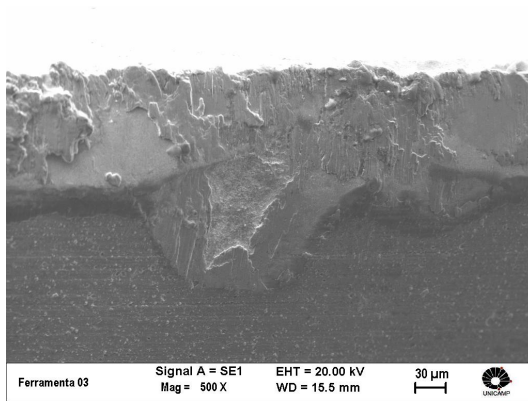


Superfície de folga

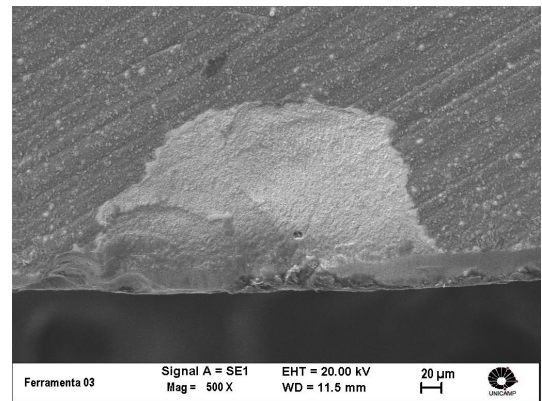


Superfície de saída

(c)

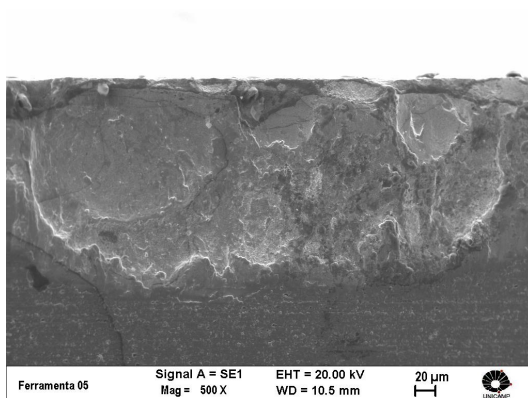


Superfície de folga

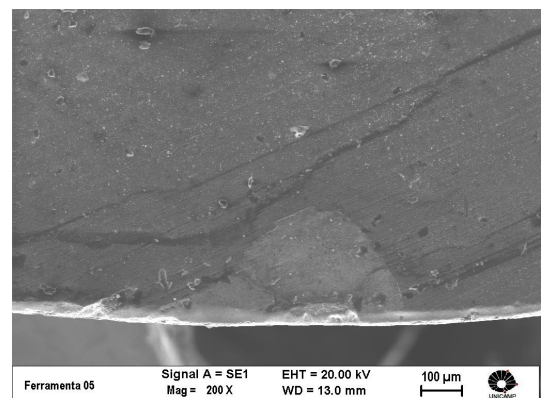


Superfície de saída

(d)

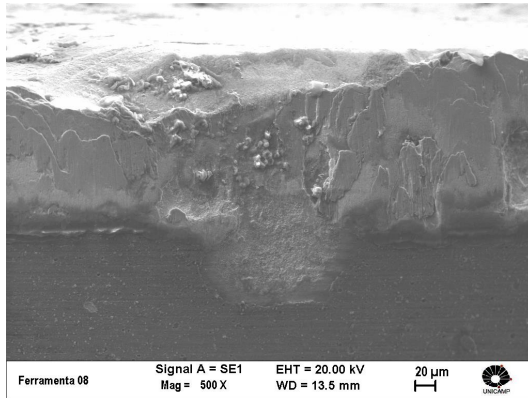


Superfície de folga

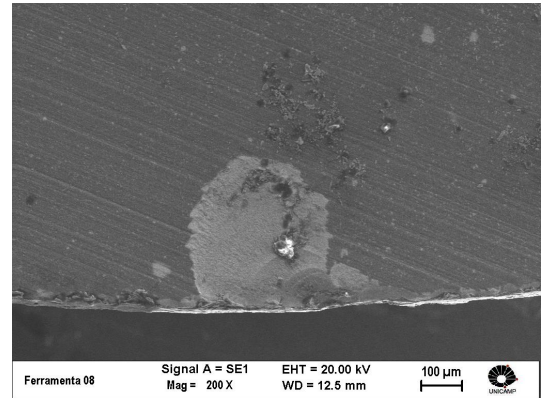


Superfície de saída

(e)

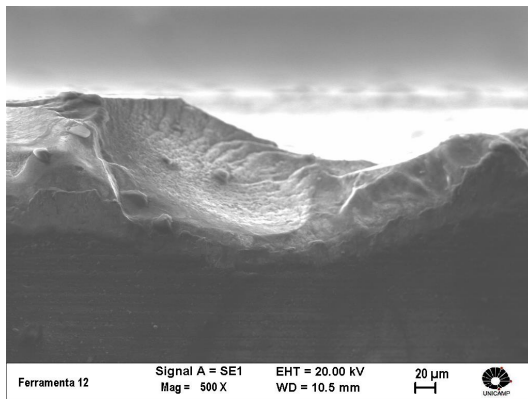


Superfície de folga

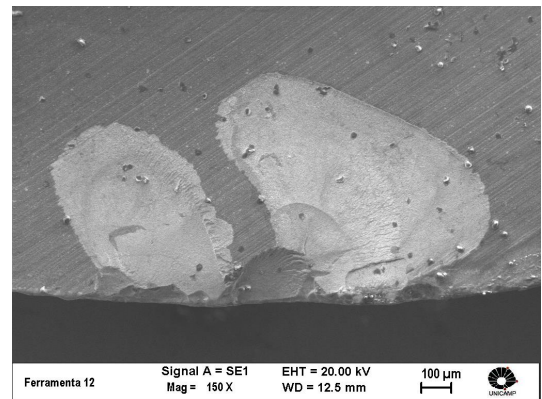


Superfície de saída

(f)



Superfície de folga



Superfície de saída

Figura 4.19 - Desgaste da ferramenta nas superfícies de folga e de saída: (a) Ascendente 0° , (b) Descendente 0° , (c) Ascendente 16° , (d) Descendente 16° , (e) Ascendente -16° , (f) Descendente -16° .

Observando-se a superfície de folga das ferramentas desgastadas, nota-se que nas Figuras 4.19(a, c-e) ocorreu desgaste por aderência (*attrition*), caracterizado pelas camadas de material da peça/cavaco aderidas na superfície da ferramenta. Nas Figuras 4.19(b, f), ocorreu o lascamento da ferramenta, também observado na superfície de saída. Para que haja aderência de material da peça na superfície de folga da ferramenta, como visto nas Figuras 4.19(a, c-e), é necessário que haja extrusão de material da peça/cavaco entre a ferramenta e a peça. Para isto, é necessário que o material da peça tenha ductilidade na temperatura de corte (para que seja capaz de ser deformado e extrudado) e também que haja

alguma vibração entre ferramenta e peça, para que exista espaço para a extrusão deste material.

Assim, conclui-se que mesmo um aço endurecido (dureza de 62 HRC) tem ductilidade suficiente para sofrer esta extrusão e que, mesmo nas operações em que a vibração da ferramenta não foi muito grande, já que a rugosidade da peça tanto em início quanto em fim de vida foi pequena (por exemplo, no corte ascendente com *lead angle* = 0°), a vibração era suficiente para afastar ferramenta de peça de tal maneira que essa extrusão ocorresse. É lógico que quando a vibração é muito alta, como ocorreu em alguns cortes (a análise dos esforços será realizada mais a frente), ela é capaz de gerar não somente a extrusão de material entre ferramenta e peça, mas também o lascamento e quebra da aresta, como pode ser visto na Figura 4.19f (corte descendente com *lead angle* = -16°).

Uma observação importante em relação ao desgaste das ferramentas é que quando se utilizou estratégia ascendente, o desgaste de flanco máximo ($VB_{Bmáx}$) ocorreu próximo ao diâmetro externo da ferramenta, onde se tem velocidades de corte maiores. Por outro lado, quando se utilizou estratégia descendente, o desgaste de flanco máximo se deu na região próxima ao centro da ferramenta. A Figura 4.20 mostra as regiões da aresta em que ocorreu maior desgaste de flanco. O contato da ferramenta com a peça tende a ser maior na região próxima ao diâmetro externo da ferramenta na estratégia ascendente, enquanto na estratégia descendente o contato tende a ser maior na região mais próxima ao centro da ferramenta (Figura 4.17).

Embora a região mais próxima ao centro da ferramenta apresente menor velocidade de corte, a menor vida da ferramenta obtida com as estratégias descendentes (comparadas com as estratégias ascendentes para o mesmo *lead angle*) pode ser atribuída à maior pressão de corte (como será discutido mais à frente, a estratégia descendente gerou maior força de corte), com grande carga sobre a aresta, que incentivou a aderência de material da peça e o lascamento da aresta de corte (verificado em maior intensidade nas Figuras 4.19(b, f)), acelerando o fim da vida da ferramenta.

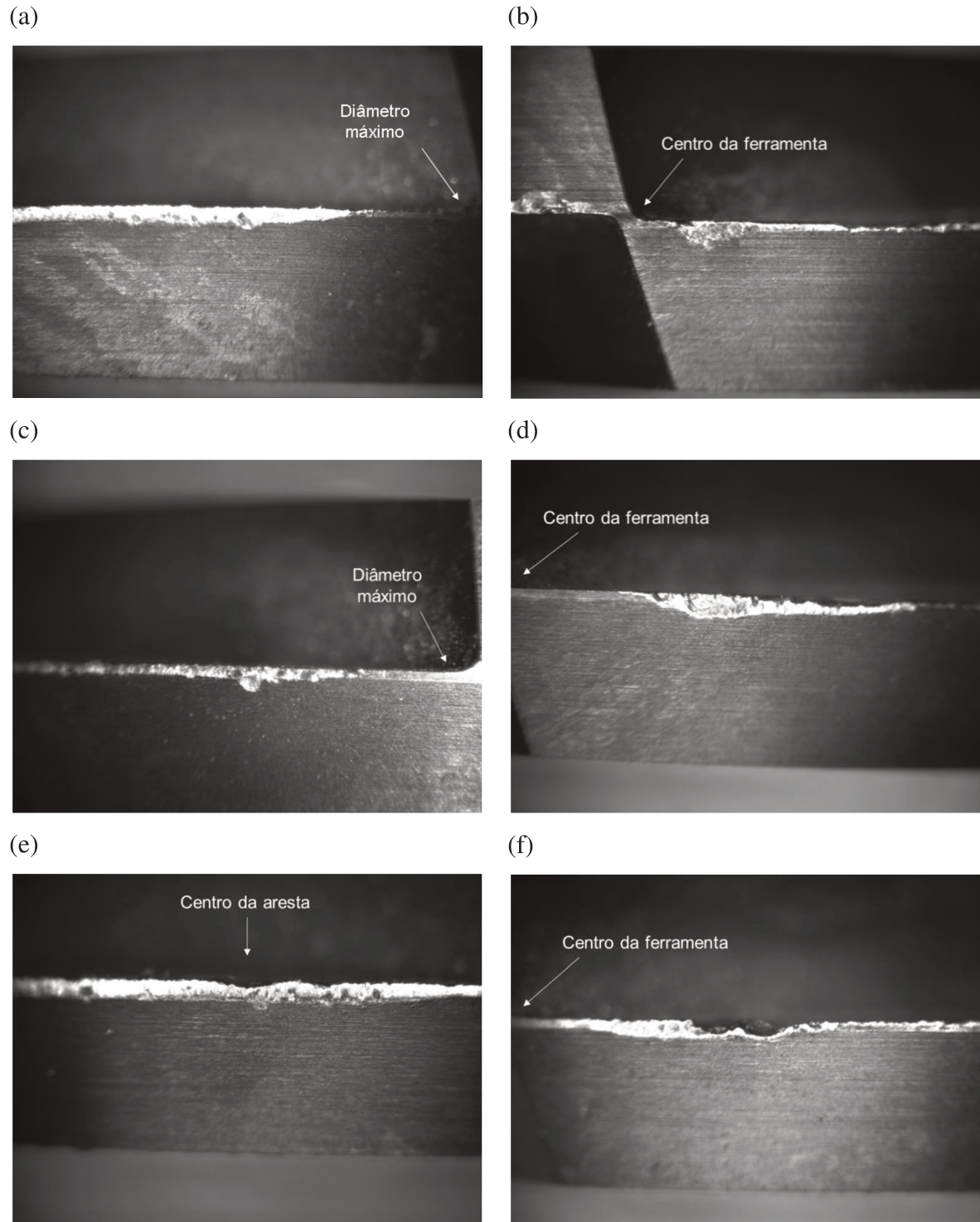


Figura 4.20 - Regiões de maior desgaste da ferramenta: (a) Ascendente 0° , (b) Descendente 0° , (c) Ascendente 16° , (d) Descendente 16° , (e) Ascendente -16° , (f) Descendente -16° .

A Figura 4.21 apresenta os resultados das medições de rugosidade (parâmetro Ra) na direção de avanço da ferramenta em todos os testes realizados, rugosidades estas obtidas nas superfícies usinadas com ferramenta nova e com ferramenta desgastada. Conforme foi discutido no item 4.2, a rugosidade da peça é afetada pela região da peça (*tilt angle*), pela estratégia de usinagem e pelo *lead angle*.

A Figura 4.21 mostra que a condição que proporcionou maior vida da ferramenta (estratégia ascendente com *lead angle* de 0°) gerou rugosidade sempre menor que $0,8 \mu\text{m}$ (valor típico de rugosidade média em operações de acabamento) mesmo com desgaste de flanco de $0,2 \text{ mm}$. Nessa condição, o corte poderia ter prosseguido até valores de desgaste maiores, ainda garantindo bom acabamento superficial da peça. Por outro lado, a condição que proporcionou menor vida da ferramenta (estratégia descendente com *lead angle* de 16°) gerou rugosidade maior que $1,5 \mu\text{m}$ na região I e maior que $0,8 \mu\text{m}$ na região II, mesmo com a ferramenta nova. Isso indica que essa condição não é adequada para operações de acabamento. Como nas estratégias ascendentes o desgaste de flanco máximo ocorreu mais próximo ao diâmetro externo da ferramenta (porção da aresta responsável pela usinagem da região III) e próximo ao centro da aresta (porção da aresta responsável pela usinagem da região II), o aumento da rugosidade com o desgaste foi maior nas regiões III e II. Já nas estratégias descendentes o desgaste de flanco máximo se deu próximo ao centro da ferramenta, aproximando-se do centro da aresta de corte na estratégia com *lead angle* de -16° (ver Figura 4.19f), e o maior aumento da rugosidade com o desgaste foi verificado nas regiões I e II.

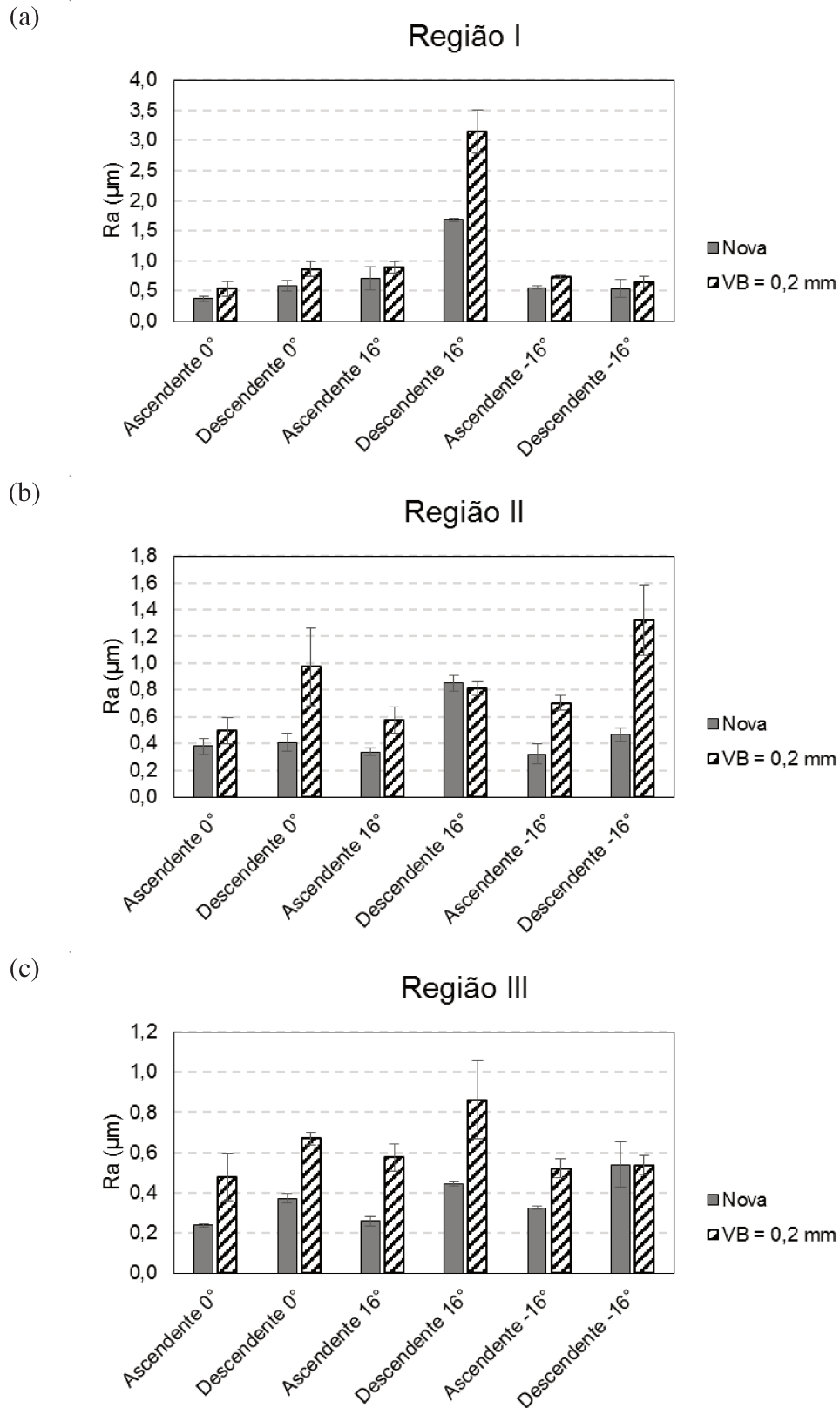


Figura 4.21 - Rugosidade média (Ra) das três regiões da peça: (a) região I, (b) região II e (c) região III.

A análise de variância foi realizada para se avaliar a influência das variáveis de entrada sobre a rugosidade da peça (Tabela 4.6). Quando se compara os resultados obtidos com a ferramenta nova e com a ferramenta desgastada, verifica-se que o desgaste da ferramenta é um parâmetro de influência para a rugosidade da peça, assim como a região da peça (relacionada ao *tilt angle*) e a estratégia de usinagem (ascendente ou descendente). Embora nessa comparação o *lead angle* não tenha apresentado influência, a análise dos resultados obtidos apenas com a ferramenta nova mostrou que ele possui efeito sobre a rugosidade da peça (item 4.2).

Tabela 4.6 - Análise de variância para o parâmetro de rugosidade Ra – Fase 3.

<i>Fator</i>	<i>Graus de liberdade</i>	<i>Soma dos quadrados</i>	<i>Média dos quadrados</i>	<i>Teste F</i>	<i>Valor P</i>
<i>Região</i>	2	1,2831	0,6416	3,73	0,040
<i>Desgaste</i>	1	0,99	0,99	5,76	0,025
<i>Estratégia</i>	1	1,2432	1,2432	7,23	0,013
<i>Lead angle</i>	2	1,0869	0,5435	3,16	0,062
<i>Desgaste*Estratégia</i>	1	0,1013	0,1013	0,59	0,451
<i>Desgaste*Lead angle</i>	2	0,0451	0,0226	0,13	0,878
<i>Estratégia*Lead angle</i>	2	0,6138	0,3069	1,78	0,191
<i>Desgaste*Estratégia*Lead angle</i>	2	0,0317	0,0159	0,09	0,912
<i>Erro</i>	22	3,7832	0,172		
<i>Total</i>	35	9,1784			

O gráfico de efeitos principais para a rugosidade (Figura 4.22) mostra que o desgaste da ferramenta tende a aumentar a rugosidade da peça. Por outro lado, o *lead angle* de 0° , assim como a estratégia ascendente, tende a gerar menor rugosidade na peça, conforme foi discutido no item 4.2. A região III apresenta menor rugosidade.

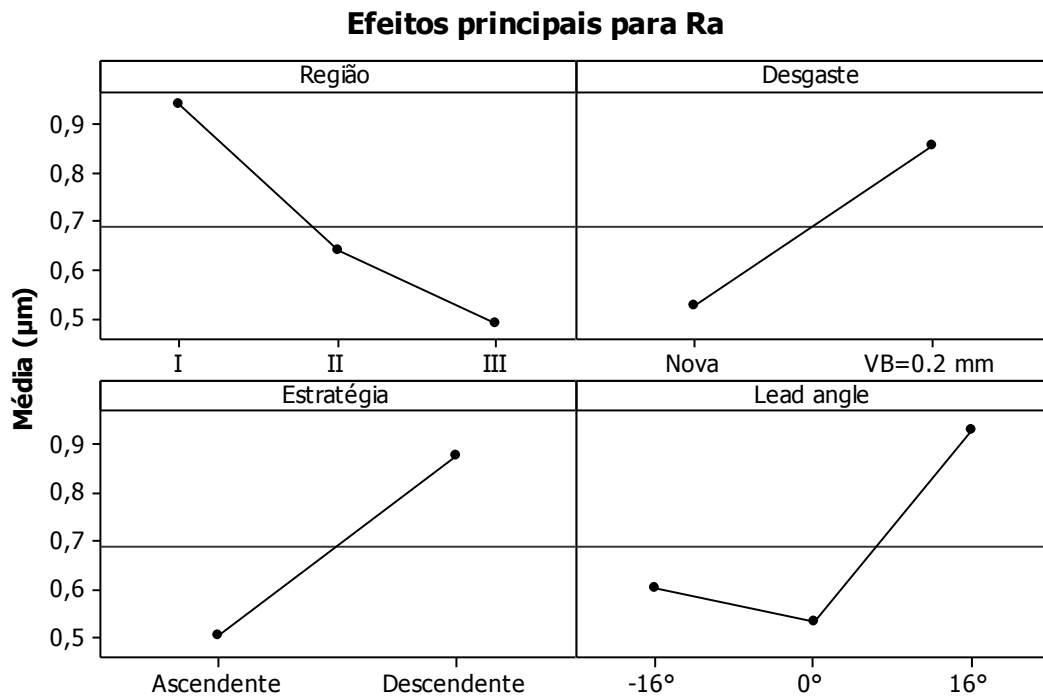


Figura 4.22 - Efeitos principais para o parâmetro de rugosidade Ra .

A partir da avaliação da rugosidade da peça é possível constatar que a condição de corte que produziu melhor rugosidade (usinagem ascendente, com *lead angle* de 0°) também proporcionou maior vida da ferramenta, enquanto a condição que produziu pior rugosidade na peça (usinagem descendente, com *lead angle* de 16°) proporcionou menor vida da ferramenta. A Figura 4.23 mostra que existe um comportamento inverso entre a vida da ferramenta e a rugosidade obtida na peça (média das três regiões). Esses resultados sugerem que a vida da ferramenta pode estar relacionada com a vibração no processo de corte que, como visto no item 4.2, foi um fator bastante influente na rugosidade da peça. Para se compreender melhor esses resultados foi feita a análise dos esforços de usinagem.

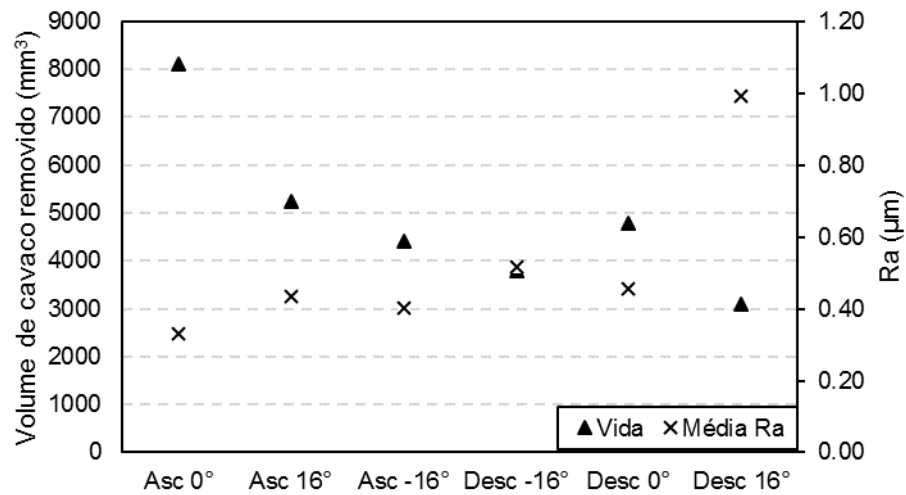


Figura 4.23 - Vida das ferramentas e rugosidade da peça nas diferentes condições testadas.

A Figura 4.24 apresenta a média dos picos do sinal de força tangencial (força de corte) em dez rotações da ferramenta. Pode-se observar que o desgaste da ferramenta tende a aumentar a força de corte. Para melhor interpretação dos resultados foi realizada a análise de variância, mostrada na Tabela 4.7.

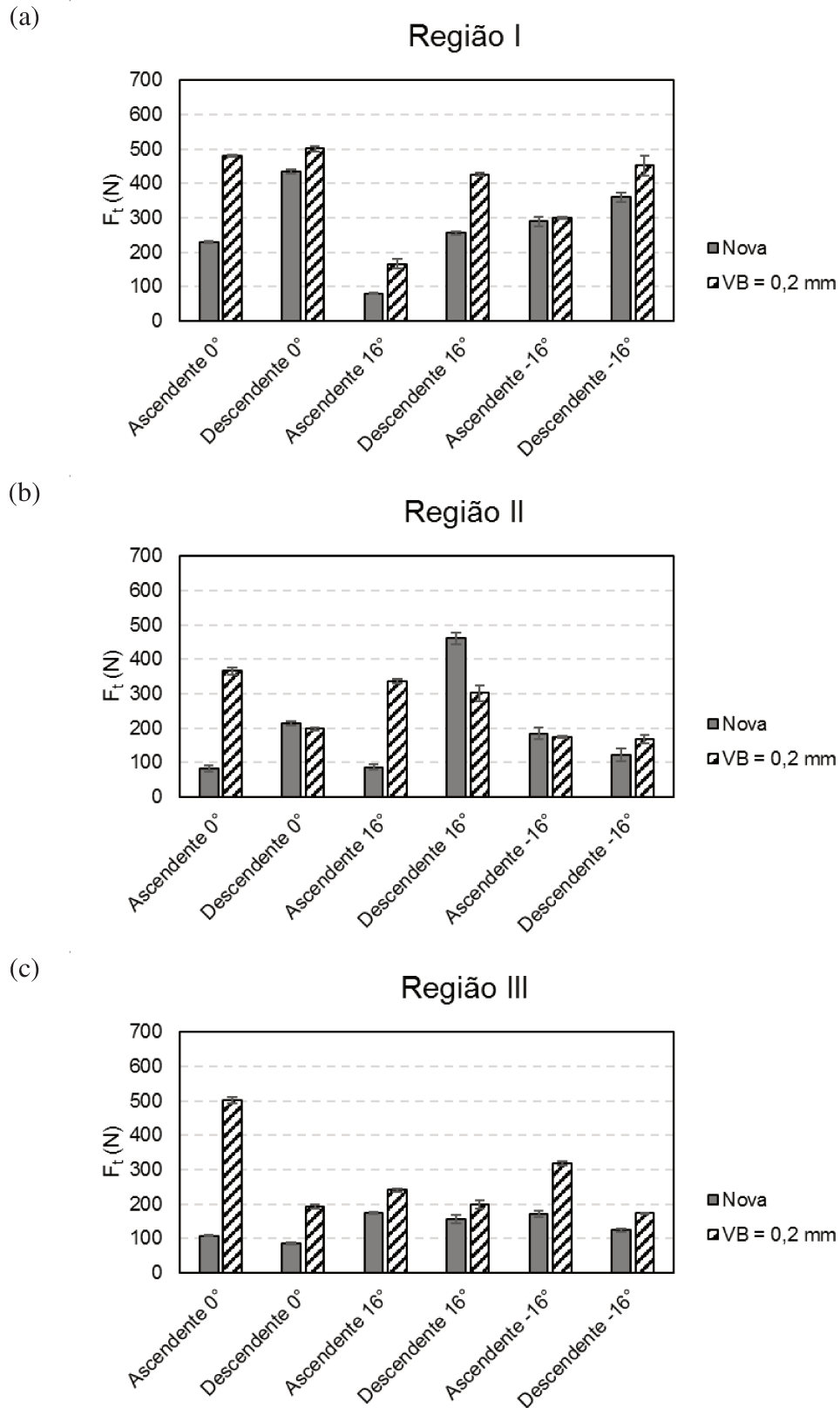


Figura 4.24 - Média dos picos do sinal de força na direção tangencial (F_T): (a) região I, (b) região II e (c) região III.

Tabela 4.7 - Análise de variância para a força tangencial (F_t) – Fase 3.

<i>Fator</i>	<i>Graus de liberdade</i>	<i>Soma dos quadrados</i>	<i>Média dos quadrados</i>	<i>Teste F</i>	<i>Valor P</i>
<i>Região</i>	2	106151	53075	5,03	0,016
<i>Desgaste</i>	1	108944	108944	10,33	0,004
<i>Estratégia</i>	1	11088	11088	1,05	0,316
<i>Lead angle</i>	2	22461	11230	1,06	0,362
<i>Desgaste*Estratégia</i>	1	26298	26298	2,49	0,129
<i>Desgaste*Lead angle</i>	2	35978	17989	1,71	0,205
<i>Estratégia*Lead angle</i>	2	31538	15769	1,49	0,246
<i>Desgaste*Estratégia*Lead angle</i>	2	21000	10500	1,00	0,386
<i>Erro</i>	22	232060	10548		
<i>Total</i>	35	595518			

A análise da Tabela 4.7 mostra que os fatores de influência (Valor $P < 0,05$) para a força de corte (F_t) foram a região da peça (relacionada ao *tilt angle*) e o desgaste da ferramenta. O gráfico de efeitos principais (Figura 4.25) apresenta o efeito de cada variável de entrada sobre a força de corte (tangencial). Nota-se que as menores forças de corte são obtidas na região III, com ferramenta nova. Embora a estratégia de usinagem e o *lead angle* não tenham apresentado influência significativa sobre a força tangencial, os resultados indicam que a estratégia ascendente tende a gerar menor força, principalmente na região I (ver Figura 4.24). Além disso, na região I (valor de *tilt angle* próximo de zero), a força de corte é maior quando se utiliza *lead angle* de 0° , possivelmente devido ao maior contato do centro da ferramenta com a peça. Comparando-se as ferramentas novas, a maior força de corte é obtida na região II, utilizando estratégia descendente e *lead angle* de 16° (condição que proporcionou menor vida da ferramenta). O teste com estratégia descendente e *lead angle* de 16° (na região II) foi o único experimento em que a força de corte foi menor com a ferramenta desgastada, em comparação com a ferramenta nova. Isso pode ter acontecido devido à alteração do ângulo de saída causado pelo desgaste de cratera (verificado em todos os testes – ver Figura 4.19), que pode ter favorecido o corte, reduzindo os esforços.

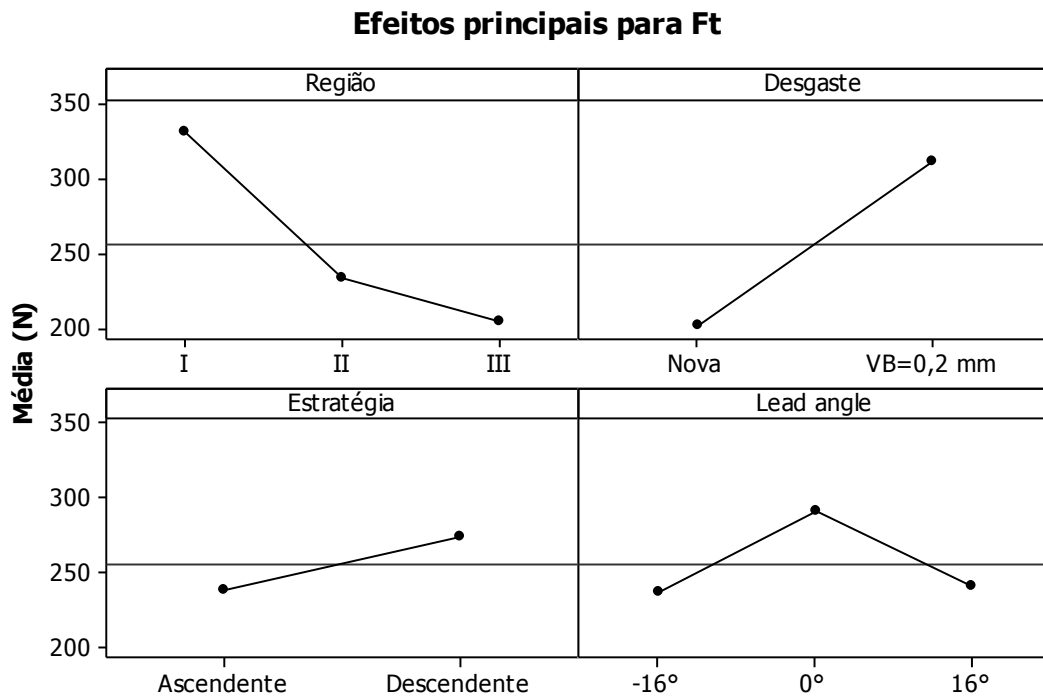


Figura 4.25 - Efeitos principais para a força tangencial (F_t).

A Figura 4.26 mostra a média dos picos de força na direção radial (F_r) em dez rotações da ferramenta. Assim como foi verificado com a força de corte, em alguns testes a força radial foi menor com a ferramenta desgastada, o que pode ter ocorrido devido à mudança do ângulo de saída causado pelo desgaste de cratera, que deve ter facilitado o corte em alguns casos. Além disso, as regiões da peça que apresentaram maior aumento de força tangencial com o desgaste também apresentaram maior aumento de força radial. A análise de variância (Tabela 4.8) mostra que os fatores de influência para a força radial são o desgaste da ferramenta e a combinação desgaste/estratégia.

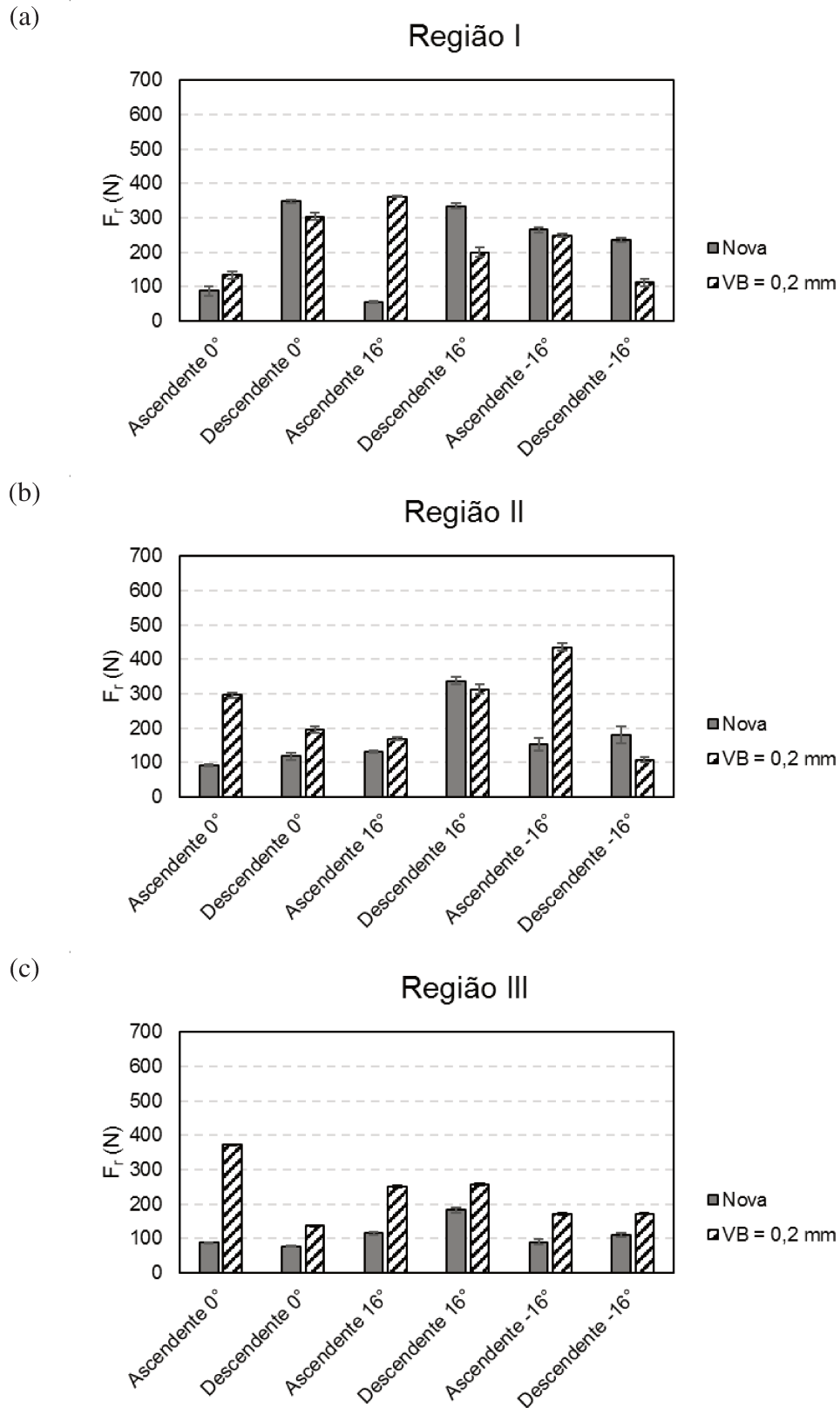
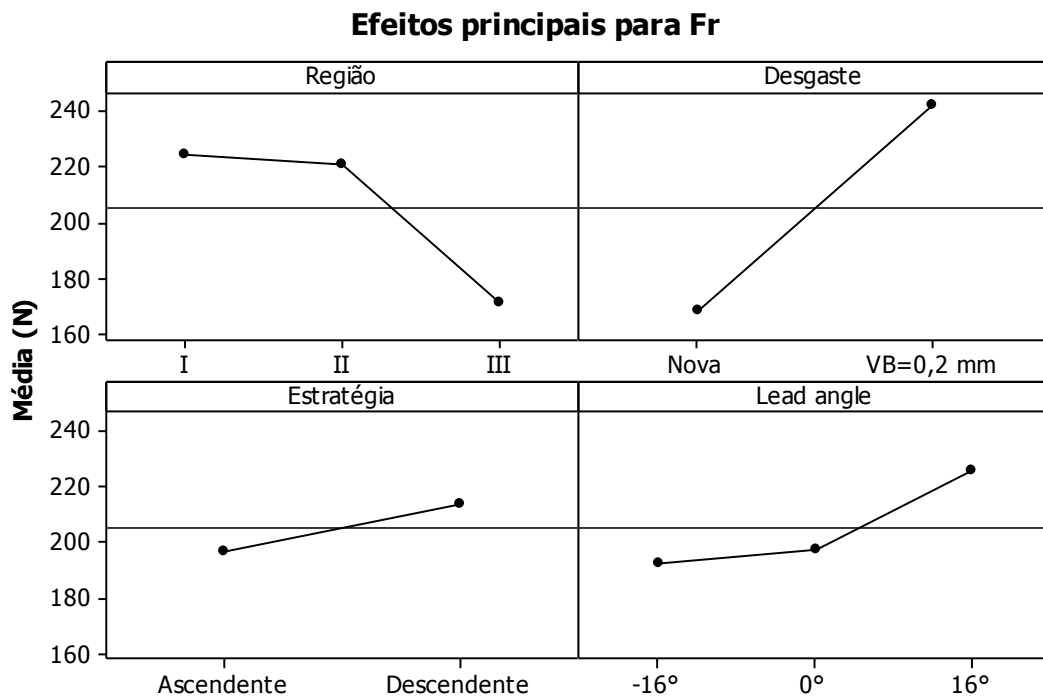


Figura 4.26 - Média dos picos do sinal de força na direção radial (F_r): (a) região I, (b) região II e (c) região III.

Tabela 4.8 - Análise de variância para a força radial (F_r) – Fase 3.

<i>Fator</i>	<i>Graus de liberdade</i>	<i>Soma dos quadrados</i>	<i>Média dos quadrados</i>	<i>Teste F</i>	<i>Valor P</i>
<i>Região</i>	2	21174	10587	1,34	0,283
<i>Desgaste</i>	1	48591	48591	6,13	0,021
<i>Estratégia</i>	1	2544	2544	0,32	0,577
<i>Lead angle</i>	2	7684	3842	0,49	0,622
<i>Desgaste*Estratégia</i>	1	50445	50445	6,37	0,019
<i>Desgaste*Lead angle</i>	2	13126	6563	0,83	0,450
<i>Estratégia*Lead angle</i>	2	44651	22326	2,82	0,081
<i>Desgaste*Estratégia*Lead angle</i>	2	2460	1230	0,16	0,857
<i>Erro</i>	22	174256	7921		
<i>Total</i>	35	364930			

A Figura 4.27 apresenta o gráfico de efeitos principais para a força radial (F_r). É possível observar que, assim como ocorreu com a força de corte, a força radial tende a ser menor na região III, com ferramenta nova.

Figura 4.27 - Efeitos principais para a força radial (F_r).

Apesar de a estratégia de usinagem não ter se mostrado influente quando analisada de forma isolada, ela possui efeito significativo combinada com o desgaste da ferramenta, como

mostrou a Tabela 4.8. Observando-se a Figura 4.27, é possível notar que assim como a força de corte, a força radial tende a ser menor quando se utiliza estratégia ascendente.

A Figura 4.28 relaciona a força radial média (média das três regiões da peça) com a rugosidade gerada na peça (média das três regiões). Nota-se na figura que a rugosidade apresenta forte relação com a força radial (responsável pela deflexão e vibração da fresa), confirmando a hipótese de que a rugosidade da peça foi diretamente afetada pela vibração da ferramenta.

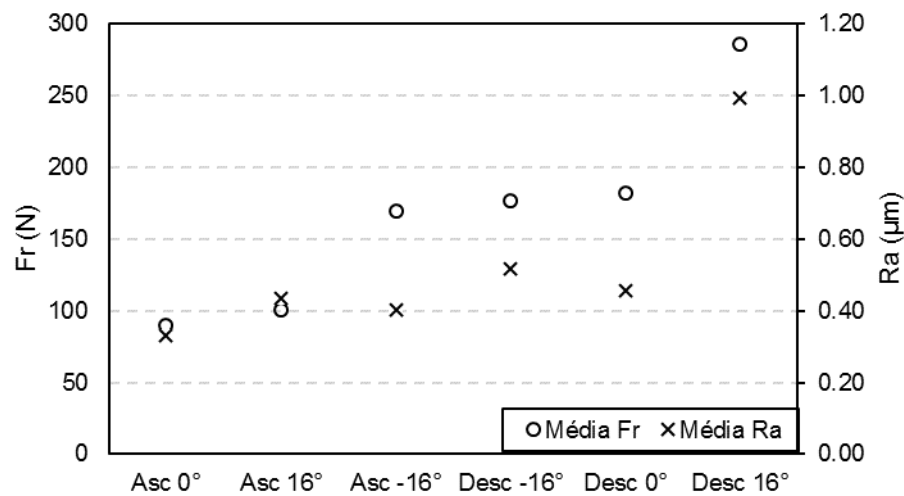


Figura 4.28 - Relação entre força radial e rugosidade da peça.

Esses resultados se confirmam quando se compara a força radial com a vida das ferramentas (Figura 4.29). O teste que apresentou maiores esforços radiais (direção menos rígida da ferramenta) também apresentou menor vida da ferramenta (usinagem descendente com *lead angle* de 16°), enquanto o teste que apresentou menores esforços radiais proporcionou maior vida da ferramenta (usinagem ascendente com *lead angle* de 0°). Os resultados indicam que a maior vida da ferramenta foi conseguida pela redução dos esforços radiais, com consequente redução da vibração da ferramenta (diminuindo sua tendência ao lascamento).

Resumindo o que foi discutido neste item, pode-se afirmar que, quando se for fresar superfícies circulares convexas similares à utilizada neste trabalho com passadas lineares (Z constante) e passadas sucessivas acompanhando a superfície circular, deve-se utilizar corte ascendente com *lead angle* de zero grau. Esta condição apresentou rugosidade baixa tanto no início, quanto no fim da vida da ferramenta e a vida de ferramenta mais longa dentre todas as

condições testadas. Isto ocorreu devido à baixa força na direção radial da ferramenta, o que diminuiu a deflexão e a vibração da ferramenta.

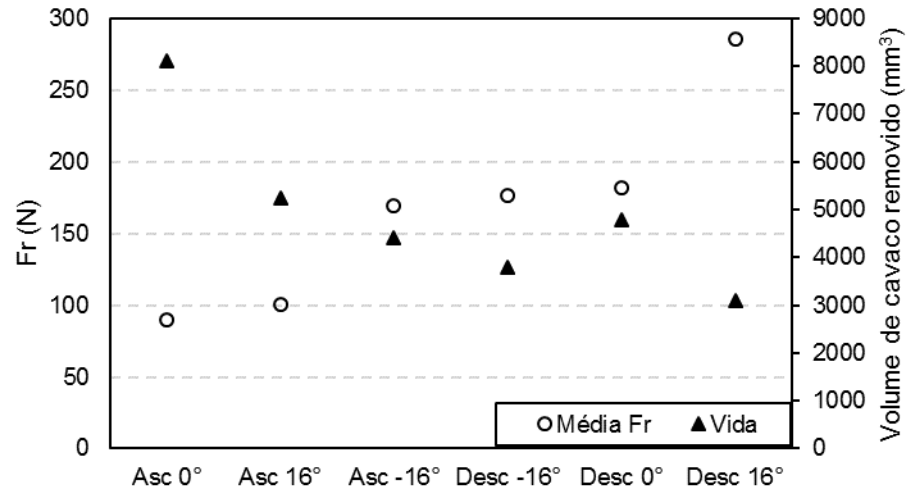


Figura 4.29 - Relação entre força radial e vida da ferramenta.

5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Os resultados do presente trabalho permitem concluir, para fresamento de superfícies circulares convexas de aço endurecido em condições similares às utilizadas neste trabalho, que:

- O aumento do comprimento em balanço da ferramenta gerou uma pequena diminuição de sua frequência natural. Contudo, não houve uma influência significativa do balanço da ferramenta na rugosidade da peça e nos esforços de corte para as condições testadas na Fase 1 e na Fase 2 de experimentos.
- Na Fase 1, ao contrário do que se esperava, a frequência de entrada de dentes não afetou a rugosidade da peça e os esforços de corte. Não houve diferença considerável entre os resultados obtidos para a frequência de entrada de dentes cuja segunda harmônica coincidia com a frequência natural do sistema e as demais frequências testadas.
- Nas fases 1, 2 e 3, o fator mais significativo para a rugosidade da superfície usinada foi a estratégia de corte utilizada. Os melhores resultados foram obtidos com corte descendente para a estratégia com avanço circular e com corte ascendente para a estratégia com avanço linear. A influência das variáveis testadas foi semelhante para a rugosidade média (Ra) e para as componentes da força de usinagem F_r e F_t , indicando correlação entre a rugosidade obtida na peça e os esforços de corte.
- Na Fase 3, a maior vida da ferramenta quando se utilizou corte com avanço linear (Z constante em cada passada) foi obtida com a estratégia ascendente (*tilt angle* sempre positivo) e *lead angle* de 0° , condição que gerou menor força radial.
- O principal mecanismo de desgaste verificado na Fase 3 foi a aderência (*attrition*), ocorrendo também lascamento da aresta quando se utilizou estratégia descendente (principalmente devido à maior vibração nessa condição), possivelmente incentivado pelo mecanismo de aderência (devido à presença de material aderido na ferramenta).
- Para as condições testadas na Fase 3, enquanto na estratégia ascendente (*tilt angle* sempre positivo) o desgaste máximo tende a ocorrer próximo ao diâmetro externo da

ferramenta, na estratégia descendente (*tilt angle* sempre negativo) o desgaste máximo tende a ocorrer próximo ao centro da ferramenta.

- Os resultados da Fase 3 de testes mostraram que a vida das ferramentas e a rugosidade da peça estão diretamente relacionadas com os esforços radiais e, conseqüentemente, com a vibração no processo. A condição que gerou os maiores esforços radiais (estratégia descendente com *lead angle* de 16°) proporcionou menor vida da ferramenta e pior rugosidade da peça, enquanto a condição que apresentou menores esforços radiais (ascendente com *lead angle* de 0°) proporcionou a maior vida e melhor rugosidade da peça.
- Para as condições testadas nas Fases 2 e 3, no corte descendente (ao contrário do corte ascendente) ocorre mudança do quadrante da ferramenta em contato com a peça, fazendo com que o corte inicialmente concordante na região I da peça passe a ter características de corte discordante nas regiões II e III, causando maiores esforços e maior rugosidade da peça quando se realiza a usinagem descendente.
- Os resultados mostraram que é melhor se usinar no sentido ascendente quando se utiliza avanço com trajetória linear e no sentido descendente quando se utiliza avanço com trajetória circular.
- Os resultados das três fases de experimentos permitem concluir que a força radial possui grande efeito sobre a rugosidade da peça e o desgaste da ferramenta. Portanto, sua redução contribui não somente para melhora do acabamento da peça, mas também para o aumento da vida da ferramenta.

Como sugestões para trabalhos futuros, pode-se citar:

- Avaliar a vida das ferramentas no fresamento de superfície convexa com sentido de avanço da ferramenta seguindo uma trajetória circular (condições testadas na Fase 1 de experimentos) e comparar com os resultados obtidos com trajetória linear da ferramenta (passes com coordenada Z constante).
- Avaliar a integridade superficial da peça após a usinagem com as diversas estratégias testadas no presente trabalho e caracterizar a superfície da peça em termos de parâmetros de rugosidade tridimensionais.

- Verificar a influência das diferentes superfícies obtidas com as diferentes condições de usinagem utilizadas (estratégia e inclinação da ferramenta) sobre a vida da matriz ou do molde.
- Comparar o desempenho de ferramentas inteiriças de metal duro com ferramentas com insertos intercambiáveis.

Referências

- AGUIAR, M. M. *Análise da influência das condições de corte sobre o fresamento em acabamento de aços endurecidos usando altas velocidades*. 2012. 143 p. Dissertação (Mestrado) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas.
- AGUIAR, M. M.; DINIZ, A. E.; PEDERIVA, R. Correlating surface roughness, tool wear and tool vibration in the milling process of hardened steel using long slender tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 68, p. 1–10, 2013.
- ALTAN, T., LILLY, B.W., KRUTH, J.P., KÖNIG, W., TÖNSHOFF, H.K., VAN LUTTERVELT, C.A., KHAIRY, A.B. Advanced Techniques for Die and Mold Manufacturing. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, v. 42, p. 707–716, 1993.
- ALTAN, T.; LILLY, B.; YEN, Y. C. Manufacturing of dies and molds. *Annals of the CIRP*, v. 50, n. 2, p. 405-423, 2001.
- ALTINTAS, Y.; BUDAK, E. Analytical Prediction of Stability Lobes in Milling, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, v. 44, p. 357-362, 1995.
- AOYAMA, T.; INASAKI, I. Performances of HSK Tool Interfaces under High Rotational Speed. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, v. 50, p. 281–284, 2001.
- ASTAKHOV, V. P. *Tribology of metal cutting*. 1 ed. Amsterdam ; San Diego, CA: Elsevier, 2006, 454 p.
- ASTAKHOV, V. P. Machining of Hard Materials – Definitions and Industrial Applications. In: DAVIM, J. P. (Ed.). **Machining of Hard Materials**. Springer-Verlag: London, 2010. Cap. 1, p. 1-32.
- AXINTE, D.; DEWES, R. Surface integrity of hot work tool steel after high speed milling-experimental data and empirical models. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 127, n. 3, p. 325–335, 2002.

BAYER, A. M.; VASCO, T.; WALTON, L. R. Wrought Tool Steels, Properties and Selection: Irons, Steels, and High-Performance Alloys. In: **ASM Handbook**, ASM International, 1990, Vol 1, p 757–779.

BAYOUMI, A. E.; XIE, J. Q. Some metallurgical aspects of chip formation in cutting Ti-6wt.%Al-4wt.%V alloy. *Materials Science and Engineering A*, v. 190, p. 173-180, 1995.

BECZE, C. E.; CLAYTON, P.; CHEN, L.; EL-WARDANY, T. I.; ELBESTAWI, M. A. High-speed five-axis milling of hardened tool steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 40, p. 869–885, 2000.

BENARDOS, P. G.; VOSNIAKOS, G.-C. Predicting surface roughness in machining: a review. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 43, n. 8, p. 833–844, 2003.

CHAKRABORTY, P.; ASFOUR, S.; CHO, S.; ONAR, A.; LYNN, M. Modeling tool wear progression by using mixed effects modeling technique when end-milling AISI 4340 steel. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 205, n. 1-3, p. 190–202, 2008.

CHEN, X.; ZHAO, J.; ZHANG, W. Influence of milling modes and tool postures on the milled surface for multi-axis finish ball-end milling. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 77, p. 2035–2050, 2015.

CHINCHANIKAR, S.; CHOUDHURY, S. K. Wear behaviors of single-layer and multi-layer coated carbide inserts in high speed machining of hardened AISI 4340 steel. *Journal of Mechanical Science and Technology*, v. 27, n. 5, p. 1451–1459, 2013.

CHINCHANIKAR, S.; CHOUDHURY, S. K. Machining of hardened steel—Experimental investigations, performance modeling and cooling techniques: A review. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 89, p. 95–109, 2015.

DENKENA, B.; KRÜGER, M.; BACHRATHY, D.; STEPAN, G. Model based reconstruction of milled surface topography from measured cutting forces. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 54-55, p. 25–33, 2012.

DEWES, R.; ASPINWALL, D. A review of ultra-high speed milling of hardened steels. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 69, p. 1–17, 1997.

DOGRA, M.; SHARMA, V. S.; SACHDEVA, A.; SURI, N. M. Finish Hard Turning of Continuous and Interrupted Surfaces with Cubic Boron Nitride (CBN) and Coated Carbide Tools. *Materials and Manufacturing Processes*, v. 27, n. 5, p. 523–530, 2012.

ELBESTAWI, M.A.; CHEN, L.; BECZE, C.E.; EL-WARDANY, T.I. High-Speed Milling of Dies and Molds in Their Hardened State. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, v. 46, p. 57–62, 1997.

FALLBÖHMER, P.; RODRÍGUEZ, C.A.; ÖZEL, T.; ALTAN, T. High-speed machining of cast iron and alloy steels for die and mold manufacturing. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 98, p. 104–115, 2000.

GRZESIK, W. Mechanics of Cutting and Chip Formation. In: DAVIM, J. P. (Ed.). *Machining of Hard Materials*. Springer-Verlag: London, 2010. chap. 3, p. 87-114.

JINDAL, P.; SANTHANAM, A. T.; SCHLEINKOFER, U.; SHUSTER, A. F. Performance of PVD TiN, TiCN, and TiAlN coated cemented carbide tools in turning. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, v. 17, n. 1-3, p. 163–170, 1999.

KECELJ, B.; KOPAČ, J.; KAMPUŠ, Z.; KUZMAN, K. Speciality of HSC in manufacturing of forging dies. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 157-158, p. 536–542, 2004.

KERSTING, P.; ZABEL, A. Optimizing NC-tool paths for simultaneous five-axis milling based on multi-population multi-objective evolutionary algorithms. *Advances in Engineering Software*, v. 40, p. 452–463, 2009.

KOSHY, P.; DEWES, R.; ASPINWALL, D. High speed end milling of hardened AISI D2 tool steel (~58 HRC). *Journal of Materials Processing Technology*, v. 127, p. 266–273, 2002.

KRAJNIK, P.; KOPAČ J. Modern machining of die and mold tools. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 157–158, p. 543-552, 2004.

LAMIKIZ, A.; LÓPEZ DE LACALLE, L.N.; SÁNCHEZ, J.A.; SALGADO, M.A. Cutting force estimation in sculptured surface milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 44, p. 1511–1526, 2004.

LAUWERS, B.; LEFEBVRE, P. P. Five-axis Rough Milling Strategies for Complex Shaped Cavities based on Morphing Technology. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, v. 55, p. 59–62, 2006.

LÓPEZ DE LACALLE, L. N.; LAMIKIZ, A.; FERNÁNDEZ DE LARRINOA, J.; AZKONA, I. Advanced Cutting Tools. In: DAVIM, J. P. (Ed.). **Machining of Hard Materials**. Springer-Verlag: London, 2010. Cap. 2, p. 33-86.

LU, C. Study on prediction of surface quality in machining process. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 205, n. 1-3, p. 439–450, 2008.

NING, Y.; RAHMAN, M.; WONG, Y. Investigation of chip formation in high speed end milling. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 113, p. 360–367, 2001.

OLIVEIRA, A. J. *Análise do desgaste de ferramentas no Fresamento com Alta Velocidade de aços endurecidos*. 2007. 205 p. Tese (Doutorado) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

OLIVEIRA, A.J.; DINIZ, A.E. Tool life and tool wear in the semi-finish milling of inclined surfaces. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 209, p. 5448–5455, 2009.

OMAR, O.E.E.K.; EL-WARDANY, T.; NG, E.; ELBESTAWI, M.A. An improved cutting force and surface topography prediction model in end milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 47, n. 7–8, p. 1263–1275, 2007.

OZTURK, E.; TUNC, L.T.; BUDAK, E. Investigation of lead and tilt angle effects in 5-axis ball-end milling processes. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 49, p. 1053–1062, 2009.

QUINSAT, Y.; LAVERNHE, S.; LARTIGUE, C. Characterization of 3D surface topography in 5-axis milling. *Wear*, v. 271, p. 590–595, 2011.

QUINSAT, Y.; SABOURIN, L.; LARTIGUE, C. Surface topography in ball end milling process: Description of a 3D surface roughness parameter. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 195, n. 1-3, p. 135–143, 2008.

QUINTANA, G.; CIURANA, J. Chatter in machining processes: A review. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 51, p. 365-376, 2011.

RIVIN, E.I.; AGAPIOU, J.; BRECHER, C.; CLEWETT, M.; ERICKSON, R.; HUSTON, F.; KADOWAKI, Y.; LENZ, E.; MORIWAKI, T.; PITSKER, A.; SHIMIZU, S.; SCHULTE, T.; SCHULZ, M.H.; SMITH, K.S.; TSUTSUMI, M.; ULSOY, A.G.; WECK, M.; YOKOYAMA, K. Tooling Structure: Interface between Cutting Edge and Machine Tool. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, v. 49, p. 591–634, 2000.

SANDVIK COROMANT. **Fabricación de Moldes y Matrices**. Guia de Aplicación. Sandviken. 2000.

SANDVIK COROMANT. **Ferramentas rotativas**. Catálogo. São Paulo, 2012.

SALGADO, M.A.; LÓPEZ DE LACALLE, L.N.; LAMIKIZ, A.; MUÑOA, J.; SÁNCHEZ, J.A. EVALUATION OF THE STIFFNESS CHAIN ON THE DEFLECTION of end-mills under cutting forces. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 45, p. 727–739, 2005.

SCHULZ, H. High speed milling of dies and moulds – cutting conditions and technology. *Annals of the CIRP*, v. 44, n. 1, p. 35-38, 1995.

SCHÜTZER, K.; HELLENO, A.L.; PEREIRA, S.C. The influence of the manufacturing strategy on the production of molds and dies. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 179, p. 172–177, 2006.

SHIVPURI, R. Dies and Die Materials for Hot Forging, Metalworking: Bulk Forming. In: *ASM Handbook*, ASM International, 2005, v. 14A, p. 47–61.

SOUZA, A. F. *Contribuições ao fresamento de geometrias complexas aplicando a tecnologia de usinagem com altas velocidades*. 2004. 171 p. Tese (Doutorado) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Escola de Engenharia de São Carlos, São Carlos.

SOUZA, A. F.; ALBANO, A. E. Evaluating Three and Five Axis Milling Technology Applied to the Mold Manufacturing Process. *SME – Society of Manufacturing Engineers*, 17 p., 2012.

STEPHENSON, D. A.; AGAPIOU, J. S. **Metal cutting theory and practice**. 1 ed. New York: Marcel Dekker, 1996.

SUN, Y.; GUO, Q. Numerical simulation and prediction of cutting forces in five-axis milling processes with cutter run-out. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 51, n. 10-11, p. 806–815, 2011.

SUN, Y.; REN, F.; GUO, D.; JIA, Z. Estimation and experimental validation of cutting forces in ball-end milling of sculptured surfaces. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 49, p. 1238–1244, 2009.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. Metal cutting. 4 ed. Boston: Butterworth-Heinemann, 2000, 464 p.

TUYSUZ, O.; ALTINTAS, Y.; FENG, H.-Y. Prediction of cutting forces in three and five-axis ball-end milling with tool indentation effect. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 66, p. 66–81, 2013.

URBANSKI, J. P.; KOSHY, P.; DEWES, R. C.; ASPINWALL, D.K. High speed machining of moulds and dies for net shape manufacture. *Materials & Design*, v. 21, p. 395–402, 2000.

VIVANCOS, J.; LUIS, C. J.; COSTA, L.; ORTÍZ, J.A. Optimal machining parameters selection in high speed milling of hardened steels for injection moulds. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 155-156, p. 1505–1512, 2004.

WOJCIECHOWSKI, S.; TWARDOWSKI, P. The Influence of Tool Wear on the Vibrations During Ball end Milling of Hardened Steel. *Procedia CIRP*, v. 14, p. 587-592, 2014.

ANEXO A – Artigo científico 1

Influence of tooth passing frequency, feed direction, and tool overhang on the surface roughness of curved surfaces of hardened steel

Henrique Kull Neto¹ · Anselmo Eduardo Diniz¹ · Robson Pederiva¹

Received: 10 March 2015 / Accepted: 11 June 2015 / Published online: 23 June 2015
© Springer-Verlag London 2015

Abstract The task of milling hardened steel with complex-shaped surfaces (e.g., for dies and molds) differs from that of traditional milling. The tool is usually long with a small diameter, and therefore vibrates easily. Its trajectory must follow the surface shape, causing its effective diameter in contact with the workpiece to change as the cutter travels along the surface. Consequently, cutting speed also varies, which may affect tool life and surface roughness. Since the tool is not rigid, the tooth passing frequency, which is the main frequency of the cutting forces, may be close to the natural frequency of the tool, often leading to high vibration and even chatter. This study seeks to contribute to a better understanding and use of this type of process. Several experiments were performed, using tool overhang, lead angle, tooth passing frequency and feed direction as input variables. Three cutting force components and surface roughness were measured throughout the experiments, and the tool's frequency response functions for the two tool overhang lengths used in the experiments were calculated to better analyze the results. The main conclusion was that feed direction was the input variable that most affected surface roughness, since the use of descendant milling led to lower variations in radial force, and hence, less vibration.

Keywords Milling of dies and molds · Surface roughness · Tool vibration · Hardened steel

1 Introduction

Dies and molds are becoming increasingly important to meet the requisites of the global economy, such as lower costs, wide variety of products and faster time to market for new products [1]. Their importance stems from the fact that dies and molds have a direct effect on process time, part quality (since surface quality and dimensional error affect product quality) and reduction of part costs [2].

These requirements for the dies and molds industry have increased the need for improved CAD/CAM/CNC systems and the use of new cutting technologies such as High-Speed Machining (HSM) [2]. In HSM, the correct choice of cutting parameters is crucial, because workpiece quality and dimensional error depend on these parameters [3].

Cutting force is one of the main factors that affect the performance of the milling process, workpiece quality, and tool life. This force is related to dynamic effects, workpiece roughness, tool wear and tool deflection, which may cause dimensional errors of up to 100 μm , depending on the tool and toolholder stiffness [4]. For this reason, many authors have studied cutting forces in the milling of complex shapes [4–10] that are typical of die and mold surfaces.

According to Oliveira and Diniz [7], when ball nose end mills are used, the angle between a line tangent to the workpiece surface and the tool axis (lead angle) is very important for the machining force components. When this angle is 90°, the axial component of the cutting tool is almost zero and only the components of tangential force (cutting force) and radial force are present, which generate tool deflection. Moreover, the radial force decreases and the axial force increases when

✉ Anselmo Eduardo Diniz
anselmo@fem.unicamp.br

Henrique Kull Neto
henriquek@fem.unicamp.br

Robson Pederiva
robson@fem.unicamp.br

¹ Faculdade de Engenharia Mecânica – UNICAMP,
Cidade Universitária Zeferino Vaz, Rua Mendeleiev, 200,
Campinas, SP 13083-860, Brazil

this angle becomes smaller. In a 3-axis milling operation of a complex shape, the magnitude of the radial and tangential force components varies continuously, significantly changing the distribution of forces along the toolpath. As stated by Kecelj et al. [11], the main problem of workpiece roughness in the finish milling of cavities using long slender tools (high length-to-diameter (L/D) ratio) occurs near vertical walls, where the radial force is higher and tool deflection affects the surface roughness and dimensional precision of the workpiece.

According to Ozturk et al. [12], the lead angle and inclination angle in the cross-feed direction (tilt angle) are very important for the cutting forces and shape errors, because these angles modify the cutting geometry and the mechanics of the process. Also according to Ozturk et al. [12], these angles affect stability and chatter behavior, and the correct choice of these parameters may improve stability by up to four-fold. These authors conclude by suggesting that, to reduce overpassing of the tool due to tool deflection, negative tilt angles should be avoided when using clockwise rotating tools and positive tilt angles should be avoided when using counter-clockwise rotating tools. On the other hand, a positive lead angle is desirable to prevent contact of the tool tip (whose cutting speed is equal to zero) with the workpiece. The authors also assert that tilt and lead angles equal to zero may reduce shape errors due to the predominance of the axial component of force and the resulting low tool deflection, but that these angles may create marks on the machined surface.

For an understanding of the cutting process, it is essential to model cutting forces in order to ensure process stability and optimize cutting parameters [8]. Altintas and Budak [13] developed an analytical model for determining stable cutting conditions using a stability lobe diagram. The stability lobe diagram, which is a function of the axial depth of cut (a_p) and the cutting speed (v_c) (or spindle speed), has two regions, stable and unstable, and it helps underpin the choice of cutting parameters aimed at preventing chatter. Figure 1 illustrates the stability lobe diagram of a machining process.

Salgado et al. [5] studied the correlation between system stiffness and tool deflection in the finish milling of complex shapes of dies and molds using ball nose end mills. According to the authors, in stable conditions, tool deflection can be calculated in the same way as for a cantilever beam subjected to a force at its extremity, which is given by Eq. (1), adapted from [5]:

$$\delta = \left(\frac{64F_r}{3\pi E} \right) \left(\frac{L^3}{D^4} \right) \quad (1)$$

where F_r is the radial force, E is Young's modulus, D is the equivalent diameter of the tool and L is the tool overhang. With this equation, Salgado et al. [5] developed a method for determining tool deflection as a function of the tool's

slenderness ratio (L^3/D^4) and the radial force obtained experimentally.

Aguiar et al. [10] correlated workpiece surface roughness, tool wear and tool vibration in the milling of H13 steel using slender tools. In their work, the authors tested solid tools and tools with indexable inserts of different diameters and overhangs. The authors correlated the frequency response function (FRF) of the tools with tool life, workpiece surface roughness and cutting forces.

In the tests performed by Aguiar et al. [10], the roughness of the machined surfaces in most of their experiments was similar. However, in one of the tests (with high tool overhang and cemented carbide toolholder), the surface roughness was much higher than in the other tests, both with fresh tools and after 400 minutes of cutting. Based on an analysis of the force signals captured in these tests, they found that in the tests with lower roughness, the force signals showed different values within the same rotation, indicating a tool imbalance (one cutting edge cuts more than the other), even though the signals captured at different revolutions of the tool were identical.

However, the force signal in the test that produced greater surface roughness than the others varied not only during one rotation of the tool but also from one rotation to the other, indicating process instability. Based on this finding, Aguiar et al. [10] compared the value of the frequency response function of the tools used at a frequency equal to twice the tooth passing frequency, and concluded that this value was higher in unstable cutting than in the other tests.

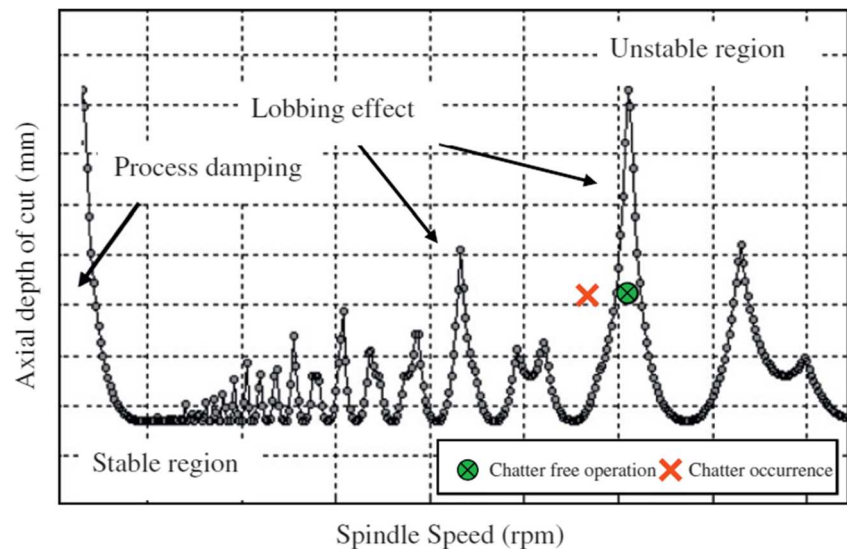
The main goal of this work was to analyze the influence of tooth passing frequency and cutting strategy on tool vibration in the high-speed milling of tool steel using slender tools. As the finish milling of molds and dies involves machining of deep cavities with complex shapes, it is essential to understand how the machining parameters influence the system's vibration to ensure the proper choice of cutting conditions and to improve the process.

2 Materials and methods

Milling tests were performed in a machining center with 5-axis programming, with the X, Y and Z axes in the spindle head and the B and C axes in the table, operating at a maximum speed of 42,000 rpm, equipped with an HSK-A63 tool clamping system and Heidenhain iTNC 530 computerized numerical control.

The roughness of the milled surface was analyzed using a handheld profilometer. The forces in the X, Y and Z directions were measured using a piezoelectric dynamometer attached to the table of the machine tool. The dynamometer was also connected to a signal conditioner module connected to a computer equipped with software to analyze the signals captured by an A/D data acquisition board. The sampling rate was

Fig. 1 Stability lobe diagram [14]



30 kHz, and the signals were filtered with a 10 kHz analog low-pass filter.

The modal analysis of the tools coupled to the machine tool was performed using a uniaxial accelerometer with a sensitivity of $10.06 \text{ mV/m.s}^{-2}$. The excitation was performed by an instrumented hammer with a sensitivity of 12.30 mV/N . Both accelerometer and instrumented hammer were connected to a signal analyzer. The sampling rate was 20 kHz.

The workpiece material chosen for the milling tests was quenched and tempered AISI D6 tool steel with 62 HRc. D6 tool steel is recommended for high strength applications such as shear cutting tools and high hardness plates used in the manufacture of dies and molds for ceramics and for abrasive plastics [15].

The specimen had four 9 mm mounting holes, as illustrated schematically in Fig. 2. The tests were performed by removing material from the 27 mm radius circular surface of the specimen, so as to follow the 27 mm circle (the tool followed a circular trajectory).

A ball nose end mill with indexable inserts was used in the milling tests. The toolholder had a cemented carbide body, manufacturer code R216F 12A16C-085. The maximum cutting diameter was 12 mm. Carbide inserts of 12 mm diameter were chosen, manufacturer code R216F 1230EL ISO H10 class. The chosen carbide grade had a TiAlN monolayer coating applied by the PVD process. The toolholder was coupled to an HSK-A63 hydraulic chuck.

The first stage of the experimental work consisted in a modal analysis of the milling tool coupled to the machine tool, using two different overhang lengths. The purpose of this analysis was to identify the natural frequency of the system in order to determine the machining parameters that would be used in the milling tests.

The accelerometer was fastened onto the tip of the tool and excitation was performed by an instrumented hammer. From

the relationship between the amplitude of oscillation ($X(s)$) captured by the accelerometer and the force amplitude ($F(s)$) applied by the hammer, the frequency transfer function ($H(s)$) (Eq.(2)) of the milling tool was obtained with the aid of a signal analyzer.

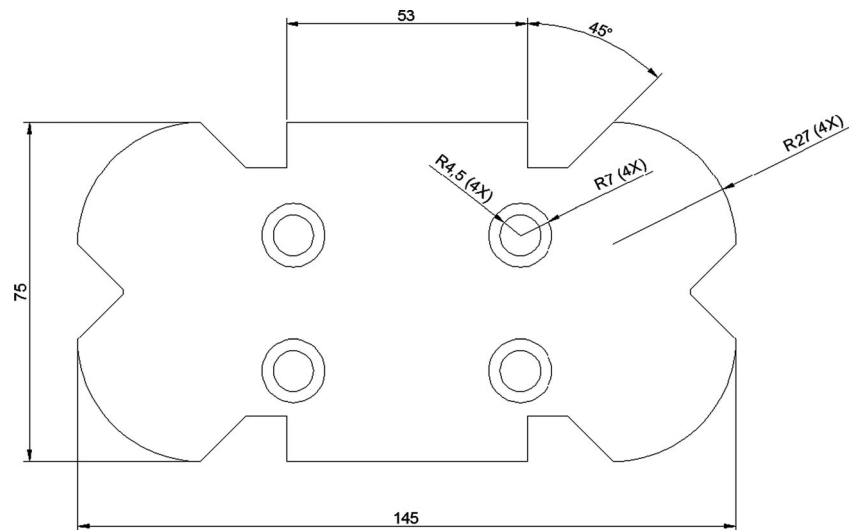
$$[H(s)] = \frac{\{X(s)\}}{\{F(s)\}} \quad (2)$$

After concluding the modal analysis, milling tests were performed in a 3-axis milling operation to evaluate the influence of tool overhang (L/D ratio), feed direction (upward and downward strategies), and tooth passing frequency (f_{cd}) on the cutting forces and roughness of the workpiece. Figure 3 illustrates the workpiece fixed onto the machine, and the upward and downward strategies. All the tests were performed using down milling.

Two tool overhang lengths were tested: cutter length as short as possible (with the entire mounting rod inserted in the chuck – overhang of 97 mm) and with only half the mounting rod inserted in the chuck (overhang of 112 mm). These two tool overhang lengths were the most extreme ones possible: a shorter length could not be used because the tool shank cannot be inserted deeper into the chuck, and inserting a shorter portion of the tool inside the chuck would risk the tool being pulled out from the fixation during cutting. The five tooth passing frequencies were chosen based on the results of the experimental modal analysis and on the results reported by Aguiar et al. [10]. Therefore, the tool passing frequencies were chosen to ensure that their double would be equal to:

- $f_{cd} 1 \rightarrow 2 \times f_{cd} 1 = 60\%$ of the frequency of the first peak in the FRF.

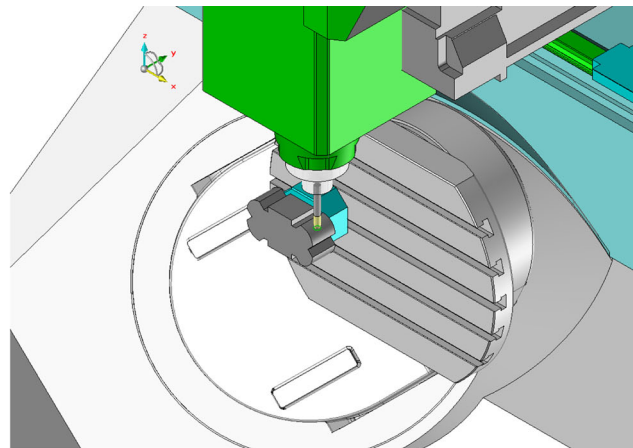
Fig. 2 Schematic drawing of the specimen



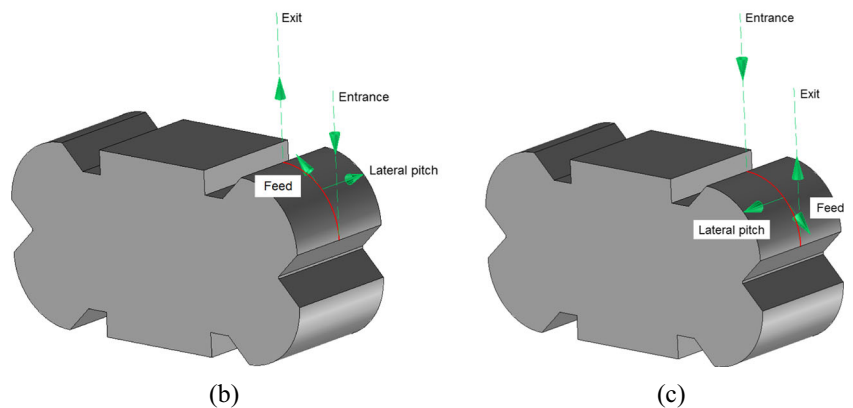
- $f_{cd\ 2} \rightarrow 2 \times f_{cd\ 2} = 80\%$ of the frequency of the first peak in the FRF.
- $f_{cd\ 3} \rightarrow 2 \times f_{cd\ 3} = 100\%$ of the frequency of the first peak in the FRF.
- $f_{cd\ 4} \rightarrow 2 \times f_{cd\ 4}$ = the lowest frequency between the first and second peaks of the FRF.
- $f_{cd\ 5} \rightarrow 2 \times f_{cd\ 5}$ = the frequency of the second peak of the FRF.

Thus, the tooth passing frequencies tested were different for the two overhangs, because they depend on the frequency response function of the milling cutter. Table 1 describes the

Fig. 3 a Illustration of the workpiece fixed onto the machine, b upward strategy, and c downward strategy



(a)



(b)

(c)

Table 1 Cutting parameters of the machining tests

Test	Feed direction	Tool overhang (mm)	<i>n</i> (rpm)	<i>f_z</i> (mm)	<i>a_p</i> (mm)	<i>a_e</i> (mm)
1	Upward	97	7,066.4	0.1	0.2	0.3
2			9,421.8			
3			11,777.3			
4			15,468.8			
5			18,984			
6		112	6,644.7			
7			8,859.6			
8			11,074.5			
9			15,468.8			
10			18,105			
11	Downward	97	7,066.4			
12			9,421.8			
13			11,777.3			
14			15,468.8			
15			18,984			
16		112	6,644.7			
17			8,859.6			
18			11,074.5			
19			15,468.8			
20			18,105			

machining parameters used in this testing stage. In this table, the tooth passing frequency is presented as spindle speed, calculated by Eq. (3):

$$n(rpm) = \frac{60 \cdot f_{ed}}{z} \tag{3}$$

where *n* is the spindle speed (rpm), *f_{ed}* is the tooth passing frequency (Hz), and *z* is the number of teeth of the milling cutter.

To analyze the cutting forces, the components of the machining force *F_x*, *F_y* and *F_z*, measured with the dynamometer, were transformed into tangential force (*F_t*, corresponding to the cutting force), radial force (*F_r*) and axial force (*F_a*), as a function of the instantaneous contact angle (*φ*) of the tooth, Eq. (4), adapted from [16]:

$$\begin{Bmatrix} F_t \\ F_r \\ F_a \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \sin(\varphi) & -\cos(\varphi) & 0 \\ \cos(\varphi) & \sin(\varphi) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{Bmatrix} \tag{4}$$

with $0 \leq \varphi \leq \frac{2\pi}{z}$, where *z* is the number of teeth of the milling cutter.

The measured roughness parameter was the average roughness (*R_a*). The measurements were taken in the cross-feed direction, and the sampling length (or cutoff) used in all the measurements was 0.8 mm.

The results were analyzed in three different regions of the workpiece, referred to as Region I, Region II and Region III,

as illustrated in Fig. 4. The angle of inclination in the cross-feed direction (tilt angle) was kept constant at 0° in all the tests. In upward milling strategy, the angle of inclination in the feed direction (lead angle) is approximately 5°, 45° and 85° in regions I, II and III, respectively. On the other hand, in downward milling strategy, the lead angle is about -5°, -45° and -85° in regions I, II and III, respectively.

3 Results and discussion

Figure 5 depicts the frequency response function of the milling tool at the two different overhang lengths, obtained by experimental modal analysis at frequencies of up to 4 kHz.

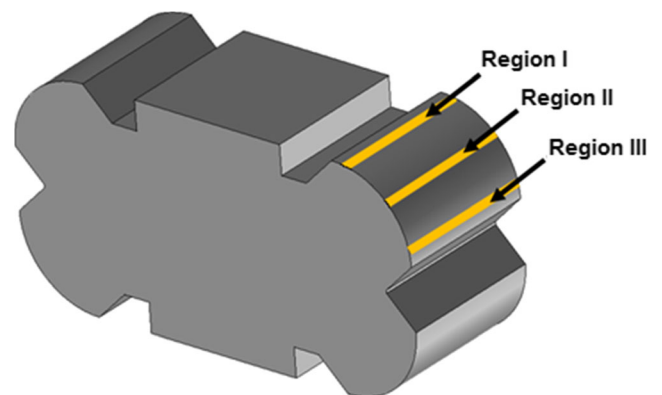
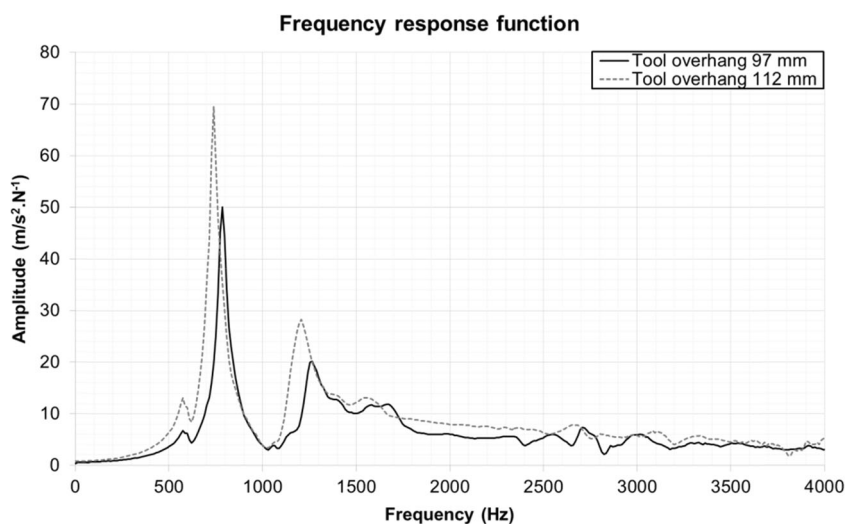


Fig. 4 Analyzed regions of the workpiece

Fig. 5 Frequency response function of the tool at the two overhang lengths



In Fig. 5, note that the increase in tool overhang from 97 mm to 112 mm caused the system's natural frequency (position of the highest peak of the frequency response function) to decrease from 762 Hz to 738 Hz, while increasing the amplitude of vibration. As can be seen, although the tool overhang was increased by approximately 15 %, the resonance region varied only negligibly (the FRF curves of the two tool overhang lengths are very similar).

Figure 6 shows the results of surface roughness measurements in the three regions of the workpiece under the twenty conditions employed in the machining tests.

An analysis of Fig. 6 reveals that the tool overhang length does not affect workpiece roughness. In some conditions, the shorter tool overhang provided better roughness, while in others it provided the same and, in some cases, worse roughness than the longer tool overhang. Since the shortest and longest possible tool overhang lengths were evaluated, this result can be extended to intermediate overhang lengths, precluding the need to test all of them. One reason why the tool overhang length did not affect surface roughness is the minor difference between the two FRFs. Thus, the tools presented a similar dynamic behavior. Another reason is the low deflection caused by the cutting forces, which were low (the highest radial and tangential forces were lower than 200 N, as will be discussed later), and the high Young modulus (approximately 6×10^5 N/mm² [6]) of the cemented carbide (toolholder material), which resulted in a very low tool deflection (calculated by Eq. (1)) for both tool overhangs. In addition, the tooth passing frequency (f_{ed}) and lead angle (evaluated in the region where roughness was measured) also showed no significant influence on workpiece roughness. This finding differs from that reported by Aguiar et al. [10], as mentioned earlier in this paper. This difference can be explained by the fact that these authors performed milling on a flat surface with a constant slope (constant lead angle). Conversely, in this study, because

the lead angle varied constantly, so did three important parameters, namely: a) the effective diameter of contact (which increases as the tool moves downward and decreases as it moves upward); b) the cutting speed, which varies according to the variation in diameter; and c) the cutting edge/workpiece contact angle in each revolution of the tool, which is high for small diameters and low for large diameters. Thus, in Aguiar et al.'s [10] work, the frequency of variation of the machining force components was strongly dependent on the tooth passing frequency, because there was no other major source of variation. In this study, the cutting pressure varied along with the variation in cutting speed and the actuation time of the forces, while the material removed by each cutting edge in each revolution varied in response to variations in contact angle. Therefore, other sources also exerted a strong effect on the variation in forces along the toolpath, reducing the influence of the tooth passing frequency, which thus did not affect the workpiece surface roughness.

Moreover, despite the wide range and number of tooth passing frequencies (or tool revolutions) tested here, no tool revolution value provided unstable cutting, contrary to what could be expected based on the stability lobe diagram shown in Fig. 1. One hypothesis to explain this absence of influence of the tooth passing frequency on the results is the low depth of cut used in the experiments. As can be seen in Fig. 1, when the depth of cut is small, all the tooth passing frequencies (or tool revolutions) generate stable cuts. As the depth of cut employed in our experiments was very small ($a_p=0.2$ mm), all the cuts were performed with a_p below the stability curve, so the tooth passing frequency did not affect the stability of process and therefore did not affect the surface roughness.

Another factor that must be analyzed is the influence of the lead angle on roughness, which is determined by the influence of the measuring position (regions I, II and III) on the roughness values. In Fig. 6, note that in downward milling, most of

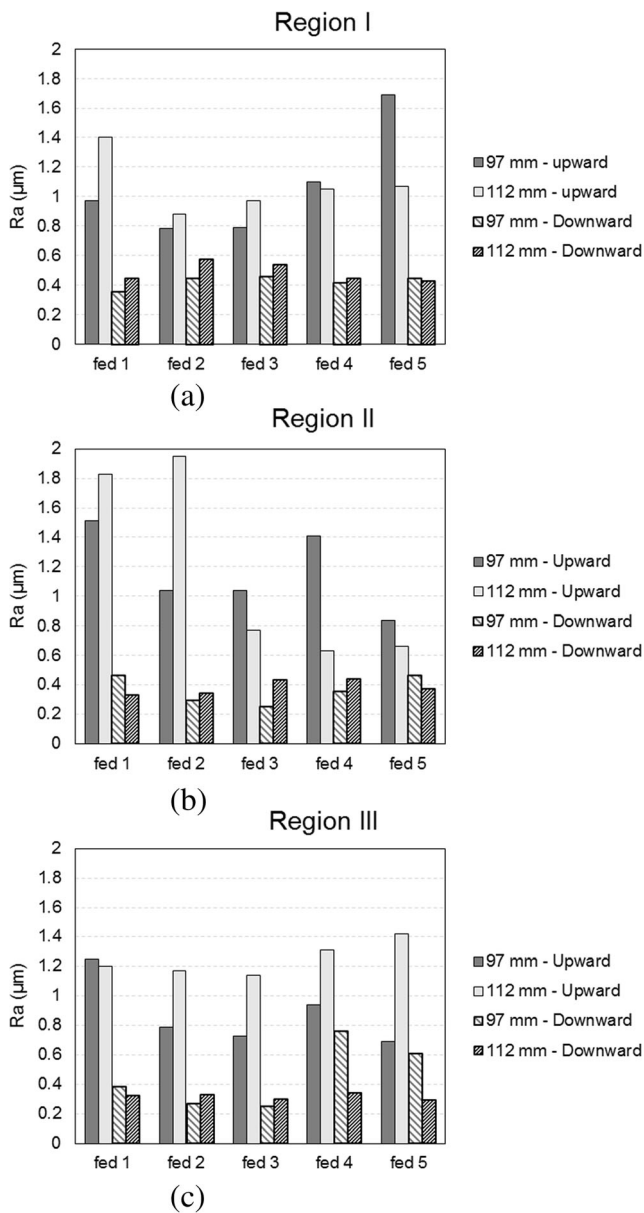


Fig. 6 Average roughness (R_a) of the machining tests: **a** Region I, **b** Region II, and **c** Region III

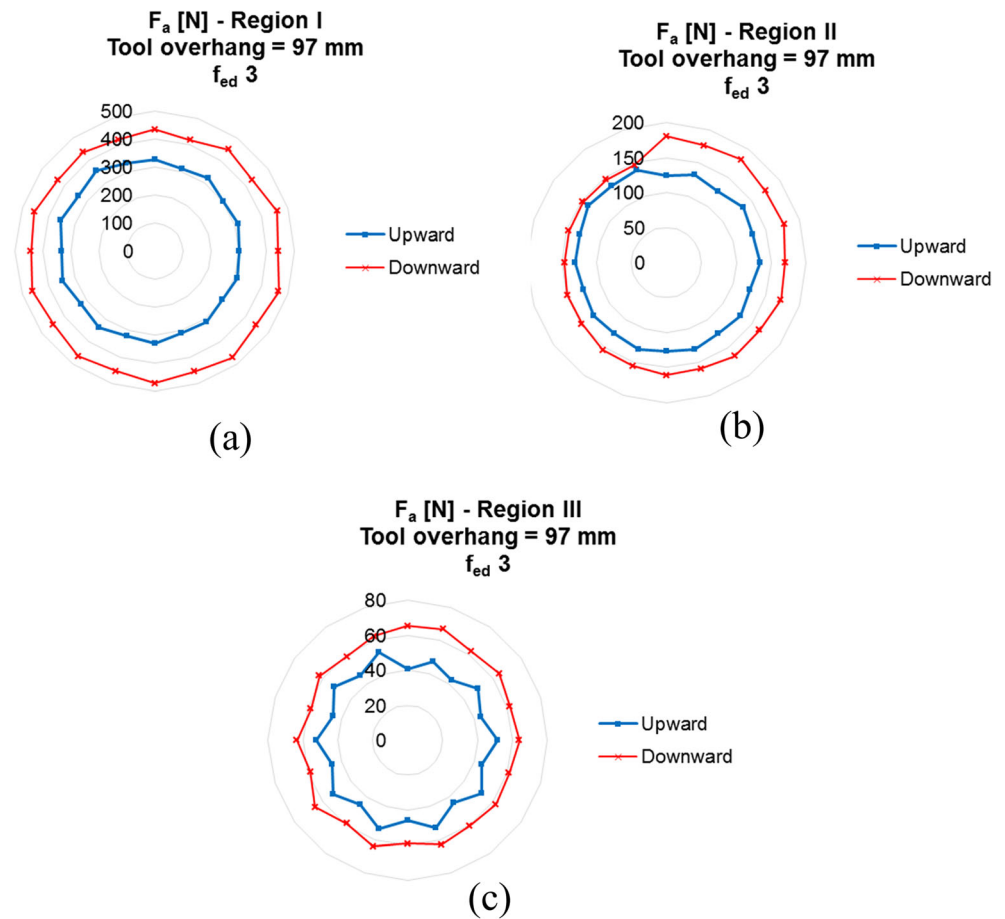
the R_a values were lower than $0.4 \mu\text{m}$, except for two values obtained in Region III, which reached or exceeded $R_a = 0.6 \mu\text{m}$. Even in the upward milling test that generated the highest dispersion of roughness values, it cannot be stated that roughness was influenced by the lead angle, since in some cases it increased and in others it decreased as the lead angle increased. This result should be analyzed because, in Region I, the effective cutting diameter (and cutting speed) was very small, thus tending to cause plastic deformation of the workpiece in the region adjacent to where chip was formed, thereby leading to increased roughness. On the other hand, in Region III, where the ratios of radial/axial forces and tangential/axial forces are high due to the low axial force (to be discussed in greater detail later), the tool has greater freedom to deflect and thus influence the degree of roughness. Therefore, since the lead angle did not affect surface roughness, it can be concluded that these two factors prevented the milling cutter/workpiece contact position from influencing workpiece roughness. In other words, in the region where the effective diameter was small, the main cause of surface roughness was plastic deformation, while in the region where the effective diameter was large, surface roughness was caused by tool deflection. Although the cutting speed along the tool path varied according to variations in the tool's effective diameter, the variation in cutting speed was not the main cause of workpiece roughness. Otherwise, the tooth passing frequency would have been an influential factor, since the tool rotation was varied in order to vary the tool passing frequency and, hence, its cutting speed. As will be discussed later in this paper, the main factor that affected surface roughness was the radial load on the tool.

However, an analysis of the feed direction (upward or downward) indicated that upward milling generated higher surface roughness than downward milling, and in some conditions by as much as five-fold. The hypotheses for this increased roughness generated in upward milling will be further discussed in the analysis of the cutting forces. The analysis of variance in Table 2 indicates that, in fact, the only factor that

Table 2 Analysis of variance of workpiece roughness

Factor	Degrees of freedom	Sum of squares	Mean of squares	F	P value
Region	2	0.2071	0.01036	0.14	0.866
Tool overhang	1	0.06208	0.06208	0.87	0.358
Feed direction	1	7.02468	7.02468	97.88	0.000
f_{ed}	4	0.34567	0.08642	1.20	0.325
Tool overhang \times Feed direction	1	0.10334	0.10334	1.44	0.238
Tool overhang $\times f_{ed}$	4	0.39009	0.09752	1.36	0.266
Feed direction $\times f_{ed}$	4	0.34899	0.08725	1.22	0.320
Tool overhang \times Feed direction $\times f_{ed}$	4	0.14547	0.03637	0.51	0.731
Error	38	2.72709	0.07177		
Total	59	11.16813			

Fig. 7 Polar plot of the peaks in the force signal in the axial direction of the tool (F_a): **a** Region I, **b** Region II, and **c** Region III



influenced workpiece roughness was the feed direction (downward and upward strategy) (P-value lower than 0.05, for a 95 % confidence level).

Figure 7 shows a polar plot of the peaks in the force signal in the axial direction of the tool (F_a) in ten revolutions of the milling cutter. Therefore, the distance between one peak and the next in the figure corresponds to two successive cutting

edges (18° in the figure), while one revolution of the cutter corresponds to 36° in Fig. 7. The values in the radius of the circle refer to the force in Newton. The data correspond to the test with $f_{ed} 3$.

In Fig. 7, note that the axial force is higher in Region I, lower in Region III, and intermediate in Region II. This is due to lead angle variations along the cutting path because

Fig. 8 Tool position in relation to the workpiece along the cutting path

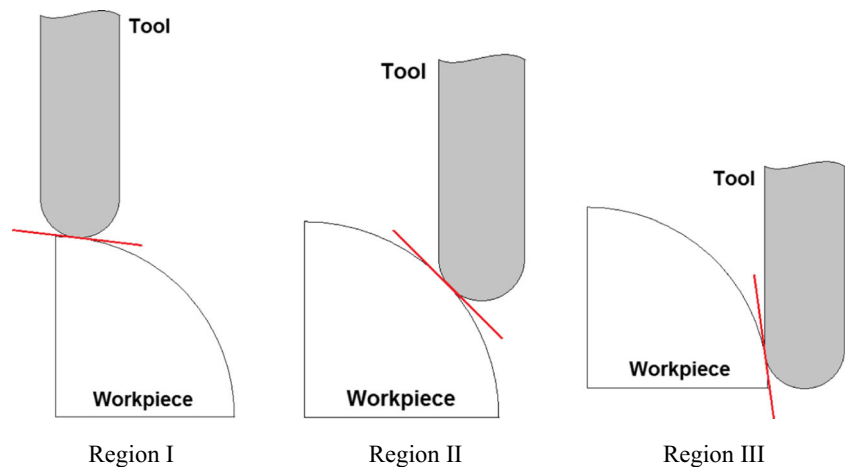
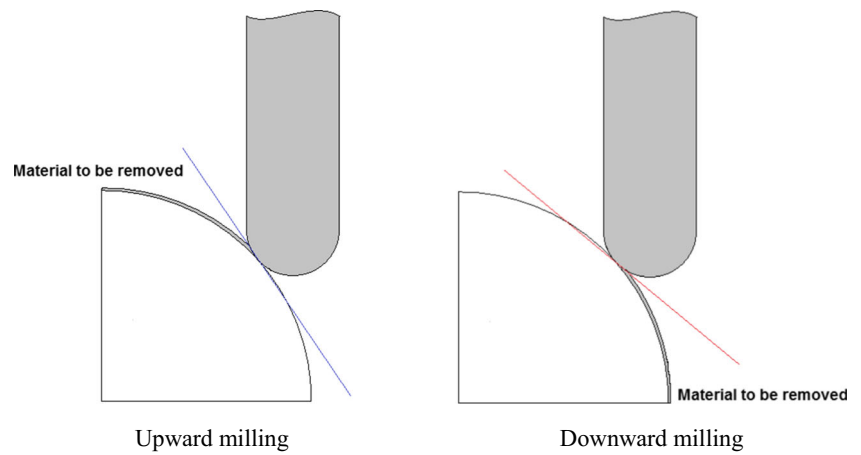


Fig. 9 Difference in the modulus value of the lead angle in up cut milling and down cut milling



of the curved surface of the workpiece (Fig. 8). In Region I, the lead angle is low (in terms of modulus) and the load is oriented in the axial direction of the tool. On the other hand, in Region III, the lead angle is high (modulus) and the load is higher in the radial direction of the tool, while in Region II there is a better balance between the radial and axial forces. In Region I, the workpiece/tool contact diameter is small (or even zero in downward cutting), which, as

mentioned earlier, generates considerable friction and plastic deformation of the workpiece in the region of contact with the tool, and therefore, high force perpendicular to the surface, which in this case, is practically coincident with the axial direction of the tool. As the lead angle increases in magnitude (reaches close to $+90^\circ$ or -90°), the forces in the axial direction of the tool decrease. Figure 8 illustrates this tendency.

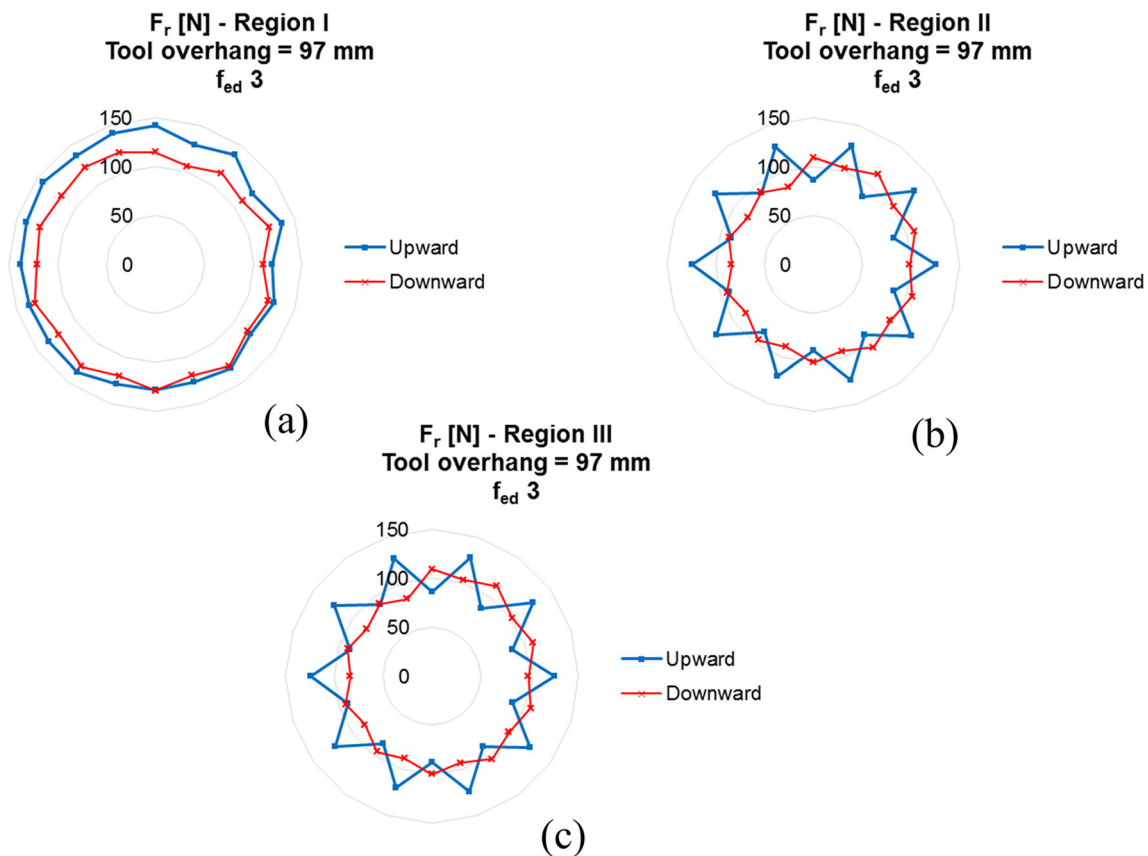


Fig. 10 Polar plot of the peaks in the force signal in the radial direction of the tool (F_r): **a** Region I, **b** Region II, and **c** Region III

In addition, in Fig. 7, note that the axial force tends to be lower in upward milling than in downward milling. This is because, in upward milling, the lead angle is higher for the same location of the tool on the workpiece (Fig. 9). Therefore, in this condition, the loads are oriented more towards the tool's radial direction than its axial direction.

The radial component of the machining force is responsible for tool deflection, so upward milling tends to generate higher vibration, which translates into inferior workpiece surface finish. Moreover, upward cutting begins in Region III, where the tool has a high lead angle (modulus value). At the beginning of the cut, the tool is subjected to high radial loading, so cutting starts in an unfavorable condition for the tool, which further contributes to increase the vibration in upward cutting. In other words, the initial vibration is not completely eliminated along the cutting. On the other hand, downward cutting begins in Region I with a low lead angle and, so, in a more stable condition. Because the lead angle remains lower along the toolpath than in upward milling, the axial forces on the tool are higher, as illustrated in Fig. 7. Since the axial direction is more rigid (the force in this direction pushes the tool toward the spindle), the process tends to present less vibration in this situation, resulting in lower workpiece roughness.

This hypothesis is confirmed when analyzing the force in the radial direction of the cutter, i.e., the force component responsible for tool deflection. Figure 10 shows the polar plot of the peaks in the force signal in the tool's radial direction (F_r) of the three regions analyzed during ten revolutions of the milling cutter. The values inside the radius of the circle refer to the force in Newton, and the data to the test with $f_{ed} 3$.

As can be seen, in upward cutting at the beginning of machining (Region III), the radial force applied on each insert differs considerably (difference in values between two consecutive points), suggesting that one cutting edge undergoes higher deflection than the other, increasing the amplitude of the tool's vibration when using this strategy. This increased imbalance of forces continues in Region II and decreases only in Region I, where the lead angle is lower. This tendency is much less pronounced in downward milling, i.e., the difference in values between two consecutive points is much lower than in upward cutting, which explains the lower workpiece roughness achieved with the downward cutting strategy. In other words, vibration in down milling is lower, which explains the lower surface roughnesses recorded in the machining tests (see Fig. 6 and Table 1).

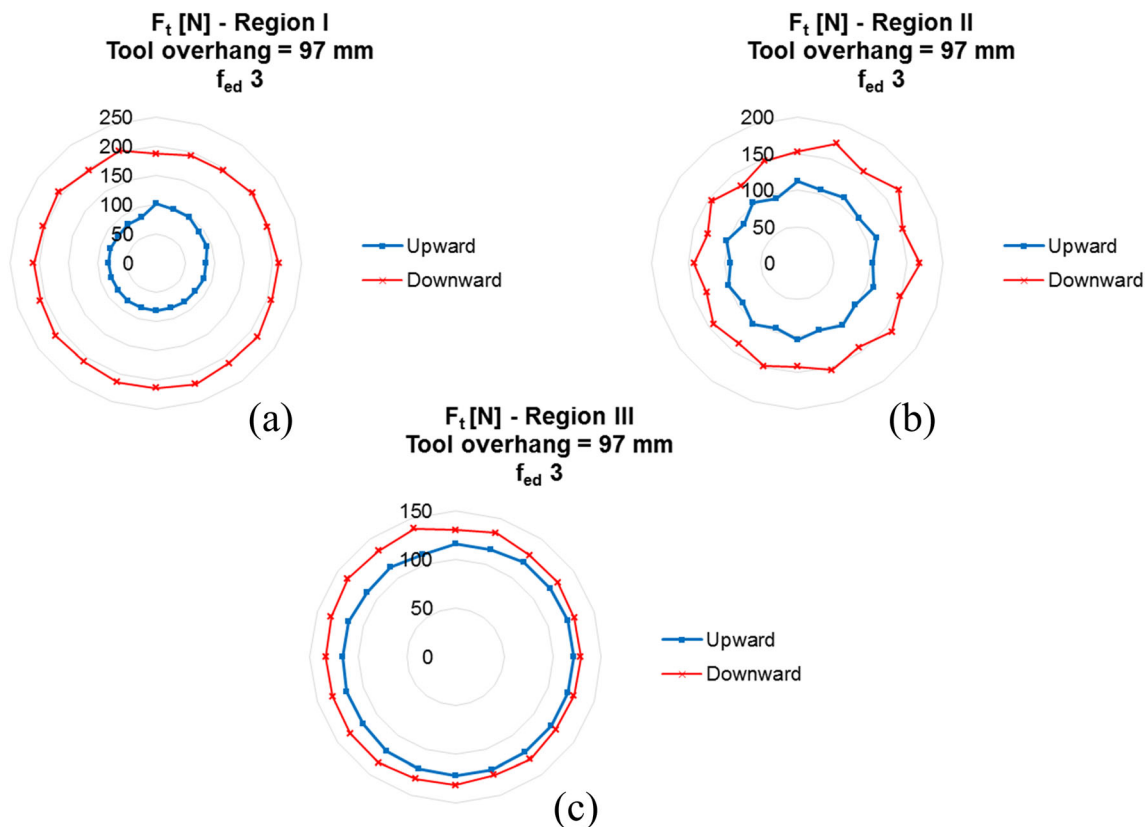


Fig. 11 Polar plot of the peaks in the force signal in the tangential direction of the tool (F_t): **a** Region I, **b** Region II, and **c** Region III

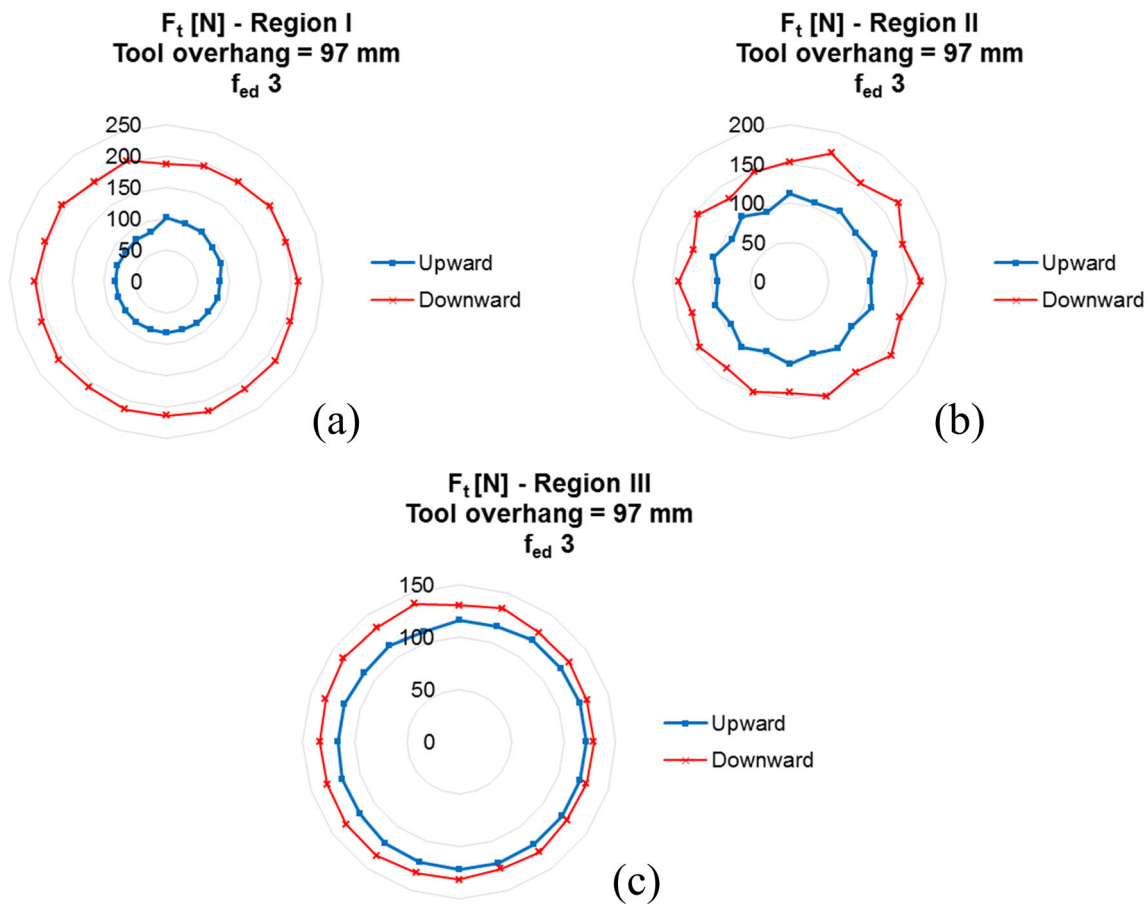


Fig. 12 Polar plot of the peaks in the force signal in the radial direction of the tool (F_r) for f_{ed} 1 and f_{ed} 3: **a** Region I, **b** Region II, and **c** Region III

Figure 11 depicts the tangential force, which corresponds to the cutting force. The values inside the radius of the circle refer to the force in Newton, while the data correspond to the test with f_{ed} 3. In terms of cutting force, no significant difference was found between the force applied by each insert. However, downward milling tends to present higher cutting forces than upward milling, possibly owing to the conditions of tool-workpiece contact. In downward milling, this contact occurs in the region closest to the tool center (smaller effective diameter), and hence, the cutting speed is lower. The higher cutting speed and possibly the higher temperature generated at the point of contact during upward milling probably facilitated cutting the material, resulting in a reduced cutting force. However, the difference in the peak values between one edge and the next, or from one revolution of the cutter to the next, is low, so it can be inferred that the tangential force component did not affect workpiece roughness.

Figure 12 compares the radial forces obtained with f_{ed} 1 and f_{ed} 3. With regard to tooth passing frequency, the results showed no significant difference in radial forces, which explains the similar roughnesses obtained in the tests performed with different tooth passing frequencies in the same feed direction (upward or downward) (see Fig. 6 and Table 1).

4 Conclusions

Based on the results of this work, the following conclusions about high speed 3-axis milling of tool steel can be highlighted:

- Increasing the tool overhang led to a slight decrease in its natural frequency. However, the tool overhang length did not have a significant effect on workpiece surface roughness in the conditions tested here.
- Contrary to our expectations, the tooth passing frequency did not influence workpiece roughness or cutting forces. There was no significant difference between the results obtained for the tooth passing frequency in which its double coincided with the system's natural frequency and the other frequencies tested.
- The most significant factor in determining the roughness of the machined surface was the cutting strategy. Downward milling caused lower variations in the radial forces, which are responsible for tool deflection, and therefore vibration, generating better workpiece surface finish.

Acknowledgments The authors gratefully acknowledge FAPESP (São Paulo Research Foundation, Brazil) for granting a student scholarship (Grant no. 2012/20816-2).

References

- Schützer K, Helleno AL, Pereira SC (2006) The influence of the manufacturing strategy on the production of molds and dies. *J Mater Process Technol* 179:172–177. doi:10.1016/j.jmatprotec.2006.03.098
- Altan T, Lilly B, Yen YC (2001) Manufacturing of dies and molds. *Ann CIRP* 50:405–423. doi:10.1016/S0007-8506(07)62988-6
- Vivancos J, Luis CJ, Costa L, Ortiz JA (2004) Optimal machining parameters selection in high speed milling of hardened steels for injection moulds. *J Mater Process Technol* 155–156:1505–1512. doi:10.1016/j.jmatprotec.2004.04.260
- Lamikiz A, López de Lacalle LN, Sánchez JA, Salgado MA (2004) Cutting force estimation in sculptured surface milling. *Int J Mach Tool Manuf* 44:1511–1526. doi:10.1016/j.ijmachtools.2004.05.004
- Salgado MA, López de Lacalle LN, Lamikiz A, Muñoz J, Sánchez JA (2005) Evaluation of the stiffness chain on the deflection of end-mills under cutting forces. *Int J Mach Tool Manuf* 45:727–739. doi:10.1016/j.ijmachtools.2004.08.023
- López de Lacalle LN, Lamikiz A, Sánchez JA, Salgado MA (2004) Effects of tool deflection in the high-speed milling of inclined surfaces. *Int J Adv Manuf Technol* 24:621–631. doi:10.1007/s00170-003-1723-x
- Oliveira AJ, Diniz AE (2009) Tool life and tool wear in the semi-finish milling of inclined surfaces. *J Mater Process Technol* 209: 5448–5455. doi:10.1016/j.jmatprotec.2009.04.022
- Sun Y, Ren F, Guo D, Jia Z (2009) Estimation and experimental validation of cutting forces in ball-end milling of sculptured surfaces. *Int J Mach Tool Manuf* 49:1238–1244. doi:10.1016/j.ijmachtools.2009.07.015
- Tuysuz O, Altintas Y, Feng HY (2013) Prediction of cutting forces in three and five-axis ball-end milling with tool indentation effect. *Int J Mach Tool Manuf* 66:66–81. doi:10.1016/j.ijmachtools.2012.12.002
- Aguiar MM, Diniz AE, Pederiva R (2013) Correlating surface roughness, tool wear and tool vibration in the milling process of hardened steel using long slender tools. *Int J Mach Tool Manuf* 68: 1–10. doi:10.1016/j.ijmachtools.2013.01.002
- Kecelj B, Kopač J, Kampuš Z, Kuzman K (2004) Specialty of HSC in manufacturing of forging dies. *J Mater Process Technol* 157–158: 536–542. doi:10.1016/j.jmatprotec.2004.07.112
- Ozturk E, Tunc LT, Budak E (2009) Investigation of lead and tilt angle effects in 5-axis ball-end milling processes. *Int J Mach Tool Manuf* 49:1053–1062. doi:10.1016/j.ijmachtools.2009.07.013
- Altintas Y, Budak E (1995) Analytical Prediction of Stability Lobes in Milling. *CIRP Ann–Manuf Technol* 44:357–362. doi:10.1016/S0007-8506(07)62342-7
- Quintana G, Ciurana J (2011) Chatter in machining processes: A review. *Int J Mach Tool Manuf* 51:365–376. doi:10.1016/j.ijmachtools.2011.01.001
- Coromant S (2000) Fabricacion de Moldes y Matrices. Guia de Aplicacion, Sandviken
- Altintas Y (2000) Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design. Cambridge University Press, New York

ANEXO B – Artigo científico 2

The influence of cutting forces on surface roughness in the milling of curved hardened steel surfaces

Henrique Kull Neto¹ · Anselmo Eduardo Diniz¹ · Robson Pederiva¹

Received: 23 June 2015 / Accepted: 3 September 2015 / Published online: 12 September 2015
© Springer-Verlag London 2015

Abstract The milling of dies and molds involves the machining of complex shapes from hardened steel. To allow deep cavities to be manufactured, milling cutters are usually long with a small diameter. Because of this and because of the cutting forces involved, they have a tendency to vibrate. In finishing operations, vibration is more critical as it can damage the surface quality of the die or mold, affecting end-product quality. Determining the components of the cutting forces may therefore help choose milling parameters that reduce surface roughness. In light of this, the present work seeks to provide a better understanding of the influence of milling parameters on cutting forces and surface finish when milling dies and molds. Milling tests were performed to investigate the effects of cutting strategy, lead angle and tool overhang (input variables) on cutting force components, and workpiece surface roughness (output variables). The results were evaluated by analysis of variance. The main conclusion was that surface roughness is directly related to radial force and that the cutting conditions that provided the lowest radial load (an upward strategy with a lead angle of 0°) produced the best surface roughness.

Keywords Milling of dies and molds · Surface roughness · Tool vibration · Hardened steel

1 Introduction

Die and mold manufacturing frequently involves high-speed machining of hardened steel and complex shapes using ball end mills, especially in finishing operations [1–4]. As molds and dies have a significant influence on process time, cost, and end-product quality (because mold and die surface quality directly affects product quality [5]), the correct choice of machining strategy and machining parameters (such as axial depth of cut, radial depth of cut, feed per tooth, cutting speed, and tool inclination) can result in increased productivity and improved surface quality of the mold and finished product [6].

Surface roughness can have a major impact on the proper functioning of a product. However, the large number of factors that influence the surface finish of a workpiece makes it difficult to choose the most appropriate machining parameters. The choice of these parameters may therefore be unnecessarily conservative, resulting in a low material removal rate [7, 8].

There are two main sets of factors that affect workpiece surface finish [9]. The first are the tool geometry and kinematics, which affect the theoretical (geometric) finish and can be calculated from the machining and tool parameters, while the second are the non-geometric components, including tool wear, deformation of the workpiece material (which depends on its properties), vibration, tool deflection, and errors in the movement of the machine tool axes.

Theoretical roughness when machining inclined surfaces can be defined using the machining parameters. In

✉ Anselmo Eduardo Diniz
anselmo@fem.unicamp.br

Henrique Kull Neto
henriquek@fem.unicamp.br

Robson Pederiva
robson@fem.unicamp.br

¹ Faculdade de Engenharia Mecânica, Rua Mendeleiev 200, UNICAMP, Cidade Universitária Zeferino Vaz Campinas, Campinas, São Paulo 13083-860, Brazil

the feed direction (R_{thf}), it can be defined as a function of tool radius (R) and feed per tooth (f_z), as shown in Eq. (1), while in the cross-feed direction (R_{thc}), it can be defined as a function of tool radius (R) and step over (a_c), as shown in Eq. (2), adapted from [10]:

$$R_{thf} = \frac{f_z^2}{8 \cdot R} \quad (1)$$

$$R_{thc} = R - \sqrt{R^2 - \left(\frac{a_c}{2}\right)^2} \quad (2)$$

However, in the milling process, real roughness differs from theoretical roughness because of several factors. Among these, most notable are vibrations caused by interrupted cuts, which are inherent to the milling process, and vibrations caused by variations in depth of cut and real feed rate caused by tool run-out [9]. During the milling process, the cutting forces cause system vibration and affect the quality of the surface being generated [11].

According to Lamikis et al. [12], cutting force is one of the factors that most influence workpiece finish and tool life in the milling of complex surfaces. This is because the thickness of the undeformed chip varies, with a consequent variation in cutting forces not only because of the usual variation in thickness inherent to the milling process but also because of changes in surface slope and cutting direction. These changes in surface slope cause a large variation in radial and axial force components [13], and the machining of regions near vertical surfaces of the workpiece becomes critical, especially when using cutters with a high length-to-diameter ratio because of the greater forces in the radial direction [14]. Accordingly, the use of an appropriate tilt angle between tool and workpiece surface can avoid unfavorable cutting conditions and improve surface finish and tool life [15].

In the case of five-axis machining, the positioning of the tool relative to the workpiece can be defined in terms of lead angle and tilt angle. These angles are defined relative to the coordinate system of the machining process, which consists of the feed direction (F), cross-feed direction (C), and surface normal direction (N) [16]. The lead angle is defined as the inclination angle around the C axis measured relative to the N axis and is positive in the feed direction, while the tilt angle is defined as the inclination angle around the F axis relative to the N axis and is positive when the tool is inclined toward the next path. Both angles are shown in Fig. 1.

According to Ozturk et al. [16], it is possible to choose values of lead angle and tilt angle so as to avoid contact between the cutter center (which has cutting speed equal to zero) and workpiece. When the lead angle is positive and non-zero, the cutter center will never come into contact with the workpiece. However, when a negative lead angle has to be used (to machine difficult-to-reach regions, for example), there is a

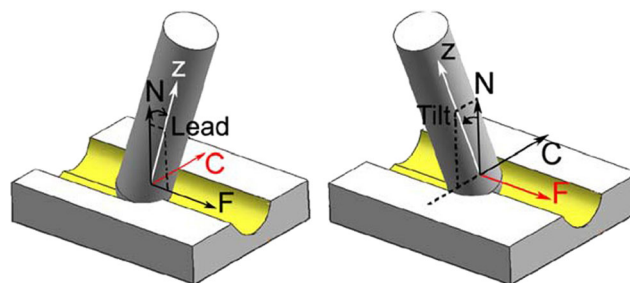


Fig. 1 Lead angle and tilt angle [16]

critical value of depth of cut (a_{crit}) (Eq. (3) [16]) below which contact between the tool center and workpiece is avoided.

$$a_{crit} = R \cdot [1 - \cos(t) \cdot \cos(l)] \quad (3)$$

where R is the radius of the ball end mill, t is the tilt angle, and l is the lead angle.

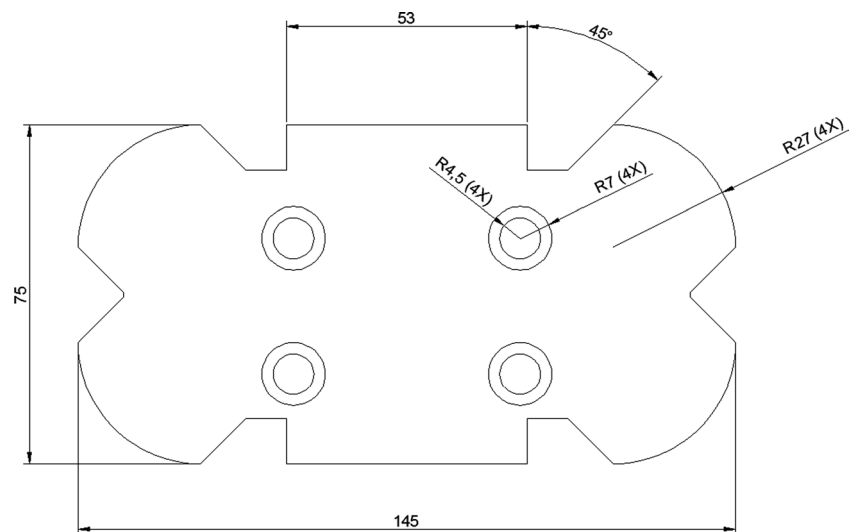
According to Schulz and Hock [15], if the tool center is in contact with the workpiece, the cutting speed at that point is zero and the space to lodge the chip is small, which can lead to the cutting edge chipping and poor part surface quality. Baptista and Simões [17] showed that workpiece surface finish can be improved by replacing three-axis machining with five-axis machining using a positive, non-zero lead angle.

According to Ozturk et al. [16], lead angle and tilt angle have a great effect on cutting forces, power, and part form errors because they can change the cutting mechanics. According to the authors, to minimize torque and power (which may be necessary in roughing operations, for example), the tilt angle must have a positive value, and the lead angle should be positive to prevent the center of the tool engaging with the workpiece but not so large that the cutting is performed with the outer edge of the tool (its nominal diameter). On the other hand, in finishing operations, the authors recommend the use of lead and tilt angles equal to zero in order to minimize form errors or a slightly positive lead angle and a positive or negative tilt angle (for tools with clockwise or counterclockwise rotation, respectively) to reduce the contact marks generated by the center of the milling cutter.

The main goal of this work was to evaluate the influence of tool overhang, machining strategy, and lead angle on cutting forces and workpiece roughness. A better understanding of the influence of machining parameters on cutting forces and surface finish may help machining operators choose machining parameters that meet the design requirements of the required part while at the same time ensuring high process productivity.

2 Materials and methods

Milling tests were performed in a five-axis machining center with the X , Y , and Z axes in the head and the B and C axes on

Fig. 2 Schematic drawing of the specimen

the machine tool table. The machine tool has maximum rotational speed of 42,000 rpm, HSK-A63 chuck, and computerized numerical control.

A handheld profilometer was used to analyze the surface roughness of the machined surface. The components of the machining force in the X , Y , and Z directions were measured with a piezoelectric dynamometer attached to the table of the machine tool. The dynamometer was connected to a signal conditioner, which was in turn connected through an A/D acquisition board to a computer running signal analysis software. The sampling rate was 30 kHz, and the signals were filtered with a 10-kHz analog filter.

The material chosen for the specimen was a quenched and tempered AISI D6 tool steel with a hardness of 62 HRC. Figure 2 shows a schematic drawing of the specimen, which had four 9-mm mounting holes. The tests were performed on the surfaces with a 27-mm radius.

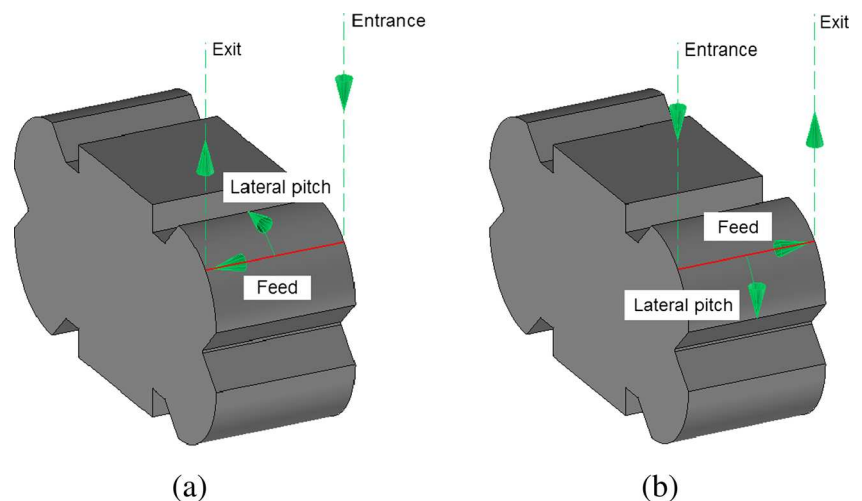
For the milling tests, a ball end mill with indexable inserts was used. The tool holder had a cemented carbide body (manufacturer's code R216F 12A16C-085). Maximum cutting

diameter was 12 mm. Carbide inserts with a 12-mm diameter were chosen (manufacturer's code R216F 12 30 EL ISO H10 class). The chosen carbide grade has a PVD-applied monolayer coating of TiAlN. The tool holder was clamped in an HSK-A63 hydraulic chuck.

The goal of the tests was to investigate the influence of tool overhang, cutting strategy (upward and downward cutting with a constant Z coordinate in each tool path), and inclination angle in the plane perpendicular to the radial depth of cut (a_c) (lead angle) on cutting forces and workpiece roughness. Tool inclination in the plane perpendicular to the feed direction (tilt angle) varied from one path to another in each strategy, with upward milling always having a positive tilt angle (from 0° to 90°) and downward milling a negative tilt angle (from 0° to -90°).

Figure 3 shows the upward and downward strategies. The milling cutter rotates clockwise.

Two tool overhangs were tested: an overhang of 97 mm, corresponding to a milling cutter with the shortest possible tool overhang, i.e., with the entire tool

Fig. 3 Cutting strategies: **a** upward and **b** downward

shank inserted into the chuck, and an overhang of 112 mm, corresponding to only half the tool shank inserted. A larger tool overhang results in less surface contact between the shank and chuck, potentially jeopardizing the process as the tool can be dragged out of the chuck during cutting. The cutter rotation was chosen so that the tooth passing frequency (TPF) was equal to half the peak of the frequency response function (FRF) of the milling cutter mounted in the machine and was therefore different for each overhang, as it depended on the FRF of the milling cutter. The FRF for each overhang was found in preliminary tests; the peaks were 762 and 738 Hz for overhangs of 97 and 112 mm, respectively. Table 1 shows the machining parameters used in the tests. The lead angles of 16° and -16° were chosen because these values ensure that there is no contact between the tool tip (cutting speed equal to zero) and workpiece for any value of tilt angle with $a_p = 0.2$ mm (0.2 mm is greater than the value of a_{crit} given by Eq. (3)). Only when the lead angle used was zero was there contact between the tool tip and workpiece for small tilt angles in downward milling, i.e., when cutting the top of the workpiece, which has a circular geometry.

The tangential force (F_t), which corresponds to the cutting force, the radial force (F_r), and the axial force (F_a), was calculated from the components of the machining force F_x , F_y , and f_z (measured with the dynamometer) as described in [18], also considering the lead angle and tilt angle (Eq. (4)). Since the orientation of the coordinate system of the tool in relation to the coordinate system of the dynamometer did not vary with the tilt angle (the tilt angle varies due to the fact that the surface is circular), the transformation takes into account only the lead angle. The roughness parameter measured was average roughness (R_a). Measurements were performed in the tool

Table 1 Machining parameters

Test	Strategy	L (mm)	Lead angle	n (rpm)	f_z (mm)	a_p (mm)	a_c (mm)
1	Upward	97	0°	11,777.3	0.1	0.2	0.3
2			-16°				
3			16°				
4		112	0°	11,074.5			
5			-16°				
6			16°				
7	Downward	97	0°	11,777.3			
8			-16°				
9			16°				
10		112	0°	11,074.5			
11			-16°				
12			16°				

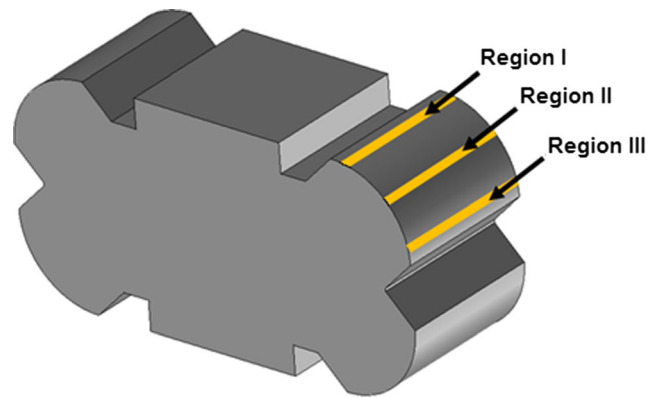


Fig. 4 The three regions of the workpiece used to analyze the results

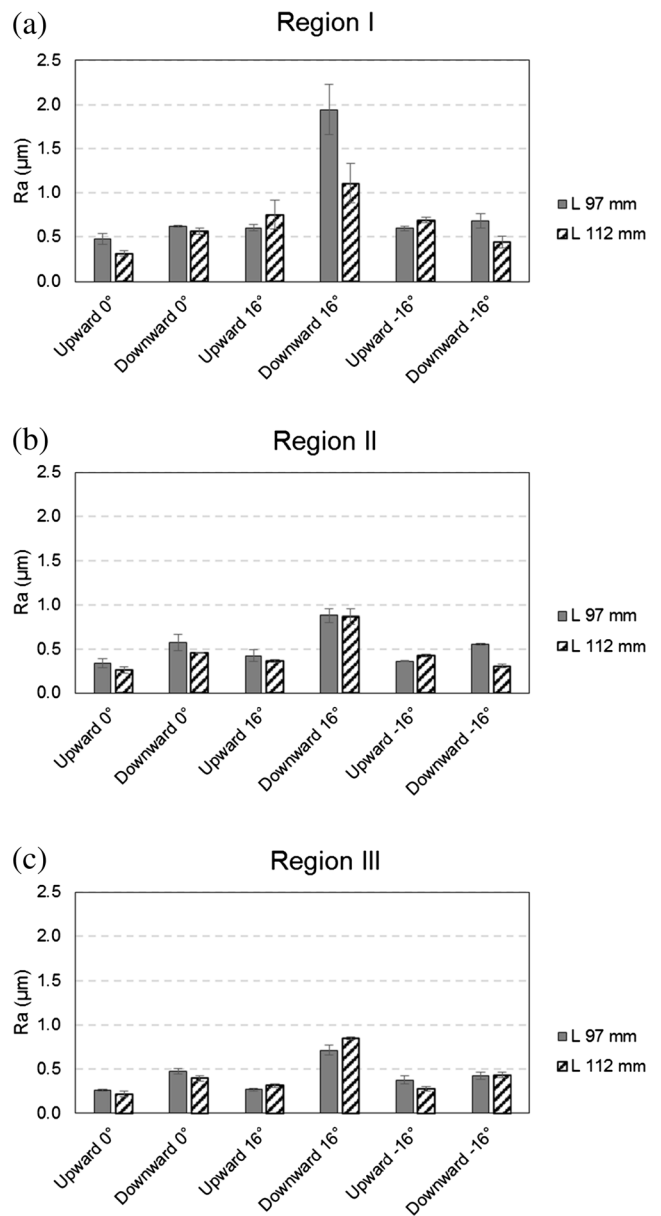


Fig. 5 Average roughness (R_a) in three regions of the workpiece: a region I, b region II, and c region III

Table 2 Analysis of variance for R_a

Factor	Degrees of freedom	Sum of squares	Mean of squares	F	P value
Regions	2	0.67162	0.33581	11.23	0.000
Overhang	1	0.06418	0.06418	2.15	0.157
Strategy	1	0.68890	0.68890	23.04	0.000
Lead angle	2	0.83257	0.41629	13.92	0.000
Overhang × strategy	1	0.04840	0.04840	1.62	0.217
Overhang × lead angle	2	0.00101	0.00050	0.02	0.983
Strategy × lead angle	2	0.54822	0.27411	9.17	0.001
Overhang × strategy × lead angle	2	0.03352	0.01676	0.56	0.579
Error	22	0.65771	0.02990		
Total	35	3.54612			

feed direction, and the sampling length (or cutoff) used in all measurements was 0.8 mm.

$$\begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{Bmatrix} = \begin{pmatrix} \cos(\varphi) & -\sin(\varphi) & 0 \\ \sin(\varphi) & \cos(\varphi) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \cos(l) & 0 & -\sin(l) \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin(l) & 0 & \cos(l) \end{pmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} F_t \\ F_r \\ F_a \end{Bmatrix} \tag{4}$$

where φ is the instantaneous contact angle and l is the lead angle.

The results for three different regions of the workpiece (regions I, II, and III in Fig. 4) were analyzed. Tilt angle varied from 0° to 90° for upward machining (approximately 5°, 45°, and 85° in regions I, II, and III, respectively) and from 0° to -90° for downward machining (approximately -5°, -45°, and

-85° in regions I, II, and III, respectively). Lead angle was kept constant in a given experiment as shown in Table 1.

3 Results and discussions

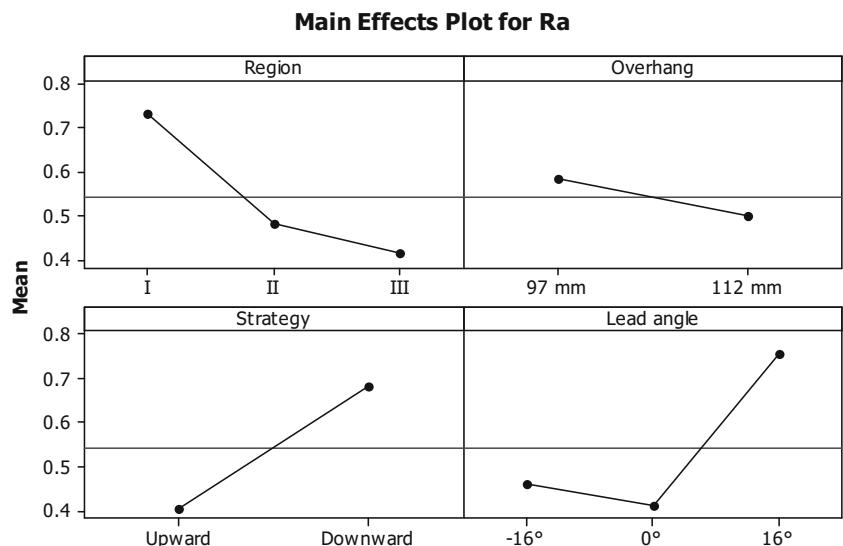
Figure 5 shows the surface roughness (R_a) measured in the feed direction in three regions of the workpiece.

Milling using a downward strategy (negative tilt angle) and a lead angle of 16° provided the worst roughness in any of the three regions and in some cases produced a surface roughness about four times higher than the best surface roughness obtained in the experiments. According to Ozturk et al. [16], the lead angle and tilt angle can affect the dynamic behavior of five-axis milling and change the stability limits of the system. The hypothesis for this increased roughness will be discussed in the analysis of the cutting forces later in this work. Table 2 shows the analysis of variance for the roughness of the workpiece. The influential factors have a P value lower than 0.05 for a 95 % confidence level.

It can be seen that the influential factors for R_a were the workpiece region (each region has a different tilt angle), machining strategy (the sign of the tilt angle), lead angle, and combination strategy/lead angle. Figure 6 shows how R_a varies with each variable.

It can be seen that region III tends to have lower surface roughness. This is due to, among other factors, the higher effective diameter when cutting this region, as a result of which the theoretical roughness (the geometric contribution of the milling cutter diameter and feed rate to the workpiece roughness) is lower (Eq. (1)). In contrast, region I tends to exhibit higher

Fig. 6 Graphs of main effects for R_a



roughness because the effective diameter in this region is smaller and the theoretical roughness is therefore higher. Furthermore, because of the small effective diameter, the cutting speed in region I is very low (close to zero for downward cutting), leading to higher surface roughness. At very low cutting speeds, there is a lot of plastic deformation of the workpiece close to the region that turns into chips, which causes the workpiece roughness to increase. It can also be seen in Fig. 6 that the downward strategy and a lead angle of 16° both tend to produce higher surface roughness. Therefore, to cut a workpiece with a shape similar to that used in this work, it is recommended that upward cutting and a lead

angle equal to zero be used to achieve the best surface finish. Another interesting conclusion from Fig. 6 and Table 2 is that the use of longer tool overhang, which is sometimes necessary to cut deep cavities, does not adversely affect surface finish (Table 2 shows that overhang is not a significant influential factor).

To understand the influence of the variables on the workpiece surface finish, the cutting forces were also analyzed. Figures 7 and 8 show the average peak tangential force (which corresponds to the cutting force) and average peak radial force, respectively, during ten rotations of the tool for each of the three regions studied. The axial components of the forces, which were

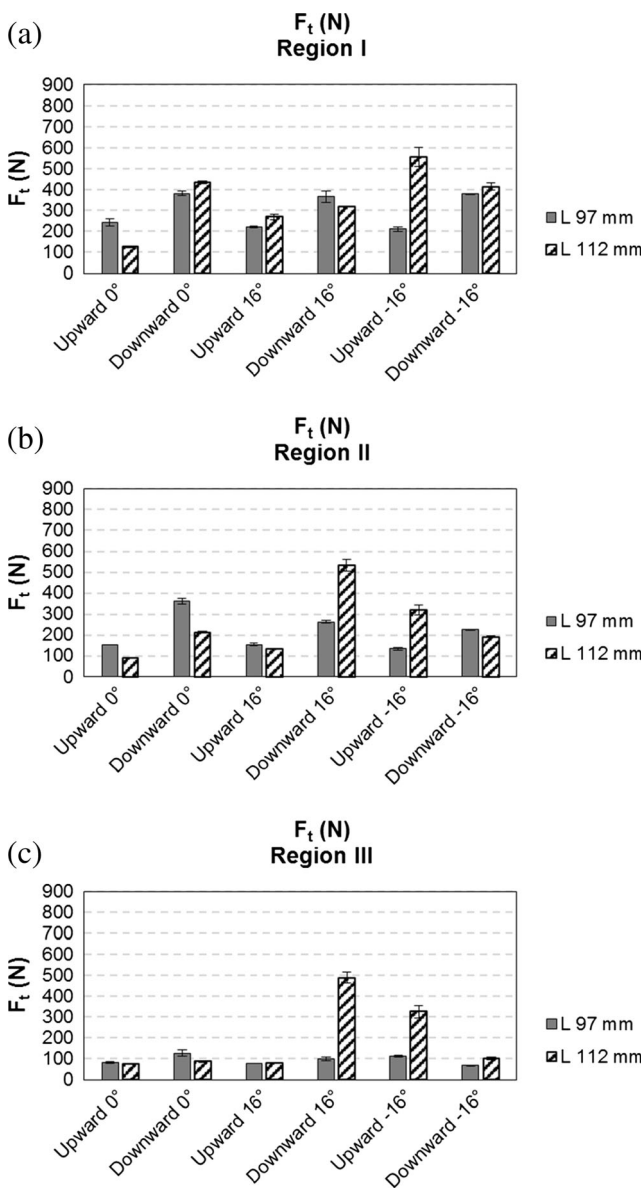


Fig. 7 Average peak tangential force (F_t): a region I, b region II, and c region III

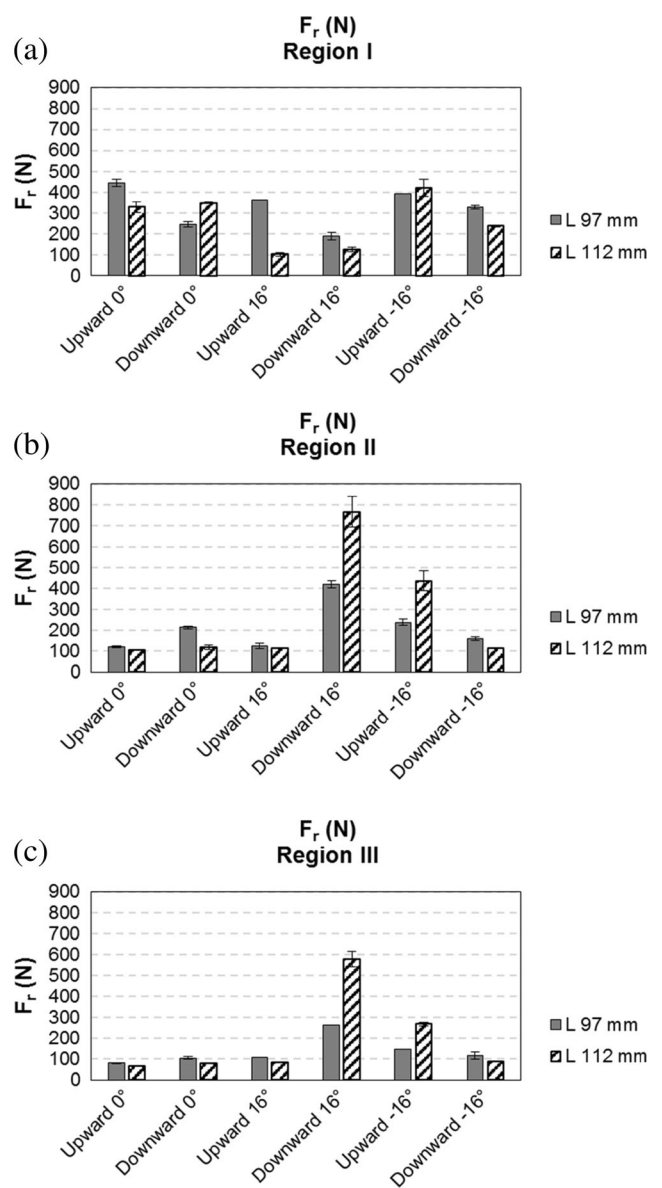


Fig. 8 Average peak radial force (F_r): a region I, b region II, and c region III

Table 3 Analysis of variance for F_t

Factor	Degrees of freedom	Sum of squares	Mean of squares	F	P value
Regions	2	200,516	100,258	14.85	0.000
Overhang	1	33,306	33,306	4.93	0.037
Strategy	1	79,430	79,430	11.76	0.002
Lead angle	2	23,415	11,708	1.73	0.200
Overhang \times strategy	1	140	140	0.02	0.887
Overhang \times lead angle	2	60,169	30,084	4.46	0.024
Strategy \times lead angle	2	92,598	46,299	6.86	0.005
Overhang \times strategy \times lead angle	2	70,630	35,315	5.23	0.014
Error	22	148,550	6,752		
Total	35	708,754			

also measured, were not considered in this work, since the axial direction of the tool is very rigid, i.e., a force in this direction does not deflect the tool and, consequently, does not cause vibration.

As the results varied widely, visual analysis of the graphs proved inconclusive. The results were therefore studied using analysis of variance. Tables 3 and 4 show the analysis of variance for the tangential and radial forces, respectively. Influential factors have a P value lower than 0.05 for a 95 % confidence level.

The analysis of variance (Tables 3 and 4) showed that the influential factors for the tangential force were workpiece region (tilt angle), tool overhang, strategy (upward or downward), and the combinations tool overhang/lead angle, strategy/lead angle, and tool overhang/strategy/lead angle. For the radial force, the influential factor was the combination strategy/lead angle. Figures 9 and 10 show how the tangential and radial forces, respectively, vary with each variable.

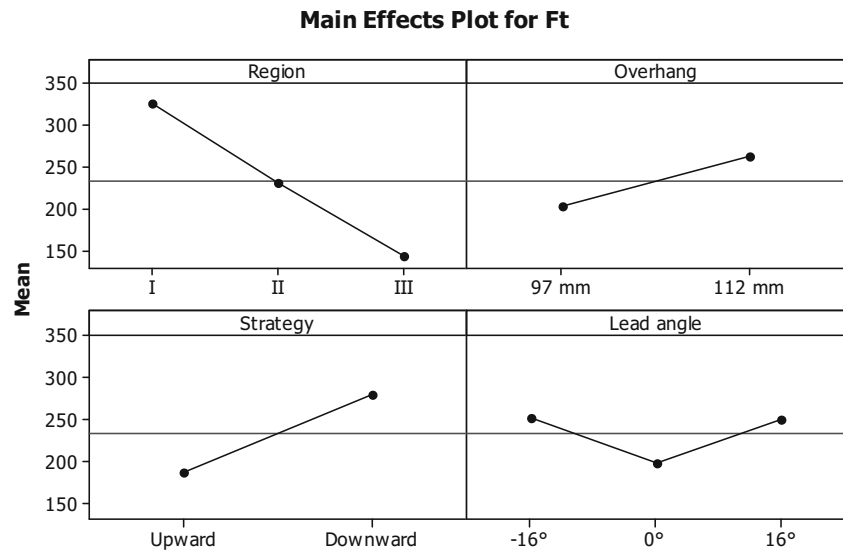
The lowest cutting force (F_t) (Fig. 9) is found in region III, with an upward milling, a lead angle of 0° ,

and a tool overhang of 97 mm. The lowest radial force (F_r), the component responsible for tool deflection, is found under the same conditions, i.e., in region III, with an upward strategy, a lead angle of 0° , and a tool overhang of 97 mm. It will be recalled from Fig. 5 that the lowest roughness values were obtained for an upward cutting with a lead angle of 0° . Figures 9 and 10 show that the forces tend to be higher when using a downward strategy, a lead angle of 16° , and a tool overhang of 112 mm. These results are similar to those for surface roughness, i.e., the highest roughness values were obtained with downward cutting and a lead angle of 16° , suggesting that the higher surface roughness observed for the downward strategy with a lead angle of 16° must have been caused by vibration due to higher forces in the radial direction (i.e., the direction in which the tool is less rigid). Figure 11 illustrates the force in the direction perpendicular to a tangent to the contact point for lead angles of 16° and -16° . When a negative lead angle is used (Fig. 11b), contact takes place in the region closest to the tool center, and the loads are in a

Table 4 Analysis of variance for F_r

Factor	Degrees of freedom	Sum of squares	Mean of squares	F	P value
Regions	2	100,972	50,486	2.49	0.106
Overhang	1	2,970	2,970	0.15	0.705
Strategy	1	8,618	8,618	0.43	0.521
Lead angle	2	42,310	21,155	1.04	0.369
Overhang \times strategy	1	7,084	7,084	0.35	0.560
Overhang \times lead angle	2	9,988	4,994	0.25	0.784
Strategy \times lead angle	2	227,083	113,541	5.60	0.011
Overhang \times strategy \times lead angle	2	82,497	41,248	2.04	0.154
Error	22	445,663	20,257		
Total	35	927,185			

Fig. 9 Graphs of main effects for F_t



direction close to the axial direction of the tool (i.e., the direction in which the tool is relatively rigid). In contrast, when a positive lead angle is used (Fig. 11a), contact occurs nearer the outer edge of the tool and the loads are in a direction closer to the radial direction of the tool (i.e., the direction in which the tool is less rigid), stimulating tool vibration and adversely affecting surface roughness.

Regarding the machining strategy (which can be upward or downward and is related to the tilt angle), one possible hypothesis to explain the findings is that as the tool always rotates in the same direction (clockwise), the upward strategy results in down-milling in all tool paths (the tool quadrant in contact with the workpiece is always the same). In down-milling, the tool rotates in

the same direction as the feed, while in up-milling, it rotates in the opposite direction [19]. However, in the downward cutting strategy, there is a change in the tool quadrant in contact with the workpiece as the tool paths are executed. Therefore, initially there is down-milling in region I, but in region II and especially region III, the milling takes on the characteristics of up-milling. As the depth of cut is small and in up-milling cutting starts with a chip thickness close to zero [19], chip formation becomes difficult and friction between tool and workpiece increases. Cutting forces therefore tend to be higher, which was in fact confirmed by the measurements with the dynamometer. Figure 12 shows which tool quadrant is in contact with the workpiece for the upward and downward strategies in the three regions

Fig. 10 Graphs of main effects for F_r

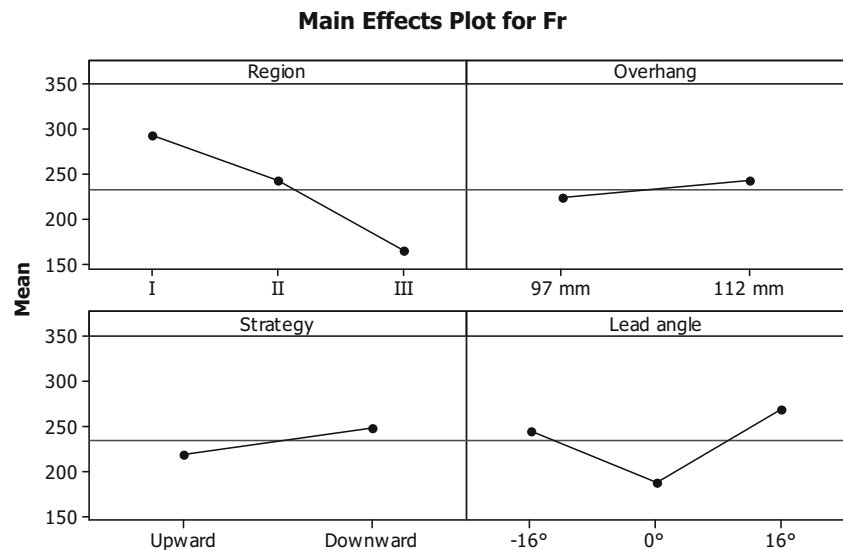
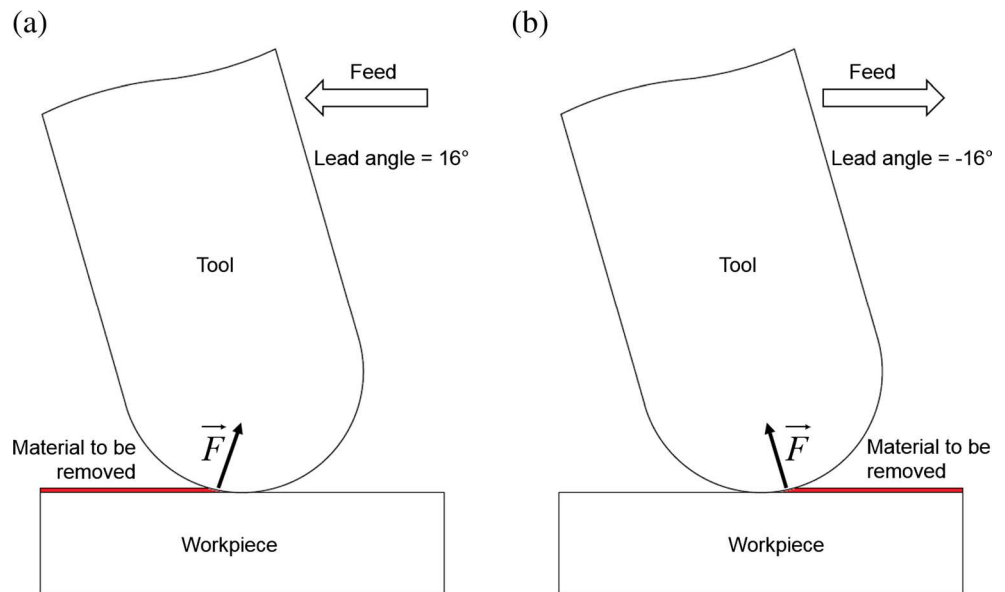


Fig. 11 Illustration of the force acting on the tool for **a** positive and **b** negative lead angles



analyzed. With the downward strategy, the tool quadrant in contact with the workpiece changes between tool paths.

In the main effects graphs for the three response variables (R_a , F_t , and F_r) (Figs. 6, 9, and 10, respectively), each of these responded similarly to changes in the input variables. Therefore, it can be concluded that surface roughness is strongly influenced by machining forces, as discussed in the analysis of the results.

4 Conclusions

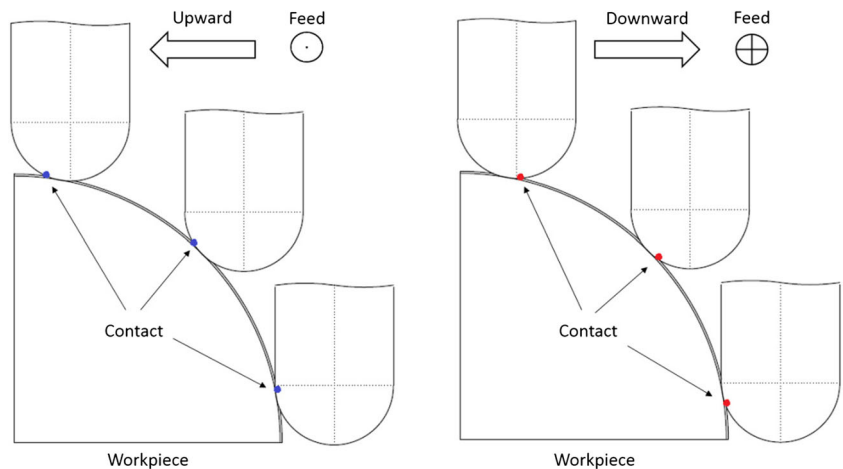
Based on the results reported here, the following conclusions can be drawn:

- The influence of the variables tested on average roughness (R_a) and on the components of the machining force (F_r and

F_t) was similar, indicating a correlation between surface roughness and cutting forces.

- The highest roughness was found when a downward strategy was used with a lead angle of 16° . Under these conditions, a higher radial force was observed (i.e., in the direction in which the tool is less rigid), indicating that tool vibration caused by the greater radial forces was responsible for this increased roughness. In contrast, the machining conditions that produced the lowest roughness (an upward strategy with a lead angle of 0°) also produced the lowest radial forces.
- When milling circular surfaces like those used in the experiment with constant Z coordinates in each path, the roughness and radial loads tended to be lower for upward milling, i.e., positive tilt angles tended to have lower radial loads and generated a better surface finish than negative ones (downward milling).

Fig. 12 Region of the tool in contact with the workpiece for upward and downward cuts



Acknowledgments The authors would like to thank FAPESP (São Paulo Research Foundation, Brazil) for granting a student scholarship (grant no. 2012/20816-2) and for the financial support of this work (grant no. 2013/00551-7).

References

1. Elbestawi MA, Chen L, Becze CE, El-Wardany TI (1997) High-speed milling of dies and molds in their hardened state. *CIRP Ann - Manuf Technol* 46:57–62. doi:10.1016/S0007-8506(07)60775-6
2. Becze CE, Clayton P, Chen L, El-Wardany TI, Elbestawi MA (2000) High-speed five-axis milling of hardened tool steel. *Int J Mach Tool Manuf* 40:869–885. doi:10.1016/S0890-6955(99)00092-9
3. Urbanski JP, Koshy P, Dewes RC, Aspinwall DK (2000) High speed machining of moulds and dies for net shape manufacture. *Mater Des* 21:395–402. doi:10.1016/S0261-3069(99)00092-8
4. Koshy P, Dewes R, Aspinwall D (2002) High speed end milling of hardened AISI D2 tool steel (~58 HRC). *J Mater Process Technol* 127:266–273. doi:10.1016/S0924-0136(02)00155-3
5. Altan T, Lilly B, Yen YC, Altan T (2001) Manufacturing of dies and molds. *CIRP Ann - Manuf Technol* 50:404–422. doi:10.1016/S0007-8506(07)62988-6
6. Quinsat Y, Lavernhe S, Lartigue C (2011) Characterization of 3D surface topography in 5-axis milling. *Wear* 271:590–595. doi:10.1016/j.wear.2010.05.014
7. Benardos PG, Vosniakos G-C (2003) Predicting surface roughness in machining: a review. *Int J Mach Tool Manuf* 43:833–844. doi:10.1016/S0890-6955(03)00059-2
8. Lu C (2008) Study on prediction of surface quality in machining process. *J Mater Process Technol* 205:439–450. doi:10.1016/j.jmatprotec.2007.11.270
9. Stephenson DA, Agapiou JS (2006) *Metal cutting theory and practice*, 2nd edn. CRC Taylor & Francis, Boca Raton
10. Fallböhmer P, Rodriguez CA, Özel T, Altan T (2000) High-speed machining of cast iron and alloy steels for die and mold manufacturing. *J Mater Process Technol* 98:104–115. doi:10.1016/S0924-0136(99)00311-8
11. Omar OEEK, El-Wardany T, Ng E, Elbestawi MA (2007) An improved cutting force and surface topography prediction model in end milling. *Int J Mach Tool Manuf* 47:1263–1275. doi:10.1016/j.ijmactools.2006.08.021
12. Lamikiz A, López de Lacalle LN, Sánchez JA, Salgado MA (2004) Cutting force estimation in sculptured surface milling. *Int J Mach Tool Manuf* 44:1511–1526. doi:10.1016/j.ijmactools.2004.05.004
13. Oliveira AJ, Diniz AE (2009) Tool life and tool wear in the semi-finish milling of inclined surfaces. *J Mater Process Technol* 209:5448–5455. doi:10.1016/j.jmatprotec.2009.04.022
14. Kecelj B, Kopač J, Kampuš Z, Kuzman K (2004) Speciality of HSC in manufacturing of forging dies. *J Mater Process Technol* 157–158:536–542. doi:10.1016/j.jmatprotec.2004.07.112
15. Schulz H, Hock S (1995) High-speed milling of dies and moulds—cutting conditions and technology. *CIRP Ann - Manuf Technol* 44:35–38. doi:10.1016/S0007-8506(07)62270-7
16. Ozturk E, Tunc LT, Budak E (2009) Investigation of lead and tilt angle effects in 5-axis ball-end milling processes. *Int J Mach Tool Manuf* 49:1053–1062. doi:10.1016/j.ijmactools.2009.07.013
17. Baptista R, Antune Simões J (2000) Three and five axes milling of sculptured surfaces. *J Mater Process Technol* 103:398–403. doi:10.1016/S0924-0136(99)00479-3
18. Kull HN, Diniz AE, Pederiva R (2014) Correlating tool life and workpiece surface roughness with tool stiffness in the milling of Ti-6Al-4V alloy with toroidal tool. *Int J Adv Manuf Technol* 75:139–152. doi:10.1007/s00170-014-6144-5
19. Diniz AE, Marcondes FC, Coppini NL (2008) *Tecnologia da usinagem dos materiais*. Artliber, São Paulo (in Portuguese)

ANEXO C – Artigo científico 3

Tool life and surface roughness in the milling of curved hardened-steel surfaces

Henrique Kull Neto¹ · Anselmo Eduardo Diniz¹ · Robson Pederiva¹

Received: 18 January 2016 / Accepted: 20 March 2016
© Springer-Verlag London 2016

Abstract The manufacturing of molds and dies requires that complex hardened-steel surfaces be milled. The deep cavities in these parts are generally cut using high-speed machining technologies and long, slender tools. Consequently, the milling cutter has a tendency to vibrate, potentially damaging the surface of the workpiece and causing the cutting tool to chip or break. This study investigates tool life, cutting forces, and surface roughness in ball-end milling of a curved, convex surface of AISI D6 tool steel with a hardness of 62 HRC. The main goal was to find cutting conditions that provide good surface quality with long tool life. Two cutting strategies (upward and downward) with three lead angles (-16° , 0° , and 16°) were tested. Analysis of variance was used to understand the results better. Adhesion followed by chipping of the cutting edge was the main wear mechanism found. The results show a close relationship between radial components of the machining forces and surface roughness and tool life. The cutting conditions that provided the lowest radial force also generated the best surface finish and the longest tool life (an upward strategy with a lead angle of 0°).

Keywords Milling of dies and molds · Tool life · Tool vibration · Hardened steel

✉ Henrique Kull Neto
henriquek@fem.unicamp.br

✉ Anselmo Eduardo Diniz
anselmo@fem.unicamp.br

Robson Pederiva
robson@fem.unicamp.br

¹ Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, R. Mendeleyev 200, Campinas-SP 13083-860, Brazil

1 Introduction

Machining with ball-end mills is widely used in the manufacture of molds and dies [1–4]. The manufacture of such parts commonly involves the use of machining technologies such as high-speed machining (HSM) on complex hardened-steel surfaces [1, 2, 5–8]. As the quality of the mold or matrix has a direct effect on the quality of the product, it is important to choose the machining parameters correctly [9].

Although HSM has several benefits, such as reduced lead time, low cutting forces, and good accuracy and surface finish, it also has various disadvantages, including excessive tool wear, the need for special, expensive machines and appropriate clamping systems, the need to control tool runout, and the requirement for advanced tool and coating materials [7].

A disadvantage when using ball-end mills in three-axis milling is that when the center of the tool is in contact with the workpiece, the cutting speed is zero and the space for the chip is small [10]. These adverse conditions may cause chipping of the cutting edge and lead to poor surface quality but can be avoided by inclining the tool's axis [1] using machines with five programming axes.

In five-axis machines, the positioning of the tool relative to the workpiece can be defined by the so-called lead and tilt angles, whose values may be chosen in such a way to avoid the contact of the center of the mill (which has cutting speed equal to zero) with the workpiece [11]. These angles alter the tool/workpiece contact conditions [12] and have a great influence on the components of the machining force. When end mills are used, the radial direction is usually less rigid and loads in this direction tend to cause the milling cutter to deflect, resulting in vibration. In contrast, the axial direction is more rigid since in this direction the tool clamping system and machine head resist the compressive loads caused by the machining forces [10].

Increased cutting speed causes an increase in the process temperature, which may accelerate tool wear and, consequently, reduce tool life. According to Chinchankar and Choudhury [13], although tool failure as a result of gradual tool wear is unavoidable, flank wear adversely affects dimensional accuracy and product quality. Furthermore, excessive vibrations may lead to chipping of the cutting edge and, in extreme cases, may cause the cutting tool to break.

Wojciechowski and Twardowski [14] reported that an excessive increase in cutting forces may lead to increased cutting power and unwanted vibrations, affecting part quality and tool life. According to Becze et al. [15], the rigidity of the fourth and fifth axes of the machine tool may also affect the dynamics of the cutting process, leading to tool runout and reducing tool life and workpiece dimensional accuracy and finish.

Ozturk et al. [11] concluded that form errors in finishing operations can be minimized by using lead and tilt angles equal to zero. They note that, under these conditions, the tool makes contact marks on the workpiece that may damage the surface finish. This occurrence can be avoided by using a slightly positive lead angle and a positive tilt angle.

Kull Neto et al. [16] studied the influence of tooth-passing frequency and cutting strategy on tool vibration in the milling of convex tool-steel surfaces at high cutting speeds using slender milling cutters. They tested upward and downward machining strategies with continuous variation of the lead angle along the tool path and a tilt angle equal to zero. The results showed that tooth-passing frequency had no significant influence on surface roughness and cutting forces. The most significant factor affecting roughness was cutting strategy, and downward machining generated less variation in radial forces, providing a better surface finish.

Kull Neto et al. [17] evaluated the effect of tool overhang, machining strategy, and tool inclination in the feed direction (lead angle) on cutting forces and workpiece roughness when

milling convex hardened-steel surfaces. They tested upward and downward strategies (with a constant Z coordinate in each path) with a fixed lead angle (-16° , 0° , and 16°). The tilt angle varied between consecutive passes because of the curvature of the workpiece surface. They found the highest roughness values when a downward strategy with a lead angle of 16° was used. These conditions produced the highest radial forces (i.e., the forces in the direction in which the tool is least rigid). The conditions that resulted in the lowest radial force (upward cutting with a lead angle of 0°) produced the lowest roughness, indicating a correlation between cutting forces and workpiece roughness.

The main goal of this work was to evaluate the influence of machining strategy and lead angle on cutting forces, workpiece roughness, and tool life. We sought to identify machining conditions that could not only improve workpiece surface finish but also provide a longer tool life, allowing more material to be removed before the end of tool life.

2 Materials and methods

The machine tool used in the milling tests was a five-axis CNC machining center with the X, Y, and Z axes in the head and the B and C axes on the machine tool table, a maximum speed of 42,000 rpm, and an HSK-A63 clamping system.

Tool-wear evolution was monitored using a stereo microscope (maximum magnification of $\times 45$) equipped with a digital camera and image processing software. After the milling tests, the worn tools were analyzed in a scanning electron microscope.

Workpiece roughness was measured with a portable profilometer several times during the tool-life tests. The roughness parameter measured was the average roughness (parameter Ra—according to ISO 4287:1997).

Fig. 1 Schematic drawing of the specimen [17]

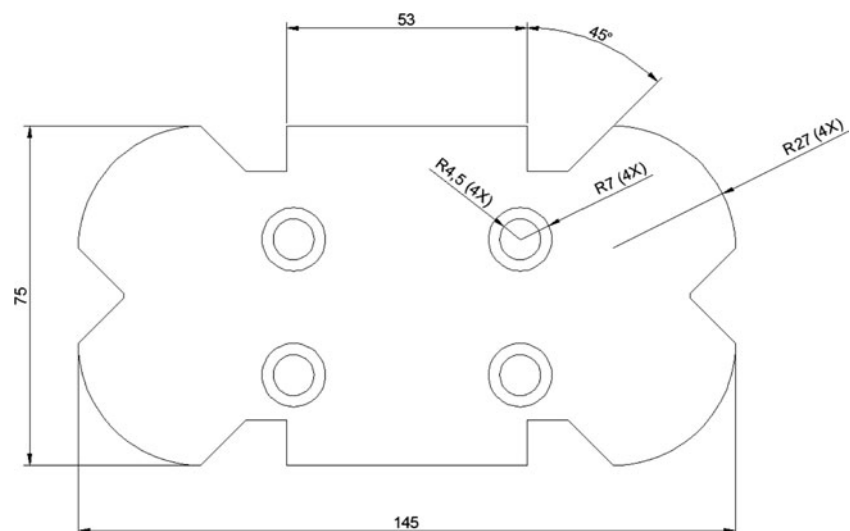
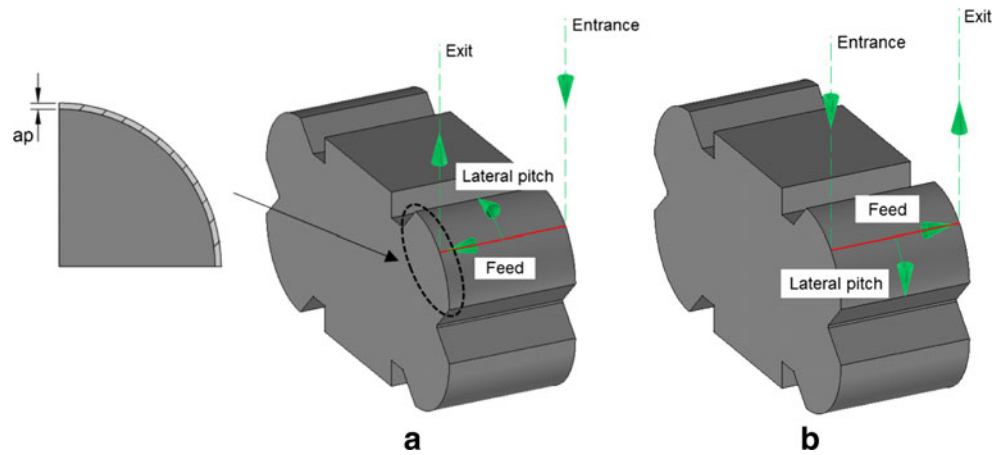


Fig. 2 a Upward cutting and b downward cutting



Measurements were performed in the feed direction, and the sampling length (or cutoff) used in all measurements was 0.8 mm.

The components of the machining force in the X, Y, and Z directions were measured using a piezoelectric dynamometer fixed on the table of the machine tool. The dynamometer was also connected to a signal conditioner, which in turn was connected to a computer equipped with a data acquisition board and signal analysis software. The sampling rate was 30 kHz, and the signals were filtered with a 10-kHz analog filter. The tangential force (F_t , which corresponds to the cutting force— from now on, this component is going to be called *cutting force*), radial force (F_r), and axial force (F_a) were calculated from the components of the machining force F_x , F_y , and F_z as described by Kull Neto et al. [17].

The material chosen for the specimen was quenched and tempered AISI D6 tool steel with a hardness of 62 HRC. The specimen had four 9-mm mounting holes. Figure 1 shows the schematic drawing of the specimen. The tests were performed on the 27 mm-radius curve.

The tool used in the tests was a ball nose end mill with indexable inserts. The toolholder had a cemented carbide body, manufacturer’s code R216F-12A16C-085. The maximum cutting diameter was 12 mm, and the inserts were 12 mm-diameter carbide inserts, maker’s code R216F 1230 E-L ISO H10. The chosen carbide grade had a monolayer

coating of TiAlN applied by PVD. The toolholder was secured in an HSK-A63 hydraulic chuck.

The goal of the machining tests was to determine the influence of the cutting strategy (upward and downward, with the Z coordinate constant in each path) and the inclination angle in the plane perpendicular to the radial depth of cut (a_e) (lead angle) on cutting forces, surface roughness, and tool life. The tool inclination angle in the plane perpendicular to the feed direction (tilt angle) varied from one pass to another for each cutting strategy: upward milling always had a positive tilt angle (from 90° to 0°), and downward milling a negative tilt angle (from 0° to -90°).

Figure 2 shows the upward and downward strategies. The cutter rotation was clockwise.

Table 1 shows the machining parameters used in the tests. Tool overhang was 112 mm. Lead angles of 16° (tool axis bent toward the feed direction) and -16° were chosen because these values ensured that there was no contact between the tool tip and workpiece (cutting speed equal to zero) for any value of tilt angle with a depth of cut of 0.2 mm. In this table, n is the spindle rotation, f_z is the feed per tooth, a_p is shown in Fig. 2, and a_e is the distance between successive passes of the tool (step over).

Table 1 Machining parameters used in the tests

Test	Strategy	Lead angle	n (rpm)	f_z (mm)	a_p (mm)	a_e (mm)
1	Upward	0°	11,074.5	0.1	0.2	0.3
2		-16°				
3		16°				
4	Downward	0°	11,074.5	0.1	0.2	0.3
5		-16°				
6		16°				

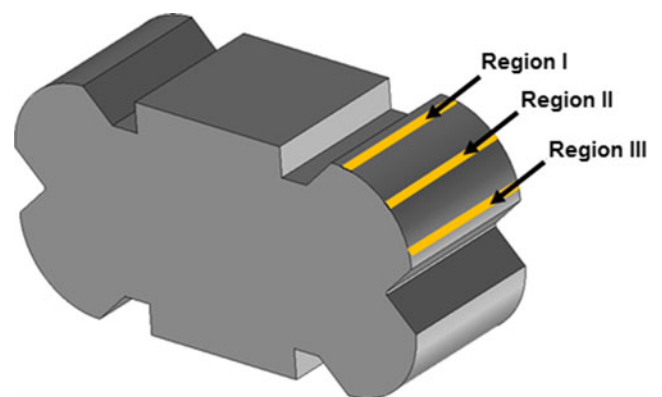
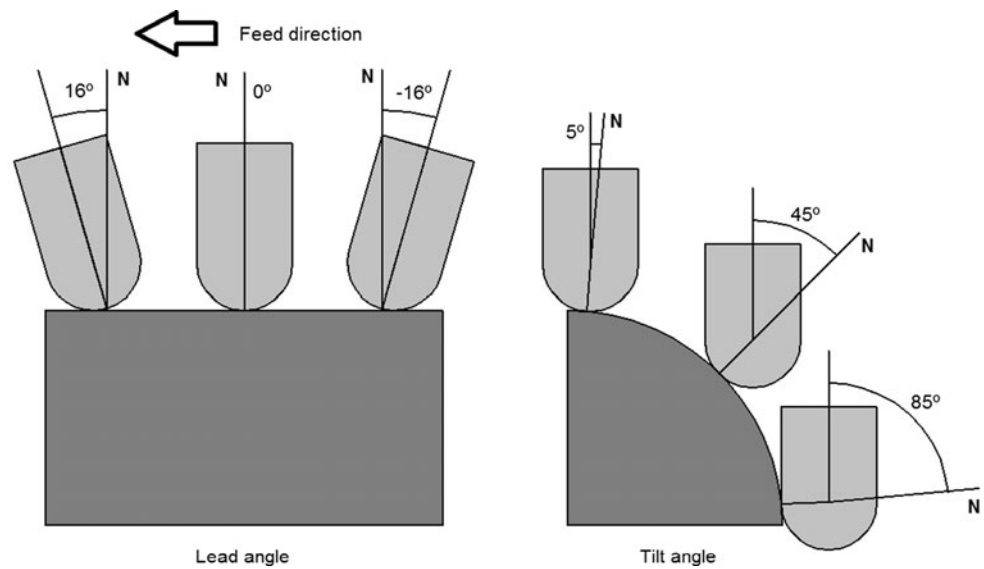


Fig. 3 Regions of the workpiece used to analyze the results [17]

Fig. 4 Inclination of the tool



The results of surface roughness and cutting forces were measured in three different regions of the workpiece (regions I, II, and III), as illustrated in Fig. 3. The tilt angle varied from 90° to 0° for the upward cutting and from 0 to -90° for the downward cutting. Thus, in the upward strategy the tilt angle was approximately 5° , 45° , and 85° in regions I, II, and III, respectively, while in the downward strategy the corresponding angles were approximately -5° , -45° , and -85° . The lead angle was kept constant in each test, as shown in Table 1. Figure 4 shows the lead angles tested and the tilt angle in three regions of the workpiece. N is the normal direction of the surface. Each test was performed twice or three times, depending on the standard deviation of the results. One test was finished when the tool flank wear (V_B) reached 0.2 mm, which was also the end of the tool life.

3 Results and discussion

Figure 5 shows the tool lives for the two machining strategies (upward and downward) and three different values of lead angle (-16° , 0° , 16°). The longest tool life was achieved using the upward strategy with a lead angle of 0° , while the shortest tool life was obtained with the downward strategy and a lead angle of 16° .

To understand the influence of each variable (cutting strategy and lead angle) on tool life, analysis of variance of the results was performed. The results are shown in Table 2. The variables that had a significant impact on tool life have a P value lower than 0.05 for a 95% confidence level.

Table 2 shows that the machining strategy, lead angle, and the combination of them had a significant influence on tool life (P value lower than 0.05). To evaluate the effect of each

Fig. 5 Tool life

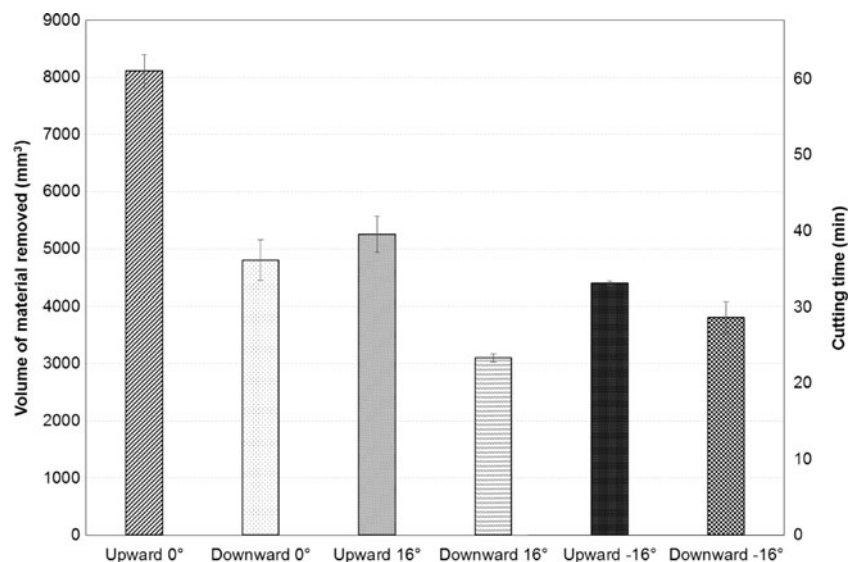


Table 2 Analysis of variance for tool life

Factor	Degrees of freedom	Sum of squares	Mean of squares	F	P value
Strategy	1	12,225,045	12,225,045	46.43	0.000
Lead angle	2	14,320,451	7,160,225	27.19	0.001
Strategy*lead angle	2	3,708,771	1,854,385	7.04	0.027
Error	6	1,579,832	263,305		
Total	11	31,834,099			

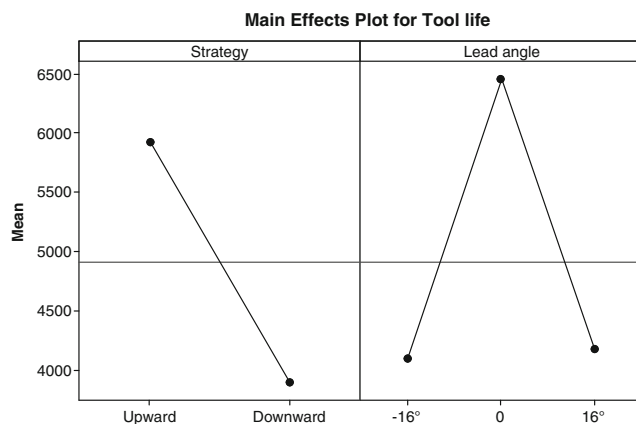
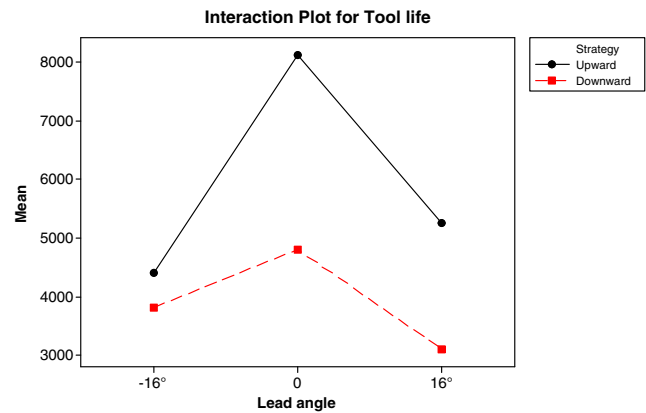
variable, we used the main effects plot for the tool life (Fig. 6). This plot shows that the upward strategy and lead angle of 0° tend to result in a longer tool life.

Figure 7 shows the interaction between the variables. The effect of lead angle on tool life is greater in the upward strategy than in the downward strategy (the lines are steeper), although in both cases the lead angle of 0° results in longer tool life.

Worn tools were observed in a scanning electron microscope to identify the main wear mechanisms. Figure 8 shows the flank and rake faces of these tools.

Observation of the flank face of the worn tools shows that adhesive wear (attrition), characterized by adhesion of layers of workpiece/chip material to the surface of the tool, occurred in Fig. 8a, c–e. In Fig. 8b, f, chipping of the cutting tool was also observed in the rake face. For workpiece material to adhere to the flank face of the tool, as seen in Fig. 8a, c–e, extrusion of workpiece/chip material must occur between the tool and workpiece. This is only possible if the workpiece material has some ductility (so it can be deformed and extruded) and there is some vibration in the tool/workpiece system so that space is created between the workpiece and tool for extrusion of this material.

Thus, it can be concluded that even a hardened steel (with a hardness of 62 HRC) is sufficiently ductile to be extruded in this way and that even in operations in which there is limited

**Fig. 6** Graph of main effects for tool life**Fig. 7** Graph of interaction between the variables for tool life

vibration of the tool, e.g., an upward strategy with a lead angle of 0° , when the roughness of the workpiece was low at both the beginning and end of the tool life (as it will be seen ahead in this work), the vibration was sufficient to displace the tool in such a way that extrusion occurred. Of course, when there is excessive vibration, as occurred in some cuts (analysis of cutting forces will be discussed later in this paper), not only may extrusion of the workpiece material between tool and workpiece be facilitated, but chipping and breakage of the cutting edge may also occur, as shown in Fig. 8f (a downward strategy with a lead angle of -16°).

An important observation related to wear is that when using an upward strategy, maximum flank wear (VB_{Bmax}) occurred near the outermost diameter of the tool, which cut with the highest cutting speed. In contrast, when using a downward strategy, maximum flank wear occurred in the region near the center of the tool. Figure 9 shows the cutting edge regions where flank wear was greatest. Since the effective contact diameter is smaller when a downward strategy rather than an upward strategy is used (Fig. 10), the wear tends to occur within a smaller tool diameter for the downward strategy.

Although the region near the center of the tool has a lower cutting speed, the shorter tool life with the downward strategy for a given lead angle can be attributed to the higher cutting pressure (as discussed later, the downward strategy produced higher cutting forces) and higher load on the cutting edge, which caused workpiece material adhesion and chipping of the cutting edge (more intense in Fig. 8b, f), accelerating the end of the tool's life.

Figure 11 shows the results of roughness measurements (parameter R_a) in the feed direction for the machined surfaces with fresh and worn tools for all the tests. As discussed by Kull Neto et al. [17], the roughness of the workpiece is affected by the workpiece region (tilt angle), machining strategy, and lead angle.

Figure 11 shows that the conditions that provided the longest tool life (an upward strategy with a lead angle of 0°) resulted in a roughness value that was always lower than

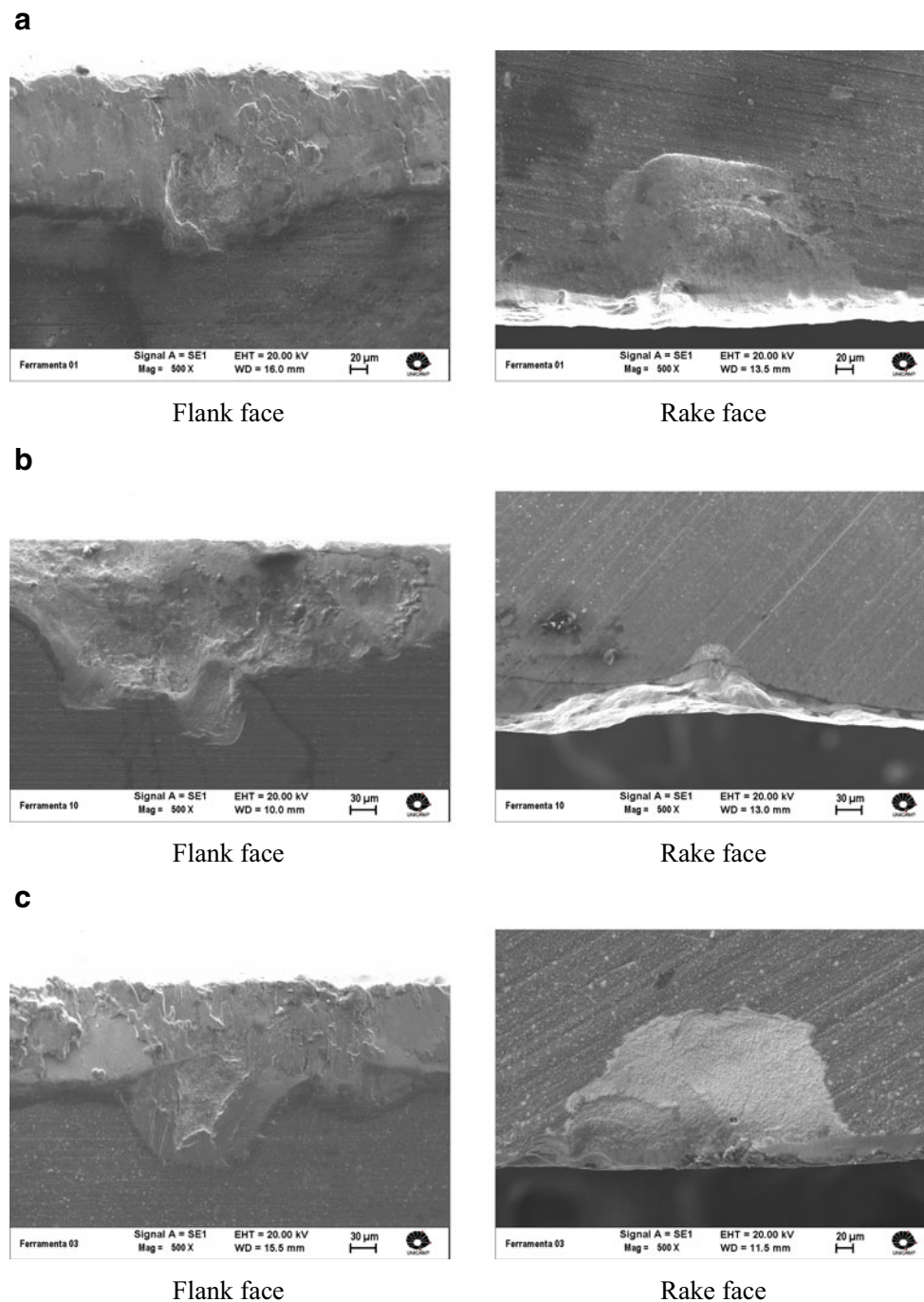


Fig. 8 Tool wear in the flank and rake faces ($n = 11,074.5$ rpm, $f_z = 0.1$ mm, $a_p = 0.2$ mm, and $a_e = 0.3$ mm): **a** upward 0° , **b** downward 0° , **c** upward 16° , **d** downward 16° , **e** upward -16° , **f** downward -16°

$0.8 \mu\text{m}$ (a typical roughness value for finishing operations [18]) even with flank wear of 0.2 mm. For these conditions, the cut could have continued with greater values of wear while still guaranteeing a good surface finish. On the other hand, the conditions that resulted in the shortest tool life (a downward strategy with a lead angle of 16°) produced roughness greater than $1.5 \mu\text{m}$ in region I and greater than $0.8 \mu\text{m}$ in region II even with a fresh tool, indicating that these conditions are

unsuitable for finishing operations. As with the upward strategies, maximum flank wear occurred nearer the outermost diameter of the tool (the edge region responsible for machining region III of the workpiece) and near the intermediate region of the cutting edge (the edge region responsible for machining region II of the workpiece—see Fig. 9a, c, e); the increase in roughness with tool wear was higher in regions II and III. With the downward strategies, however, maximum

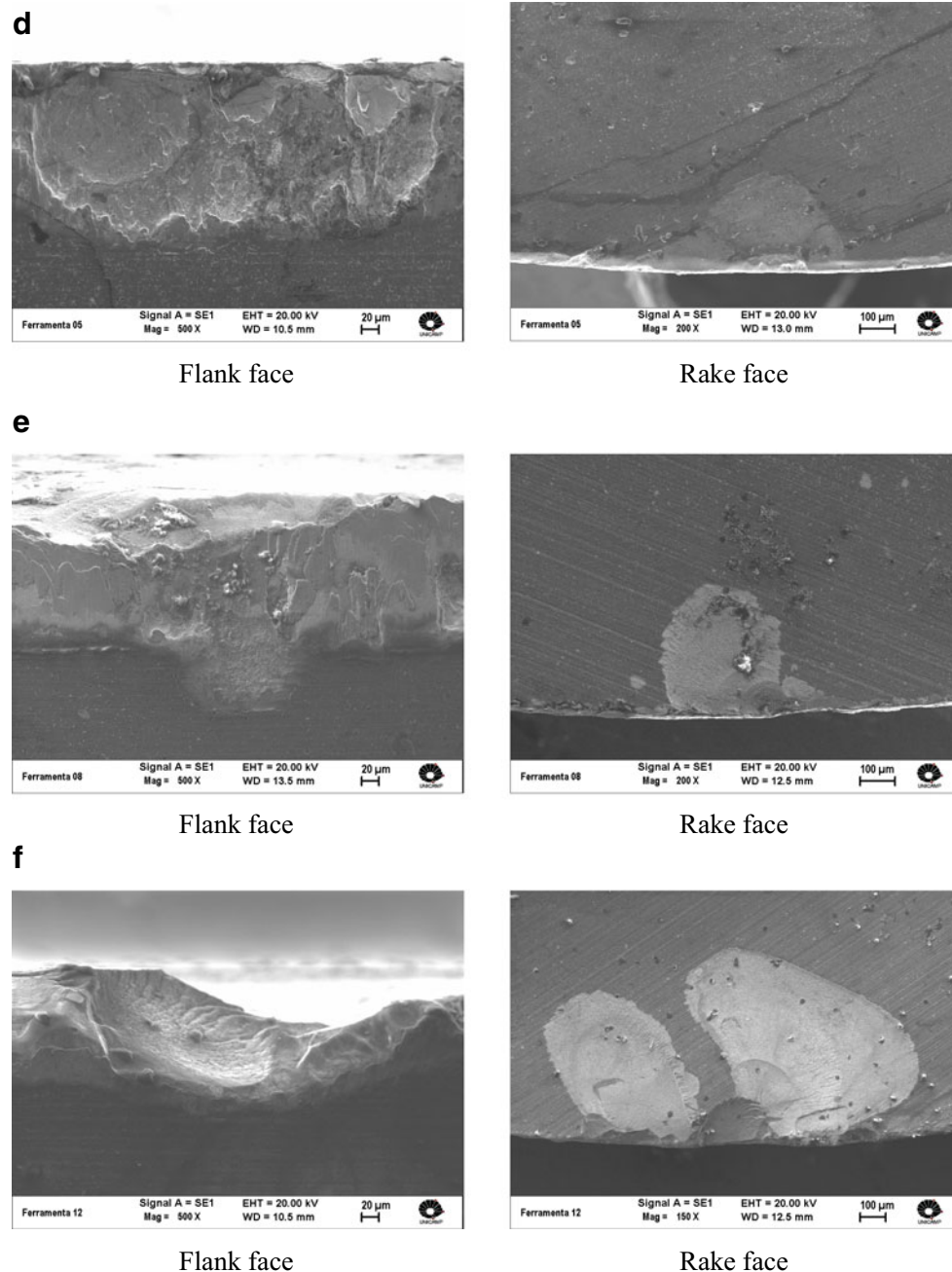


Fig. 8 continued.

flank wear occurred near the center of the tool and approached the center of the cutting edge when a lead angle of -16° was used (see Fig. 8f). Therefore, the greatest increase in roughness with tool wear for the downward strategies was in regions I and II.

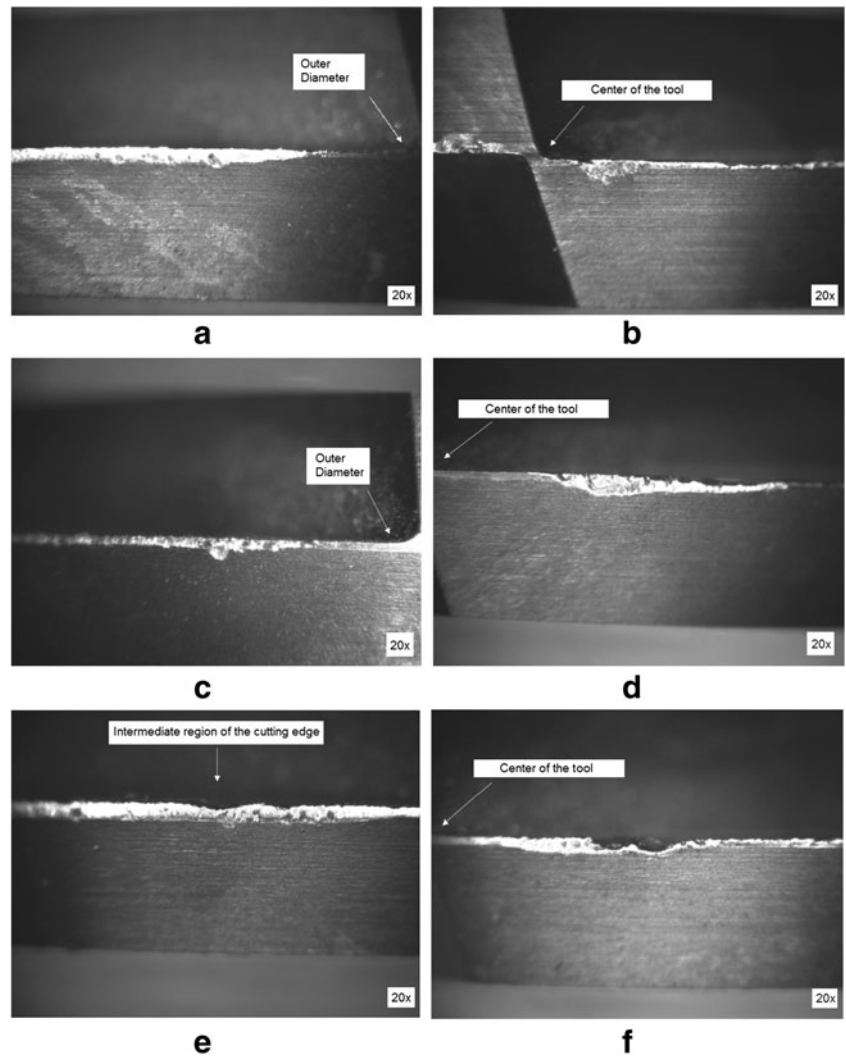
Analysis of variance was performed to evaluate the influence of the input variables on workpiece roughness (Table 3). Comparison of the results with the fresh tool and the worn tool show that tool wear is a parameter of influence for the roughness of the workpiece, as are workpiece region, which is related to the tilt angle, and cutting strategy (upward or

downward). Although in this comparison the lead angle showed no influence, analysis of the results obtained using only a fresh tool showed that this parameter did affect surface roughness [17].

The main effects plot for the roughness (Fig. 12) shows that tool wear tends to increase surface roughness. On the other hand, a lead angle of 0° and an upward strategy tend to produce lower surface roughness, as discussed by Kull Neto et al. [17]. Region III has the lowest roughness.

From the analysis of workpiece roughness, it can be seen that the cutting condition that produced the lowest roughness

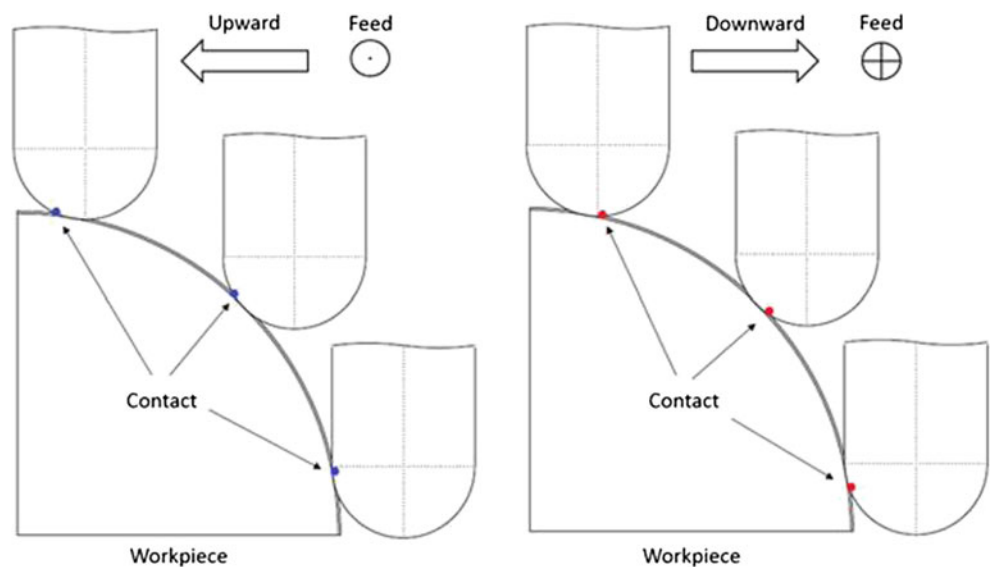
Fig. 9 Most-worn tool regions ($n = 11,074.5$ rpm, $f_z = 0.1$ mm, $a_p = 0.2$ mm, and $a_e = 0.3$ mm): **a** upward 0° , **b** downward 0° , **c** upward 16° , **d** downward 16° , **e** upward -16° , **f** downward -16°



value (an upward strategy with a lead angle of 0°) also provided the longest tool life, while the condition that produced

the worst surface roughness (a downward strategy with a lead angle of 16°) provided the shortest tool life. Figure 13 shows a

Fig. 10 Tool contact region in upward and downward strategies [17]



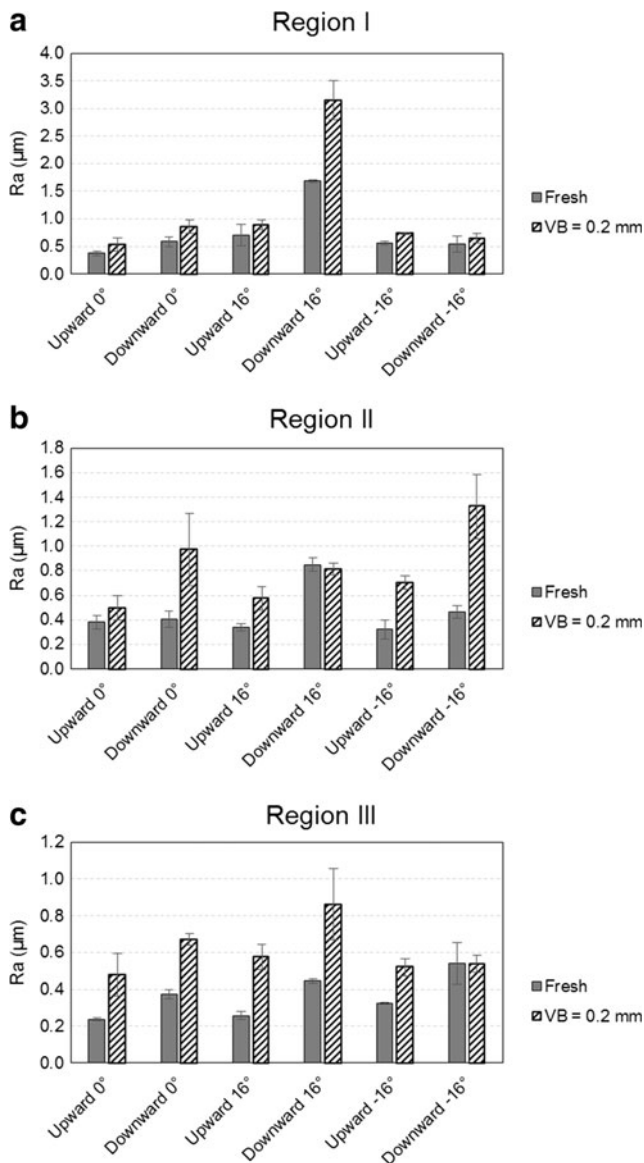


Fig. 11 Average roughness (Ra) of the three regions of the workpiece: **a** region I, **b** region II, and **(c)** region III

Table 3 Analysis of variance for Ra

Factor	Degrees of freedom	Sum of squares	Mean of squares	F	P value
Region	2	1.2831	0.6416	3.73	0.040
Tool wear	1	0.9900	0.9900	5.76	0.025
Strategy	1	1.2432	1.2432	7.23	0.013
Lead angle	2	1.0869	0.5435	3.16	0.062
Tool wear*strategy	1	0.1013	0.1013	0.59	0.451
Tool wear*lead angle	2	0.0451	0.0226	0.13	0.878
Strategy*lead angle	2	0.6138	0.3069	1.78	0.191
Tool wear*strategy*lead angle	2	0.0317	0.0159	0.09	0.912
Error	22	3.7832	0.1720		
Total	35	9.1784			

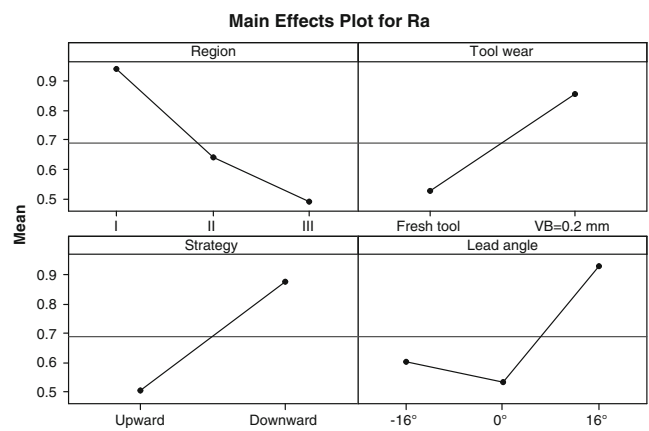


Fig. 12 Main effects for the roughness parameter Ra

correlation (in this case an inverse relationship) between tool life and surface roughness (the average of the three regions). These results suggest that both tool life and surface roughness behaviors were related to the same factor, which, as we shall see, is the vibration in the cutting process. To gain a better understanding of these results, an analysis of cutting forces was performed.

Figure 14 shows the average of the cutting force (F_t) signal peaks for ten rotations of the tool. Inspection of this graph shows that tool wear tends to increase the cutting force. To ensure a better interpretation of the results, an analysis of variance was performed. The results of this analysis are shown in Table 4.

Analysis of Table 4 shows that the factors of influence (P value < 0.05) for the cutting force (F_t) were workpiece region, which is related to tilt angle, and tool wear. The main effects plot (Fig. 15) shows the effect of each input variable on the cutting force (tangential). The lowest cutting forces are obtained in region III with a fresh tool. Although machining strategy and lead angle did not have a significant influence on cutting force, the results indicate that an upward strategy tends to generate a lower force, especially in region I (see Fig. 14). In addition, in this region (where the tilt angle is close to zero), the cutting force is higher when a lead angle of 0° is used,

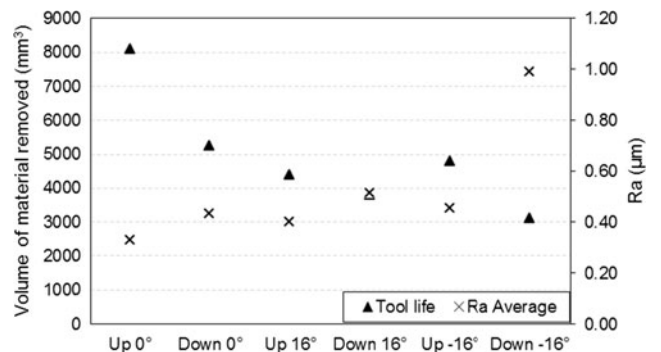


Fig. 13 Relationship between tool life and surface roughness

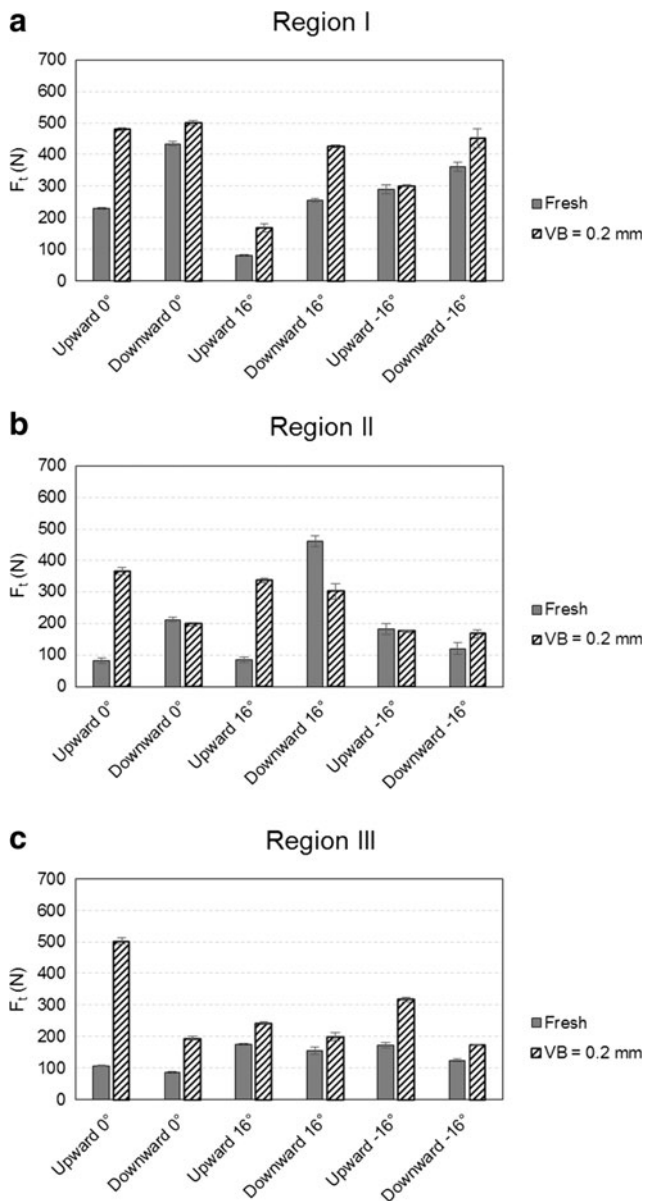


Fig. 14 Average of the force signal peaks in the tangential direction (F_t): **a** region I, **b** region II, and **(c)** region III

possibly because of increased contact between the tool center region and workpiece. Comparing only the results with fresh

tools, the highest cutting force is observed in region II using a downward strategy and lead angle of 16° (the conditions that resulted in the shortest tool life). The test with a downward strategy and lead angle of 16° (region II) was the only experiment in which the cutting force was lower with the worn tool than with the fresh tool. This may be because of the change in rake angle caused by crater wear (observed in all tests—see Fig. 8), which may have favored the cut and reduced the machining forces.

Figure 16 shows the average of the force peaks in the radial direction (F_r) for ten rotations of the tool. As observed in the analysis of cutting force, in some tests the radial force was lower with the worn tool. This may have occurred because of a change in rake angle caused by crater wear, easing the cut in some cases. Furthermore, the regions with the highest increase in cutting force with tool wear also had the highest increase in radial force. The analysis of variance (Table 5) shows that the factors of influence for the radial force are tool wear and the combination of wear and cutting strategy.

Figure 17 shows the main effects plot for the radial force (F_r). As with the cutting force, the radial force tends to be lower in region III with a fresh tool.

Although machining strategy showed no effect when analyzed alone, it had a significant effect when combined with tool wear, as shown in Table 5. Analysis of Fig. 17 shows that, like the cutting force, the radial force tends to be lower when an upward strategy is used. Since the effective contact diameter is smaller when a downward strategy rather than an upward strategy is used (Fig. 10), the actual tilt angle is higher for downward strategy, causing the radial force to be higher in this strategy.

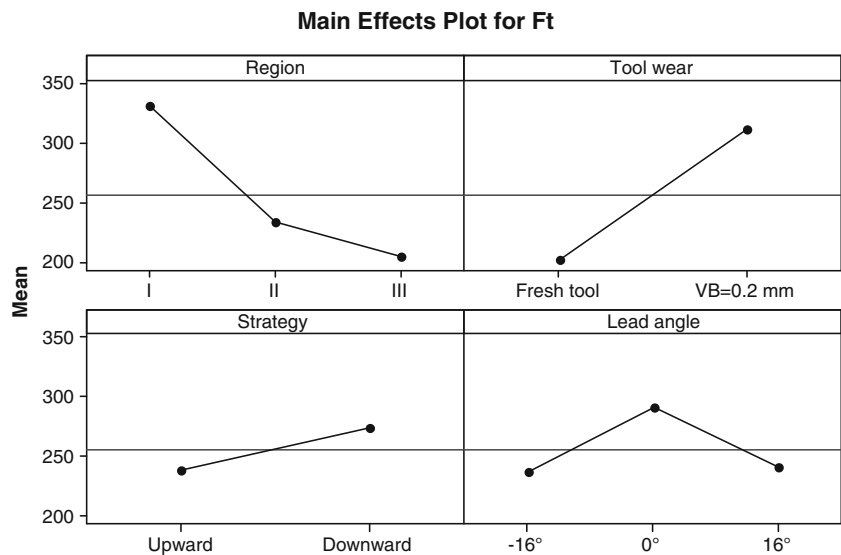
Figure 18 shows the relationship between radial force, which is responsible for the deflection and vibration of the milling cutter, and roughness (both averaged over the three regions). There is clearly a strong relationship between both. When the surface roughness was greater than the characteristic value ($0.8 \mu\text{m}$), the radial force reached 250 N, twice that observed in the other tests. This confirms the hypothesis that the surface roughness of the workpiece was directly affected by the vibration of the tool.

These results are confirmed when radial force and tool life are compared (Fig. 19). The test that produced the

Table 4 Analysis of variance for F_t

Factor	Degrees of freedom	Sum of squares	Mean of squares	F	P value
Region	2	106,151	53,075	5.03	0.016
Tool wear	1	108,944	108,944	10.33	0.004
Strategy	1	11,088	11,088	1.05	0.316
Lead angle	2	22,461	11,230	1.06	0.362
Tool wear*strategy	1	26,298	26,298	2.49	0.129
Tool wear*lead angle	2	35,978	17,989	1.71	0.205
Strategy*lead angle	2	31,538	15,769	1.49	0.246
Tool wear*strategy*lead angle	2	21,000	10,500	1.00	0.386
Error	22	232,060	10,548		
Total	35	595,518			

Fig. 15 Main effects for the cutting force (F_r)



highest radial forces (i.e., the forces in the direction in which the tool is least rigid) also produced the shortest tool life (a downward strategy with a lead angle of 16°), while the test that resulted in the lowest radial forces produced the longest tool life (an upward strategy with a lead angle of 0°). The results indicate that a longer tool life was achieved by reducing the radial forces, with a consequent reduction in tool vibration, and in turn, the tendency of the tool to chip. Therefore, reducing tool vibration is very important to increase tool life (and also to decrease surface roughness, as already cited).

4 Conclusions

The results described above allow the following conclusions to be drawn:

- The longest tool life was obtained with an upward strategy (tilt angle always positive) and a lead angle of 0°. These conditions also produced the lowest radial force.
- The upward strategy produced lower radial forces than downward strategy due to its lower tilt angle.
- The main wear mechanism was adhesion (attrition). Chipping of the cutting edge also occurred when a downward strategy was used and may have been facilitated by the adhesion mechanism. While with the upward strategy (tilt angle always positive) maximum wear tended to occur near the outermost tool diameter, in the downward strategy (tilt angle always negative) it tended to occur near the tool tip.
- The results show that tool life and workpiece surface roughness are directly related to radial force and, thus,

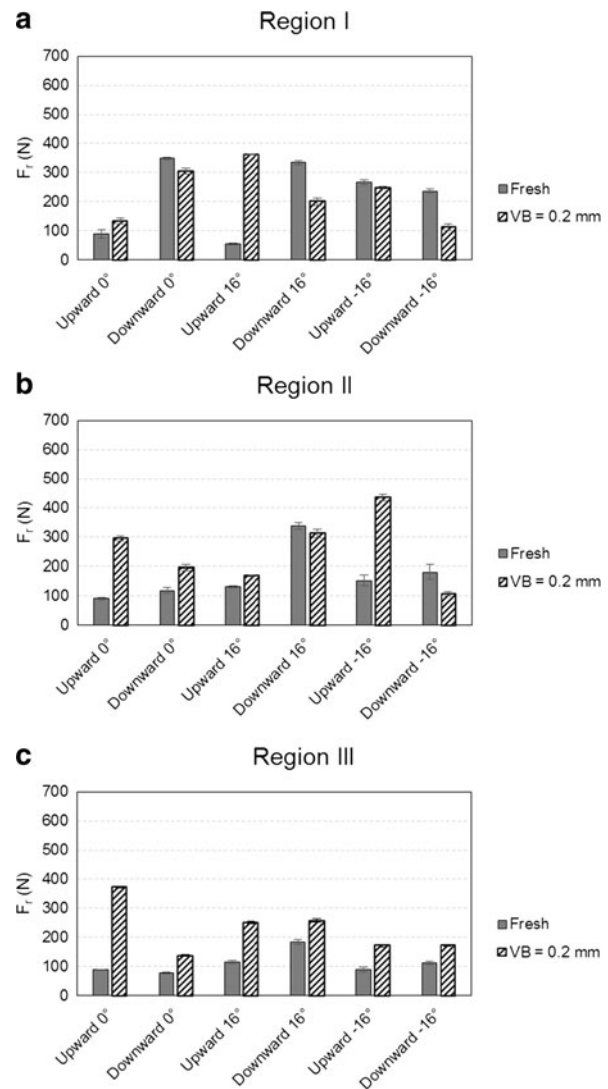


Fig. 16 Average of the force peaks in the radial direction (F_r): **a** region I, **b** region II, and **c** region III

Table 5 Analysis of variance for F_r

Factor	Degrees of freedom	Sum of squares	Mean of squares	F	P value
Region	2	21,174	10,587	1.34	0.283
Tool wear	1	48,591	48,591	6.13	0.021
Strategy	1	2544	2544	0.32	0.577
Lead angle	2	7684	3842	0.49	0.622
Tool wear*strategy	1	50,445	50,445	6.37	0.019
Tool wear*lead angle	2	13,126	6563	0.83	0.450
Strategy*lead angle	2	44,651	22,326	2.82	0.081
Tool wear*strategy*lead angle	2	2460	1230	0.16	0.857
Error	22	174,256	7921		
Total	35	364,930			

to the vibration in the process. The conditions that generated the highest radial forces (a downward strategy with a lead angle of 16°) resulted in the shortest tool life and worst roughness, while the conditions that resulted in the lowest radial forces (an upward strategy

with a lead angle of 0°) also provided the highest tool life and best surface roughness.

- Radial force has a strong effect on workpiece roughness and tool wear. A reduction in radial force therefore helps not only to improve surface finish but also to increase tool life.

Fig. 17 Main effects for the radial force (F_r)

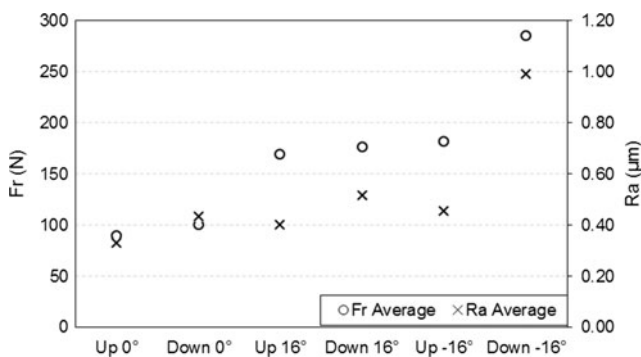
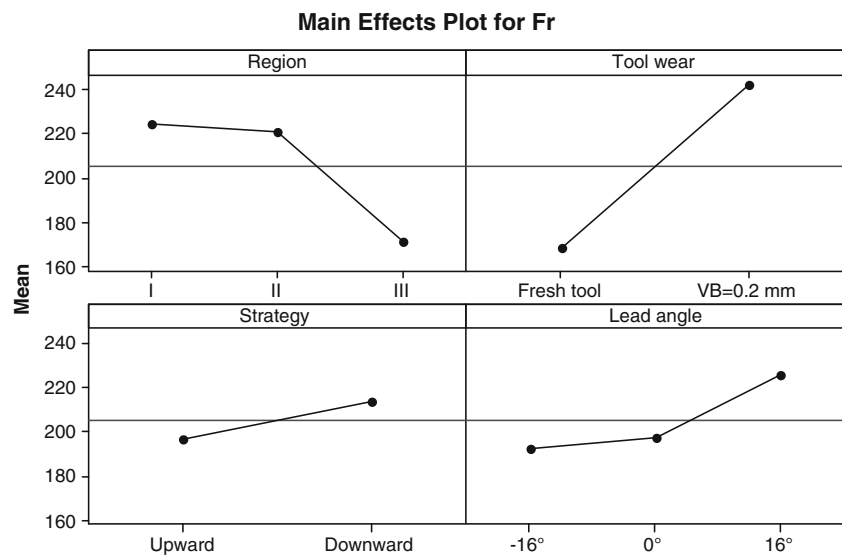


Fig. 18 Relationship between radial force and surface roughness

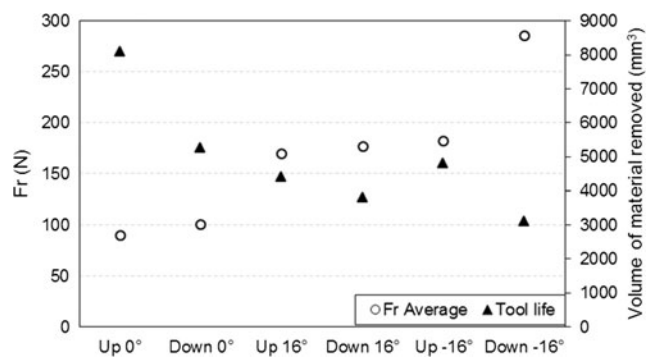


Fig. 19 Relationship between radial force and tool life

Acknowledgments The authors would like to thank FAPESP (São Paulo Research Foundation, Brazil) for awarding a student scholarship to H.K.N. (ref. no. 2012/20816-2) and for providing financial support for this work (grant no. 2013/00551-7).

References

- Schulz H, Hock S (1995) High-speed milling of dies and moulds—cutting conditions and technology. *CIRP Ann - Manuf Technol* 44: 35–38. doi:10.1016/S0007-8506(07)62270-7
- Elbestawi MA, Chen L, Becze CE, El-Wardany TI (1997) High-speed milling of dies and molds in their hardened state. *CIRP Ann - Manuf Technol* 46:57–62. doi:10.1016/S0007-8506(07)60775-6
- Lamikiz A, López de Lacalle LN, Sánchez JA, Salgado MA (2004) Cutting force estimation in sculptured surface milling. *Int J Mach Tool Manuf* 44:1511–1526. doi:10.1016/j.ijmactools.2004.05.004
- Sun Y, Ren F, Guo D, Jia Z (2009) Estimation and experimental validation of cutting forces in ball-end milling of sculptured surfaces. *Int J Mach Tool Manuf* 49:1238–1244. doi:10.1016/j.ijmactools.2009.07.015
- Dewes R, Aspinwall D (1997) A review of ultra high speed milling of hardened steels. *J Mater Process Technol* 69:1–17. doi:10.1016/S0924-0136(96)00042-8
- Urbanski JP, Koshy P, Dewes RC, Aspinwall DK (2000) High speed machining of moulds and dies for net shape manufacture. *Mater Des* 21:395–402. doi:10.1016/S0261-3069(99)00092-8
- Fallböhmer P, Rodríguez CA, Özel T, Altan T (2000) High-speed machining of cast iron and alloy steels for die and mold manufacturing. *J Mater Process Technol* 98:104–115. doi:10.1016/S0924-0136(99)00311-8
- Koshy P, Dewes R, Aspinwall D (2002) High speed end milling of hardened AISI D2 tool steel (~58 HRC). *J Mater Process Technol* 127:266–273. doi:10.1016/S0924-0136(02)00155-3
- Altan T, Lilly B, Yen YC, Altan T (2001) Manufacturing of dies and molds. *CIRP Ann - Manuf Technol* 50:404–422. doi:10.1016/S0007-8506(07)62988-6
- Oliveira AJ, Diniz AE (2009) Tool life and tool wear in the semi-finish milling of inclined surfaces. *J Mater Process Technol* 209: 5448–5455. doi:10.1016/j.jmatprotec.2009.04.022
- Ozturk E, Tunc LT, Budak E (2009) Investigation of lead and tilt angle effects in 5-axis ball-end milling processes. *Int J Mach Tool Manuf* 49:1053–1062. doi:10.1016/j.ijmactools.2009.07.013
- Budak E, Ozturk E, Tunc LT (2009) Modeling and simulation of 5-axis milling processes. *CIRP Ann - Manuf Technol* 58:347–350. doi:10.1016/j.cirp.2009.03.044
- Chincharikar S, Choudhury SK (2015) Machining of hardened steel—experimental investigations, performance modeling and cooling techniques: a review. *Int J Mach Tool Manuf* 89:95–109. doi:10.1016/j.ijmactools.2014.11.002
- Wojciechowski S, Twardowski P (2014) The influence of tool wear on the vibrations during ball end milling of hardened steel. *Proc CIRP* 14:587–592. doi:10.1016/j.procir.2014.03.108
- Becze CE, Clayton P, Chen L, El-Wardany TI, Elbestawi MA (2000) High-speed five-axis milling of hardened tool steel. *Int J Mach Tool Manuf* 40:869–885. doi:10.1016/S0890-6955(99)00092-9
- Kull Neto H, Diniz AE, Pederiva R (2015) Influence of tooth passing frequency, feed direction, and tool overhang on the surface roughness of curved surfaces of hardened steel. *Int J Adv Manuf Tech*. doi:10.1007/s00170-015-7419-1
- Kull Neto H, Diniz AE, Pederiva R (2015) The influence of cutting forces on surface roughness in the milling of curved hardened steel surfaces. *Int J Adv Manuf Tech*. doi:10.1007/s00170-015-7811-x
- Agostinho OL, Rodrigues AC dos S, Lirani J (1977) *Tolerâncias, ajustes, desvios e análise de dimensões*. Ed. Blücher, São Paulo