



Isabela da Costa Castanhera

**Uma contribuição ao estudo de vibração no  
fresamento em alta velocidade de corte do aço D6**

78/2015





**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS**

**FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA**

Isabela da Costa Castanhera

**Uma contribuição ao estudo de vibração no fresamento em  
alta velocidade de corte do aço D6**

Dissertação de Mestrado apresentada à Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas como parte dos requisitos exigidos para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica, na Área de Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Anselmo Eduardo Diniz

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE À VERSÃO  
FINAL DA DISSERTAÇÃO DEFENDIDA PELO(A)  
ALUNO(A) Isabela da Costa Castanhera  
..... E ORIENTADA PELO(A)  
PROF(A). DR(A) Anselmo Eduardo Diniz  
.....  
.....  
ASSINATURA DO(A) ORIENTADOR(A)

Campinas, julho de 2015.

SP – Brasil

Agência de fomento: Não se aplica  
Nº processo: Não se aplica

Ficha catalográfica  
Universidade Estadual de Campinas  
Biblioteca da Área de Engenharia e Arquitetura  
Rose Meire da Silva - CRB 8/5974

C275c Castanhera, Isabela da Costa, 1990-  
Uma contribuição ao estudo de vibração no fresamento em alta velocidade de corte do aço D6 / Isabela da Costa Castanhera. – Campinas, SP : [s.n.], 2015.

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

1. Fresamento. 2. Usinagem. 3. Vibração. I. Diniz, Anselmo Eduardo, 1959-. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

Informações para Biblioteca Digital

**Título em outro idioma:** A contribution to the study of vibration in high speed milling of steel D6

**Palavras-chave em inglês:**

Milling

Machining

Vibration

**Área de concentração:** Materiais e Processos de Fabricação

**Titulação:** Mestra em Engenharia Mecânica

**Banca examinadora:**

Anselmo Eduardo Diniz [Orientador]

Olívio Novaski

Alessandro Roger Rodrigues

**Data de defesa:** 28-07-2015

**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

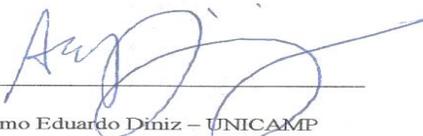
DISSERTAÇÃO DE MESTRADO ACADÊMICO

**Uma contribuição ao estudo de vibração no fresamento em  
alta velocidade de corte do aço D6**

Autora: Isabela da Costa Castanhera

Orientador: Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz

A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Dissertação:

  
\_\_\_\_\_  
Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz – UNICAMP

  
\_\_\_\_\_  
Prof. Dr. Olívio Novaski – UNICAMP

  
\_\_\_\_\_  
Prof. Dr. Alessandro Roger Rodrigues - USP

Campinas, 28 de julho de 2015.



## **Dedicatória**

Dedico este trabalho a Deus, à minha família e a todos aqueles que me auxiliaram quando necessário.



## **Agradecimentos**

Agradeço primeiramente a Deus, aos amigos espirituais e a meus pais, Maria Helena e Moacir, que me auxiliaram e apoiaram durante o trabalho.

Agradeço ao professor orientador Anselmo Eduardo Diniz pela orientação nos trabalhos e providência dos materiais.

Agradeço ao técnico Aristides Magri pela ajuda durante a execução dos trabalhos.

Agradeço aos colegas Henrique, que me auxiliou com a programação CNC e com o centro de usinagem, e Daniel, que ajudou com o microscópio.

Agradeço a Sandvik Coromant do Brasil pela doação das ferramentas utilizadas.

Agradeço a todos os colegas e amigos pela descontração quando ela era necessária.



“Não declares que as estrelas estão mortas apenas porque o céu está nublado.”

Provérbio árabe



## Resumo

Castanhera, Isabela da Costa, *Uma contribuição ao estudo da vibração no fresamento em alta velocidade de corte do aço D6*; Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica, Departamento de Engenharia de Manufatura e Materiais, Universidade Estadual de Campinas, 2015, 93 páginas, dissertação de mestrado.

Na década de 1970, o fresamento de materiais, sobretudo aços, endurecidos a mais de 45 HRC era desaconselhado, visto que a usinabilidade de aços tende a diminuir com o aumento de dureza. Com investimentos em máquinas-ferramenta e materiais de ferramenta, o fresamento de aços endurecidos tornou-se aconselhável, tanto para formas geométricas mais simples quanto para formas geométricas complexas, pois os centros de usinagem alcançam maiores rotações e eixos de posicionamento e usinagem. Para tanto, toda a estrutura destas máquinas-ferramentas é reforçada. As ferramentas apresentam materiais mais nobres e coberturas mais resistentes e tenazes. O fresamento do tipo *high speed machining* é utilizado principalmente para a usinagem de moldes e matrizes, tanto para abertura das cavidades, quanto para usinagem em acabamento fino, substituindo, quando possível, o processo de eletroerosão. Para a usinagem de uma superfície curva de aço ferramenta para trabalho a frio AISI D6, as estratégias de trajetória de ferramenta escolhidas podem afetar de modo significativo o acabamento da peça e a vida de ferramenta alcançada, sendo a estratégia descendente, que trabalha com menores diâmetros efetivos de corte, a estratégia que proporcionou as melhores vidas de ferramenta. A inclinação de ferramenta, para que se evite o contato do centro da fresa do tipo *ball nose*, pode apresentar grande influência no acabamento superficial, com rugosidade baixa ou rugosidade alta, sem garantia de que a simples inclinação da ferramenta apresenta contribuição positiva à rugosidade. A inclinação da ferramenta apresenta contribuição na forma de manifestação da vibração durante o corte. A vibração que resulta em diferentes forças com que cada dente corte o cavaco apresenta a maior influência na rugosidade.

Palavras-chave: *high speed machining*, inclinação da ferramenta, estratégia de trajetória de ferramenta, vibração, rugosidade.



## **Abstract**

In 1970 decade, milling harder than 45 HRC steels was inadvisable because of the low machinability. The investments in machining centers enabled the hardened steels milling for simple geometries or complex geometries workpieces, because the spindle speed and the extra axis for positioning and machining. The machine structure is enhanced. Tool materials are advanced, sub micrometric grain size cemented carbide and resistant tool coating. High speed machining is utilized principally in molds and dies machining for cavities opening or super finishing, reducing production time, costs reduction and EDM process substitution. In a tool steel AISI D6 hardened at 60 HRC curve surface milling, the chosen tool path strategy may affect surface finish and tool life. Downward cut, which works in lower effective diameters than upward cut, improved tool life. Tool inclination, utilized to avoid tool center in cut of tool type ball nose, may influence significantly the surface finish. Tool vibration influences surface finish because of tool bend, which promotes different cut force for each tool tooth. Tool inclination does not guarantee a good surface finish or a good vibration behavior. Tool inclination might change the manner the vibration presents itself. The vibration responsible by different cut forces in each tooth is the most influential vibration in roughness in presented cut.

Key words: high speed machining, tool inclination, tool path strategy, vibration, roughness.



## Lista de figuras

Figura 1.1: Faixa de aplicação de processos de fabricação mais aplicados, usinagem, fundição e forjamento a quente e a frio (Childs *et al.*, 2004), página 1.

Figura 1.2: Investimento, no Reino Unido, em máquinas-ferramenta mecânicas convencionais e com tecnologia CNC em torneamento (• e o, respectivamente) e fresamento (+ e x, respectivamente) (Childs *et al.*, 2004), página 2.

Figura 1.3: Tempo de produção de moldes e matrizes para processo convencional e corte em alta velocidade (DAVIM, 2008), página 3.

Figura 2.1: Parâmetros de fresamento para fresamento tangencial (DINIZ *et al.*, 2010), página 7.

Figura 2.2: Parâmetros de fresamento para fresamento frontal (DINIZ *et al.*, 2010), página 7.

Figura 2.3: Exemplo de sucesso da implementação da tecnologia de máquina virtual para usinagem em cinco eixos (ALTINTAS *et al.*, 2014), página 15.

Figura 2.4: Lead angle e tilt angle (OZTURK *et al.*, 2009), página 17.

Figura 2.5: Esquema dos ensaios de usinagem de cavidades de molde para fabricação de bandeja de ovos (Souza *et al.*, 2014), página 18.

Figura 2.6: Comparação entre o tempo de corte estimado pelo software Cam e o tempo de corte medido para as cavidades usinadas por Souza *et al.* (2014), página 19.

Figura 2.7: Microgrãos de uma ferramenta de metal duro (CHENG, 2009), página 20.

Figura 2.8: Resultados obtidos para com ferramentas recobertas com TiAlN e AlCrN a) em testes de nanoimpactos e b) desgaste de flanco em teste de fresamento (BEAK e FOX-RABINOVICH, 2014), página 21.

Figura 2.9: Resultado de vida de ferramenta em termos de comprimento cortado para diferentes ferramentas e coberturas (URBANSKI *et al.*, 2000), página 23.

Figura 2.10: Superfície usinada por fresamento tangencial em que houve chatter (CHENG, 2009), página 27.

Figura 2.11: Exemplo de construção de diagrama de lóbulos (YUE, 2006), página 29.

Figura 2.12: Exemplo de diagrama de lóbulos para estudo de estabilidade de uma operação com base na profundidade de corte, por LACALLE e LAMIKIZ (2009), página 30.

Figura 2.13: Influência da rotação na força da massa desbalanceada de diferentes padrões (ARNONE, 1998), página 33.

Figura 2.14: cavacos encontrados por NING *et al.* (2001): a) estável, com rotação de 28.000 rpm, ap de 0,6 mm e  $V_f$  de 1350 mm/min, b) instável, com rotação de 28.000 rpm, ap de 0,6 mm e  $V_f$  de 1400 mm/min, c) crítico, com rotação de 29.000 rpm, ap de 0,6 mm e  $V_f$  de 1450 mm/min e d) extremo, com rotação de 25.000 rpm, ap de 0,9 mm e  $V_f$  de 1250 mm/min, página 35.

Figura 2.15: Rugosidade obtida por URBANSKI *et al.* (2000) pelo comprimento de corte para a) inserto intercambiável e b) ferramenta inteiriça, página 37.

Figura 2.16: Picos de força para diferentes velocidades de corte para corte com ferramenta sem desgaste e com desgaste de flanco de 0,3 mm, por URBANSKI *et al.* (2000), página 38.

Figura 2.17: Vida de ferramenta em termos de comprimento usinado para as ferramentas de insertos intercambiáveis para  $f_z$  de 0,1 mm/dente para as ferramentas 1, 2 e 3 (KOSHY, *et al.*, 2002), página 39.

Figura 2.18: Vida de ferramenta em termos de comprimento usinado em função da velocidade de corte com variação do avanço por dente para ferramenta 1 (KOSHY *et al.* 2002), página 40.

Figura 2.19: Vida de ferramenta em termos de comprimento usinado em função da velocidade de corte para ferramentas 4a e 4b (KOSHY *et al.* 2002), página 41.

Figura 2.20: Resultados obtidos para rugosidade em função da velocidade de corte para as ferramentas a) 1, inserto intercambiável, e b) 4b, inteiriça de metal duro (KOSHY *et al.* 2002), página 42.

Figura 2.21: Resultados de rugosidade para as cinco cavidades usinadas por Souza *et al.* (2014), página 44.

Figura 2.22: Resultados obtidos para os ensaios de BEGIC-HAJDAREVIC *et al.* (2014), página 45.

Figura 2.23: Resultados FRF das condições de ferramentas utilizadas por AGUIAR *et al.* (2013), página 49.

Figura 2.24: Resultados em rugosidade  $R_z$  nas direções transversal e longitudinal ao avanço, por AGUIAR *et al.* (2013), página 50.

Figura 3.1: Esquemas a) do desenho do corpo de prova utilizado e b) da usinagem do perfil de cota raio 27 mm. Sem escala, página 51.

Figura 3.2: Esquema de trajetórias do ensaio a) trajetória de corte ascendente e b) trajetória de corte descendente, página 53.

Figura 3.3: Esquema de inclinação axial da ferramenta a) positiva,  $+16^\circ$ , b) neutra,  $0^\circ$  e c) negativa,  $-16^\circ$ , página 55.

Figura 3.4: Medição da rugosidade da superfície usinada, página 60.

Figura 4.1: Função resposta em frequência do sistema ferramenta-dispositivo de fixação com balanço de ferramenta de 112 mm, página 61.

Figura 4.2: Valores de rugosidade  $R_a$  e  $R_z$  para as estratégias de corte a) ascendente e b) descendente, página 62.

Figura 4.3: ANOVA dos resultados de rugosidade a)  $R_a$  e b)  $R_z$ , página 63.

Figura 4.4: Gráficos para  $F_a$  para os ângulos de inclinação axial testados, para corte ascendente e para corte descendente, página 66.

Figura 4.5: Gráficos para  $F_f$  para os ângulos de inclinação axial testados, para corte ascendente e para corte descendente, página 68.

Figura 4.6: Gráficos para  $F_{cf}$  para os ângulos de inclinação axial testados, para corte ascendente e para corte descendente, página 70.

Figura 4.7: Evolução da componente  $F_{af}$  de força sobre a ferramenta para  $\theta_{inc} +16^\circ$  para a)  $\theta_{pr} 5^\circ$ , b)  $\theta_{pr} 45^\circ$  e c)  $\theta_{pr} 85^\circ$ , página 72.

Figura 4.8: Evolução da componente  $F_r$  de força sobre a ferramenta para  $\theta_{inc} +16^\circ$  para a)  $\theta_{pr} 5^\circ$ , b)  $\theta_{pr} 45^\circ$  e c)  $\theta_{pr} 85^\circ$ , página 74.

Figura 4.9: Evolução da componente  $F_{af}$  de força sobre a ferramenta para  $\theta_{inc} 0^\circ$  para a)  $\theta_{pr} 5^\circ$ , b)  $\theta_{pr} 45^\circ$  e c)  $\theta_{pr} 85^\circ$ , página 77.

Figura 4.10: Evolução da componente  $F_r$  de força sobre a ferramenta para  $\theta_{inc} 0^\circ$  para a)  $\theta_{pr} 5^\circ$ , b)  $\theta_{pr} 45^\circ$  e c)  $\theta_{pr} 85^\circ$ , página 79.

Figura 4.11: Vida de ferramenta em metros lineares, página 83.

Figura 4.12: Comportamento durante o corte a) da rugosidade para ângulo de posição radial  $5^\circ$ ,  $45^\circ$  e  $85^\circ$  e b) do desgaste médio de flanco da ferramenta, página 84.

Figura 4.13: Comparativo entre as curvas  $F_a$ ,  $F_f$  e  $F_{cf}$  obtidas com ferramenta em início de vida e em final de vida, página 86.

Figura 4.14: Comportamento durante o corte a) da rugosidade para ângulo de posição radial  $5^\circ$ ,  $45^\circ$  e  $85^\circ$  e b) do desgaste médio de flanco da ferramenta, página 87.

Figura 4.15: Comparativo entre as curvas  $F_a$ ,  $F_f$  e  $F_{cf}$  obtidas com ferramenta em início de vida e em final de vida, página 89.



## **Lista de tabelas**

Tabela 1: Diâmetros efetivos de corte calculados, página 57.



## Lista de equações

Equação 2.1, página 6.

Equação 2.2, página 8.

Equação 2.3, página 8.

Equação 2.4, página 10.

Equação 2.5, página 10.

Equação 2.6, página 10.

Equação 3.1, página 53.

Equação 3.2, página 54.

Equação 3.3, página 55.

Equação 3.4, página 55.

Equação 3.5, página 56.

Equação 3.6, página 56.

Equação 3.7, página 56.

Equação 3.8, página 56.

Equação 3.9, página 56.

Equação 3.10, página 56.

Equação 3.11, página 57.

Equação 3.12, página 57.

Equação 3.13, página 58.

Equação 3.14, página 58.

Equação 4.1, página 65.

Equação 4.2, página 65.

## Lista de abreviaturas e siglas

### Letras latinas

$a_e$ : incremento radial, penetração de trabalho	[mm]
$a_p$ : incremento axial, profundidade de corte	[mm]
D: diâmetro da fresa	[mm]
$D_{eff}$ : diâmetro efetivo da fresa no corte	[mm]
$F_a$ : força axial sobre a peça na direção axial da ferramenta	[N]
$F_{af}$ : força axial sobre a ferramenta na direção axial dela	[N]
$F_c$ : força de corte	[N]
$F_{cf}$ : força sobre a peça na direção perpendicular ao avanço	[N]
$F_f$ : força sobre a peça na direção de avanço	[N]
$F_r$ : força radial sobre a ferramenta	[N]
f: avanço por rotação da ferramenta	[mm/rotação]
$f_z$ : avanço por dente da ferramenta	[mm/dente]
$h_i, h_{D,max}, h_{med}$ : espessura de cavaco	[mm]
$K_s, K_{s1}, K_{sm}$ : pressão específica de corte	[N/mm <sup>2</sup> ]
L: comprimento em balanço da ferramenta	[mm]
n: número de rotações por minuto	[rpm]
$P_c$ : potencia de corte	[kW]
R: raio da ferramenta	[mm]
$R_a$ : rugosidade média	[ $\mu$ m]
$R_{pr}$ : componente do raio efetivo devido ao ângulo de posição radial	[mm]
$R_{inc}$ : componente do raio efetivo devido ao ângulo de inclinação axial	[mm]
$R_t$ : rugosidade total	[ $\mu$ m]
$R_{teo}$ : rugosidade teórica	[ $\mu$ m]
$R_z$ : rugosidade de profundidade média	[ $\mu$ m]
$v_c$ : velocidade de corte	[m/min]
$v_{ceff}$ : velocidade efetiva de corte	[m/min]
$v_f$ : velocidade de avanço	[mm/min]

z: numero de dentes da fresa

z<sub>i</sub>: constante para estimativa de K<sub>sm</sub>

### **Abreviaturas**

AISI: *american iron and steel institute*

CAM: *computer aided manufacturing*

CBN, PCBN: nitreto cúbico de boro, policristalino

CNC: controle numérico computadorizado

HRC: dureza Rockwell C

HSK: sistema de fixação da ferramenta

HSM: *high speed machining*

NURBS: *non-uniform rational B-splines*

PVD: *physical vapor deposition*

RCSA: *receptance coupling substructure analysis*

### **Letras gregas**

$\theta_{inc}$ : ângulo de inclinação axial

$\theta_{inc\ min}$ : ângulo de inclinação axial mínimo

$\theta_{pr}$ : ângulo de posição radial

$\theta_{total}$ : ângulo total de inclinação axial

$\varphi, \varphi_o$ : ângulo de contato do dente com a peça

## Sumário

	Página
Dedicatória.....	vii
Agradecimentos.....	ix
Resumo.....	xiii
Abstract.....	xv
Lista de figuras.....	xvii
Lista de tabelas.....	xxiii
Lista de equações.....	xxv
Lista de abreviaturas e siglas.....	xxvii
Capítulo 1: Introdução e Objetivo.....	1
1.1 – Introdução.....	1
1.2 – Objetivo.....	4
Capítulo 2: Revisão de Literatura.....	5
2.1 – Fresamento Convencional.....	5
2.2 – Fresamento em alta velocidade.....	10
2.3 – Vibração, rugosidade e vida de ferramenta.....	25
Capítulo 3: Procedimento experimental.....	51
3.1 – Ensaios comparativos.....	51
3.2 – Ensaios de vida.....	59
Capítulo 4: Análise de resultados.....	61
4.1 – Ensaios comparativos.....	61
4.2 – Ensaios de vida de ferramenta.....	82
4.2.1 – Corte ascendente, $\theta_{inc} +16^\circ$ .....	84
4.2.2 – Corte descendente, $\theta_{inc} 0^\circ$ .....	87
Capítulo 5: Conclusões e sugestões para trabalhos futuros.....	91
Referências de literatura	



# Capítulo 1: Introdução e Objetivo

## 1.1 – Introdução

A usinagem é um dos processos de fabricação mais importantes utilizados na manufatura de processos. Ela é aplicada em operações de desbaste e acabamento, com tolerâncias maiores e menores, de modo que é muito versátil, produzindo peças com aplicações de baixa a alta responsabilidade, tanto com produção seriada quanto na produção de moldes, matrizes e ferramentas para demais processos produtivos. A figura 1.1 apresenta faixas de atuação de processos de fabricação mais utilizados, usinagem, fundição, forjamento a frio e forjamento a quente, em termos de campo de tolerância e de rugosidade (CHILDS *et al.*, 2004).

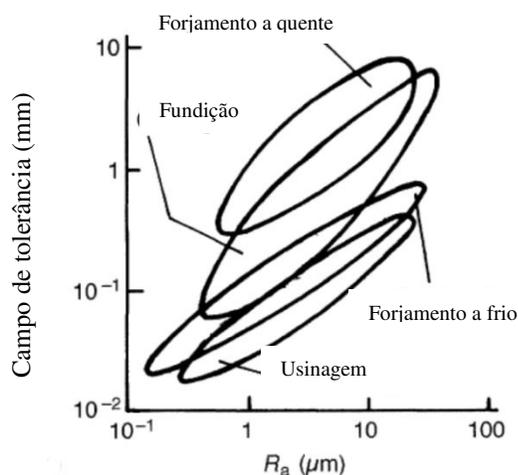


Figura 1.1: Faixa de aplicação de processos de fabricação mais aplicados, usinagem, fundição e forjamento a quente e a frio (Childs *et al.*, 2004).

O investimento em máquinas ferramentas, sobretudo na tecnologia CNC, controle numérico computadorizado, aumentou muito nas últimas décadas, visando a diminuição de tempos

improdutivos e aumento de produtividade. Houve melhorias na estrutura fabril, no processo produtivo e aumento das condições de corte suportado pelo sistema máquina-ferramenta-dispositivo de fixação, o que exigiu inovações em ferramentas, para que suportassem as velocidades de corte alcançadas, em termos de novos materiais, novas coberturas e diferentes configurações microestruturais. O aumento da eficiência das máquinas permitiu a diminuição do tamanho de lotes de fabricação e uma maior complexidade das superfícies usinadas (CHILDS *et al.*, 2004 e DINIZ *et al.*, 2010). Segundo Childs *et al.* (2004) a partir dos anos 1980, com o aumento da utilização dos centros de usinagem CNC, o investimento em fresamento aumentou significativamente no Reino Unido, como mostra a figura 1.2.

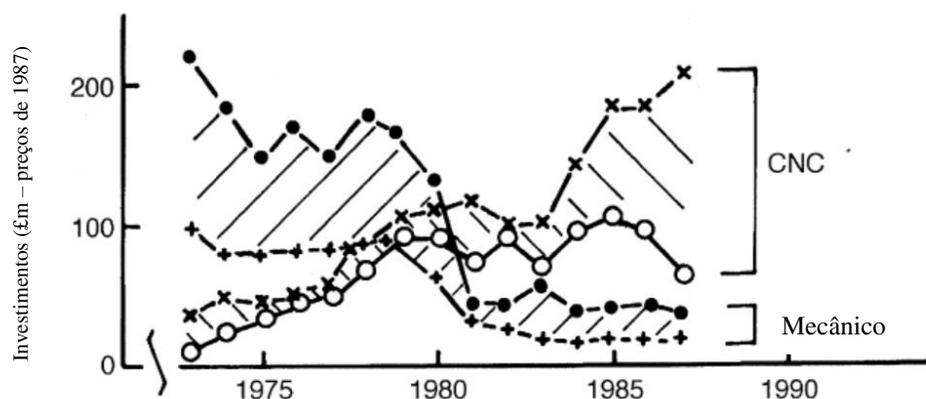


Figura 1.2: Investimento, no Reino Unido, em máquinas-ferramenta mecânicas convencionais e com tecnologia CNC em torneamento (• e o, respectivamente) e fresamento (+ e x, respectivamente) (Childs *et al.*, 2004).

Com o maior investimento, desenvolveram-se novas tecnologias para usinagem de novas geometrias de peças e substituições de operações. As fresadoras e os centros de usinagem, que possuíam apenas três eixos de movimento, atualmente podem ser encontrados em configurações de até seis eixos de movimento (LACALLE E LAMIKIZ, 2009). Há centros de usinagem capazes de trabalhar com altas rotações no eixo-árvore e alta velocidade de corte, em operações denominadas *high speed machining*, *HSM*, *high speed milling* (DAVIM, 2008), *high speed cutting* (TSCHÄTSCH, 2009) e *high performance machining* (LACALLE E LAMIKIZ, 2009).

As operações envolvendo altas velocidades, utilizadas principalmente para materiais endurecidos de matrizes e moldes, podem diminuir ou eliminar operações intermediárias e, assim,

diminuir o tempo de produção de uma peça. A etapa de acabamento utilizando o processo de eletroerosão, dependendo da peça fabricada, pode ser eliminada com a utilização do fresamento em alta velocidade, o que acarreta em economia de energia e custos por peça. As máquinas para corte em alta velocidade devem possuir características especiais para suportar a usinagem de materiais com dureza acima de 45 HRC, segundo Davim (2008). A figura 1.3 apresenta um modelo da redução de tempo do processo produtivo para o processo de fabricação de moldes e matrizes utilizando-se HSM comparada ao processo de fabricação convencional (DAVIM, 2008).

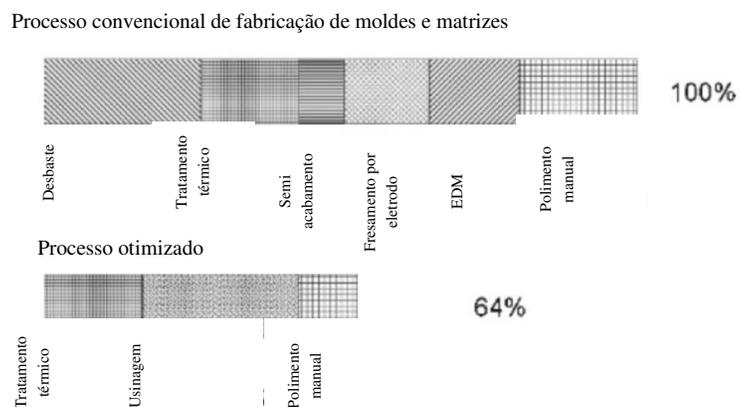


Figura 1.3: Tempo de produção de moldes e matrizes para processo convencional e corte em alta velocidade (DAVIM, 2008).

O controle da vibração é um fator importante para o acabamento superficial e para o bom desempenho do processo em usinagem de matrizes e moldes em alta velocidade, devido à necessidade de se utilizar ferramentas longas (o balanço da ferramenta aumenta à medida que aumenta a profundidade da cavidade a ser usinada) e de pequenos diâmetros para copiar raios pequenos da peça. A vibração afeta o acabamento superficial da peça, a dimensão da peça, a estrutura da máquina. Este controle de vibração é importante para peças como moldes e matrizes, que são ferramentas em outros processos de fabricação (DAVIM 2008 e CHENG, 2009), etc...

Para a confecção de moldes e matrizes, existe vasta gama de materiais, sobretudo de aços para ferramenta e aços especiais. A classificação dos aços para moldes e matrizes pode ser feita de acordo com as condições de trabalho, processo de tratamento térmico e composição química, segundo Costa e Silva e Mei (2013).

## **1.2– Objetivo**

Este trabalho tem como tema o estudo da estabilidade da ferramenta em corte em aço AISI D6 (que é, dentre os aços utilizados em matrizes, um dos mais duros e resistentes) com fresamento em alta velocidade de corte com diferentes balanços da ferramenta e estratégias de corte. Seu principal objetivo é encontrar a melhor estratégia em termos de direção de avanço e inclinação da ferramenta em relação à peça que minimize a vibração do processo e, com isso, permita a obtenção de bons acabamentos superficiais (adequados a matrizes e moldes) com longa vida da ferramenta.

O capítulo 1 refere-se à introdução e objetivo deste trabalho. O capítulo 2 refere-se à revisão bibliográfica do fresamento em alta velocidade, suas características, forças de corte e vibração durante a usinagem. O capítulo 3 refere-se à metodologia de ensaios, com os parâmetros de corte, o corpo de prova o planejamento experimental. O capítulo 4 refere-se aos resultados obtidos pelos ensaios e análise e discussão dos resultados. O capítulo 5 refere-se à conclusão deste trabalho e sugestões para trabalhos futuros.

## Capítulo 2: Revisão de Literatura

### 2.1 – Fresamento convencional

O fresamento é uma operação de usinagem com remoção de material na forma de cavaco em que a ferramenta, denominada fresa, montada na máquina, fresadora ou centro de usinagem, dependendo das características da máquina, possui arestas cortantes dispostas ao redor de um eixo. A fresa possui movimento de rotação e a mesa da máquina, na qual a peça a ser usinada encontra-se fixada, geralmente tem o movimento de avanço (poucas vezes o avanço é feito pela própria ferramenta). As fresas apresentam grande versatilidade quanto à forma, pois podem ser feitas de acordo com a forma necessária para as superfícies usinadas especiais. No fresamento, as interrupções no corte ocorrem conforme as arestas, denominadas também como dentes da fresa, no momento do corte entram e saem da peça em cada revolução. O cavaco é relativamente pequeno e tem espessura variável ao longo do percurso da aresta na peça (DINIZ *et al.* 2010, ASM, 1975, FERRARESI, 1973).

Segundo ASM (1975), o fresamento mostra-se muito eficiente para remover cavaco e dar forma a peças cuja dureza do material seja de até 25 HRC, enquanto o fresamento de peças de materiais com dureza de até 35 HRC é comum. Nos dias de hoje, fresa-se peças de materiais com dureza superior a 40 HRC. Entretanto, a usinagem de materiais de alta dureza exige materiais de ferramenta adequados e maior análise das condições da peça e das condições de operação da máquina. Um importante problema para a usinagem de aços endurecidos é a menor vida de ferramenta, devido à maior velocidade de ocorrência de desgastes e avarias e maior temperatura de corte. Para a época em que esta referência foi escrita, 1975, fresamento de material endurecido não era recomendado, sobretudo em operações do tipo desbaste, especialmente devido ao aumento do custo.

Os principais parâmetros do fresamento, segundo DINIZ *et al.* (2010) e FERRARESI (1973) são:

- Ângulo instantâneo de contato do dente com a peça  $\varphi$ : ângulo entre a linha radial da fresa que passa pelo ponto em que a espessura do cavaco é zero e a linha radial que passa pelo ponto de contato entre aresta de corte e peça em um determinado instante;
- Ângulo de contato do dente com a peça  $\varphi_0$ : ângulo entre a linha radial da fresa que passa pelo ponto de entrada do dente no corte e a linha radial que passa pelo ponto de saída do dente do corte, relacionado com a penetração de trabalho  $a_e$  e o diâmetro da fresa  $D$ , de modo que:

$$\cos \varphi_0 = \frac{D - 2 * a_e}{D} = 1 - \frac{2 * a_e}{D} \rightarrow \varphi_0 = \cos^{-1} \left( 1 - \frac{2 * a_e}{D} \right) \text{ Equação 2.1 (DINIZ et al., 2010)}$$

- Espessura local de corte  $h_i$ : espessura calculada do cavaco a ser removido em um ponto da aresta de corte, perpendicular à aresta. É utilizada principalmente em operações em que a espessura do cavaco varia ao longo do corte.

As figuras 2.1 e 2.2 ilustram principais parâmetros do fresamento para alguns tipos de operações de fresamento.

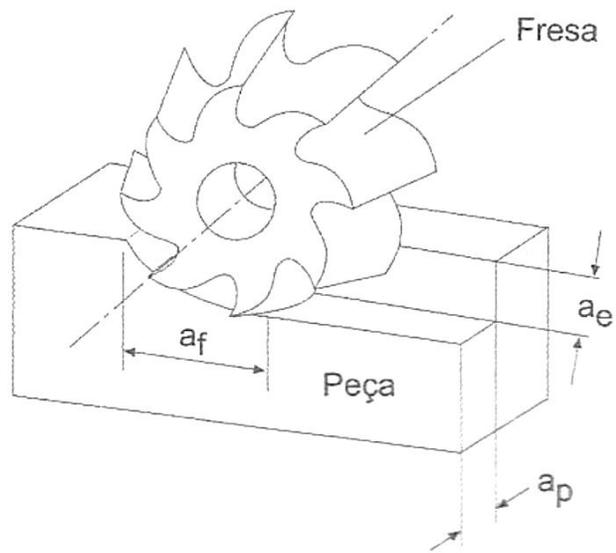


Figura 2.1: Parâmetros de fresamento para fresamento tangencial (DINIZ *et al.*, 2010).

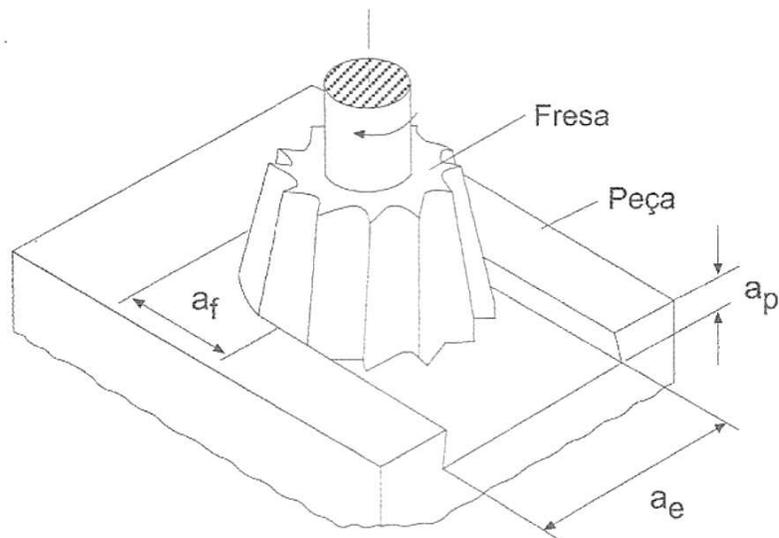


Figura 2.2: Parâmetros de fresamento para fresamento frontal (DINIZ *et al.*, 2010).

Segundo DINIZ *et al.* (2010) e FERRARESI (1973), o fresamento convencional em três eixos, é classificado em fresamento tangencial, em que o eixo da fresa é paralelo à superfície usinada e fresamento frontal, em que o eixo da fresa é perpendicular à superfície usinada.

O fresamento tangencial apresenta duas classificações: discordante, quando o ângulo  $\varphi$  inicia-se em zero, com a espessura do cavaco em zero, até um valor máximo do ângulo  $\varphi$  e da espessura do cavaco, com o sentido de movimento de avanço contrário ao sentido de rotação da fresa, e concordante, com o ângulo  $\varphi$  e a espessura do cavaco iniciando-se em valores máximos que decrescem até zero e o sentido de avanço coincidente ao sentido de rotação da fresa. No fresamento tangencial, a espessura máxima do cavaco equaciona-se com o ângulo  $\varphi_0$  de modo:

$$h_{D,max} = f_z * \sin \varphi_0 = f_z * 2 * \left( \frac{a_e}{D} - \left( \frac{a_e}{D} \right)^2 \right)^{\frac{1}{2}} \quad \text{Equação 2.2 (DINIZ, et al., 2010)}$$

O fresamento frontal apresenta maior variedade de classificação que não será citada aqui por não ser necessária para o entendimento do trabalho.

DINIZ *et al.* (2010) recomendam para o fresamento frontal comum que seja utilizada uma relação entre o diâmetro da fresa  $D$  e a penetração de trabalho  $a_e$  para que se minimizem os efeitos de atrito e de impacto do dente da fresa na entrada do corte para que o primeiro contato da aresta ferramenta com a peça ocorra de forma favorável. Assim, o impacto da aresta com a peça em cada revolução se dá com a cunha da parte cortante (que é a parte mais rígida da região cortante) e não próxima à aresta de corte. A relação apresenta-se como:

$$D = 1,3 * a_e \quad \text{Equação 2.3 (DINIZ et al. 2010)}$$

TSCHÄTSCH (2009) recomenda a relação  $D = 1,4 * a_e$  para materiais de cavaco curto, como ferro fundido cinzento, e  $D = 1,6 * a_e$  para materiais de cavaco longo, como o aço. Há recomendação para que o diâmetro da fresa não ultrapasse 150% do valor do diâmetro do eixo-árvore da máquina. Segundo ASM (1975), o fresamento frontal apresenta maior taxa de cavaco removido que o fresamento tangencial e apresenta maior precisão. TSCHÄTSCH (2009)

relaciona o fresamento tangencial com a qualidade IT 8 e rugosidade máxima  $R_t$  próxima a 30  $\mu\text{m}$  e o fresamento frontal com a qualidade IT 6 e rugosidade máxima  $R_t$  próxima a 10  $\mu\text{m}$ .

O acabamento superficial apresenta características diferentes e depende do avanço utilizado, rigidez do sistema máquina-ferramenta-peça-dispositivo de fixação, ângulos da ferramenta, material da peça, tratamento térmico do material da peça, material da ferramenta e fluido de corte utilizado. Embora não recomendável o uso de fluido de corte por conta da menor vida de ferramenta de metal duro no fresamento, por vezes é necessário para que se evitem ou se minimizem desvios geométricos e dimensionais das peças por dilatação térmica, ou nos casos em que deseja-se rugosidade baixa da peça. Algumas vezes o fluido é utilizado para evitar sujeira excessiva causada por cavaco curto, em pó, de ferro fundido cinzento na máquina (ASM, 1975 e DINIZ *et al.* 2010).

COSTA (2010) analisou o fresamento frontal em bloco de motores de ferro fundido cinzento, com ferramenta com capacidade para 50 insertos de metal duro, com 25 das posições ocupadas pelas pastilhas, velocidades de corte de 250 m/min a 350 m/min e avanço por dente de 0,05 mm/dente a 0,08 mm/dente. Verificou que os valores de rugosidade eram menores para menores valores de sobremetal retirado, que levavam a menores valores de potência consumida pela máquina. Como a geometria de blocos de motores é complexa, partes diferentes da peça proporcionaram diferentes valores de desgaste nas ferramentas. FERRER (2006) usinou superfícies irregulares de ferro fundido cinzento, com rebaixos e cantos a 90°, com ferramenta de metal duro de 63 mm de diâmetro com capacidade para 8 insertos intercambiáveis com ângulo de posição de 90°. O autor identificou que há ocasiões em que a escolha do corte discordante, para usinagem de estreita faixa sem rebaixos de 90° com ferramenta de grande diâmetro, mostra-se mais favorável à vida de ferramenta que a escolha por fresamento concordante. Já em regiões com rebaixo de 90° em que o fresamento discordante se iniciaria com espessura de corte zero, a escolha de corte concordante mostra-se mais adequada. Para a estimativa da força de corte gerada pelo fresamento e da potência consumida pela máquina operatriz, há fórmulas aplicáveis independentemente do tipo de fresamento escolhido.

Para cálculo da força e potência de corte, DINIZ *et al.* (2010) utilizam as fórmulas:

$$F_c = K_{sm} * a_p * f \quad \text{Equação 2.4 (DINIZ et al., 2010)}$$

$$P_c = \frac{K_{sm} * a_p * a_e * V_f}{60 * 10^6} \quad \text{Equação 2.5 (DINIZ et al., 2010)}$$

onde  $K_{sm}$  é a pressão específica de corte do material calculada para a espessura média do cavaco e  $V_f$  é a velocidade de avanço. A fórmula para cálculo de  $K_{sm}$  utiliza os valores  $K_{s1}$  e  $z$ , tabelados para cada material, para a espessura média do cavaco  $h_m$ .

$$K_{sm} = K_{s1} * h_m^{-z} \quad \text{Equação 2.6 (DINIZ et al., 2010)}$$

## 2.2 – Fresamento em alta velocidade

ARNONE (1998) recomenda que a definição de usinagem em alta velocidade seja em função da comparação com a usinagem convencional da peça, com rotações e velocidades de corte menores. Espera-se que, em um processo de usinagem em alta velocidade, os valores para taxa de avanço e para velocidades envolvidas no corte sejam 50% maiores que o avanço e as velocidades envolvidas no corte convencional. Comparada com o fresamento convencional, o fresamento em altas velocidades utiliza largura fresada ( $a_e$ ) e profundidade de usinagem ( $a_p$ ) bem menores, gerando ângulo de contato aresta de corte-peça menores. O diâmetro da fresa (que em geral tem ponta circular (fresa do tipo ball nose) tem que ser pequeno para poder copiar pequenos raios das matrizes e moldes que, neste caso, são as peças usinadas. A velocidade de corte não precisa ser baixa, mesmo usinando-se material endurecido, devido ao pequeno ângulo de contato (a temperatura da ferramenta não atinge altos valores). Assim, a rotação da ferramenta tem que ser muito alta. O avanço por dente é maior que no fresamento convencional de acabamento devido ao baixo  $a_e$ , a fim de que a espessura média de cavaco ( $h_{med}$ ) não seja muito baixa. Com

rotação alta e  $f_z$  grande, as velocidades de avanço são muito altas. Daí vem o nome, fresamento em alta velocidade : alta rotação do eixo-árvore e alta velocidade de avanço. É lógico, porém que a taxa de remoção de cavaco ( $\text{mm}^3/\text{min}$ ) é pequena, devido aos baixos valores de  $a_e$  e  $a_p$  (Sandvik, 2000).

Mesmo com a taxa de remoção de cavacos sendo baixa em HSM, ela é maior que a taxa de remoção de cavaco no processo de eletroerosão, EDM, processo de superacabamento muito utilizado para a obtenção de tolerâncias pequenas e baixos valores de rugosidade na usinagem de acabamento de moldes e matrizes. O aumento na utilização de usinagem em alta velocidade, HSM, decorre de diversas vantagens relacionadas a este processo frente ao processo de eletroerosão, como a possibilidade de obtenção de valores de rugosidade menores que  $0,2 \mu\text{m}$ , possibilidade de fresamento de paredes delgadas, obtenção de tolerâncias da ordem de  $0,02 \text{ mm}$  em uma máquina com ferramentas padronizadas, com possível aumento de vida da matriz ou molde usinado. Há redução de custos com a produção, visto que o tempo de produção é diminuído pela eliminação da operação de eletroerosão após tratamento térmico. Os custos relacionados a espaço ocupado pela máquina e quantidade de equipamentos adjacentes são menores com a utilização de usinagem em alta velocidade e também os custos do processo propriamente ditos são menores que os aqueles obtidos com a utilização do processo de eletroerosão. Mesmo em produção de peças cuja geometria exige a utilização do processo de eletroerosão, como cavidade profunda, a utilização de usinagem em alta velocidade permite a redução de custos do processo, pois o eletrodo utilizado pode ser usinado por HSM. Uma vantagem importante do processo de usinagem em alta velocidade em relação ao processo de eletroerosão é a estabilidade microestrutural da peça. Um processo de eletroerosão incorretamente executado pode produzir uma fina camada duplamente temperada e sem revenimento logo abaixo da camada eletro erodida. Esta camada duplamente temperada pode apresentar espessura de até  $20 \mu\text{m}$  e dureza de até  $1000 \text{ HV}$  e, por ser mais dura que a matriz da peça, necessita ser eliminada. A eliminação desta camada indesejada utiliza muito tempo e dificulta o polimento, quando necessário. A utilização do processo de eletroerosão pode resultar em criação de trincas por fadiga na região eletro erodida. As trincas podem ocasionar a falha da ferramenta, em condições desfavoráveis de operação (Sandvik, 2000).

Segundo ARNONE (1998), a usinagem em alta velocidade destina-se principalmente à usinagem de superfícies complexas e, para tanto, necessita de seleção apropriada de maquinário, ferramentas, softwares de programação (CAM, *computer aided manufacturing*) e estratégia de processo, para que a precisão, a capacidade e a capabilidade não sejam prejudicadas com o aumento da velocidade. Segundo SCHMITZ *et al.* (2001), a usinagem em alta velocidade proporciona a fabricação de protótipos com redução de tempo de fabricação, com possibilidade de análise do trajeto da ferramenta com controle do contorno. Os autores usinaram um protótipo com contornos genéricos com resultados satisfatórios.

VILA *et al.* (2012) compararam a retificação com o fresamento em alta velocidade do aço AISI D3 endurecido. Os autores identificaram que os avanços recentes em termos de materiais de ferramentas, geometrias de ferramentas e máquinas tornaram viável a usinagem de material endurecido, especialmente para moldes e matrizes. A flexibilidade dos centros de usinagem, a substituição possível de fluido de corte por uso de ar refrigerante com menor impacto ambiental da usinagem em alta velocidade, a produtividade, a rugosidade e a confiabilidade contam como vantagem da usinagem em alta velocidade sobre a retificação. Como desvantagem, é necessária maior atenção e controle do eixo-árvore para controle de temperatura e precisão da máquina ferramenta.

THEPSONTHI *et al.* (2009) analisaram o corte de aço ferramenta ASSAB DF3, com ferramenta de metal duro de 12 mm de diâmetro, usando profundidade de corte (incremento axial) de 0,2 mm, comprimento usinado de 6 m em velocidades de corte de 125 m/min, 150 m/min e 175 m/min e avanços de 0,01 mm/dente, 0,02 mm/dente e 0,03 mm/dente nas condições de corte seco, com fluido abundante e jatos pulsados, de mínima quantidade de fluido. A utilização da mínima quantidade de fluido levou a menores desgastes da ferramenta e promoveu os melhores acabamentos superficiais, com melhor performance em velocidades de corte mais altas.

Uma máquina para usinagem em alta velocidade necessita de projeto de construção e de ferramentas adequadas, com maior precisão geométrica. A máquina deve ser capaz de responder à solicitação de acelerações e desacelerações altas, devido à alta velocidade de avanço durante o corte e à complexidade das superfícies usinadas, em geral entre 0,8g e 1g para centros de

usinagem para moldes e matrizes de porte pequeno ou médio. A rigidez da máquina deve ser alta para que a vibração seja reduzida, visto que a vibração afeta a obtenção de tolerâncias apertadas e acabamento superficial e pode levar uma máquina à falha em casos extremos. Cada eixo da máquina apresenta rigidez diferente, influenciada pela posição da ferramenta durante o corte. A capacidade de absorver a vibração da máquina ferramenta deve ser alta de modo que novos materiais estruturais são desenvolvidos, com refinamento em materiais já comumente utilizados em estruturas de máquinas ferramenta, como ferro fundido cinzento de classes 40, especialmente 50 e 60, que permite o aumento de rigidez com a utilização de nervuras. Materiais compósitos como concreto polimérico apresentam classes de acordo com as propriedades mecânicas necessárias. O concreto polimérico é muito utilizado em máquinas ferramenta de menor porte. Apresenta menor coeficiente de dilatação térmica, o que pode levar a elevações locais de temperatura e baixa usinabilidade como desvantagens, mas possui baixa densidade, o que permite estruturas mais leves. Outro material estrutural para máquinas ferramenta é conhecido como *weldments*, correspondendo a um conjunto de materiais soldados, entre eles o aço e o concreto polimérico. É utilizado para produção de pequeno volume de máquinas (ARNONE, 1998 e LACALLE E LAMIKIZ, 2009).

O tamanho da máquina e, conseqüentemente, o tamanho das peças usináveis na máquina influenciam a estrutura e tecnologia utilizadas para a construção da máquina, sobretudo para que se obtenha a rigidez adequada. Centros de usinagem de porte pequeno e médio apresentam, comumente, mesa com dois eixos de rotação, o que confere os cinco eixos de usinagem e rigidez adequada. Para centros de usinagem de grande porte e centros de usinagem de alto nível, os eixos de rotação do eixo-árvore conferem os dois eixos extras, com a rigidez necessária. Centros de usinagem utilizam, para a transmissão do movimento de avanço da mesa, fusos de esferas. Já em centros de usinagem de alta qualidade, utilizam-se motores lineares (LACALLE e LAMIKIZ, 2009). Os fusos de esferas são uma solução econômica para a vibração decorrente do corte concordante, em que o contato entre a porca da mesa e a rosca do fuso para o avanço da mesa é prejudicado momentaneamente com a força de corte exercida na saída da aresta de corte da peça, força que é exercida no sentido contrário ao movimento de avanço (DINIZ, MARCONDES E COPPINI, 2010).

Os centros de usinagem para fresamento em alta velocidade exigem, além da estrutura rígida, elementos adequados, como guias de transmissão. Como a velocidade de avanço é alta, o processamento dos dados deve ser rápido, de modo que não haja diferença considerável entre a posição da ferramenta registrada pelo *software* de controle, CNC, e a posição real da ferramenta, o que pode causar prejuízos geométricos no contorno da peça. Para tanto, as máquinas para usinagem em alta velocidade apresentam características de *software* CNC mais sofisticadas e mais rápidas, como *software* de modificação da taxa de avanço, para otimização de contorno, para carregamento e processamento de blocos de programação a frente da atual posição da ferramenta, chamada de *look ahead*, para comutação de ganho, com mais pares de transmissão de ganhos do servo motor, para implementação de curvas para a programação e execução dos programas nos sistemas CNC e CAM, chamada de NURBS, sigla para *non-uniform rational B-splines*, em inglês. Há possibilidade de se adicionar o quarto e o quinto eixos a uma máquina inicialmente de três eixos. Entretanto, o CNC deve ser capaz de suportar a usinagem em cinco eixos, visto que as taxas de processamento de blocos de programa podem cair entre 33% e 66% com a usinagem em quatro ou cinco eixos. O eixo-árvore deve ter capacidade de suportar altas rotações e torque suficiente para que o corte ocorra de modo adequado. A potência consumida, em geral, é baixa para a usinagem em alta velocidade devido à pequena taxa de remoção de cavaco. Entretanto, o torque pode assumir valor mais alto para rotações mais baixas ou mais alto em altas rotações, o que é desejável para este tipo de corte. As tecnologias mais recentes de fixação de ferramentas no eixo-árvore utilizam a fixação hidrostática juntamente com processos de contato por pressão mecânica, como forma da ferramenta. A tecnologia HSK mostra-se adequada aos cortes em centros de usinagem de alta velocidade (ARNONE, 1998, OLIVEIRA *et al.* 2003).

ALTINTAS *et al.* (2014) utilizam o conceito de máquinas virtuais para a melhoria das condições de usinagem e de resultados obtidos na peça, como rugosidade e tolerâncias geométricas. De acordo com bases de dados, a máquina virtual atua não somente como um *software* CAM, como também analisa a remoção de material, a interação entre os servomotores do centro de usinagem selecionado, simula as forças de corte, a tendência à vibração, analisa a troca de ferramentas, analisa a trajetória da ferramenta, entre outras atribuições, para diversas aplicações. É possível realizar a otimização do processo de acordo com as simulações e atualizar

a base de dados do sistema, de acordo com as necessidades apresentadas, com a escolha do fator limitante, como tempo de ciclo, rugosidade, vida de ferramenta ou ocorrência de *chatter* a partir de estudos de estabilidade do processo. A tecnologia de máquinas virtuais subdivide-se, principalmente, em modelos de micro mecanismos, para análises locais do processo e modelos de macro mecanismos, para análises globais do processo, de modo a equilibrar tempo de análise do sistema e acurácia necessária. A figura 2.3 apresenta um exemplo de melhoria no resultado da usinagem de palhetas de turbina, com redução de tempo de ciclo, redução de quebra de ferramenta e da rugosidade com a implementação de tecnologia de máquina virtual.

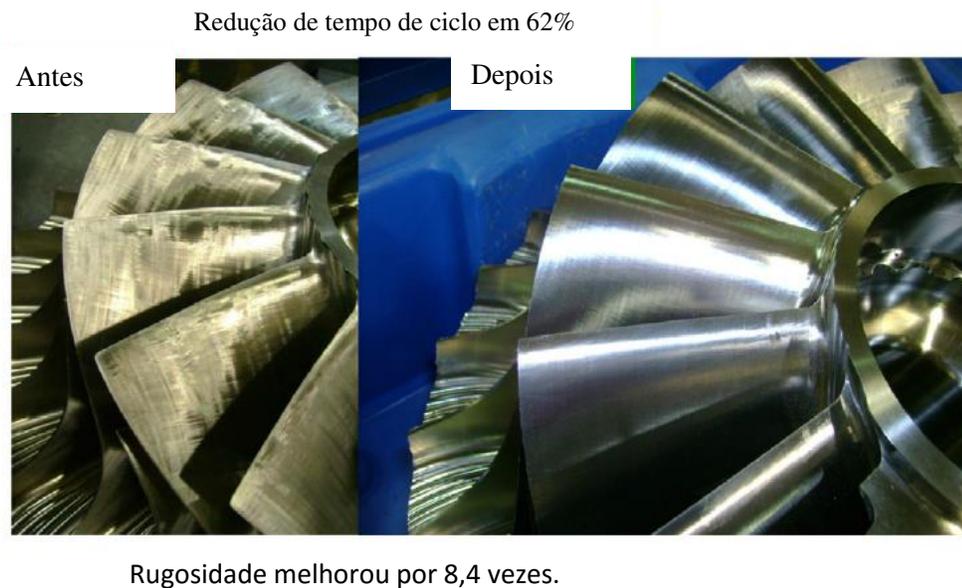


Figura 2.3: Exemplo de sucesso da implementação da tecnologia de máquina virtual para usinagem em cinco eixos  
(ALTINTAS et al., 2014)

A usinagem em cinco eixos permite que se obtenham melhores condições de usinagem para determinada ferramenta. Na usinagem de moldes e matrizes, para que se obtenha o perfil desejado, sobretudo em acabamento, utilizam-se ferramentas do tipo *ball nose*, de pontas esféricas. O uso destas ferramentas apresenta uma desvantagem, que é o fato de que a velocidade de corte periférica varia devido à variação do raio ao longo do contato entre ferramenta e peça

(variação do diâmetro efetivo de contato) (OZTURK, *et al.* 2009 e TSCHÄTSCH, 2009)

Como o diâmetro de contato no centro da fresa é zero, a velocidade de corte no centro da fresa é zero e, nas vizinhanças, é próxima a zero. Velocidades de corte zero ou próximas a esse valor são insuficientes para levar ao cisalhamento do cavaco, de modo que ocorre deformação plástica do sobremetal, com desgaste excessivo e mesmo quebra da ferramenta e acabamento superficial ruim. Para cortes com diâmetro efetivo de corte pequeno e fixação rígida da ferramenta, é possível escolher a rotação para que a maior velocidade de corte seja suficiente para a ocorrência do corte, visto que muitos *softwares* de programação CAM não executam a compensação da rotação para os diferentes diâmetros efetivos de corte, especialmente quando há variação do ângulo entre o contato da ferramenta e a superfície complexa usinada em usinagem em três eixos. Para que se evite o contato do centro da fresa com a peça, existem dois tipos de inclinação da ferramenta com relação à superfície usinada: *tilt angle* e *lead angle*. O *tilt angle* é o ângulo entre o vetor normal à superfície usinada e o eixo da ferramenta no plano perpendicular ao avanço, com influência na rugosidade e na força no sentido perpendicular ao avanço. O *lead angle* é o ângulo entre o vetor normal à superfície usinada e o eixo da ferramenta no plano perpendicular à largura fresada ( $a_e$ ). Assim, a usinagem é realizada sempre com diâmetro efetivo diferente de zero e, portanto, a velocidade de corte, mesmo pequena em alguns momentos do contato, consegue efetuar o cisalhamento do material. Em operações de acabamento, recomenda-se que as inclinações sejam mínimas para que seja evitada flexão da ferramenta com consequente minimização de erros de forma na peça (ARNONE, 1998, OZTURK *et al.*, 2009, SANDVIK, 2014).

A figura 2.4 apresenta o *tilt angle* e o *lead angle* (OZTURK *et al.*, 2009).

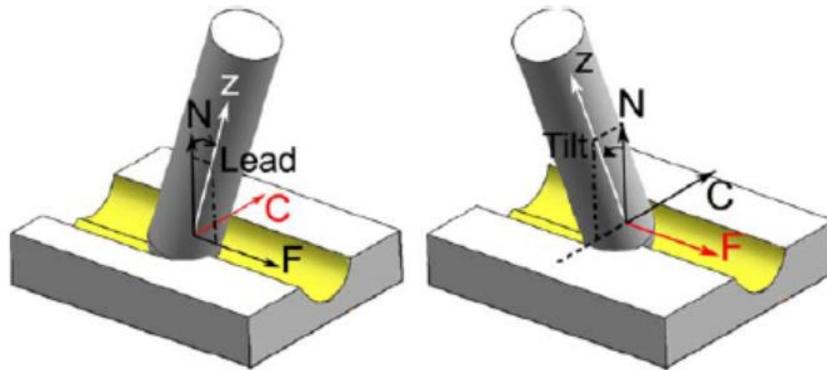


Figura 2.4: *Lead angle* e *tilt angle* (OZTURK *et al.*, 2009).

A estratégia de corte influencia de forma importante o tempo de usinagem de peças. Os *softwares* do tipo CAM podem calcular o tempo de usinagem baseados na simulação do corte pela trajetória escolhida. Entretanto, na usinagem, como anteriormente colocado, o *software* de comando numérico e a capacidade da máquina ferramenta não apresentam capacidade de obediência plena ao programa gerado de usinagem.

Souza *et al.* (2014) analisaram a influência de diferentes estratégias de usinagem para a usinagem de uma peça tipo molde para fabricação de bandejas para ovos para geladeiras de material aço ferramenta P20, de dureza de 30 HRC. Os autores utilizaram uma ferramenta do tipo *ball nose* de 6 mm de diâmetro, inteiriça de metal duro com cobertura TiAlN, em rotação de 18.000 rpm, em fresamento concordante, com retirada de sobremetal de 0,2 mm, com diferentes estratégias. A cavidade 1 foi usinada com a trajetória de ferramenta de contornos circulares, com corte a partir da base. A cavidade 2 foi usinada com trajetória de ferramenta de contornos de forma espiral, a partir da base. A cavidade 3 foi usinada com trajetória de ferramenta de curvas radiais, a partir da base. A cavidade 4 foi usinada com trajetória de ferramenta de curvas radiais, a partir do topo. A cavidade 5 foi usinada com trajetória de ferramenta de trajetos paralelos, de sentido único. A figura 2.5 apresenta as trajetórias e penetração de trabalho de cada cavidade usinada.

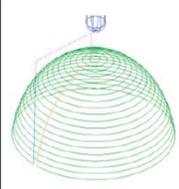
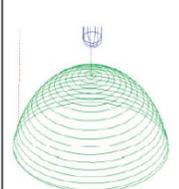
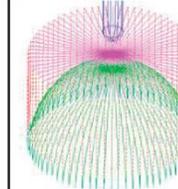
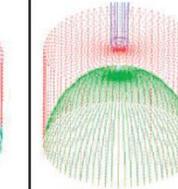
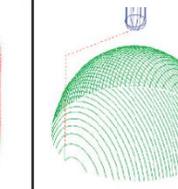
		Cavidade				
		Cav. 1	Cav. 2	Cav. 3	Cav. 4	Cav. 5
Percurso da ferramenta						
		Corte em 3D, círculos, a partir da parte inferior	Corte em espiral, da parte superior para inferior	Corte radial, da parte inferior para superior	Corte radial, da parte superior para inferior	Cortes paralelos, sentido único
Passo da ferramenta		0,15 mm	0,14 mm	0,81 grau	0,81 grau	0,135 mm

Figura 2.5: Esquema dos ensaios de usinagem de cavidades de molde para fabricação de bandeja de ovos (Souza *et al.*, 2014).

Souza *et al.* (2014) analisaram os tempos de corte estimados para cada estratégia pelo *software* CAM comercial Powermill V8 e os tempos de corte medidos. A figura 2.6 apresenta os resultados obtidos, com a usinagem das cavidades 3, 4 e 5 apresentando importante diferença entre os valores estimados de tempo de corte e os valores medidos de tempo de corte. Os autores identificaram que, para as cavidades usinadas nos testes, os tempos medidos são maiores que os tempos estimados pelo *software*, visto que o *software* utiliza a taxa de avanço programada para o cálculo do tempo de corte e no corte o avanço não é constante, a máquina possui limitações e acelerações e desacelerações durante o processo.

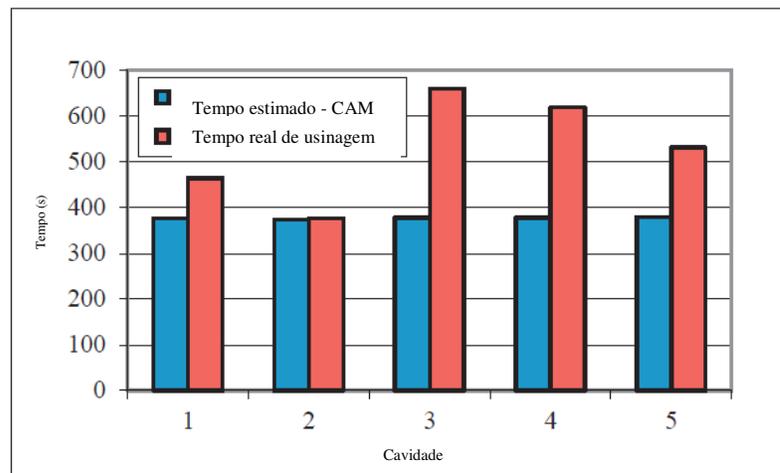


Figura 2.6: Comparação entre o tempo de corte estimado pelo *software* Cam e o tempo de corte medido para as cavidades usinadas por Souza *et al.* (2014).

MONREAL e RODRIGUEZ (2003) analisaram a usinagem em alta velocidade para o fresamento de formas poligonais do tipo pentágonos e hexágonos. Os autores encontraram grande discrepância entre os valores encontrados no ciclo de corte e os valores de tempo estimados do ciclo de corte. Os cortes em ângulo apresentaram grande redução de velocidade de avanço em relação aos tempos estimados. As maiores discrepâncias foram encontradas para os maiores avanços testados.

As ferramentas para a usinagem em alta velocidade, especialmente para a usinagem de moldes e matrizes em material endurecido, necessitam de maior resistência ao desgaste, visto que os mecanismos de desgaste tendem a aumentar com o aumento da velocidade de corte. As ferramentas, inteiriças ou com insertos intercambiáveis, de metal duro são as ferramentas mais utilizadas em usinagem em alta velocidade, com a tamanho de grão micrométrico, entre 0,8  $\mu\text{m}$  e 1  $\mu\text{m}$ , submicrométrico, até 0,8  $\mu\text{m}$ , ou ultramicrométrico, entre 0,2  $\mu\text{m}$  e 0,4  $\mu\text{m}$ . Há aumento tanto da dureza quanto da tenacidade da ferramenta em relação às ferramentas de metal duro convencionais, de tamanho de grão médio, entre 1  $\mu\text{m}$  e 2  $\mu\text{m}$ . A utilização de cobertura para os insertos intercambiáveis aumenta a vida da ferramenta. As coberturas mais utilizadas são carboneto de titânio TiC, nitreto de titânio TiN, óxido de alumínio  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , carbonitreto de titânio TiCN, nitreto de titânio-alumínio TiAlN e a variante estequiométrica nitreto de alumínio-titânio

AlTiN. As coberturas TiAlN e AlTiN foram desenvolvidas visando o corte sem fluido de corte e são muito utilizadas em ferramentas para usinagem em alta velocidade, especialmente a cobertura TiAlN em sistema multicamadas, em que camadas de cobertura são superpostas umas às outras, seja para aumentar a resistência total da cobertura, seja para intermediar a aderência de demais coberturas, em ferramentas de metal duro de tamanho de grão micrométrico ou submicrométrico. A utilização das coberturas TiAlN e AlTiN permitem um aumento no tempo de vida da ferramenta importante em usinagem em alta velocidade devido ao menor desgaste propiciado, tanto em operações de desbaste quanto em acabamento. Estas camadas apresentam alta resistência à oxidação, alta estabilidade química, espessura fina, menor que 5  $\mu\text{m}$ , baixa condutividade térmica, o que propicia menor aporte de calor para a ferramenta com menor tendência de perda de resistência mecânica, alta dureza a quente, até 3500 HV, baixo coeficiente de atrito, o que atua como redutor de geração de calor e apresentam boa tenacidade para cortes interrompidos (ARNONE, 1998; CHENG, 2009; DINIZ *et al.*, 2010; LACALLE E LAMIKIZ, 2009; TSCHÄTSCH, 2009). A figura 2.7 apresenta uma micrografia de uma ferramenta de metal duro de grãos micrométricos.

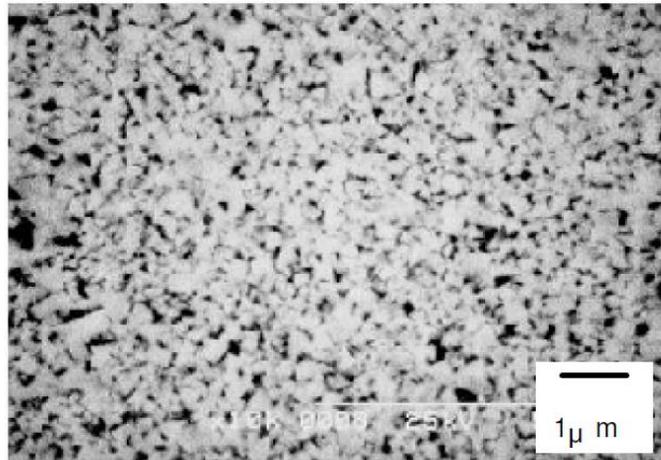
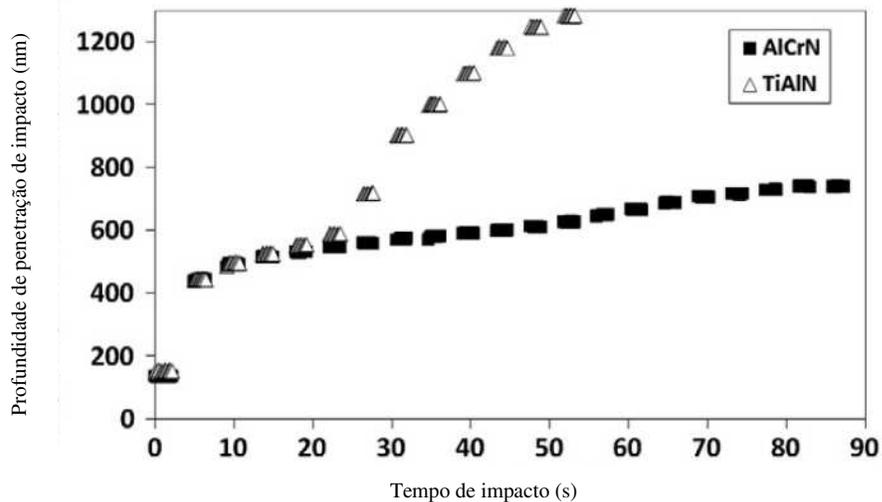


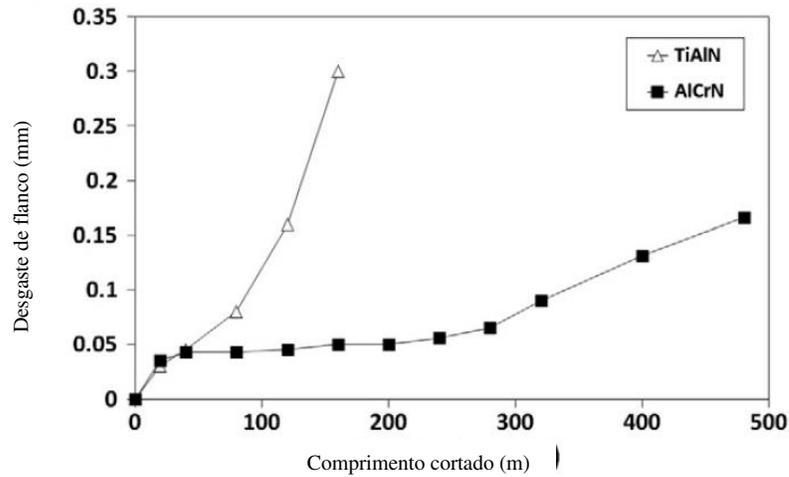
Figura 2.7: Microgrãos de uma ferramenta de metal duro (CHENG, 2009).

Segundo BEAK E FOX-RABINOVICH (2014), para operações de usinagem em alta velocidade, a cobertura TiAlN nanocristalina, depositada no substrato por processo de deposição

física de vapor com filtragem por deposição de arco, oferece maior vida de ferramenta em comparação com a cobertura TiAlN convencional, depositada no substrato por deposição física de vapor, enquanto em operações com rotações mais baixas, a cobertura TiAlN convencional oferece maior vida de ferramenta em usinagem. A alteração estequiométrica da composição, que forma a cobertura AlTiN, com variação do teor de alumínio de 50% para 67% aumenta a capacidade protetiva do filme formado, que diminui o efeito da aderência de material da peça sobre a superfície da ferramenta. A cobertura AlTiN nanocristalina, menos frágil, apresenta melhores resultados em termos de vida de ferramenta que a cobertura TiAlN em fresamento em alta velocidade, com menor propagação de trincas e menor taxa de crescimento de desgaste. A cobertura AlCrN, nitreto de cromo alumínio, opção para usinagem que alcança altas temperaturas, apresenta menor perda de dureza com o aumento de temperatura, medidas pelos autores a partir de nanoindentações. A figura 2.8 apresenta o resultado dos ensaios de penetração de nanoimpactos e do aumento do desgaste de flanco com o comprimento usinado no fresamento de aço estrutural AISI 1040 com ferramentas recobertas com TiAlN e AlCrN.



a



b

Figura 2.8: Resultados obtidos para com ferramentas recobertas com TiAlN e AlCrN a) em testes de nanoimpactos e b) desgaste de flanco em teste de fresamento (BEAK E FOX-RABINOVICH, 2014).

Segundo URBANSKI *et al.* (2000), a variação da vida de ferramenta em função de variação de cobertura é significativa. Os autores testaram a usinagem em aço ferramenta para trabalho a quente AISI H13, utilizado para matrizes, com dureza de 52 HRC, em fresamento concordante, com avanço  $f_z$  de 0,1 mm/dente, profundidade de corte (incremento axial)  $a_p$  constante de 1 mm e penetração de trabalho  $a_e$  de 0,5 mm. O critério para fim de vida é o desgaste de flanco em 0,3 mm. A figura 2.9 apresenta os resultados da vida de ferramenta em termos de comprimento usinado em função de velocidades de corte para as ferramentas: inteiriça de metal duro com cobertura TiAlN (sólida 1), inserto intercambiável de metal duro com cobertura TiCN de espessura aproximada de 3  $\mu\text{m}$  (inserto 1), inserto intercambiável de cermet sem cobertura (inserto 2) e inserto intercambiável de metal duro com cobertura de TiAlCrYN de espessura entre 3  $\mu\text{m}$  e 5  $\mu\text{m}$  (inserto 3), todas com diâmetro de 12 mm do tipo *ball nose*. O fato da ferramenta inteiriça de metal duro apresentar maior vida nas condições testadas é atribuído à maior rigidez da ferramenta, maior compatibilidade da cobertura e do substrato, geometria da ferramenta e tipo de cobertura. Entre os insertos intercambiáveis, a vida de ferramenta de metal duro foi maior com a cobertura TiCN que com cobertura TiAlCrYN.

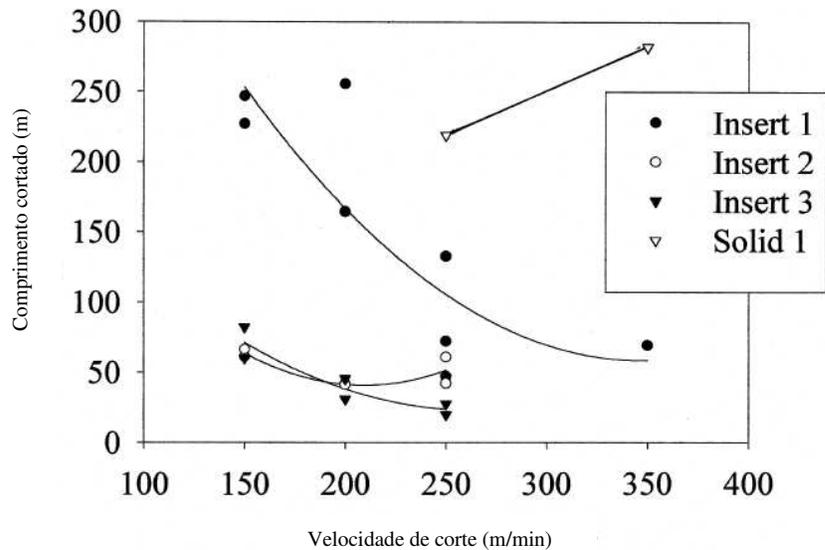


Figura 2.9: Resultado de vida de ferramenta em termos de comprimento cortado para diferentes ferramentas e coberturas (URBANSKI *et al.*, 2000).

PU e SINGH (2013) analisaram o desempenho de ferramentas de metal duro e de PCBN na usinagem de aço ferramenta A2 endurecido. Utilizaram ferramentas do tipo *ball nose* de 19 mm de diâmetro, com um dente para as ferramentas de PCBN, ferramentas diferentes com diferentes concentrações de CBN, e dois dentes para ferramenta de metal duro com cobertura TiAlN. As ferramentas de PCBN proporcionaram melhor qualidade superficial em termos de rugosidade em velocidade de corte de 470 m/min que a qualidade apresentada pela ferramenta de metal duro na velocidade de corte de 120 m/min, com os demais parâmetros de corte constantes. A ferramenta com maior teor de CBN apresentou melhor comportamento em termos de vida de ferramenta durante o corte que as ferramentas com menores teores de CBN. WOJCIECHOWSKI e TWARDOWSKI (2012) usinaram o aço ferramenta X155CrVMo12-1 de dureza aproximada de 60 HRC, com ferramenta inteiriça de metal duro com cobertura TiAlN e ferramenta inteiriça de PCBN, ambas de 10 mm de diâmetro e dois dentes, inclinadas a 45° em relação à superfície usinada, com profundidade de corte (incremento axial) de 0,1 mm, avanço por dente entre 0,02 mm/dente a 0,1 mm/dente e velocidade de corte entre 100 m/min e 500 m/min. Para o corte em

menores velocidades de corte, a vida da ferramenta de metal duro foi maior que a vida da ferramenta de PCBN. Para maiores valores de velocidade de corte, a vida da ferramenta de metal duro foi menor, com a ocorrência de aderência de metal na superfície de saída. O mecanismo de desgaste predominante foi o desgaste de flanco.

Na usinagem em alta velocidade, sobretudo no corte de materiais endurecidos, há tendência de que o cavaco formado apresente menor espessura não deformada do cavaco. Assim, o grau de recalque, razão entre a espessura do cavaco depois da formação e a espessura do cavaco antes da formação, se aproxima de 1, o que mostra variação pequena da direção de fluxo do cavaco (DINIZ, *et al.*, 2010; SUTTER, 2005). Segundo YE *et al.* (2014) que estudaram a influência da velocidade de corte em usinagem em alta velocidade de materiais diversos, Inconel 718, liga Ti6Al4V, aço AISI 4340, liga de alumínio 7075 e cobre, as propriedades mecânicas e térmicas da peça apresentam influência na velocidade de corte de transição entre corte em velocidade convencional e *high speed machining*.

LIST *et al.* (2012) modelaram, em método de elementos finitos, a temperatura alcançada no corte em usinagem em alta velocidade com a ocorrência de desgaste de cratera, que ocorre na superfície de saída da ferramenta. Este desgaste leva à modificações na geometria da ferramenta e na ação da fricção durante a formação do cavaco. Segundo os autores, a distribuição da temperatura durante a formação de cavaco ocasiona regiões de alta temperatura na interface entre cavaco e ferramenta, com um ponto de alta temperatura próximo ao raio de ponta da ferramenta. Com o desgaste de cratera, há modificações das distribuições de temperatura ao longo da aresta de corte e surgimento de um segundo ponto de altas temperaturas, próximo ao final da zona de interface entre cavaco e ferramenta, que acelera o desgaste.

TOH (2005) comparou a temperatura alcançada no fresamento concordante e no fresamento discordante para usinagem de aço H13 endurecido, com ferramenta inteiriça de metal duro de grãos ultrafinos com cobertura (Al, Ti)N, em fresamento com profundidade de corte (incremento axial) de 0,5 mm e velocidades de corte de 314 m/min e 400 m/min. As temperaturas obtidas aumentaram com o aumento do desgaste da ferramenta. As temperaturas encontradas para corte discordante foram ligeiramente menores que as temperaturas encontradas para corte concordante.

### 2.3 – Vibração, rugosidade e vida de ferramenta

Na usinagem, há diversos fatores geradores de vibração, como variação de espessura do cavaco, variação do sentido e do valor da força de corte durante a remoção do cavaco, imperfeições na superfície usinada, tais quais cascas oxidadas, poros no material, entre outros, vibração externa transmitida para o sistema e vibração autoexcitada. A principal fonte de excitação da vibração no fresamento é a frequência de entrada de dentes ou frequência de passagem de dentes, visto que o fresamento é um processo de corte intrinsecamente interrompido. A vibração autoexcitada inicia-se com a fonte excitadora atuando em frequência próxima à frequência do primeiro modo de vibração do sistema máquina-ferramenta-peça-dispositivo de fixação. No fresamento, a frequência da fonte excitadora é a frequência de entrada de dentes da ferramenta na peça. Caso a frequência natural do sistema seja um múltiplo inteiro da frequência de entrada de dentes, o *chatter* ocorre. A frequência da entrada de dentes é o número de dentes da fresa multiplicado pela rotação do eixo-árvore (ALTINTAS e WECK, 2004; CHENG, 2009; DINIZ *et al.* 2010; LACALLE e LAMIKIZ, 2009).

Segundo CHENG (2009), na usinagem a vibração do tipo *chatter* inicia-se quando um modo de vibração do sistema máquina-ferramenta é excitado pelas forças de corte cíclicas, como a formação do cavaco durante o corte. Trata-se de um problema de instabilidade do processo de usinagem que pode ser detectado pelo ruído alto produzido, pela baixa qualidade superficial da peça e pela vibração excessiva. Este tipo de vibração diminui a qualidade superficial da peça, diminui a vida da ferramenta e da máquina operatriz e reduz a confiabilidade e a segurança do processo. Há três tipos principais de *chatter*: o tipo Arnold, em que a variação da velocidade de corte, que depende da rotação, influencia a variação da força, o tipo *chatter* regenerativo, em que as imperfeições da superfície geradas no corte anterior causam variação na espessura do cavaco e variação na força de corte e o tipo causado por vibração em diversos acoplamentos, por desgaste e atrito ou folgas. O *chatter* do tipo regenerativo é mais frequente que as demais formas de *chatter*. Entretanto, devido ao caráter interdependente dos tipos de *chatter*, estes podem ocorrer de forma simultânea. A análise da ocorrência de *chatter* é trabalhosa, pois não existe um modelo matemático capaz de unificar e explicar todas as ocorrências de *chatter*. QUINTANA e CIURANA (2011) recomendam a adoção de diversas medidas para prevenção e minimização do

*chatter*, tais como estratégias anteriores ao processo, focados na previsão da vibração, com modelos e métodos analíticos e experimentais; estratégias durante o processo, com identificação da vibração com sensores, monitoramento e tratamento de sinal; estratégias passivas de modificação do comportamento do sistema e estratégias ativas de modificação do sistema.

LACALLE e LAMIKIZ (2009) apresentam a classificação de *chatter* em dois tipos: o tipo *chatter* estrutural ou da máquina, que ocorre em baixas frequências, associado aos modos de vibração da máquina e o tipo *chatter* da ferramenta, que ocorre para altas frequências, associado aos modos de vibração do sistema de fixação da ferramenta e do eixo-árvore da máquina. Estes tipos de *chatter* podem ser reconhecidos por apresentarem sonoridades diferentes, com som de baixa frequência para *chatter* estrutural e com som de alta frequência para *chatter* de ferramenta. Acreditava-se, durante grande parte do século XX, que os principais efeitos do *chatter* estavam ligados ao desgaste de aços, com a ocorrência de *chatter* estrutural. Com o surgimento da usinagem em alta velocidade, percebeu-se a ocorrência de *chatter* de ferramenta, em frequências mais altas, com comprometimento do acabamento superficial da peça, redução da vida da ferramenta e danos aos rolamentos do eixo-árvore, com alto custo de reparo. A vibração do tipo *chatter* inicia-se com um deslocamento mínimo entre peça e ferramenta de 100  $\mu\text{m}$ .

A presença de vibração durante o corte não afeta apenas o acabamento superficial, rugosidade e tolerâncias geométricas. A presença de superfícies com irregularidades advindas de ocorrência de *chatter* ou outros mecanismos pode colocar em risco a segurança de operações posteriores, tais como retificação, com possibilidade de ocorrência de *chatter* que pode levar à quebra do rebolo, por apresentar baixa tenacidade. A usinagem de aços ferramenta endurecidos para moldes e matrizes requer maior estabilidade, pois o produto usinado é uma ferramenta do tipo matriz ou molde. A presença de vibração no processo de usinagem tende a aumentar a tensão residual da superfície usinada de maneira não regular, com influência da profundidade de corte (incremento axial) sobre o valor da tensão e o tipo da tensão residual, compressão ou tração, o que acarreta redução da resistência à corrosão a redução da vida em fadiga. (DAVIM, 2008; DAVIM, 2010; LACALLE e LAMIKIZ, 2009). A figura 2.10 apresenta uma superfície usinada por fresamento tangencial em que houve o processo de vibração do tipo *chatter*.

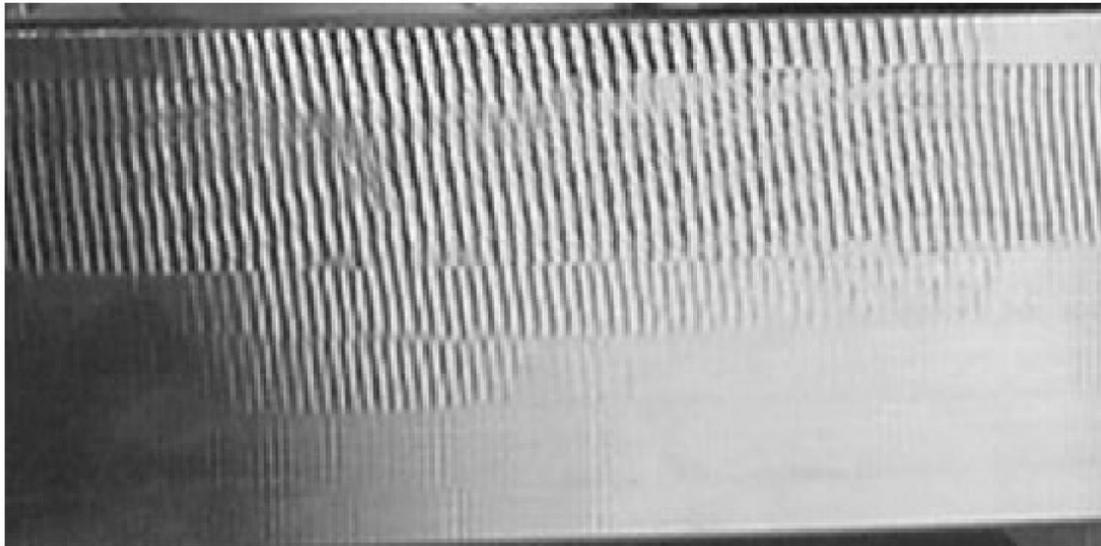


Figura 2.10: Superfície usinada por fresamento tangencial em que houve *chatter* (CHENG, 2009).

Para que as vibrações sejam minimizadas na usinagem em alta velocidade, recomenda-se que sejam tomadas medidas em relação às condições e parâmetros de corte. Dentre elas estão:

- Aumento de rigidez da estrutura da máquina;
- Aumento da capacidade de amortecimento do sistema máquina-ferramenta-dispositivo de fixação;
- Medição das frequências de ressonância da ferramenta no balanço utilizado para seleção adequada de rotação do eixo-árvore;
- Seleção adequada dos parâmetros de corte profundidade de corte (incremento axial)  $a_p$  e penetração de trabalho (incremento radial)  $a_e$ ;
- Evitar materiais com imperfeições;
- Escolha adequada da geometria da ferramenta;
- Uso de fluido de corte adequado para redução de forças de corte ou de atrito, quando necessário, apesar da recomendação da não utilização de fluido de corte na maioria das operações de fresamento;
- Isolamento da máquina-ferramenta quanto a vibrações externas;
- Escolha de fresas com passo diferencial, quando possível;

- Uso de tecnologia de análise e de controle do processo, como redes neurais e monitoramento em tempo real da vibração;
- Estudos com análise dos micromovimentos da ferramenta com melhorias dos sensores e novos modelos com mais parâmetros;
- Controle de temperaturas na máquina-ferramenta, sobretudo nas estruturas ligadas ao eixo-árvore, com a minimização de deslocamentos ocasionados da dilatação térmica e
- Escolha de ferramental adequado à usinagem em alta velocidade, com a mínima massa desbalanceada possível, com menor balanço de ferramenta possível e com elevado módulo de elasticidade, para minimizar a deflexão e vibração da ferramenta e;
- Criação e análise de ferramentas de medição estabilidade de processo, como diagramas de estabilidade (ALTINTAS e WECK, 2004; CHENG, 2009; DAVIM, 2008; DAVIM, 2010; DEVILLEZ e DUDZINSKI, 2007; DINIZ *et al.*, 2010; LACALLE e LAMIKIZ, 2009; PARK *et al.*, 2012).

O diagrama de lóbulos é um dos diagramas de estabilidade construído a partir da solução, especialmente por elementos finitos, de um conjunto de equações que considera os graus de liberdade do sistema, a rigidez e o amortecimento do sistema, a largura do cavaco gerado, a força de corte, frequências naturais do sistema. As equações são resolvidas em função de resposta em frequência e relacionam a largura do cavaco com a rotação do eixo-árvore, de modo que as curvas dos lóbulos formados no gráfico resultante, para cada rotação, apresentam intersecções. A região abaixo da curva resultante é considerada estável, enquanto a parte superior à curva é considerada instável. A figura 2.11 apresenta um exemplo de construção de diagrama de lóbulos em função de largura de cavaco e a figura 2.12 apresenta exemplo de diagrama de lóbulos;

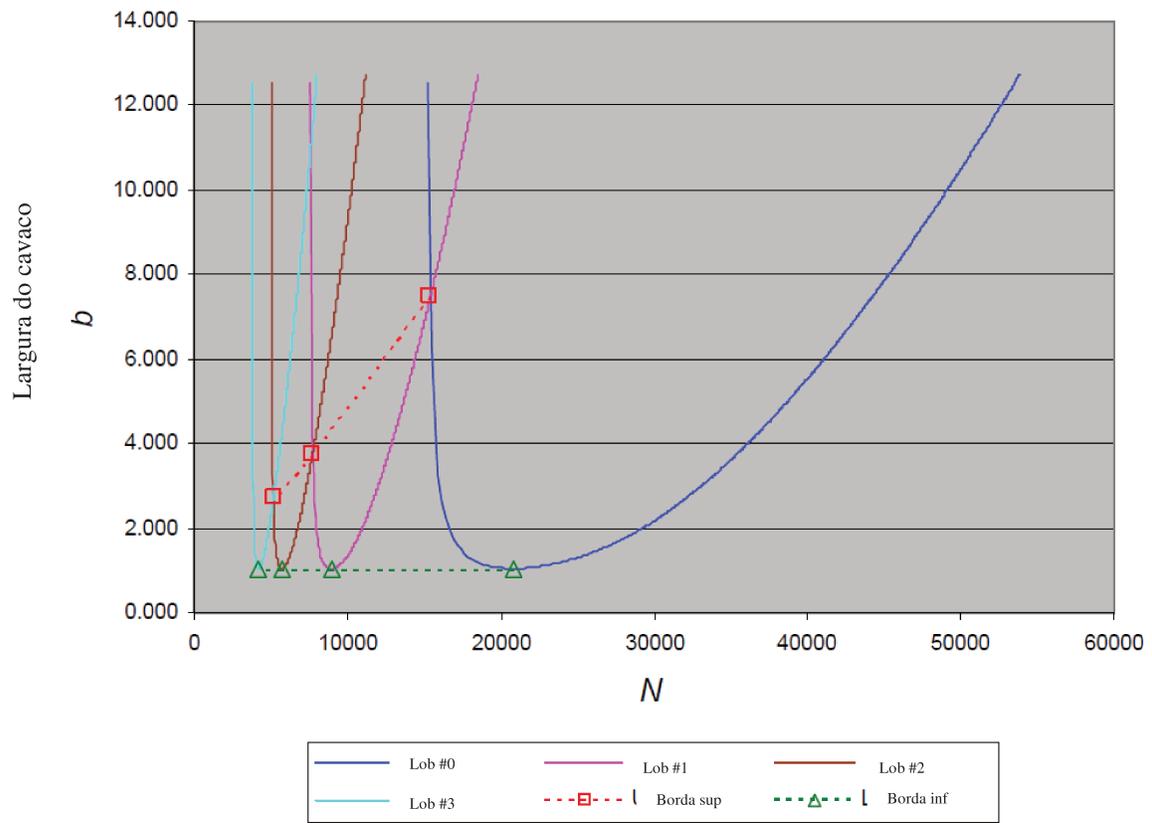


Figura 2.11: Exemplo de construção de diagrama de lóbulos (YUE, 2006)

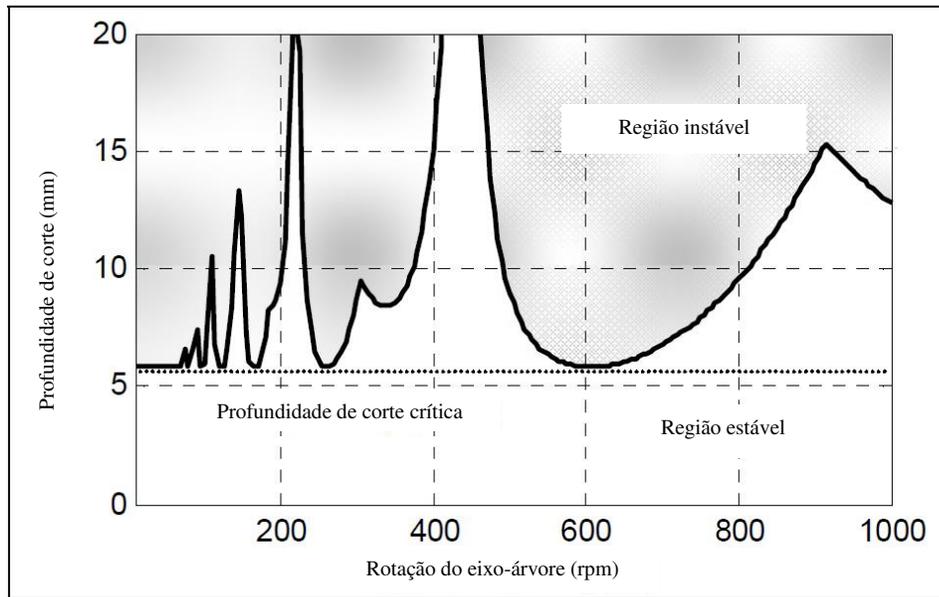


Figura 2.12: Exemplo de diagrama de lóbulos para estudo de estabilidade de uma operação com base na profundidade de corte (incremento axial), por LACALLE E LAMIKIZ (2009).

Segundo ALTINTAS e WECK (2004), o tipo de fresamento escolhido, concordante ou discordante, interfere no diagrama de estabilidade de lóbulos devido a fatores direcionais das forças de corte. A correta seleção dos parâmetros de corte permite que haja aumento da profundidade de corte (incremento axial) possível com o aumento da rotação, de modo que a frequência de entrada de dentes não seja múltiplo inteiro da frequência de ocorrência do *chatter*, para que a estabilidade seja maximizada. Segundo DIKSHIT *et al.*, (2014), após a validação de modelagem para vibração proposta, a profundidade de corte é o parâmetro com maior influência nas forças de corte axiais, radiais e tangenciais, e a penetração de trabalho apresenta maior influência que o avanço por dente nas forças de corte axiais e radiais.

LI *et al.*, (2014) estudaram o aumento da rigidez de estruturas de máquinas ferramentas com o desenvolvimento de *layouts* baseados em sistemas biológicos, como folhas de plantas. A partir do estudo das estruturas morfológicas das folhas de plantas, criaram-se modelagens analíticas de implementação de aumento de rigidez para aplicação em máquinas-ferramentas.

BENDIAGA *et al.* (2009) propuseram um algoritmo de variação de rotação do eixo-árvore para a obtenção de corte estável que pode ser implementado em dispositivos móveis. O algoritmo proposto apresenta duas fases de atuação: na detecção do *chatter* e na eliminação das vibrações. Sem a detecção de *chatter*, o algoritmo altera parâmetros de corte em busca de otimização do processo e maior produtividade. Com a detecção de *chatter*, o algoritmo, a partir de diagrama de lóbulos, procura por parâmetros de corte estáveis. Os sinais são recebidos pelo dispositivo por microfone.

ERTÜRKA *et al.*, (2006) analisaram uma modelagem em elementos finitos para previsão de *chatter*. O modelo analítico desenvolvido apresenta uma boa concordância com as medições do tipo FRF, apresentando maior simplicidade que outros modelos computacionais. O modelo tem utilidade no projeto de eixos-árvores para minimizar a vibração do tipo *chatter*.

DUNCAN *et al.*, (2005) analisaram o sistema da montagem do eixo-árvore com os componentes para modelagem dinâmica do corte, denominada *Receptance Coupling Substructure Analysis (RCSA)*. Os autores concluíram que os modelos RCSA permitem a previsão de resposta dos componentes à vibração, de modo que a absorção da vibração e o campo de estabilidade do corte foram aumentados e maiores de taxas de remoção de cavaco obtidas. GAGNOL *et al.* (2007) apresentaram uma modelagem para uso industrial baseada na velocidade de rotação do eixo-árvore, com o conceito de modelação para componentes do eixo-árvore, de acordo com a determinação dos diagramas de lóbulos, que resultou em aumento de rigidez do sistema e aumento do campo de corte estável.

HOSSEINABADI e ALTINTAS (2014) estudaram uma modelagem para amortecimento ativo da vibração estrutural residual no corte, a qual ocorre devido à forças inerciais de aceleração e desaceleração da máquina-ferramenta. Com a implementação do amortecimento ativo proposto pela modelagem, a amplitude da vibração foi reduzida de 50  $\mu\text{m}$  para 5  $\mu\text{m}$ .

GOURC *et al.* (2011) estudaram a ocorrência de *chatter* para eixos-árvores que utilizam rolamentos magnéticos. Os autores identificaram que os diagramas de lóbulos utilizados para eixos-árvores com rolamentos convencionais de máquinas operatrizes não são adequados para estudo de *chatter* em eixos-árvores com rolamentos magnéticos. Propuseram então uma modelagem numérica para estes tipos de eixos-árvores que inclui os rolamentos magnéticos, o

servo, os modos do rotor, o efeito regenerativo e o movimento não linear da saída da ferramenta do corte sob vibração.

KO (2015) propôs um modelo de previsão de estabilidade do corte que utiliza os perfis transversais da aresta de corte para diversos valores dos parâmetros de corte em domínio de tempo, com a análise de ondulações na superfície usinada. Com a previsão das forças de corte e de vibração gerada, o fenômeno de *chatter* pode ser amortecido.

HABER *et al.* (2004) estudaram a relação entre vibração no corte e força de corte e a ocorrência de desgastes na ferramenta com a identificação do desgaste via sinais analisados em domínio de tempo e de frequência. As análises dos picos de força e vibração permitem a identificação da transição entre a ferramenta nova e a ferramenta desgastada, a qual gera novas amplitudes e o surgimento de frequências harmônicas. Para melhor recepção do sinal, os sensores devem estar posicionados para que o sinal tenha o caminho mais favorável.

O desbalanceamento do ferramental pode tomar participação importante no processo de início de vibração. O deslocamento do centro de massa do sistema de fixação produz uma força centrífuga que aumenta conforme o aumento da rotação e pode iniciar o fenômeno do *chatter*, visto que o centro de massa roda excentricamente. Há um aumento da força de corte e, com o aumento da rotação, aumenta a representatividade da força de desbalanceamento sobre a força de corte, especialmente em operações de acabamento. A presença do desbalanceamento, mesmo sem a ocorrência de *chatter*, devido ao movimento excêntrico do centro de massa, tende a piorar o acabamento superficial da peça, aumentar os desgastes e avarias da ferramenta com consequente queda na vida e danificar a máquina, sobretudo o eixo-árvore (ARNONE, 1998; LACALLE e LAMIKIZ, 2009). A figura 2.13 apresenta a força da massa desbalanceada de diferentes padrões gerada para as rotações testadas.

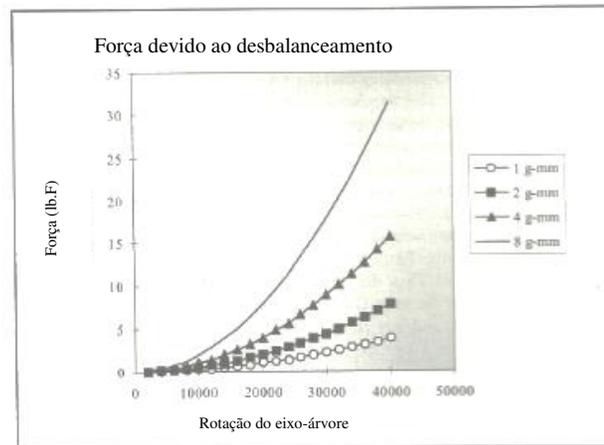


Figura 2.13: Influência da rotação na força da massa desbalanceada de diferentes padrões (ARNONE,1998).

PIVETTA (2005) analisou a usinagem de aço AISI D2 de dureza aproximada de 58 HRC com ferramenta de metal duro de micro grão com cobertura TiAlN do tipo *ball nose* de 16 mm de diâmetro em diferentes valores de comprimento em balanço da ferramenta, rotações entre 2500 rpm e 3000 rpm, avanços por dente entre 0,10 mm/dente e 0,25 mm/dente, penetração de trabalho entre 0,1 mm e 0,8 mm e profundidades de corte entre 0,1 mm e 0,2 mm. O corpo de prova estava inclinado de modo que o centro da ferramenta estivesse fora do corte, visto que os ensaios ocorreram em centro de usinagem de três eixos. O autor identificou que o maior comprimento da ferramenta em balanço exerce influência sobre a vida de ferramenta, especialmente para maiores velocidades de corte. Recomenda-se que altos valores de balanço da ferramenta e altas velocidades de corte não sejam utilizados simultaneamente, a fim de que se minimizem os desgastes.

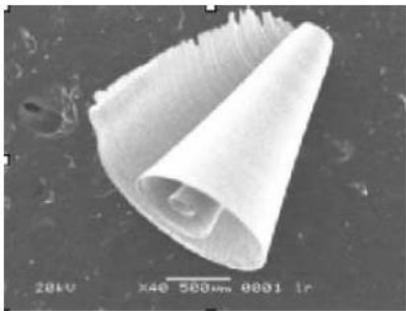
OLIVEIRA (2007) usinou aços ferramentas ABNT H13 e ABNT D2 com ferramenta toroidal de 12 mm de diâmetro com insertos intercambiáveis de 7 mm de diâmetro de metal duro com cobertura TiCN e TiN e sem cobertura e de cermet com cobertura TiCN e TiN e sem cobertura para desbaste e ferramenta de topo esférica insertos intercambiáveis de 8 mm, 12 mm e 16 mm com cobertura TiAlN, todas em balanço de 70 mm. O corpo de prova utilizado apresentava inclinação de 45° e 75° para aço H13 e 45° para aço D2. As condições de usinagem foram velocidades de corte de 250 m/min e 300 m/min, incremento de radial de corte de 0,32 mm a 0,50 mm, incremento axial de corte de 0,25 mm de corte, avanços por dente de 0,20 mm a 0,30

mm e corte a seco, corte com mínima quantidade de fluido de óleo integral e mínima quantidade de fluido de óleo integral com *teflon*. Na usinagem do aço H13, a utilização de insertos de metal duro com cobertura mostrou-se mais adequada que a utilização de insertos de metal duro sem cobertura ou cermet com e sem cobertura e o aumento do ângulo de inclinação de 45° para 75° reduziu a vida de ferramenta em até 46,3% em tempo de usinagem. Com o avanço do desgaste nas ferramentas de metal duro com cobertura, diversos mecanismos de desgaste foram observados, de abrasão e difusão a adesões e lascamentos no fim de vida. A aplicação de mínima quantidade de fluido (MQF) proporcionou propagação de trincas de origem térmica. Na usinagem do aço D2, ferramentas de metal duro com maior resistência ao desgaste apresentaram maior vida que as ferramentas com maior tenacidade, com a presença de lascamento e adesão.

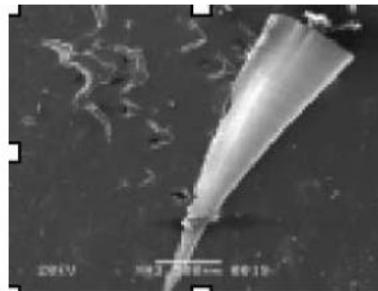
BECZE *et al.* (2000) estudaram o corte de aço AISI D2 com dureza aproximada de 63 HRC em fresamento concordante, com ferramenta de insertos intercambiáveis de metal duro de 12,7 mm de diâmetro, para corte em desbaste e semi acabamento de uma forma livre simulando usinagem de moldes e matrizes, com rotação de 6.000 rpm, avanço de 0,1016 mm/ dente, penetração de trabalho de 0.635 mm e profundidade de corte (incremento axial) de 1,905 mm para desbaste e 1,25 mm para semi acabamento. O fresamento ocorreu em cinco eixos. Houve vibração devido à flexão da ferramenta. A formação do cavaco não apresentou grande variação em relação ao cavaco formado por fresamento em três eixos. Observou-se grande aderência de cavaco na ferramenta, com a presença de desgastes de flanco e de cratera e deformação plástica da aresta de corte. A ferramenta de diâmetro de 8 mm gerou valores de rugosidade superiores aos valores encontrados para os demais diâmetros ensaiados.

NING *et al.* (2001) analisaram a formação de cavaco em fresamento em alta velocidade, para corte estável e corte instável, com vibração, em usinagem de aço ferramenta AISI H13, com ferramenta inteiriça *ball nose* de 12 mm de diâmetro de metal duro com cobertura TiAlN. Os autores identificaram que a análise da forma dos cavacos e das marcas deixadas na superfície da peça usinada pode ser uma maneira simples e barata para detectar a ocorrência de vibrações indesejadas. Quatro tipos de cavaco foram identificados nos experimentos: cavaco de corte estável; cavaco instável, oriundo de corte com *chatter*; cavaco crítico, semelhante ao cavaco instável, mas com segmentos unindo as partes serrilhadas e cavaco extremo, semelhante a uma expansão horizontal do cavaco estável, oriundo de profundidade de corte (incremento axial) além

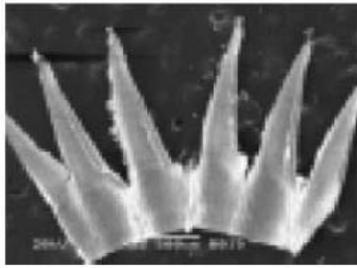
da profundidade máxima considerada estável pelo corte, com ocorrência de vibração de baixa frequência e baixa amplitude. Os cavacos classificados instáveis e críticos apresentam cisalhamento adiabático, devido às baixas propriedades térmicas do material na condição testada e ocorrência de *chatter*. O mecanismo de desgaste encontrado foi desgaste de flanco. A figura 2.14 apresenta os cavacos encontrados.



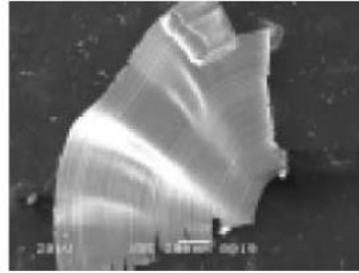
a



b



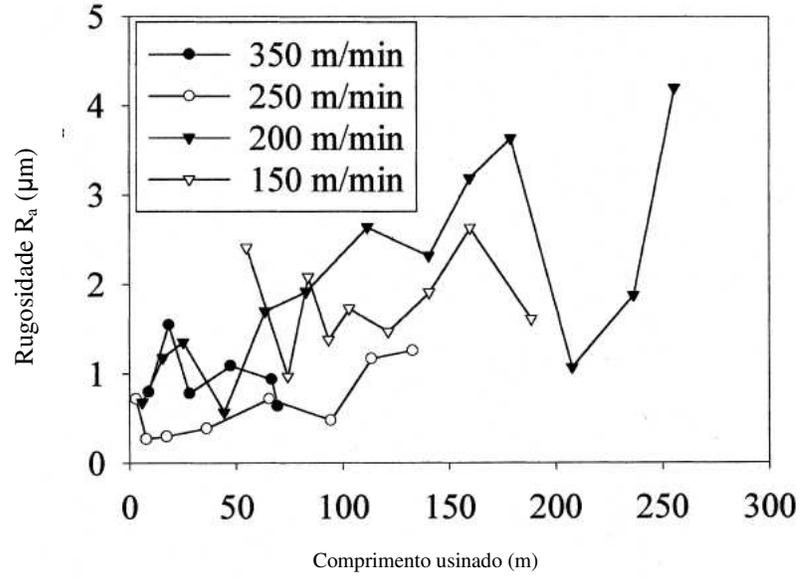
c



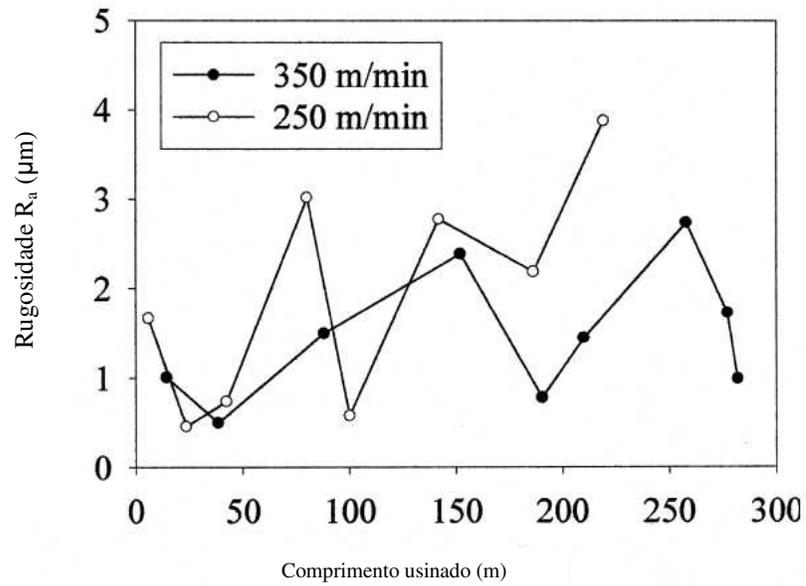
d

Figura 2.14: cavacos encontrados por NING *et al.* (2001): a) estável, com rotação de 28.000 rpm,  $a_p$  de 0,6 mm e  $V_f$  de 1350 mm/min, b) instável, com rotação de 28.000 rpm,  $a_p$  de 0,6 mm e  $V_f$  de 1400 mm/min, c) crítico, com rotação de 29.000 rpm,  $a_p$  de 0,6 mm e  $V_f$  de 1450 mm/min e d) extremo, com rotação de 25.000 rpm,  $a_p$  de 0,9 mm e  $V_f$  de 1250 mm/min.

URBANSKI *et al.* (2000) mediram a rugosidade da peça  $R_a$  nos experimentos de usinagem em aço ferramenta para trabalho a quente AISI H13, utilizado para matrizes, com dureza de 52 HRC, em fresamento concordante, com avanço  $f_z$  de 0,1 mm/dente, profundidade de corte (incremento axial)  $a_p$  constante de 1 mm e penetração de trabalho  $a_e$  de 0,5 mm. O critério para fim de vida foi o desgaste de flanco em 0,3 mm., para o inserto intercambiável inserto 1 e para a ferramenta inteiriça sólido 1, ferramentas com maior vida nos ensaios anteriores (figura 2.15). O valor de rugosidade  $R_a$  aumentou do início para o final do corte conforme o aumento do desgaste de flanco para ambas as ferramentas testadas. Nota-se que a rugosidade  $R_a$  obtida pelo inserto intercambiável é menor que a rugosidade obtida pela ferramenta inteiriça. Em parte, o resultado pode ser relacionado com o fato de que o inserto intercambiável toroidal utilizado não possui aresta de corte até o centro da fresa, não há corte com velocidade de corte próxima a zero, como ocorre com a ferramenta inteiriça, que tem aresta até o centro da fresa. Os parâmetros utilizados nos testes foram considerados de semiacabamento, operação em que o uso dos insertos intercambiáveis é apropriado, enquanto a ferramenta inteiriça é recomendada para operações de acabamento.



a



b

Figura 2.15: Rugosidade obtida por URBANSKI *et al* (2000) pelo comprimento de corte para a) inserto intercambiável e b) ferramenta inteiriça.

URBANSKI *et al.* (2000) analisaram ainda a força de corte em ensaios com insertos intercambiáveis inserto 1 para três das velocidades de corte testadas. Na figura 2.16, apresentam-se os resultados dos picos de forças para as velocidades de corte de 150 m/min, 200 m/min e de 250 m/min para condição de inserto novo, sem desgaste, e inserto na condição de final de vida, com desgaste de flanco de 0,3 mm. Os autores não encontraram, durante o corte e em análises de força, evidências de *chatter*. Houve crescimento acentuado da força de corte com o aumento do desgaste de flanco para todas as velocidades de corte testadas.

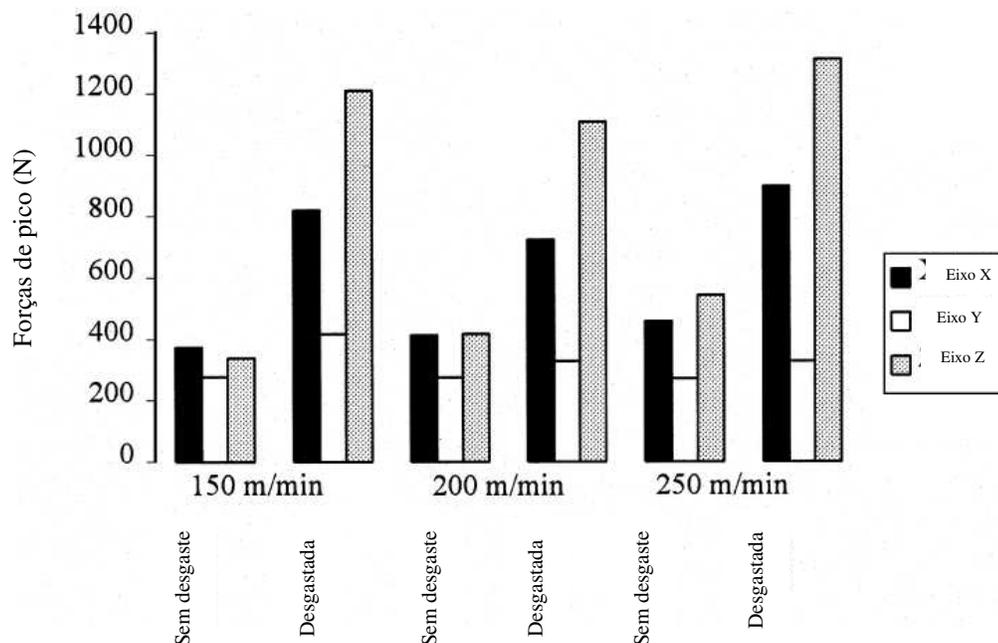


Figura 2.16: Picos de força para diferentes velocidades de corte para corte com ferramenta sem desgaste e com desgaste de flanco de 0,3 mm, por URBANSKI *et al.* (2000).

KOSHY *et al.* (2002) analisaram a usinagem em alta velocidade para corte de aço ferramenta AISI D2 endurecido, de dureza de aproximadamente 58 HRC, com ferramentas do tipo *ball nose* de 12 mm de diâmetro de dois dentes, inteiriça e com insertos intercambiáveis de metal duro e de *cermet*, para diferentes valores de velocidade de corte. A profundidade de corte

(incremento) axial foi de 0,5 mm. A ferramenta 1 refere-se a insertos intercambiáveis de metal duro com coberturas dos tipos TiCN e, superior, TiN. A ferramenta 2 refere-se a insertos intercambiáveis de *cermet* sem cobertura. A ferramenta 3 refere-se a insertos intercambiáveis de metal duro com cobertura TiAlN e Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>. A ferramenta 4 refere-se a ferramenta inteiriça de metal duro com cobertura TiAlN, subdividida em ferramenta 4a e ferramenta 4 b, de acordo com o ângulo de inclinação radial escolhido. As ferramentas foram utilizadas com posição perpendicular às superfícies usinadas. O critério de fim de vida adotado foi desgaste de flanco de 0,3 mm. A figura 2.17 apresenta a vida de ferramenta obtida em termos de comprimento usinado para as ferramentas 1, 2 e 3 para as velocidades de corte de 50 m/min, 100 m/min e 150 m/min e avanço  $f_z$  de 0,1 mm/dente. A ferramenta 1, de metal duro com coberturas de TiCN e TiN, apresentou maior vida de ferramenta que as demais ferramentas de insertos intercambiáveis testadas, com a ferramenta *cermet* apresentando a menor vida de ferramenta. O aumento da vida de ferramenta relacionou-se positivamente com o aumento da velocidade de corte.

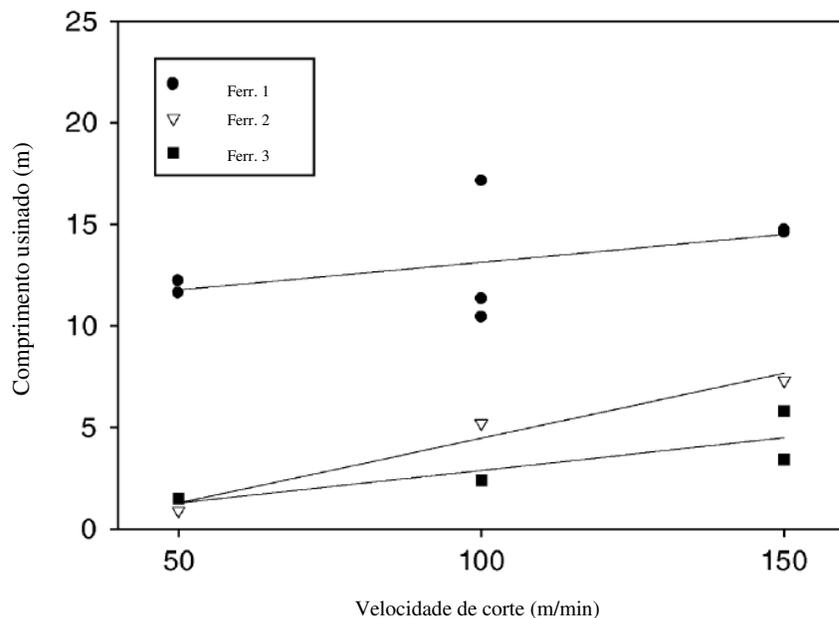


Figura 2.17: Vida de ferramenta em termos de comprimento usinado para as ferramentas de insertos intercambiáveis para  $f_z$  de 0,1 mm/dente para as ferramentas 1, 2 e 3 (KOSHY *et al.*, 2002).

Os autores avaliaram a vida de ferramenta em termos de comprimento usinado para a ferramenta 1 nas mesmas velocidades de corte e diferentes valores de avanço  $f_z$ , de 0,1 mm/dente e de 0,05 mm/dente. A figura 2.18 apresenta os resultados obtidos para as velocidades de corte e avanços testados. A vida de ferramenta com avanço  $f_z$  de 0,1 mm/dente mostrou-se maior que a vida de ferramenta com avanço  $f_z$  de 0,05 mm/dente e a velocidade de corte promoveu menor influência nos resultados obtidos que a variação dos valores de avanço  $f_z$ . Os autores relacionaram a menor vida de ferramenta com avanço  $f_z$  de 0,05 mm/dente à formação menos estável do cavaco, com muito atrito gerado, o que rapidamente elevou o desgaste na ferramenta, principalmente em regiões próximas ao centro da fresa.

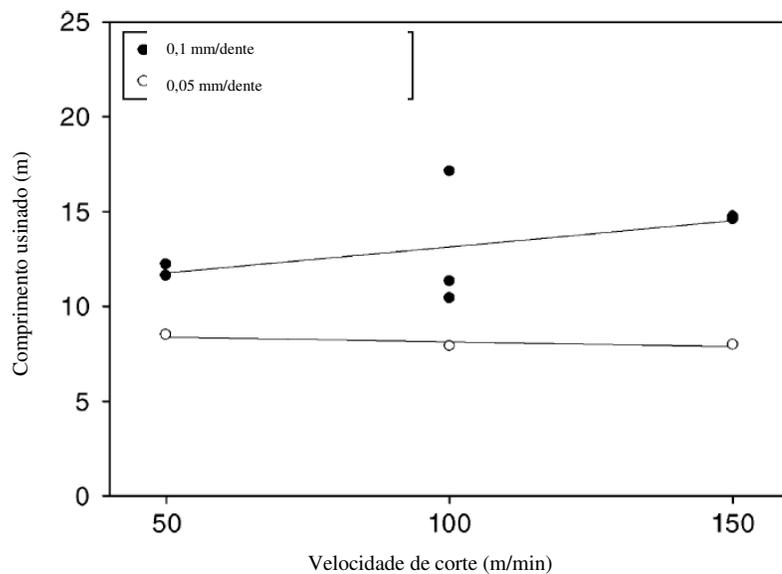


Figura 2.18: Vida de ferramenta em termos de comprimento usinado em função da velocidade de corte com variação do avanço por dente para ferramenta 1 (KOSHY *et al.* 2002).

A análise da vida de ferramenta em termos de comprimento usinado das ferramentas inteiriças com avanço de 0,1 mm/dente mostra que o aumento da velocidade de corte levou à redução da vida de ferramenta. O ângulo de inclinação radial apresenta maior influência para velocidades de corte menores. Os autores identificaram que estes resultados em termos de vida de

ferramenta recomendam a utilização de insertos intercambiáveis para usinagem de aço ferramenta AISI D2 endurecido, visto que a vida de ferramenta em termos de comprimento usinado é semelhante para altas velocidades de corte para a ferramenta 1 e 4. Entretanto, o custo de uma ferramenta inteira de metal duro com cobertura é maior que o custo dos insertos intercambiáveis. A figura 2.19 apresenta a vida de ferramenta em termos de comprimento usinado para a ferramenta 4a, com ângulo de inclinação radial de  $3^\circ$ , e ferramenta 4b, com ângulo de inclinação radial de  $-16^\circ$ . A inclinação radial apresentou influência na vida das ferramentas para baixas velocidades de corte. Com o aumento da velocidade de corte, observa-se tendência de convergência dos valores de vida, para ambos os ângulos radiais escolhidos para ensaio.

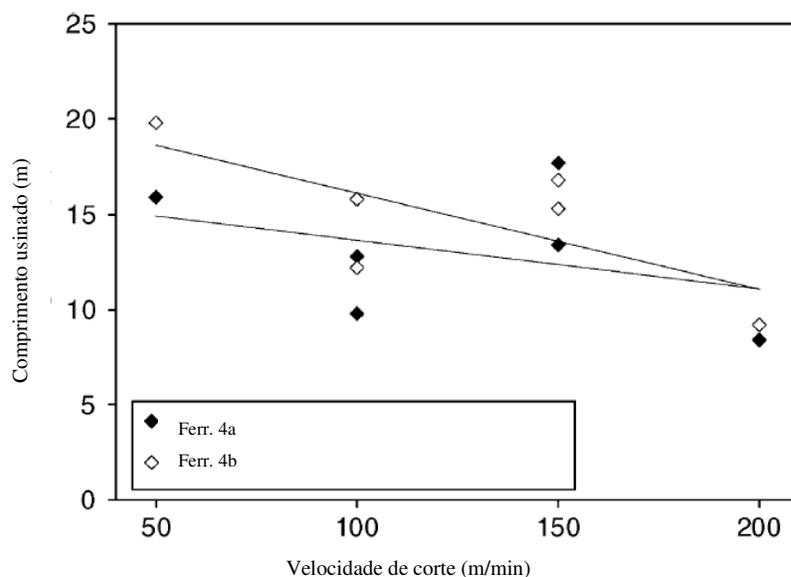
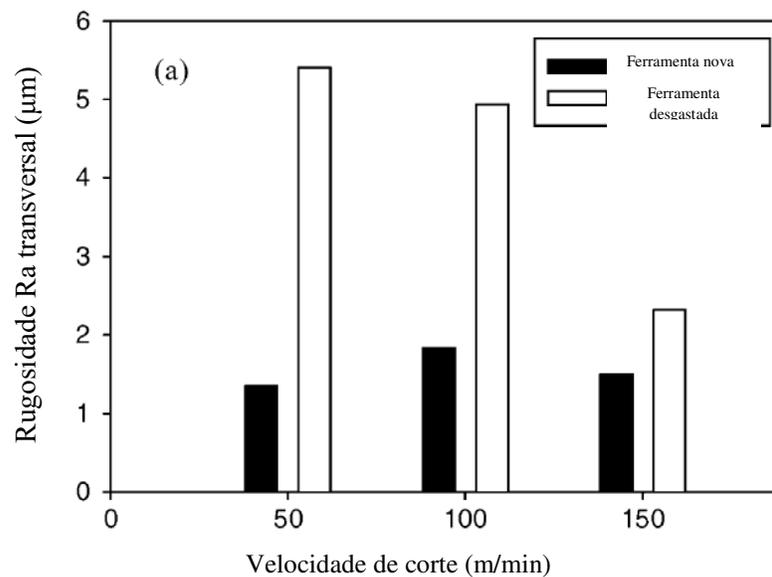


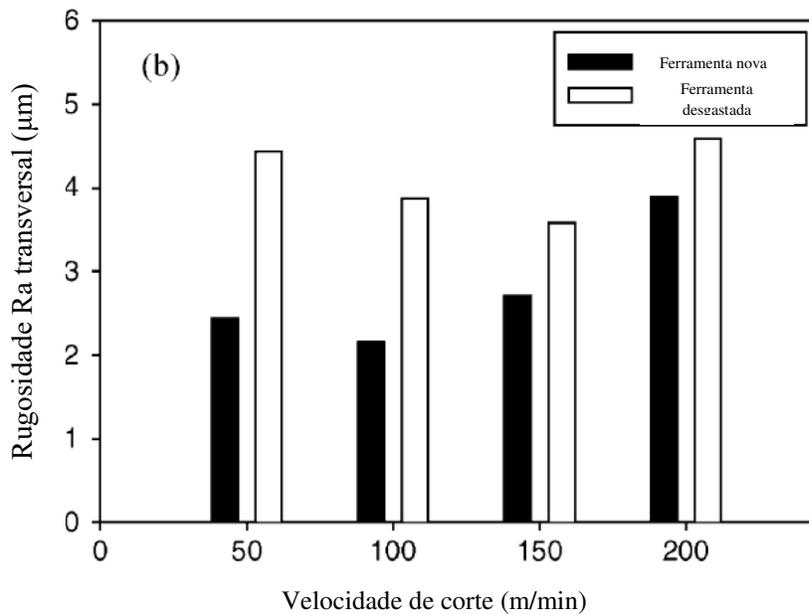
Figura 2.19: Vida de ferramenta em termos de comprimento usinado em função da velocidade de corte para ferramentas 4a e 4b (KOSHY *et al.* 2002).

Estes mesmos autores (KOSHY *et al.* (2002)) analisaram a rugosidade no sentido transversal ao avanço para as condições das ferramentas sem desgaste, nova, e com o desgaste de 0,3 mm, para as velocidades apresentadas nas figuras 2.18 e 2.19. A figura 2.20 apresenta os resultados obtidos para o corte com os insertos intercambiáveis ferramenta 1 e a ferramenta

inteiriça 4b. Os autores não encontraram correspondência direta entre aumento da velocidade de corte e o aumento da rugosidade. Os valores de rugosidade  $R_a$  encontrados no final de vida da ferramenta são mais altos que os valores encontrados com a ferramenta no início de vida, de forma que o desgaste na ferramenta mostra-se mais influente na rugosidade que a velocidade de corte para os parâmetros ensaiados. A ferramenta inteiriça proporcionou menores valores de rugosidade que os valores proporcionados pela ferramenta de insertos intercambiáveis redondos, sendo, assim, recomendada para aplicação.



a



b

Figura 2.20: Resultados obtidos para rugosidade em função da velocidade de corte para as ferramentas a) 1, inserto intercambiável, e b) 4b, inteiriça de metal duro (KOSHY *et al.*, 2002).

Souza *et al.* (2014) analisaram as rugosidades das cavidades usinadas de uma peça tipo molde para fabricação de bandejas para ovos para geladeiras de material aço ferramenta P20, de dureza de 30 HRC, com ferramentas do tipo *ball nose* de 6 mm de diâmetro, inteiriça de metal duro com cobertura TiAlN, em rotação de 18.000 rpm, em fresamento concordante, com retirada de sobremetal de 0,2 mm, com diferentes estratégias. A figura 2.21 apresenta os resultados em rugosidade obtidos para as cinco cavidades usinadas. Cada estratégia resultou em superfícies com rugosidades diferentes, com variação importante no padrão geométrico da rugosidade e valores de rugosidade. A cavidade 4 apresentou os maiores valores para os parâmetros de rugosidade medidos. A diferença entre as estratégias das cavidades 3 e 4 foi o início do corte, na base da

cavidade 3 e no topo da cavidade 4, o que pode ter provocado diferente comportamento de vibração.

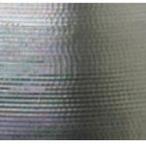
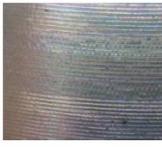
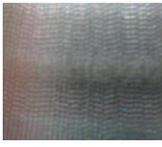
	Cav. 1	Cav. 2	Cav. 3	Cav. 4	Cav. 5
Cavidade					
Vista ampliada					
Ra (µm)	0,81	0,77	0,67	4,25	2,18
Rt (µm)	5,42	6,27	4,11	21,54	15,31
Rz (µm)	5,25	6,09	3,84	20,84	10,39

Figura 2.21: Resultados de rugosidade para as cinco cavidades usinadas por Souza *et al.* (2014).

Segundo BEGIC-HAJDAREVIC *et al.* (2014), a rugosidade pode diminuir com o aumento da velocidade de corte. A rugosidade é influenciada pelo diâmetro da ferramenta, pela velocidade de corte e pelo avanço. Nos ensaios destes autores foram utilizadas ferramentas de insertos intercambiáveis de diâmetro de 20 mm e 40 mm com penetração de corte de 12 mm e 24 mm, respectivamente, e profundidade de corte (incremento axial) de 0,3 mm em usinagem de aço ferramenta X37CrMoV5-1 endurecido de dureza aproximada de 51 HRC. A figura 2.22 apresenta os resultados obtidos para diversos avanços e velocidades de corte testados em corte discordante.

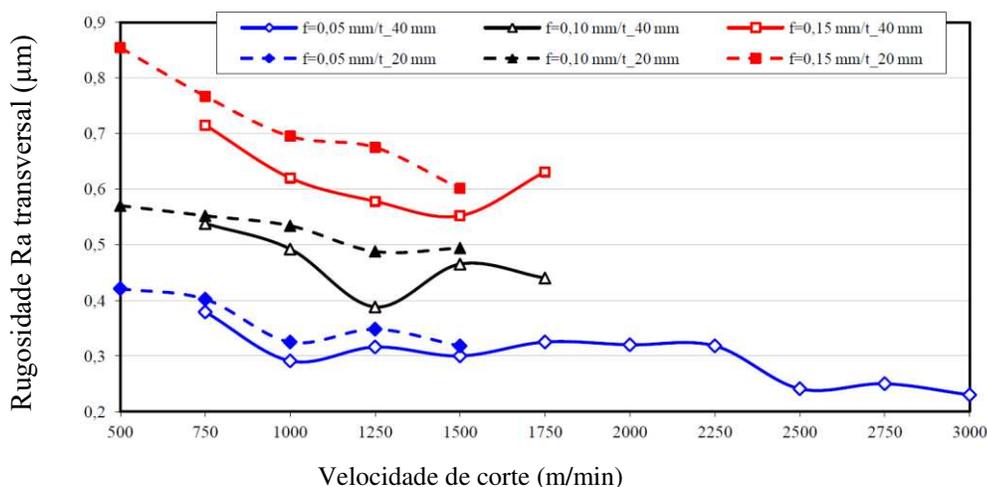


Figura 2.22: Resultados obtidos para os ensaios de BEGIC-HAJDAREVIC *et al.* (2014).

HAN e TANG (2015) estudaram a variação das forças de corte e da espessura do cavaco no corte de superfícies curvas de base circular. Os autores desenvolveram uma modelagem para análise da posição instantânea da ferramenta e da espessura de cavaco instantânea de acordo com o ângulo de imersão da ferramenta na peça para otimização do processo de usinagem em alta velocidade, em fresamento concordante e discordante, com a previsão da espessura do cavaco não deformada. A modelagem de forças de corte utilizando o conceito do cavaco não deformado e do valor de espessura instantânea do cavaco apresentou correlação satisfatória com os valores de força de corte obtidos empiricamente. Assim, esta modelagem mostra-se eficiente na análise de forças de corte e vibração do sistema estudado.

FANG e WU (2009) compararam a força de corte na usinagem em alta velocidade de liga de titânio Ti6Al4V e Inconel 718, materiais de baixa usinabilidade, com ferramenta circular de insertos intercambiáveis de coberturas TiC, TiN e TiCN. As forças de corte do Inconel 718 apresentaram valores maiores que os valores de força de corte da liga Ti6Al4V nas mesmas condições de usinagem de velocidade de corte 58 m/min, 87 m/min, 116 m/min, 144 m/min e 174 m/min e avanço 0,075 mm/rotação, 0,09 mm/rotação, 0,105 mm/rotação e 0,12mm/rotação. O aumento velocidade de corte proporcionou diminuição da força de corte, enquanto o aumento do avanço levou ao aumento da força de corte para ambos os materiais.

MIYAGUCHI, *et al* (2001) usinaram, com ferramenta *ball nose* de metal duro com cobertura TiAlN de 2 mm de diâmetro, um corpo de prova de material SKD61, com dureza aproximada de 40 HRC, com avanço por dente de 0,1 mm/ dente, com 0,2 mm de profundidade de corte (incremento axial) e de penetração de trabalho (incremento radial) em ensaios para a medição de força corte e deslocamento da ferramenta e de 0,5 mm profundidade de corte e de penetração de trabalho para ensaios de vida de ferramenta e rotação de 29.000 rpm em diferentes valores de balanço da ferramenta. Os autores identificaram que o deslocamento da ferramenta, resultado da flexão da ferramenta, devido à desigualdade de forças atuantes nos dentes da fresa, diminui a vida de ferramenta, que o arco de contato verdadeiro aumenta conforme o aumento da rigidez da ferramenta, que o desbalanceamento causado pelo desgaste da ferramenta pode ser reduzido com o aumento da rigidez até o mínimo valor que não ocasione a quebra da ferramenta e que o tempo de corte pode ser reduzido com a otimização da rigidez do sistema.

TOH (2004) estudou a usinagem em alta velocidade para superfícies inclinadas, com trajetória de ferramenta horizontal e vertical. Ele utilizou velocidade de corte de 400 m/min, avanço por dente de 0,1 mm/dente, profundidade de corte de 0,5 mm e penetração de trabalho (incremento radial) de 0,5 mm e aço AISI H13. As conclusões obtidas são de que a flexão da ferramenta proporciona superfícies marcadas, que a utilização de fresamento discordante pode resultar em melhores acabamentos superficiais, que as condições da ferramenta podem não influenciar muito na superfície estudada e de que a melhor textura superficial pode ser obtida pelo trajeto de ferramenta ascendente vertical.

AXINTE e DEWES (2002) usinaram aço ferramenta AISI H13 com ferramenta inteiriça do tipo *ball nose* de 6 mm de diâmetro de metal duro com cobertura TiAlN, com profundidade de corte e penetração de trabalho (incremento radial) de 0,2 mm, em velocidades de corte de 200 m/min e 300 m/min e avanços por dente de 0,05 mm/dente e 0,10 mm/dente. A inclinação de 60° da superfície usinada permitiu que a rugosidade encontrada fosse menor que a inclinação de 0°, visto que não houve o fenômeno de deformação plástica sem corte de material. A rugosidade aumentou com o aumento da velocidade de corte e com a diminuição do avanço por dente. Houve ocorrência de instabilidade nos cortes que resultaram em valores altos de rugosidade.

OZTURK *et al.* (2009) concluíram que , em usinagem em alta velocidade, as variações do *tilt angle* e do *lead angle* afetam de maneira importante a dinâmica das forças e da deflexão das

ferramentas. A estabilidade do corte e o comportamento do *chatter* são alterados, visto que as direções das forças envolvidas no corte são alteradas, com a intensidade da alteração dependendo da configuração da máquina ferramenta. Com as inclinações, é possível a obtenção de aumento de até quatro vezes na estabilidade do corte, com aumento na produtividade. Entretanto, a escolha dos valores de *tilt angle* e *lead angle* deve fazer com que o centro da fresa não esteja presente no corte. Em seus ensaios, analisaram que em corte de superfícies curvas, a combinação entre o sentido do movimento descrito pela ferramenta, horário ou anti-horário, descrevendo corte concordante ou discordante, e os valores escolhidos para as inclinações pode afetar negativamente ou positivamente a estabilidade do corte. Para a escolha do valor de *lead angle*, é recomendável que a inclinação seja pequena de modo a preservar a força e a potência de corte com valores baixos. Como as regiões da ferramenta engajadas no corte são diferentes e os valores das forças são alterados pelas inclinações da ferramenta, a deflexão da ferramenta é diferente em relação a um corte sem as inclinações e com os mesmos parâmetros de corte, o que altera os resultados da vibração. Os autores recomendam o estudo do sistema quanto à deflexão com análise de simulação de modelo do processo. As estratégias de trajetória da ferramenta influenciam nos valores medidos de rugosidade, com a ferramenta de corte de rotação em sentido horário com resposta melhor a valores de *tilt angle* e *lead angle* positivos e com a ferramenta de corte em sentido anti-horário, com *tilt angle* negativo e *lead angle* negativo. Valores negativos de *tilt angle* resultaram em acabamento superficial ruim para as condições ensaiadas com ferramenta de rotação em sentido horário e possibilitaram maior deflexão da ferramenta, o que torna o sentido negativo de *tilt angle* não recomendável. O valor do sobremetal influencia no valor dos ângulos de inclinação da ferramenta em relação à superfície, visto que valores de profundidade de corte abaixo de um valor crítico evitam o contato do centro da ferramenta com o corte. Os autores utilizaram ferramenta do tipo *ball nose* de diâmetro de 12 mm, em material Ti6Al4V, rotação de 1000 rpm, com diferentes valores de inclinações.

AGUIAR *et al.* (2013) analisaram a correlação entre rugosidade e vibração durante o corte, em acabamento, com ferramenta em balanço longo de aço AISI H13 endurecido a 50 HRC. Para os ensaios, foram utilizadas ferramentas do tipo *ball nose* de metal duro com cobertura PVD de TiAlN, de diâmetros de 8 mm e de 12 mm, inteiriças e insertos para ambos os diâmetros utilizados. Os parâmetros de corte utilizados foram calculados a partir da rugosidade desejada, de

modo que as ferramentas com diâmetro de 8 mm apresentavam  $a_p$  de 0,077 mm e  $f_z$  de 0,079 mm/dente e as ferramentas de 12 mm de diâmetro apresentaram  $a_p$  de 0,095 mm e  $f_z$  de 0,096 mm/dente. A velocidade de corte escolhida foi de 500 m/min e a inclinação utilizada foi de  $75^\circ$  e coeficiente de esbelteza ( $L^3/D^4$ ) de  $20 \text{ mm}^{-1}$  e  $45 \text{ mm}^{-1}$ , com balanço de ferramenta de 78,25 mm e 101,40 mm, respectivamente. Os autores construíram as curvas de resposta em frequência para identificar a ocorrência das frequências harmônicas. Os autores concluíram que o desgaste de flanco, cujo valor como critério de fim de vida foi de 0,1 mm, não apresentou grande influência nos valores de rugosidade e a vida de ferramenta, em geral, foi satisfatoriamente longa. Com ferramenta inteiriça de diâmetro de 8 mm e coeficiente de esbelteza de 45 o corte apresentou grande instabilidade, em comparação ao corte com outras ferramentas, o que demonstra que há ocasiões em que a ferramenta inteiriça não é a mais rígida. Os melhores resultados de vida de ferramenta foram encontrados com coeficiente de esbelteza de 20 e diâmetro de 12 mm para os tipos de ferramenta ensaiados. A figura 2.23 apresenta os resultados em resposta em frequência dos ensaios e a figura 2.24 apresenta os resultados em rugosidade.

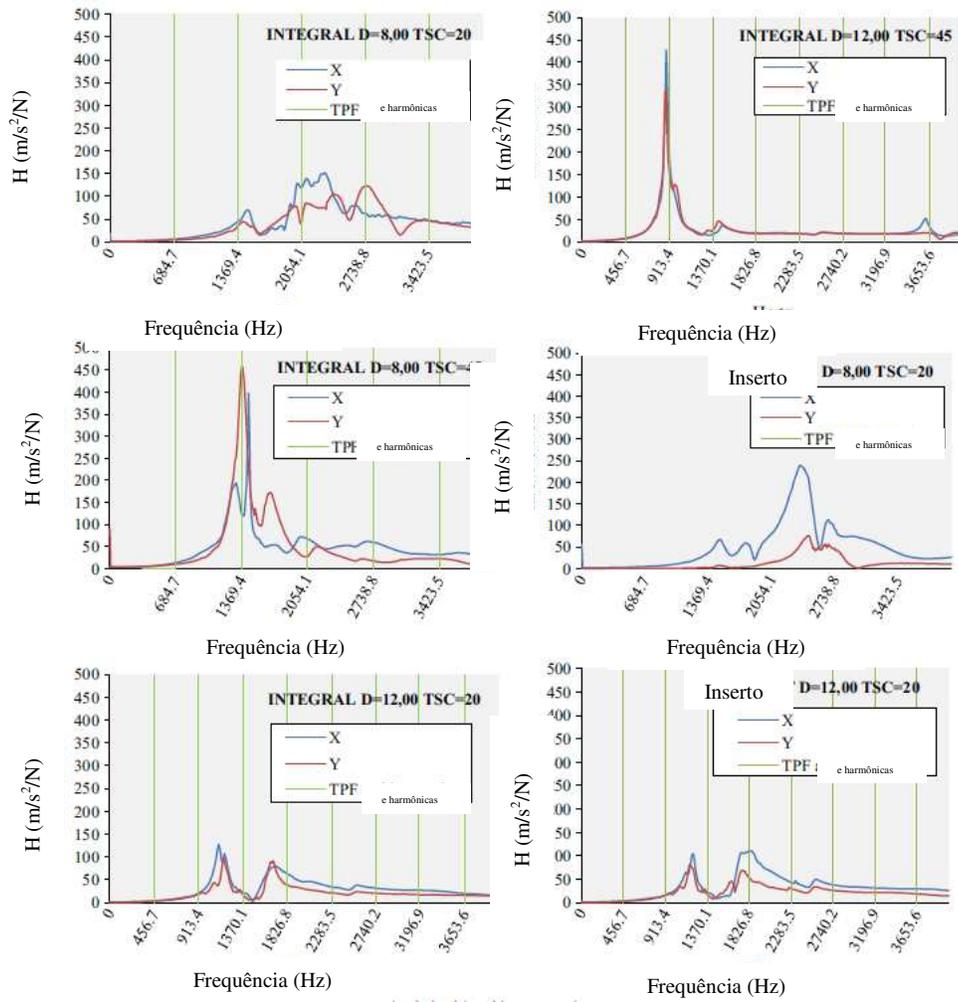


Figura 2.23: Resultados FRF das condições de ferramentas utilizadas por AGUIAR *et al.* (2013).

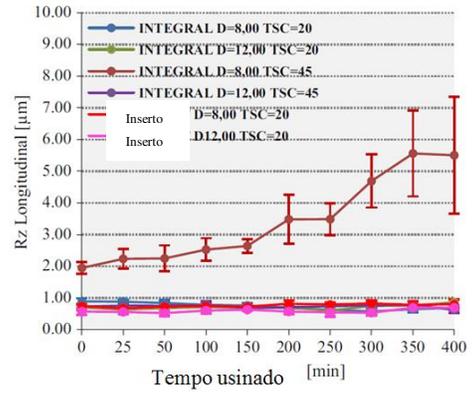
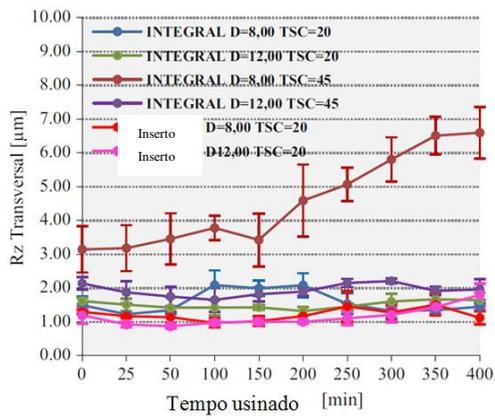


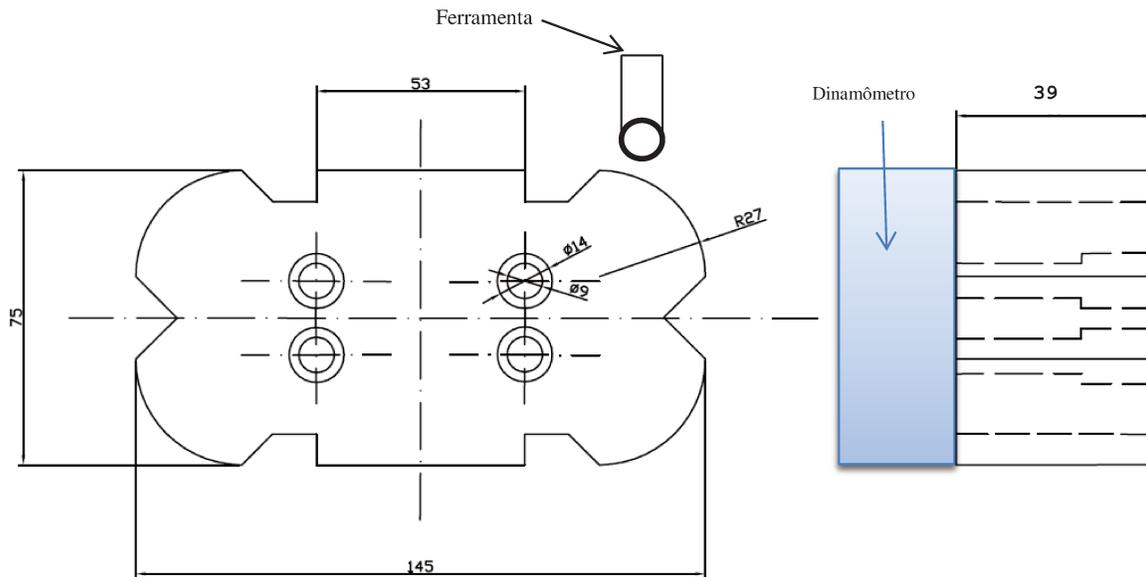
Figura 2.24: Resultados em rugosidade Rz nas direções transversal e longitudinal ao avanço, por AGUIAR *et al.*

(2013)

## Capítulo 3: Procedimento experimental

### 3.1 – Ensaio comparativos

Para a confecção de moldes e matrizes, existe vasta gama de materiais, sobretudo de aços para ferramenta e aços especiais. A classificação dos aços para moldes e matrizes pode ser feita de acordo com as condições de trabalho, processo de tratamento térmico e composição química. Na indústria brasileira, a utilização do aço ferramenta AISI D6 é maior que a utilização do aço ferramenta D2 em moldes e matrizes para trabalho (Costa e Silva e Mei, 2013). Para este estudo, utilizou-se o corpo de prova apresentado na figura 3.1, simulando uma matriz, de material aço ferramenta AISI D6 temperado e revenido com dureza de 60 HRC. Na figura 3.1a, a posição da peça e do dinamômetro é a posição em que a usinagem é realizada.



a

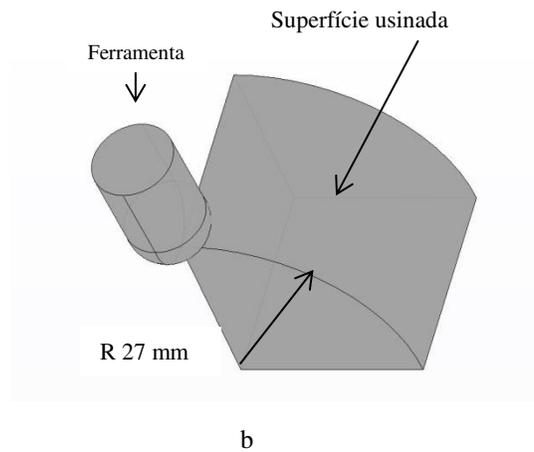


Figura 3.1: Esquemas a) do desenho do corpo de prova utilizado e b) da usinagem do perfil de cota raio 27 mm. Sem escala.

Usinou-se a dimensão de raio 27 mm (a ferramenta percorria este raio), externa, por uma espessura de 3 mm, com penetração de trabalho (incremento radial)  $a_e$  de 0,3 mm, o que totaliza 10 passadas da ferramenta por passe na superfície. Como pode ser observado na figura 3.1b, o corte é efetuado na superfície curva, de modo que a inclinação da ferramenta em relação à peça (*lead angle*) varia à medida que se realiza o corte. O *tilt angle* foi uma das variáveis de entrada nos experimentos e ficava fixo ao longo de um dado experimento. O sobremetal constante escolhido foi de 0,2 mm e o avanço por dente  $f_z$  escolhido foi de 0,1 mm/dente, simulando usinagem de acabamento. Escolheram-se duas trajetórias para a ferramenta: a trajetória de corte ascendente, em que a ferramenta inicia o corte em fresamento tangencial e ângulo de posição radial  $0^\circ$  (*lead angle*  $90^\circ$ ) e finaliza o corte em fresamento frontal e ângulo de posição radial  $90^\circ$  (*lead angle*  $0^\circ$ ) e a trajetória de corte descendente, em que a ferramenta inicia o corte em fresamento frontal e ângulo de posição radial  $90^\circ$  (*lead angle*  $0^\circ$ ) e finaliza o corte em fresamento tangencial e ângulo de posição radial  $0^\circ$  (*lead angle*  $90^\circ$ ). O centro de usinagem utilizado é o DMG DMU 40 Evo, rotação máxima de eixo-árvore de 42.000 rpm, CNC software Heidenhain iTNC-530 com 5 eixos de programação. A ferramenta escolhida, redonda, de diâmetro de 12 mm e dois dentes, possui código ISO R216F-12A16C-085, grão sub micrométrico e cobertura de TiAlN. Os ensaios desta fase foram realizados com ferramentas novas, de tal maneira que o desgaste pudesse ser considerado desprezível. As componentes da força foram medidas com

dinamômetro Kistler type 5019, taxa de amostragem de 30.000 Hz, escala 200 N/V, amostras por canal 7500 e tamanho de buffer 10000. A rugosidade foi medida com um rugosímetro Mitutoyo SurfTest SJ-201 Ver3.10 na direção perpendicular ao avanço, com comprimento de amostragem de 0,8 mm.

A figura 3.2 apresenta o esquema de trajetórias da ferramenta nos ensaios e a componente  $R_{pr}$ , que é o raio no contato na direção de avanço efetivo de corte.

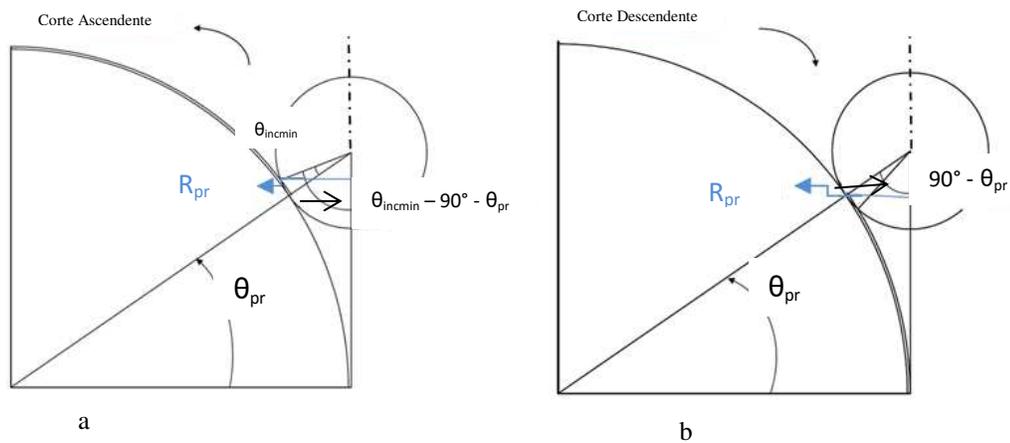


Figura 3.2: Esquema de trajetórias do ensaio a) trajetória de corte ascendente e b) trajetória de corte descendente.

A componente  $R_{pr}$  influencia no diâmetro efetivo de corte,  $D_{eff}$ , que, por sua vez, influencia na velocidade efetiva de corte,  $v_{ceff}$ , de modo que a velocidade efetiva de corte pode ser estimada pela equação 3.1, a seguir:

$$v_{ceff} = \frac{\pi * n * D_{eff}}{1000} \quad \text{Equação 3.1}$$

em que:  $n$  é a rotação do eixo-árvore em rpm.

Para que se evite o contato do centro da fresa com o corte, o que ocorre com ângulo de posição radial  $90^\circ$  e imediações, a inclinação da ferramenta ângulo de inclinação axial mínima é determinada pela equação 3.2, a seguir:

$$\theta_{inc\ min} = \cos^{-1}\left(\frac{R - a_p}{R}\right) \quad \text{Equação 3.2}$$

em que :  $R$  é o raio da ferramenta

$a_p$  é a profundidade axial de corte

Para as condições utilizadas,  $\theta_{inc\ min}$  apresenta o valor aproximado de  $14,83^\circ$ . Para a obtenção de uma margem de segurança, o valor escolhido para ângulo de posição axial foi de  $16^\circ$  no sentido positivo e no sentido negativo. Como comparativo, foram realizados ensaios com a ferramenta sem inclinação, ângulo de posição axial  $0^\circ$ . A figura 3.3 apresenta o esquema das inclinações da ferramenta. A classificação em sentido positivo e negativo do ângulo de inclinação axial da ferramenta utilizada nestes ensaios é oposta à classificação utilizada por OZTURK *et al.* (2009).

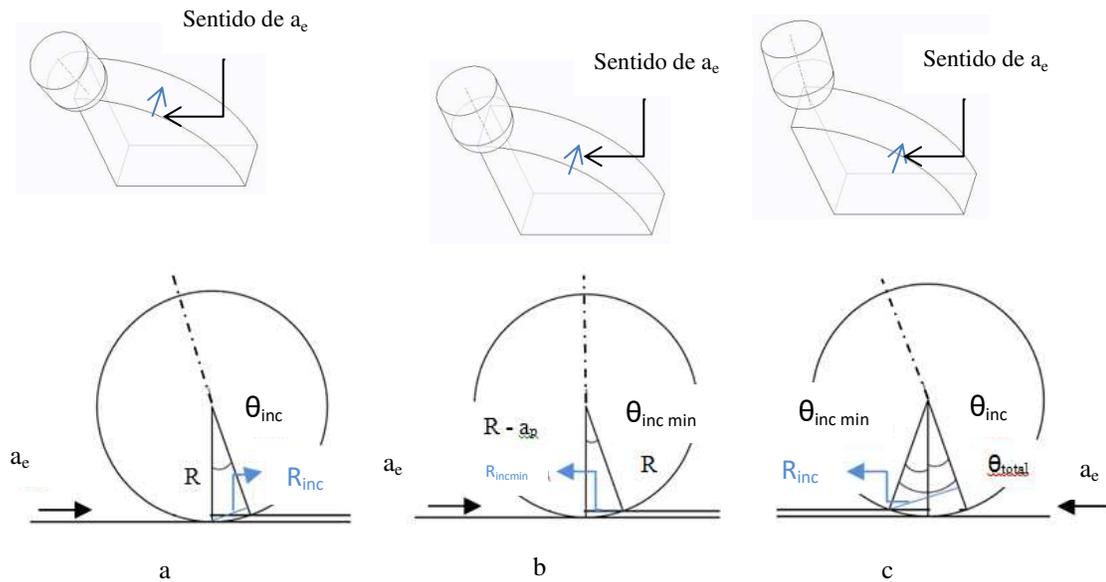


Figura 3.3: Esquema de inclinação axial da ferramenta a) positiva, +16°, b) neutra, 0° e c) negativa, -16°.

A componente  $R_{pr}$  pode ser estimada pela equação 3.3 para o corte ascendente:

$$R_{pr} = R * \sin(90^\circ - \theta_{pr} + \theta_{inc \ min}) \quad \text{Equação 3.3}$$

Para corte descendente, a equação 3.4 pode ser utilizada para estimativa de  $R_{pr}$ :

$$R_{pr} = R * \sin(90^\circ - \theta_{pr}) \quad \text{Equação 3.4}$$

A componente  $R_{inc}$ , que é o raio na direção perpendicular à inclinação, pode ser calculada pela equação 3.5 para a inclinação positiva.

$$R_{inc} = R * \sin(\theta_{inc}) \quad \text{Equação 3.5}$$

Para a inclinação neutral,  $R_{inc}$  pode ser calculada pela equação 3.6.

$$R_{inc} = R * \sin(\theta_{inc \min}) \quad \text{Equação 3.6}$$

Para a inclinação negativa,  $R_{inc}$  pode ser calculada pela equação 3.7.

$$R_{inc} = R * \sin(-\theta_{inc} + \theta_{inc \min}) \quad \text{Equação 3.7}$$

O diâmetro efetivo de corte pode ser calculado pela equação 3.8 para a inclinação positiva ângulo de posição radial  $5^\circ$  e  $45^\circ$ .

$$D_{eff} = 2 * \sqrt{R_{pr}^2 + R_{inc}^2 - 2 * R_{pr} * R_{inc} * \cos(90^\circ - \theta_{inc} - \theta_{pr})} \quad \text{Equação 3.8}$$

O diâmetro efetivo de corte pode ser calculado pela equação 3.9 para a inclinação positiva, neutra e negativa para ângulo de posição radial  $85^\circ$ .

$$D_{eff} = 2 * \sqrt{R_{pr}^2 + R_{inc}^2} \quad \text{Equação 3.9}$$

O diâmetro efetivo de corte para inclinação neutra para ângulo de posição radial  $5^\circ$  e  $45^\circ$  pode ser calculado pela equação 3.10.

$$D_{eff} = 2 * \sqrt{R_{pr}^2 + R_{inc}^2 - 2 * R_{pr} * R_{inc} * \cos(90^\circ - \theta_{inc \min} - \theta_{pr})} \quad \text{Equação 3.10}$$

O diâmetro efetivo de corte para inclinação negativa para ângulo de posição radial 5° pode ser calculado pela equação 3.11.

$$D_{eff} = 2 * \sqrt{R_{pr}^2 + R_{inc}^2 - 2 * R_{pr} * R_{inc} * \cos(90^\circ + \theta_{inc} - \theta_{pr})} \quad \text{Equação 3.11}$$

O diâmetro efetivo de corte para inclinação negativa para ângulo de posição radial 45° pode ser calculado pela equação 3.12.

$$D_{eff} = 2 * \sqrt{R_{pr}^2 + R_{inc}^2 - 2 * R_{pr} * R_{inc} * \cos(90^\circ - \theta_{inc} - \theta_{pr})} \quad \text{Equação 3.12}$$

A tabela 1 apresenta os diâmetros efetivos de corte calculados:

Tabela 1: Diâmetros efetivos de corte calculados

Ângulo de posição radial (°)	Ângulo de inclinação axial (°)	Corte ascendente		Corte Descendente	
		D <sub>eff</sub> (mm)	v <sub>c eff</sub> (m/min)	D <sub>eff</sub> (mm)	v <sub>c eff</sub> (m/min)
5	16	11,25	391,42	11,20	389,68
45	16	7,65	266,17	5,82	202,50
85	16	5,25	182,66	3,47	120,73
5	0	11,33	394,21	11,29	392,81
45	0	7,87	273,82	6,03	209,80
85	0	5,10	177,45	3,24	112,73
5	-16	11,35	394,90	11,32	393,86

45	-16	9,14	318,01	7,70	267,91
85	-16	7,38	256,77	6,24	217,11

Como a rugosidade é medida na direção perpendicular ao avanço, a rugosidade teórica pode ser estimada, para os ângulos de posição radial até aproximadamente 10°, com corte próximo ao tangencial, pela equação 3.13:

$$R_{teo} = \frac{a_e^2}{4 * D_{eff}} \quad \text{Equação 3.13}$$

Para a escolha da rotação do eixo-árvore, determinou-se com o acelerômetro uniaxial, com sensibilidade de 10,06 mV/m.s<sup>-2</sup> e excitação feita por um martelo instrumentado, com sensibilidade de 12,30 mV/N, a curva de resposta em frequência do dispositivo ferramenta-sistema de fixação para o balanço de ferramenta de 112 mm. A partir dos resultados obtidos pelo acelerômetro, escolheu-se a rotação de modo que a segunda harmônica da frequência de entrada de dentes (duas vezes esta frequência), correspondesse ao primeiro pico da curva FRF. A equação 3.14 apresenta o cálculo da rotação:

$$n (rpm) = \frac{f_{primeiro\ pico} * 60}{2 * z} \quad \text{Equação 3.14}$$

em que: z é o número de dentes da fresa.

Como o primeiro pico ocorre para a frequência de aproximadamente 738,30 Hz, a rotação n escolhida para a realização dos ensaios foi de 11075 rpm, rotações no sentido horário.

### **3.2 – Ensaios de vida**

Para os ensaios de vida de ferramenta, foram replicados os ensaios comparativos com o critério de fim de vida de desgaste de flanco de 0,2 mm. A cada 260 passadas da ferramenta, aproximadamente 11 metros lineares cortados, a rugosidade e o desgaste de flanco foram medidos no ângulo de posição radial da peça de 5°, 45° e 85° para os ângulos de inclinação axial da ferramenta de +16°, 0° em corte ascendente e ângulos de inclinação axial de +16°, 0° e -16° em corte descendente. A rugosidade foi medida com a peça fixa ao dinamômetro, o qual se encontrava fixo à mesa do centro de usinagem. A figura 3.4 apresenta a medição da rugosidade.

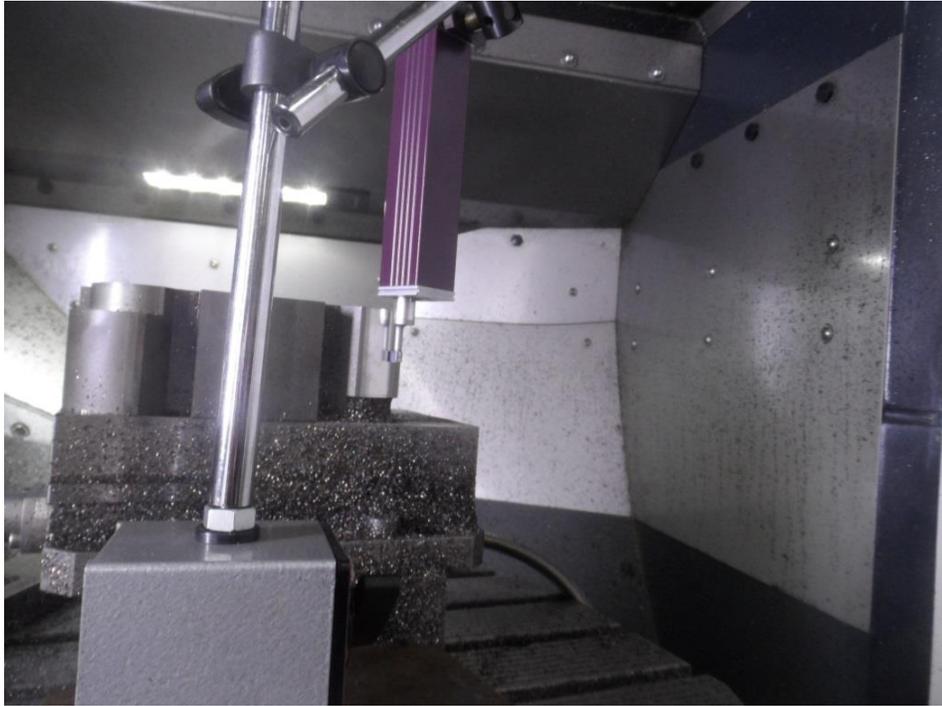


Figura 3.4: Medição da rugosidade da superfície usinada.

## Capítulo 4: Análise de resultados

A figura 4.1 apresenta a curva FRF a partir dos resultados obtidos pelo acelerômetro para o sistema ferramenta-dispositivo de fixação. A partir da curva, calculou-se a rotação utilizada para os ensaios, conforme apresenta a equação 10.

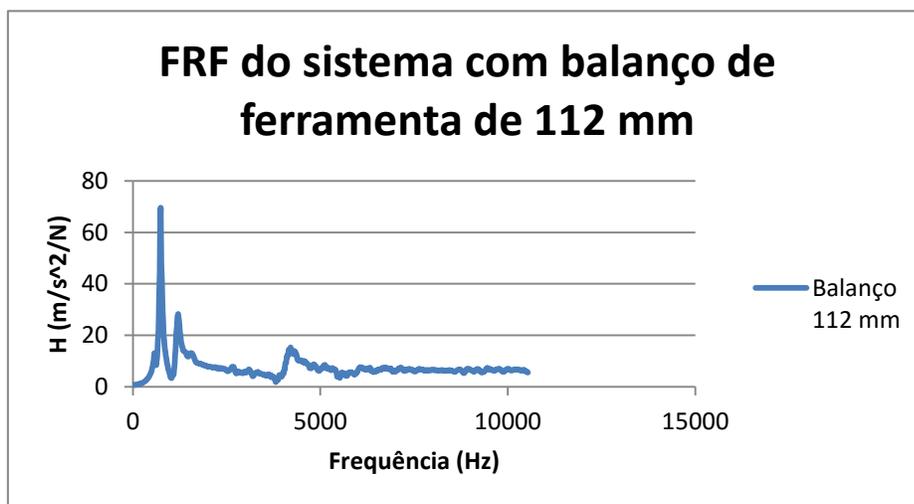
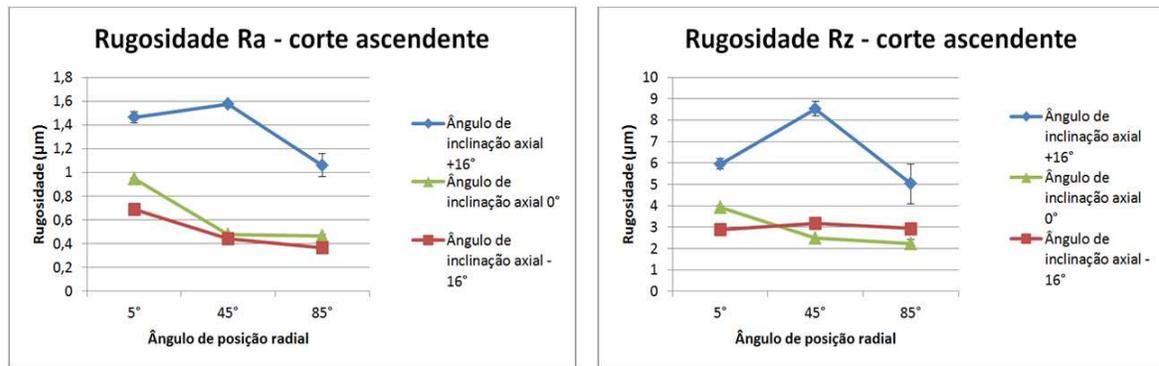


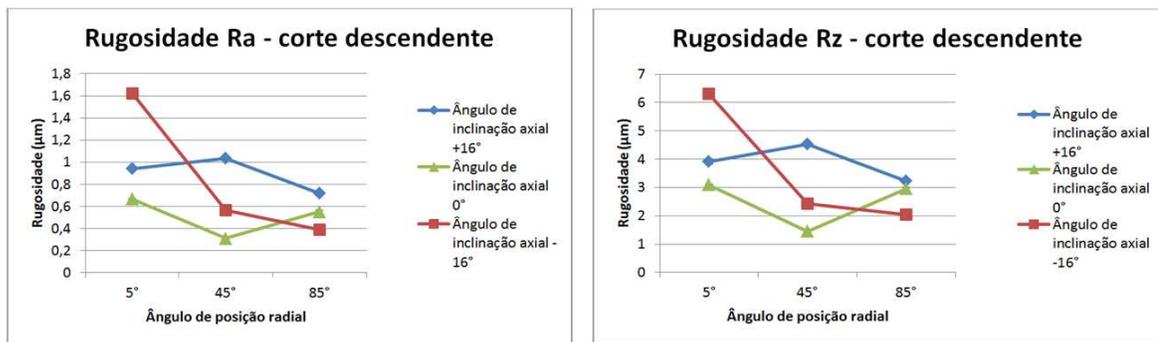
Figura 4.1: Função resposta em frequência do sistema ferramenta-dispositivo de fixação com balanço de ferramenta de 112 mm.

### 4.1 – Ensaios comparativos

A figura 4.2 apresenta os valores de rugosidade medidos na direção perpendicular ao avanço dos ensaios:



a



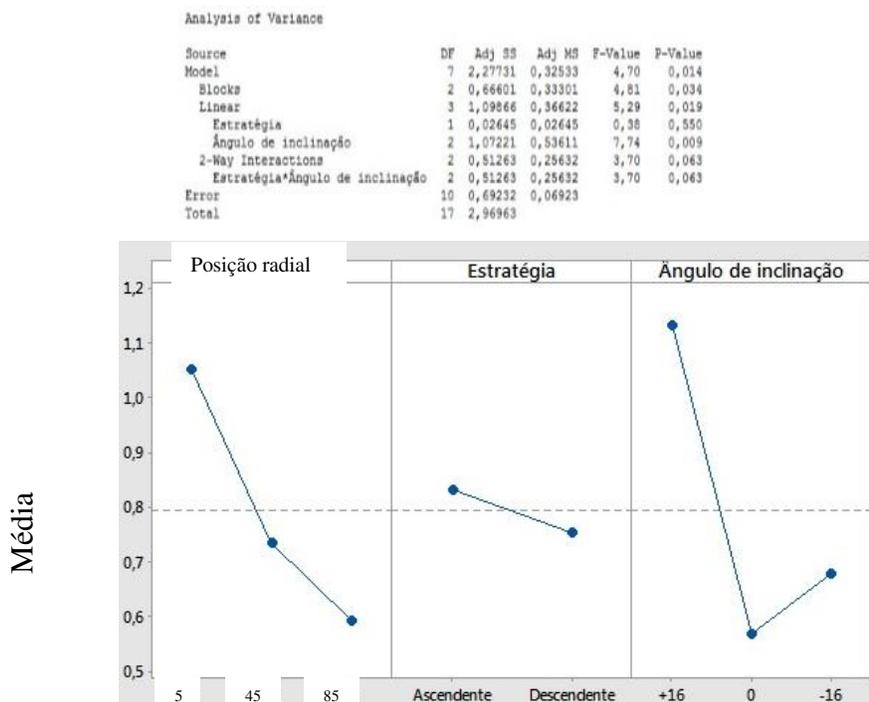
b

Figura 4.2: Valores de rugosidade  $R_a$  e  $R_z$  para as estratégias de corte a) ascendente e b) descendente.

Os valores obtidos para a rugosidade apresentam variação com o ângulo de posição radial e com a inclinação da ferramenta. As estratégias que apresentaram melhor comportamento de rugosidade foram com ângulo de inclinação axial de  $-16^\circ$  em corte ascendente e com ângulo de inclinação axial  $0^\circ$  em corte descendente, em que todos os valores de rugosidade  $R_a$  medidos são inferiores a  $0,7 \mu\text{m}$ . A inclinação positiva da ferramenta, com o ângulo de inclinação axial de  $+16^\circ$ , resultou em comportamento ruim da rugosidade, tanto  $R_a$  quanto  $R_z$ , em corte ascendente e em corte descendente. Em corte ascendente, o comportamento da rugosidade mostrou-se pior, com valores maiores, que o comportamento em corte descendente. Para o ângulo de inclinação axial  $-16^\circ$ , o corte descendente apresenta alto valor de rugosidade  $R_a$  e  $R_z$  para ângulo de posição radial  $5^\circ$  e valores baixos para os demais valores de ângulo de posição radial. Como o perfil da ferramenta em atuação em cada ângulo de posição radial é diferente, espera-se a existência de

diferença entre os valores medidos, o que não se mostrou efetivo, visto que valores de rugosidade próximos foram encontrados para ângulos de posição axial diferentes.

As figuras da análise ANOVA dos resultados de rugosidade estão apresentadas na figura 4.3, a seguir:



a

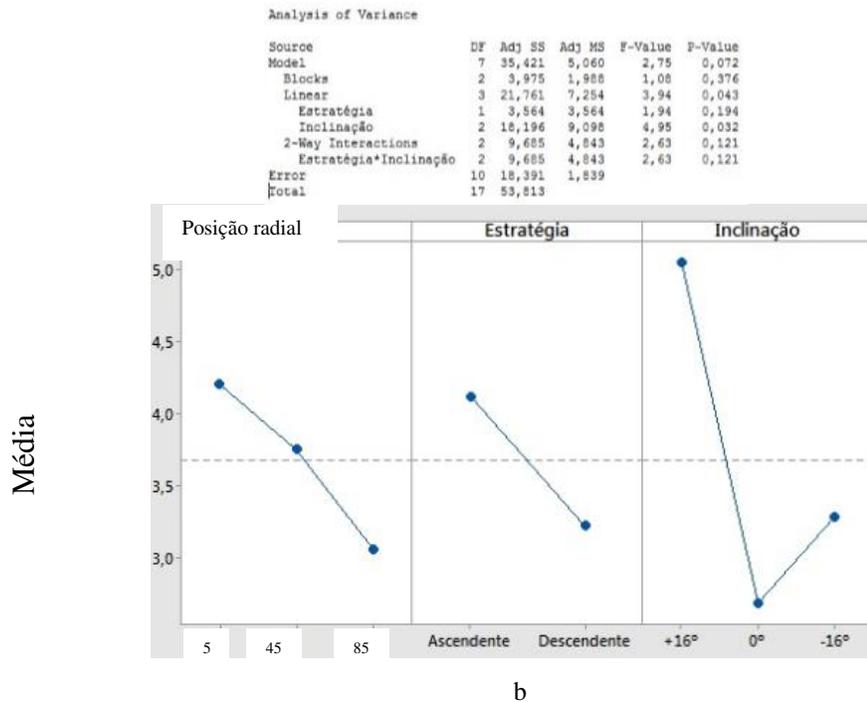


Figura 4.3: ANOVA dos resultados de rugosidade a) Ra e b) Rz.

Os resultados da ANOVA apresentam o fator principal dos resultados de comportamento de rugosidade, com nível de confiança de 90%, a inclinação axial da ferramenta. A estratégia de corte também apresenta considerável importância na influência das condições de corte no comportamento da rugosidade. Estas figuras mostram que a menor rugosidade ocorreu com inclinação axial de  $0^{\circ}$  e que a estratégia descendente (que tem menores diâmetros efetivos que a estratégia ascendente - vide tabela 1) é a que gerou os melhores resultados, também em termos de rugosidade. Isto mostra que a rugosidade teórica (ver equação 3.13), que é maior quando utiliza menor raio da fresa não foi fator predominante na formação do perfil de rugosidade. Assim, a influência das componentes da força de usinagem sobre a ferramenta (e sobre seu deslocamento e vibração) e não a componente geométrica da rugosidade e nem a deformação plástica causada na peça pela usinagem com pequeno diâmetro efetivo foi predominante na geração da rugosidade. A análise das componentes das forças está a seguir.

Para análise de influência de vibração no acabamento superficial, analisou-se os valores, em módulo, de pico das componentes da força de corte incidente na ferramenta  $F_{af}$ , na direção axial da ferramenta e  $F_r$ , na direção radial, para 70 rotações da ferramenta, com um pico para

cada contato do dente com a peça em cada revolução da fresa. A correspondência de valores entre a força axial incidente na peça  $F_a$ , na direção axial da ferramenta,  $F_f$ , na direção de avanço e  $F_{cf}$ , na direção perpendicular ao avanço, valores obtidos do sinal bruto do dinamômetro sobre as forças exercidas no corpo de prova, para  $F_{af}$  e  $F_r$  é apresentada nas equações 4.1, 4.2.

$$F_{af} = - \frac{F_a}{\cos(\theta_{inc})} \quad \text{Equação 4.1}$$

$$F_r = \sqrt{(F_f * \cos(\theta_{inc}))^2 + F_{cf}^2} \quad \text{Equação 4.2}$$

A figura 4.4 apresenta os gráficos de componentes da força axial de corte durante uma passada da ferramenta na peça, obtidos pelo dinamômetro, para os diferentes valores testados de ângulo de inclinação axial.

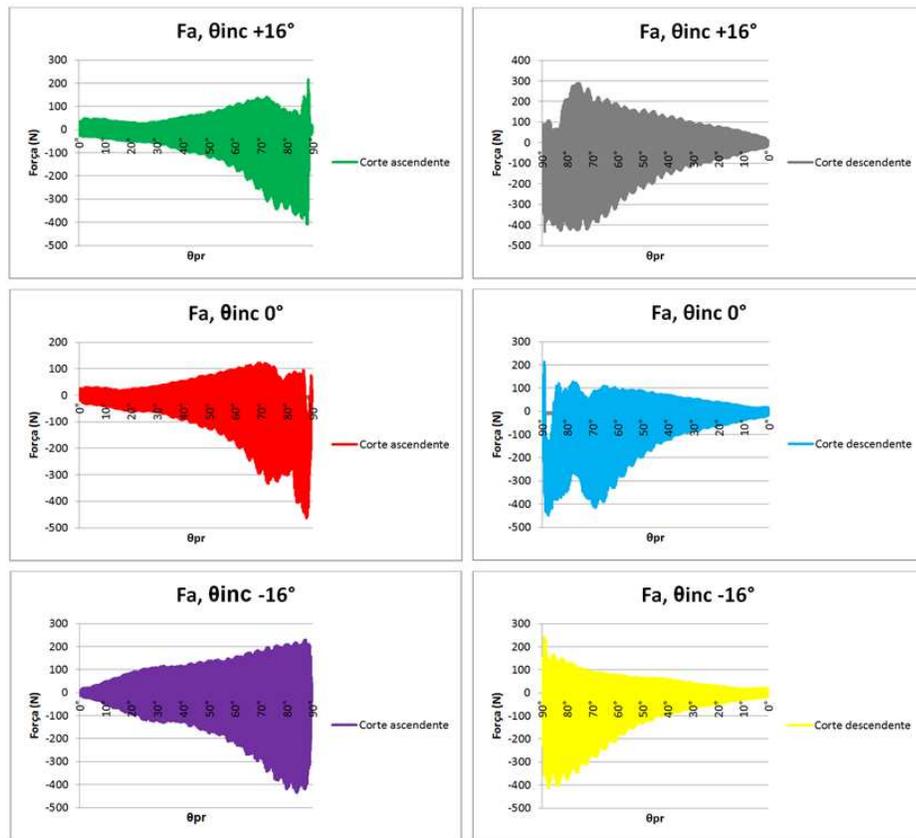


Figura 4.4: Gráficos para  $F_a$  para os ângulos de inclinação axial testados, para corte ascendente e para corte descendente.

Segundo a figura 4.4, há anomalias nas forças apresentadas. Para ângulo de inclinação axial  $+16^\circ$  em corte ascendente, os valores da força se estabilizam do início do corte até o ângulo de posição radial de aproximadamente  $30^\circ$ , enquanto espera-se que haja crescimento dos valores de força com o aumento do ângulo de posição. Ocorrem anomalias no final do corte, nos ângulos de posição radial finais, o que, aliado a picos proeminentes na extremidade inferior da curva, não perceptíveis em outros ângulos de posição radial com a mesma intensidade, sugerem a presença de vibração. No corte descendente com ângulo de inclinação axial de  $+16^\circ$ , há a ocorrência de anomalias na força e a presença dos picos proeminentes nos ângulos de posição iniciais do corte na extremidade inferior da curva, entre  $\theta_{pr} 90^\circ$  e  $\theta_{pr} 76^\circ$  e, após, a força de corte assume o comportamento esperado. Para ângulo de inclinação axial de  $0^\circ$  e corte ascendente, a estabilidade da força axial é observada nos ângulos de posição radial iniciais, até  $\theta_{pr}$  de aproximadamente  $30^\circ$ , há a anomalia na curva da força nos ângulos de posição finais e há presença de picos

proeminentes na extremidade inferior da curva, o que indica presença de vibração. Para ângulo de inclinação axial de  $0^\circ$  e corte descendente, a anomalia observada no início do corte mostra-se mais intensa e duradoura que a anomalia do corte ascendente, do início a  $\theta_{pr} 90^\circ$  a aproximadamente  $\theta_{pr} 70^\circ$ , com a presença dos picos proeminentes na extremidade inferior da curva. Para ângulo inclinação  $-16^\circ$  em corte ascendente, a curva apresentada é a curva de que mais se aproxima do comportamento esperado, em termos de evolução da força axial ao longo do corte, isto é, a força axial cresce continuamente com o aumento do ângulo de posição radial. Há um pequeno distúrbio no crescimento da força entre  $\theta_{pr} 30^\circ$  e  $\theta_{pr} 40^\circ$ , entretanto, há picos proeminentes na extremidade inferior da curva. Para o corte descendente com o ângulo de inclinação axial  $-16^\circ$  (o comportamento esperado é o inverso do ascendente, isto é, diminuição da força axial a medida que o ângulo de posição aumenta), não ocorre a anomalia no início do corte como nos demais cortes descendentes. Entretanto, os picos proeminentes na extremidade inferior da curva são observados. Há uma estabilidade da força axial, não esperada, no final do corte, entre  $\theta_{pr} 10^\circ$  e  $\theta_{pr} 5^\circ$ . A força axial ocorre na direção mais rígida do sistema, de modo que a contribuição, isoladamente, na rugosidade medida perpendicular à direção de avanço é limitada.

A figura 4.5 apresenta os gráficos da componente de força de corte  $F_f$ , na direção de avanço, para as condições ensaiadas:

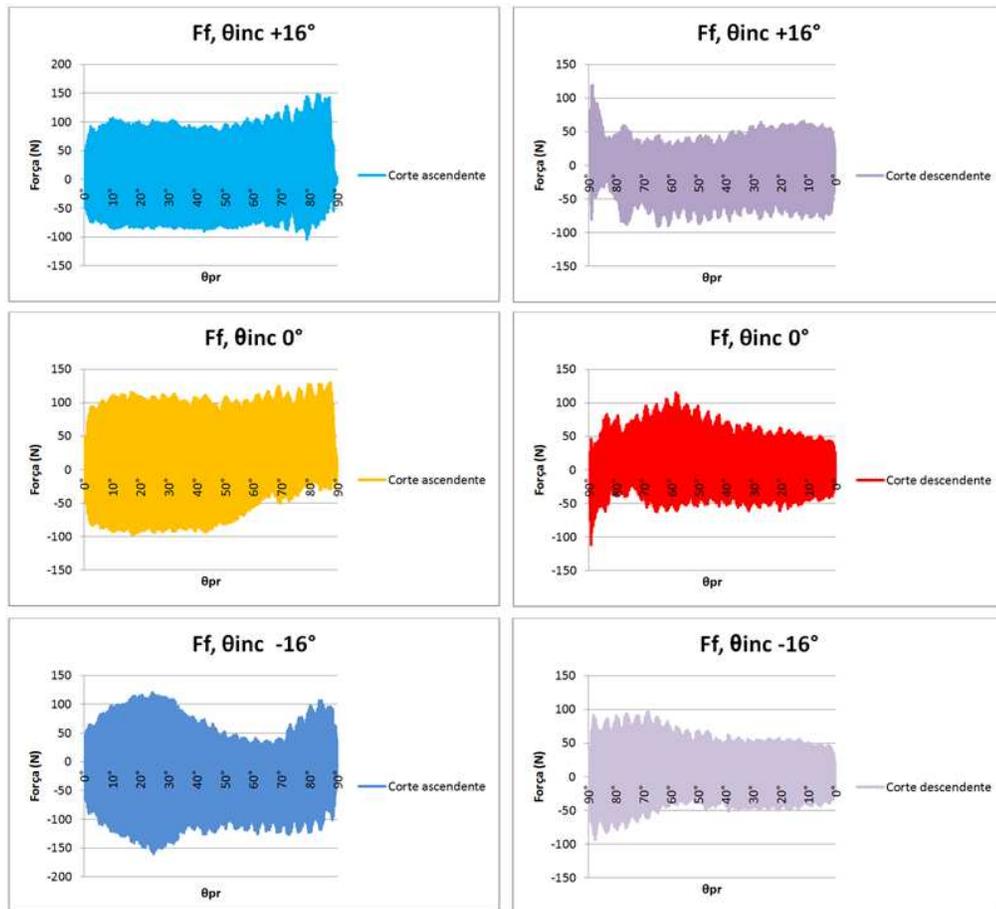


Figura 4.5: Gráficos para  $F_f$  para os ângulos de inclinação axial testados, para corte ascendente e para corte descendente.

As curvas apresentadas pela figura 4.5 mostram a tendência geral de comportamento da força ao longo do corte, pois, diferentemente da força axial, a força na direção do avanço não apresenta crescimento ou diminuição com a variação do ângulo de posição radial esperada dos valores. Para  $\theta_{inc} +16^\circ$  em corte ascendente, a curva mostra tendência geral de comportamento constante, com a presença dos picos proeminentes em ambas as extremidades da curva, especialmente após  $\theta_{pr} 50^\circ$ , o que denota alguma influência de vibração. Para  $\theta_{inc} +16^\circ$  em corte descendente, a curva apresenta a tendência de valores constantes, porém distúrbios importantes ocorrem do início do corte, em  $\theta_{pr} 90^\circ$ , até aproximadamente  $\theta_{pr} 70^\circ$ , com a presença dos picos proeminentes do início do corte até o final do corte, o que apresenta influência de vibração. Para  $\theta_{inc} 0^\circ$  em corte ascendente, a tendência de comportamento constante da curva é observada, sobretudo na extremidade superior da curva, com a presença dos picos proeminentes ao longo do

corte todo. Na extremidade inferior, ocorre uma anomalia, com a diminuição dos valores da força e diminuição da intensidade dos picos proeminentes, entre  $\theta_{pr} 50^\circ$  e  $\theta_{pr} 90^\circ$ , o que denota diferença de influência de vibração durante o corte. Para  $\theta_{inc} 0^\circ$  em corte descendente, há uma anomalia do comportamento do corte, semelhante a uma curva senoidal, com leve estrangulamento da curva entre  $\theta_{pr} 80^\circ$  e  $\theta_{pr} 70^\circ$ . Os picos proeminentes ocorrem durante o corte todo, o que denota influência de vibração. Para  $\theta_{inc} -16^\circ$  e corte ascendente, a tendência de comportamento constante é substituída pela tendência senoidal, com anomalia entre  $\theta_{pr} 70^\circ$  e o final do corte. Os picos proeminentes tornam-se mais intensos a partir de aproximadamente  $\theta_{pr} 35^\circ$ , persistindo até o final do corte, em ambas as extremidades da curva, o que apresenta de influência de vibração. Para  $\theta_{inc} -16^\circ$  em corte descendente, o comportamento da curva apresenta tendência constante a partir de  $\theta_{pr} 43^\circ$ , com diminuição da intensidade dos picos proeminentes. Do início do corte até  $\theta_{pr} 43^\circ$ , o comportamento da extremidade superior da curva apresenta tendência constante, enquanto a tendência do comportamento da extremidade inferior é de diminuição de valores e ambas as extremidades apresentam os picos proeminentes de forma intensa, o que apresenta diferença de influência de vibração ao longo do corte. Como a força axial, a força na direção de avanço, isoladamente, apresenta limitação quanto à influência na rugosidade perpendicular ao avanço.

A figura 4.6 apresenta os gráficos da componente de força  $F_{cf}$ , na direção perpendicular ao avanço, para as condições ensaiadas:

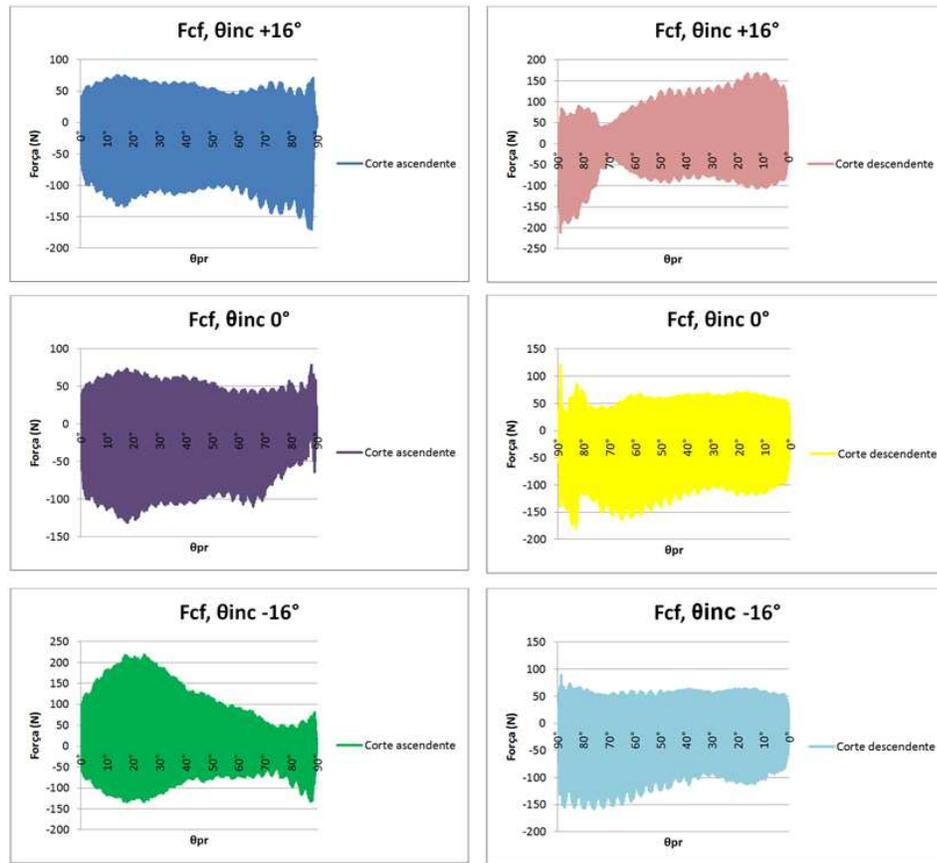


Figura 4.6: Gráficos para  $F_{cf}$  para os ângulos de inclinação axial testados, para corte ascendente e para corte descendente.

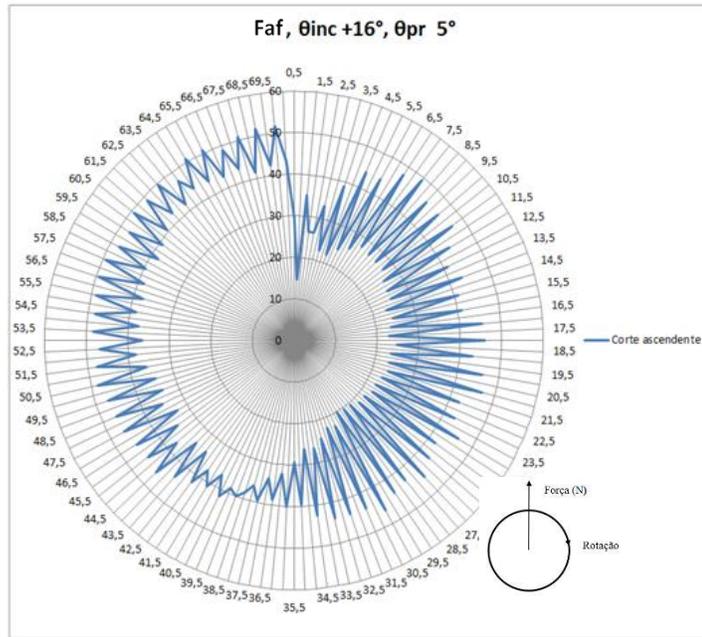
As curvas da figura 4.6 apresentam comportamento influenciado pela vibração, tanto quanto aos picos proeminentes, como em relação à forma das curvas, que apresentam tendências de forma semelhantes a curvas senoidais. Para  $\theta_{inc} +16^\circ$  e corte ascendente, a tendência senoidal apresenta-se de forma suave, entretanto, há presença dos picos proeminentes moderados do início do corte até  $\theta_{pr} 50^\circ$ , em que inicia-se um estrangulamento da força, até  $\theta_{pr} 60^\circ$ , ângulo a partir do qual os picos proeminentes mostram-se intensos, até o final do corte. Para  $\theta_{inc} +16^\circ$  em corte descendente, a vibração apresenta influência importante, com o estrangulamento da curva entre  $\theta_{pr} 80^\circ$  e  $\theta_{pr} 90^\circ$ . Os picos proeminentes ocorrem durante todo o corte, em ambas as extremidades da curva. Para  $\theta_{inc} 0^\circ$  e corte ascendente, a curva apresenta uma influência da vibração mais suave no comportamento geral da curva, com a ocorrência dos picos proeminentes em ambas as extremidades durante o corte todo. Na extremidade inferior, a partir de aproximadamente  $\theta_{pr} 70^\circ$ ,

ocorre uma importante diminuição do valor da força, o que não é observado na extremidade superior da curva. Para  $\theta_{inc} 0^\circ$  e corte descendente, a ocorrência dos picos proeminentes é pouco intensa na extremidade superior da curva e moderadamente intensa na extremidade inferior da curva. Há a presença de uma anomalia na curva, entre o início do corte e  $\theta_{pr} 75^\circ$ . Para  $\theta_{inc} -16^\circ$  e corte ascendente, há presença de influência severa de vibração na forma da curva, com estrangulamento da curva entre  $\theta_{pr} 70^\circ$  e  $\theta_{pr} 80^\circ$ . A partir de  $\theta_{pr} 70^\circ$ , os picos proeminentes, até então de pequena intensidade, tornam-se consideráveis. Para  $\theta_{inc} -16$  e corte descendente, a vibração responsável pela forma geral da curva atua de forma considerável, de forma assimétrica entre as extremidades superior e inferior da curva. A presença de picos proeminentes é menor na extremidade superior da curva e intensa na extremidade inferior da curva, do início até  $\theta_{pr} 30^\circ$ .

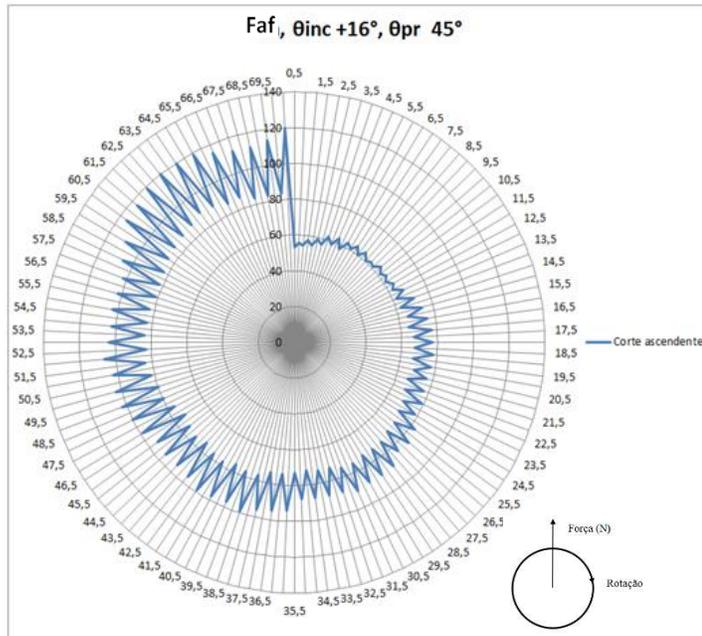
Como a força perpendicular ao avanço está na mesma direção da medição da rugosidade medida nos ensaios, esta apresenta a maior influência, isoladamente, na rugosidade do corpo de prova. Como as condições que apresentaram o melhor comportamento de rugosidade,  $\theta_{inc} -16^\circ$  em corte ascendente e  $\theta_{inc} 0^\circ$  em corte descendente, apresentam forma geral da curva muito diferentes, a vibração responsável pela tendência senoidal da curva possivelmente influencia menos a rugosidade que a vibração responsável pela existência de picos proeminentes intensos, visto que ambas as melhores condições apresentam baixas intensidades dos picos proeminentes. Estes picos proeminentes ocorrem a cada  $\theta_{pr}$  de  $3^\circ$ , aproximadamente, em que ocorrem sete rotações da ferramenta.

Para análise do comportamento dos picos de força de cada dente na ferramenta, as componentes de força  $F_{af}$  e  $F_r$  de 70 rotações da ferramenta foram analisadas, para as vizinhanças dos ângulos de posição radial de  $5^\circ$ ,  $45^\circ$  e  $85^\circ$ . Assim, todo o corte tem a cobertura da análise dos picos. Esta análise é feita para o corte com comportamento pior da rugosidade, ângulo de inclinação axial  $+16^\circ$  em corte ascendente, e para o corte com melhor comportamento da rugosidade, corte descendente com ângulo de inclinação axial  $0^\circ$  de acordo com os resultados da figura 4.2.

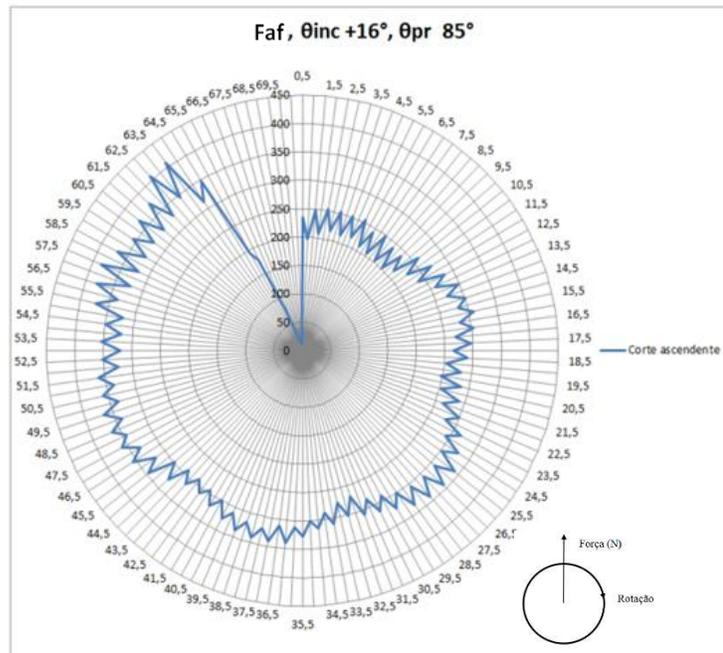
A figura 4.7 apresenta a evolução da componente  $F_{af}$  de força para  $\theta_{inc} +16^\circ$ , corte ascendente (pior condição de rugosidade).



a



b



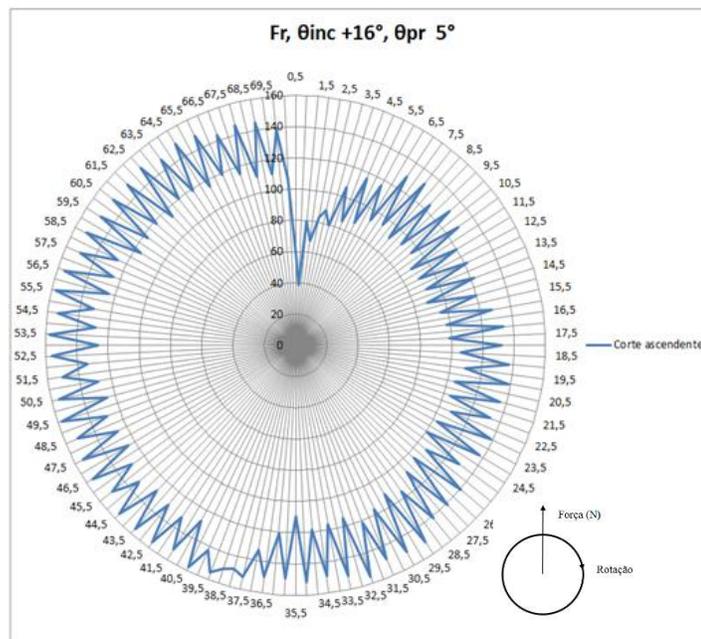
c

Figura 4.7: Evolução da componente  $F_{af}$  de força sobre a ferramenta para  $\theta_{inc} +16^\circ$  para a)  $\theta_{pr} 5^\circ$ , b)  $\theta_{pr} 45^\circ$  e c)  $\theta_{pr} 85^\circ$ .

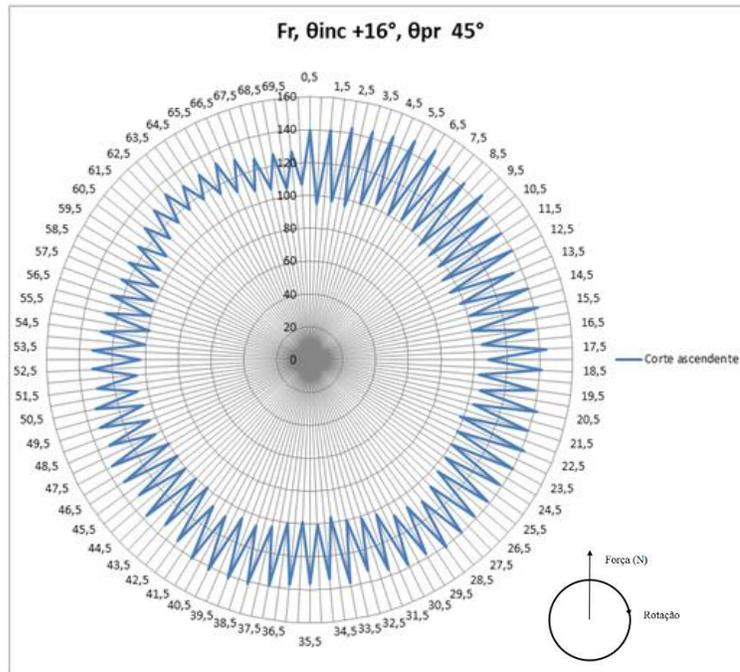
Observa-se na figura 4.7 que possivelmente há ocorrência de dois tipos de vibração, um tipo de vibração gera importante diferença nos valores de pico de força medidos para cada dente e um tipo de vibração que altera a forma da tendência da curva. No caso de  $F_{af}$ , espera-se, no corte ascendente, um comportamento de crescimento da curva em espiral e o comportamento de decrescimento da curva em espiral, conforme varia a porção da ferramenta no contato com a peça. Em outras palavras: é esperado que a forma da curva seja em espiral, mas, a medida que a ferramenta caminha na peça ( $\theta_{pr}$  passa de  $5^\circ$  para  $45^\circ$  para  $85^\circ$ ) a diferença entre os valores da força do fim da espiral e do começo da espiral não sejam tão acentuados. No corte ascendente, a tendência inicial do corte ( $\theta_{pr} = 5^\circ$ ) apresentou grande variação das amplitudes dos valores de força entre dentes e variação da intensidade dessas amplitudes conforme avanço do corte, com menor influência da vibração deformadora da curva, que é a vibração responsável pela forma da curva se diferenciar da curva teórica esperada (espiral). Na figura 4.7b, há ampliação da diferença

entre os valores de força de cada dente a medida que a ferramenta caminha na peça. Na figura 4.7c (condição em que  $D_{eff}$  é pequeno), a variação da amplitude das forças entre dentes é mais baixa que nos gráficos anteriores, entretanto, a distorção da curva espiral é importante. Como era de se esperar, os valores absolutos dos picos de força, crescem a medida que  $\theta_{pr}$  aumenta. Considerando a continuidade do corte, a variação do comportamento da curva de força pode ser considerada brusca.

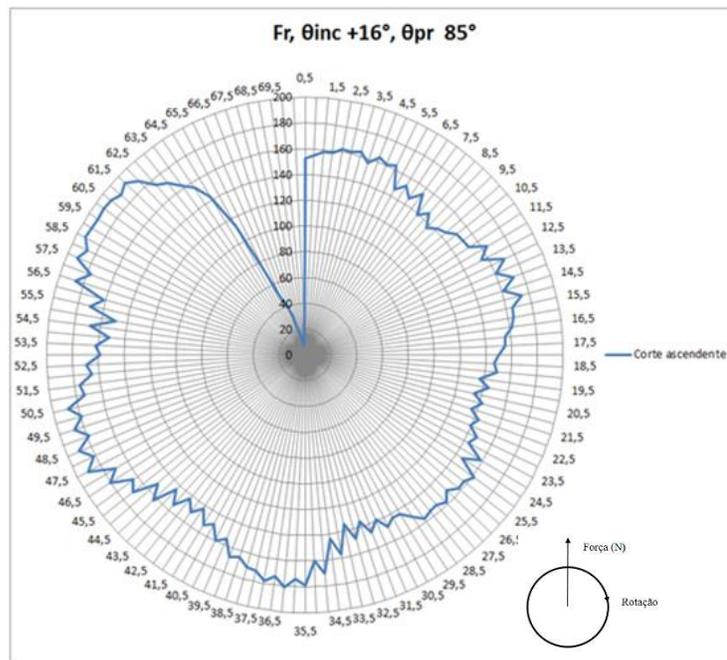
A figura 4.8 apresenta a evolução da componente  $F_r$  de força para  $\theta_{inc} +16^\circ$  corte ascendente (pior condição de rugosidade).



a



b



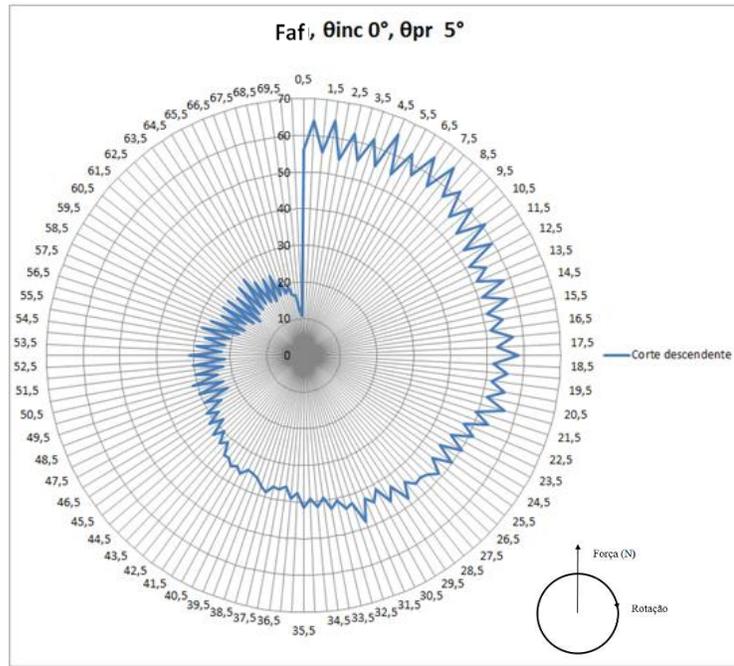
c

Figura 4.8: Evolução da componente  $F_r$  de força sobre a ferramenta para  $\theta_{inc} +16^\circ$  para a)  $\theta_{pr} 5^\circ$ , b)  $\theta_{pr} 45^\circ$  e c)  $\theta_{pr} 85^\circ$ .

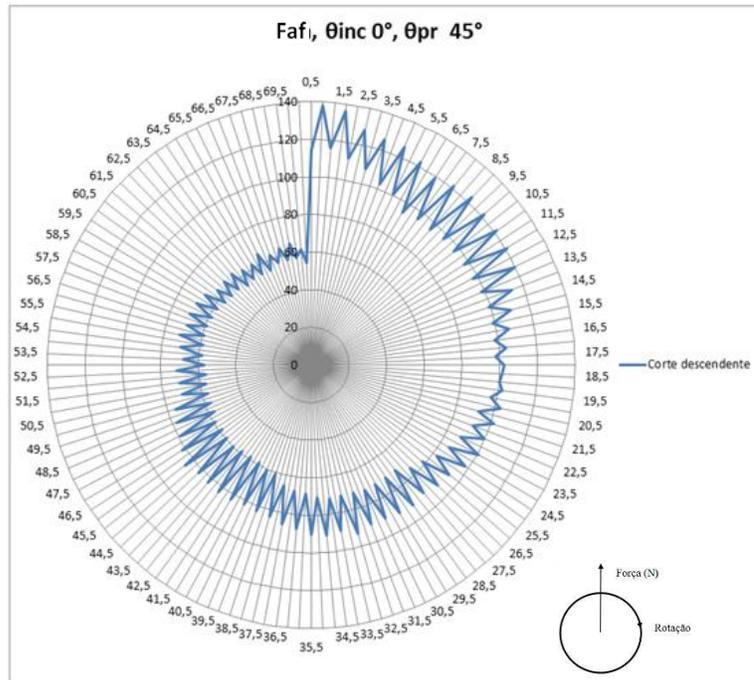
Para este gráfico, espera-se uma curva com tendência de decréscimo. Observam-se, na figura 4.8, comportamentos das curvas de força semelhantes aos comportamentos observados na figura 4.7. Na figura 4.8a, há grande diferença de valores de força entre dentes e uma ligeira distorção da curva. Já na figura 4.8b, a curva apresenta forma geral circular com a variação de força entre dentes decrescente com o avanço do corte. Há que se notar que, nas primeiras 20 voltas da ferramenta mostradas nesta figura, a diferença dos valores de força entre um dente e o próximo chega a 50 N, isto é, chega a 1/3 da força total. Na figura 4.8c, a diferença entre os valores entre dentes diminui e a curva apresenta intensa distorção, sendo que ao fim das 70 voltas monitoradas, a força chega a próxima a valores nulos, o que significa que o contato da fresa com a peça neste momento era muito pequeno. A região da curva correspondente à região de medição de rugosidade, entre a 52ª rotação e a 58ª rotação da curva da figura 4.8c, apresenta alta amplitude de valores de força entre dentes, antes do início do decréscimo final das forças. Esta componente da força, por ser radial e ser responsável pela flexão da ferramenta durante o corte, influencia na rugosidade medida. No gráfico apresentado pela figura 4.8c, as maiores variações entre valores de força entre dentes ocorreram nas partes côncavas da curva do gráfico, situadas entre as rotações 5 e 10, entre as rotações 19 e 26, entre as rotações 29 e 36, entre as rotações 39 e 47,5 e entre as rotações 50,5 e 58, o que revela, para este caso, uma relação entre a distorção da curva e a amplitude de forças entre dentes.

Há rupturas, em todas as componentes de força, do comportamento das curvas, pois, após as rotações finais dos gráficos das figuras 4.7a e 4.8a, ocorrem as rotações iniciais de 4.7b e 4.8b e, após as rotações finais de 4.7b e 4.8b, ocorrem as rotações iniciais de 4.7c e 4.8c. As anomalias nas rotações iniciais de 4.7a e 4.8a e rotações finais de 4.7c e 4.8c podem ser explicadas pela condição de entrada ou saída de dentes da peça.

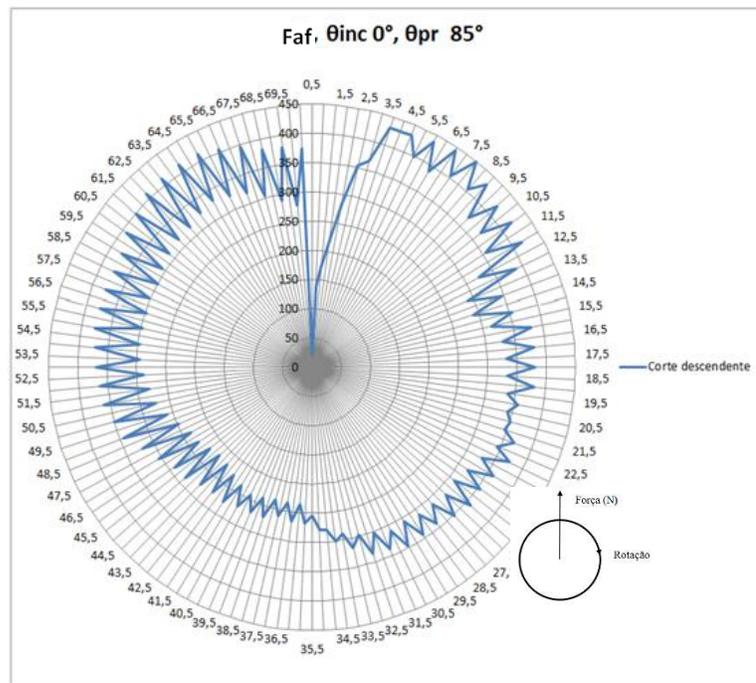
A figura 4.9 apresenta a evolução da componente  $F_{af}$  de força para  $\theta_{inc} 0^\circ$ , corte descendente (uma das condições com menores valores de rugosidade da peça).



a



b



c

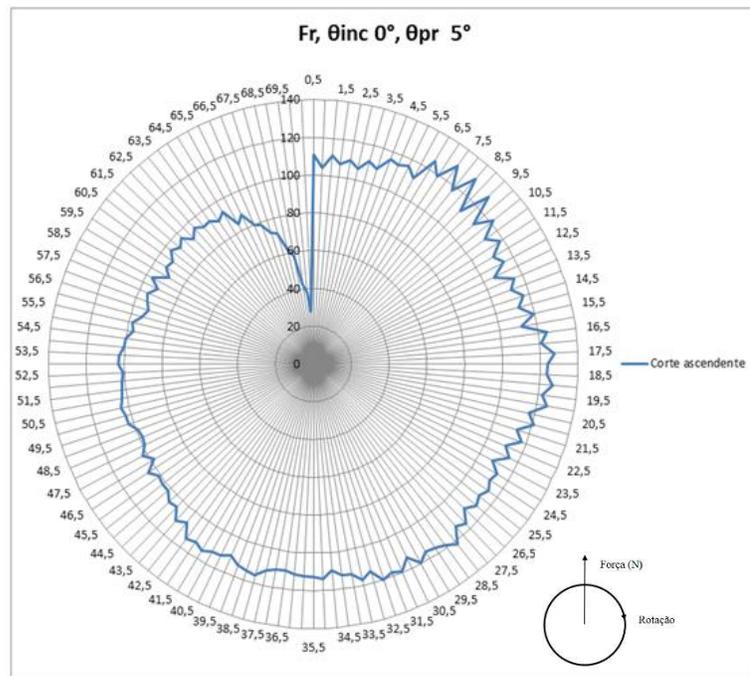
Figura 4.9: Evolução da componente  $F_{af}$  de força sobre a ferramenta para  $\theta_{inc} 0^\circ$  para a)  $\theta_{pr} 5^\circ$ , b)  $\theta_{pr} 45^\circ$  e c)  $\theta_{pr} 85^\circ$ .

Para este gráfico, espera-se uma curva com tendência de decréscimo ao longo do corte. Observa-se, na figura 4.9, que todas as curvas são afetadas pela vibração deformadora, em maior ou menor intensidade. Em corte descendente, as curvas apresentam variação da amplitude entre as forças entre dentes de forma não constante, há rotações de aumento e rotações de diminuição dessa amplitude. Na figura 4.9a, há amplificação da variação de valores de força entre nas regiões em que a deformação da curva ocorre, mesmo de forma sutil. Na figura 4.9b, a variação da força entre dentes aumenta, tornando-se explícita, especialmente com as sutis distorções da curva. Na figura 4.9c, as distorções da curva mostram-se intensas e a amplitude de força entre dentes apresenta-se independente da distorção da curva, sobretudo a partir da 35ª rotação da ferramenta.

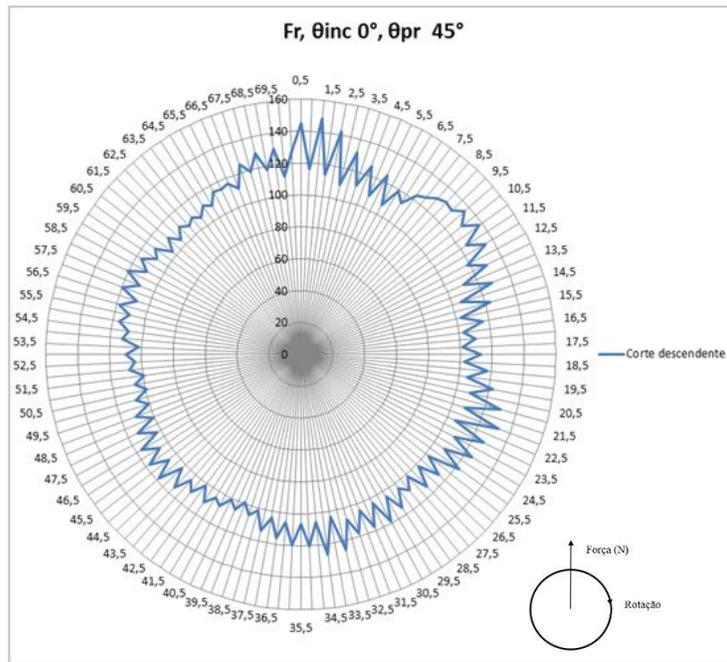
Há que se os gráficos mostrados na figura 4.9 com aqueles mostrados na figura 4.7, já que ambas as figuras apresentam os valores da mesma componente da força ( $F_{af}$ ), mas a primeira (figura 4.7) obtida para uma condição em que se obteve rugosidade alta e a segunda (figura 4.9) para uma condição em que se obteve rugosidade baixa.

Comparando-se a figura 4.7a com a 4.9a, vê-se que esta última tem muito menor variação dos valores de força entre dentes (o que denota que a deflexão da fresa não era grande) e uma forma mais próxima da espiral. Com relação à comparação entre as figuras 4.7b e 4.9b, as duas tem forma próxima à espiral, mas, de novo, a variação dos valores de força de um dente da fresa para o próximo é maior na figura 4.7 (condição em que se obteve maior rugosidade). Já nas figuras 4.7c e 4.9c as duas curvas tem aproximadamente a mesma variação de força entre dentes e ambas são bem deformadas em relação ao que se espera da forma da curva. Estes comportamentos descritos aqui mostram que, se a força axial foi responsável pela maior rugosidade da peça no corte ascendente com  $\theta_{pr} 16^\circ$  e corte ascendente (mostrada na figura 4.7), a piora da rugosidade se deu pela grande variação entre dentes dos valores da força.

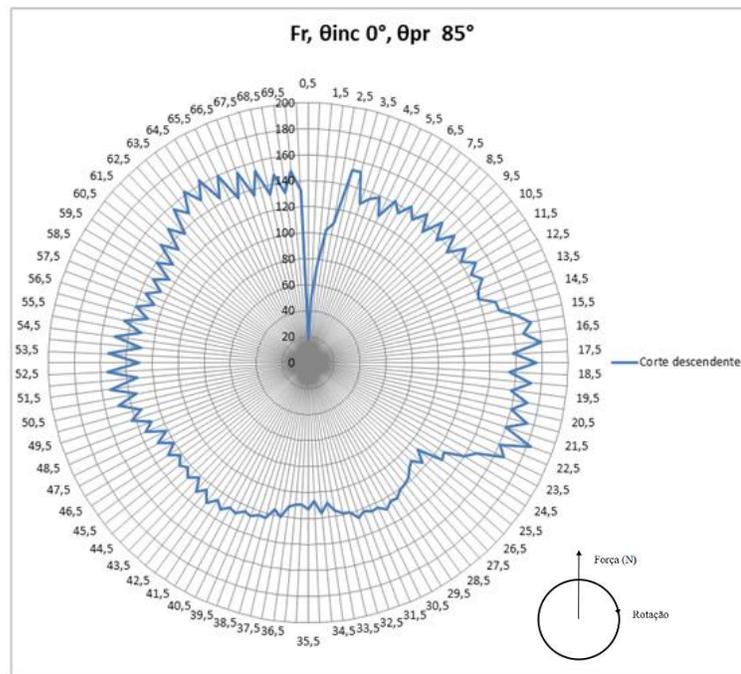
A figura 4.10 apresenta a evolução da componente  $F_r$  de força para  $\theta_{inc} 0^\circ$ .



a



b



c

Figura 4.10: Evolução da componente  $F_r$  de força sobre a ferramenta para  $\theta_{inc} 0^\circ$  para a)  $\theta_{pr} 5^\circ$ , b)  $\theta_{pr} 45^\circ$  e c)  $\theta_{pr} 85^\circ$ .

Observa-se, na figura 4.10, as curvas do corte descendente apresentam menores diferenças entre valores de força entre dentes, o que pode justificar o bom comportamento da rugosidade, em comparação aos gráficos apresentados pela figura 4.8. A amplitude entre as forças entre dentes mostra-se relacionada às distorções da curva, severas, em todos os ângulos de posição radial analisados. Na figura 4.10a, a ocorrência de variações de força entre dentes ocorre na primeira região convexa da curva e, após esta região, a variação das forças entre dentes é baixa, apesar de distorções da curva. Na figura 4.10b, a amplitude de força entre dentes mostra-se mais intensa nas regiões convexas provocadas pelas distorções. Na maior parte do corte, as amplitudes de força entre dentes são moderadas. Na figura 4.10c, as distorções da curva são severas e a amplitude de força entre dentes ocorre principalmente para regiões com as maiores distorções.

Agora há que se comparem as curvas das figuras 4.8 e 4.10, pois ambas apresentam forças radiais. A primeira para uma condição que apresentou rugosidade alta da peça e a segunda para uma condição que apresentou rugosidade baixa.

De novo, como nas comparações entre as figuras 4.7 e 4.9, a grande diferença entre as curvas de uma condição que obteve uma boa rugosidade e de outra que obteve rugosidade baixa foi a grande variação de forças entre dentes que ocorreu como pode se ver nas figuras 4.8a e 4.8b, variações estas bem maiores daquelas mostradas nas figuras 4.10a e 4.10b.

Concluindo, vê-se que o corte que gerou maior rugosidade na peça (representado na figuras 4.7 e 4.8) causou maior deflexão na ferramenta e, assim, uma aresta de corte cortava mais que a próxima aresta. Esta maior deflexão foi a causadora da maior rugosidade da peça.

Segundo os resultados gráficos das figuras 4.7 a 4.10, observa-se que ocorrem vibrações de efeitos distintos, em distorção da curva e em amplitude de força entre dentes. Especialmente nas curvas de força radial, as condições de corte com melhor comportamento de rugosidade apresentam curvas com menores amplitudes de força entre dentes, mesmo com severas distorções nas curvas, como apresentam as curvas das figuras 4.10. As curvas da figura 4.8 apresentam menores distorções da curva, entretanto, há intensa variação de força entre dentes. Nas figuras 4.8a e 4.8b há pouca incidência da vibração deformadora da curva, de modo que não justifica o comportamento ruim da rugosidade para  $\theta_{inc} + 16^\circ$ , visto que o maior valor de rugosidade  $R_a$  e  $R_z$  ocorre para  $\theta_{pr} 45^\circ$ , a posição em que a deformação da curva é a menos intensa dentre todas as

curvas de  $F_r$  apresentadas. Entretanto, a figura 4.8b apresenta as maiores amplitudes de força entre dentes. Já as curvas  $F_r$  do corte descendente com  $\theta_{inc} 0^\circ$  apresentam intensa vibração deformadora da curva e a vibração de amplitude de força entre dentes é menos intensa. Nas curvas de força axial da ferramenta, há predomínio de altas variações entre dentes e intensa deformação das curvas, mesmo para inclinações e estratégias que resultaram em bom comportamento da rugosidade. Assim, presume-se que a força radial é a força que apresenta maior influência na rugosidade perpendicular ao avanço e a vibração responsável pela amplitude de força entre dentes é mais influente que a vibração deformadora da curva.

#### **4.2 – Ensaio de vida de ferramenta**

As vidas das ferramentas utilizadas nos ensaios são apresentadas na figura 4.11. Cada barra da figura representa a média de vida da ferramenta obtida em dois ensaios (ensaio e sua réplica). Quando não se teve barra de dispersão no topo da barra que representa a média, o ensaio e sua réplica tiveram a mesma vida.

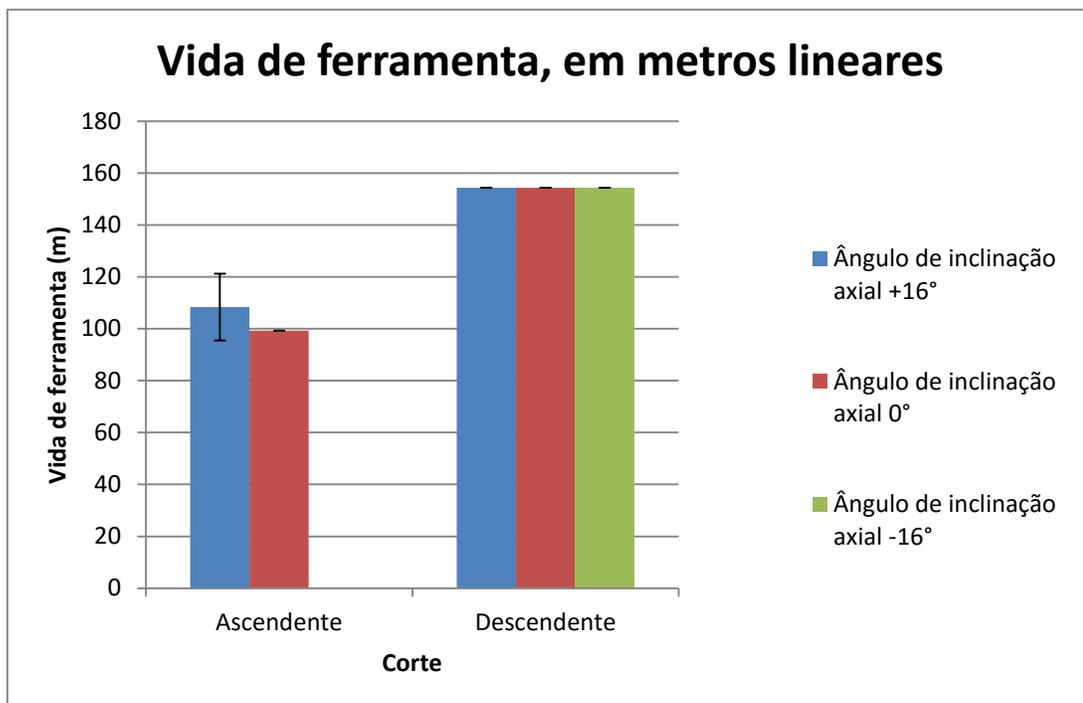


Figura 4.11: Vida de ferramenta em metros lineares.

Observa-se, na figura 4.11, que o fator de maior influência na vida de ferramenta foi o tipo de corte (descendente ou ascendente). O corte descendente produziu vida de ferramenta cerca de 50% maior que o corte ascendente. A maior vida da ferramenta do corte descendente pode ter duas razões, quais sejam: a) maior velocidade de corte no corte ascendente - como visto na tabela 1, as velocidades de corte obtidas no corte ascendente chegam a ser até 50% maiores que no corte descendente; b) maior vibração de amplitude de força entre dentes no corte ascendente, que também gerou maior rugosidade da superfície usinada (fig. 4.3), como já discutido no item anterior.

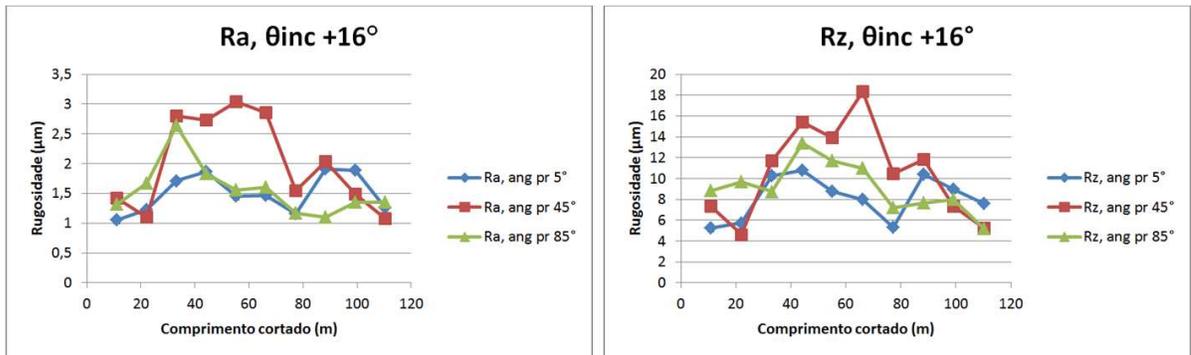
Já o ângulo de inclinação axial da ferramenta não influenciou a vida nem no corte descendente, nem no corte ascendente. Quando se variou o ângulo de inclinação, a velocidade de corte variou pouco (de novo ver tabela 1), mas a rugosidade da peça variou bastante, principalmente quando este ângulo passou de +16° para 0° (ver figuras 4.2 e 4.3) e, mais ainda, quando esta mudança ocorreu no corte ascendente. Portanto, a maior vibração do corte com ângulo de inclinação de +16° (que gerou a maior rugosidade da peça) não foi capaz de influenciar

a vida da ferramenta. Assim, pode-se concluir que a menor vida da ferramenta conseguido nos ensaios com corte ascendente se deu pela maior velocidade de corte destes ensaios.

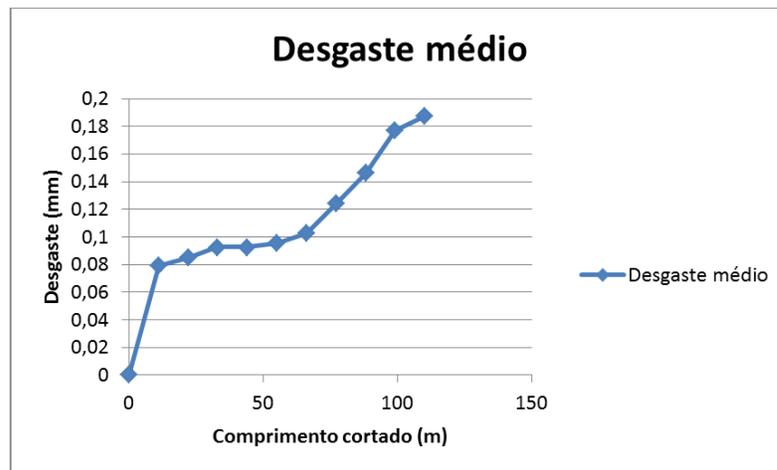
Analisou-se, baseado na figura 4.2, o comportamento de rugosidade ao longo do corte do ensaio com inclinação axial que resultou no pior comportamento de rugosidade,  $+16^\circ$  em corte ascendente, e do ensaio que resultou em valores baixos de rugosidade,  $0^\circ$  em corte descendente.

#### 4.2.1 – Corte ascendente, $\theta_{inc} +16^\circ$

A figura 4.12 apresenta a evolução da rugosidade  $R_a$  e  $R_z$  para os ângulos de posição radial  $5^\circ$ ,  $45^\circ$  e  $85^\circ$  e o desgaste da ferramenta médio da ferramenta, observado no máximo diâmetro de contato com a peça, para o ângulo de inclinação da ferramenta de  $+16^\circ$  e corte ascendente.



a



b

Figura 4.12: Comportamento durante o corte a) da rugosidade para ângulo de posição radial 5°, 45° e 85° e b) do desgaste médio de flanco da ferramenta.

Verifica-se, na figura 4.12a, que as rugosidades,  $R_a$  e  $R_z$ , não apresentam tendência explícita, isto é, seus valores aumentam e diminuem à medida que o corte ocorre. A rugosidade varia com o desgaste da ferramenta dependendo, principalmente de como este desgaste faz com que a forma da aresta de corte se distancie de sua forma original. A curva que teve a menor variação de rugosidade foi aquela com posição angular de 5°, isto é, no início da passada da ferramenta da peça no corte ascendente. Para esta região, a rugosidade da peça ao fim da vida foi similar à rugosidade ao fim da vida da ferramenta (isto ocorreu para o corte de todas as regiões). Porém, a região da ferramenta que tinha contato com a peça durante o corte desta porção da peça foi a que apresentou maior desgaste, já que esta porção realizava o corte quando se tinha a maior velocidade de corte. Há que se concluir que, embora o desgaste tenha sido grande (a curva de desgaste médio apresentado na figura 4.12 mostra o desgaste da ferramenta nesta região), ele não gerou variação substancial da forma circular das arestas e, portanto, não causou grande alteração da rugosidade. O comportamento das curvas é semelhante ao comportamento das curvas da figura 4.2, para  $R_a$  e  $R_z$ , para cada ângulo de posição radial analisado.

A figura 4.13 apresenta a comparação entre os formatos das curvas  $F_a$ ,  $F_f$  e  $F_{cf}$  do corte em início de vida e em fim de vida da ferramenta.

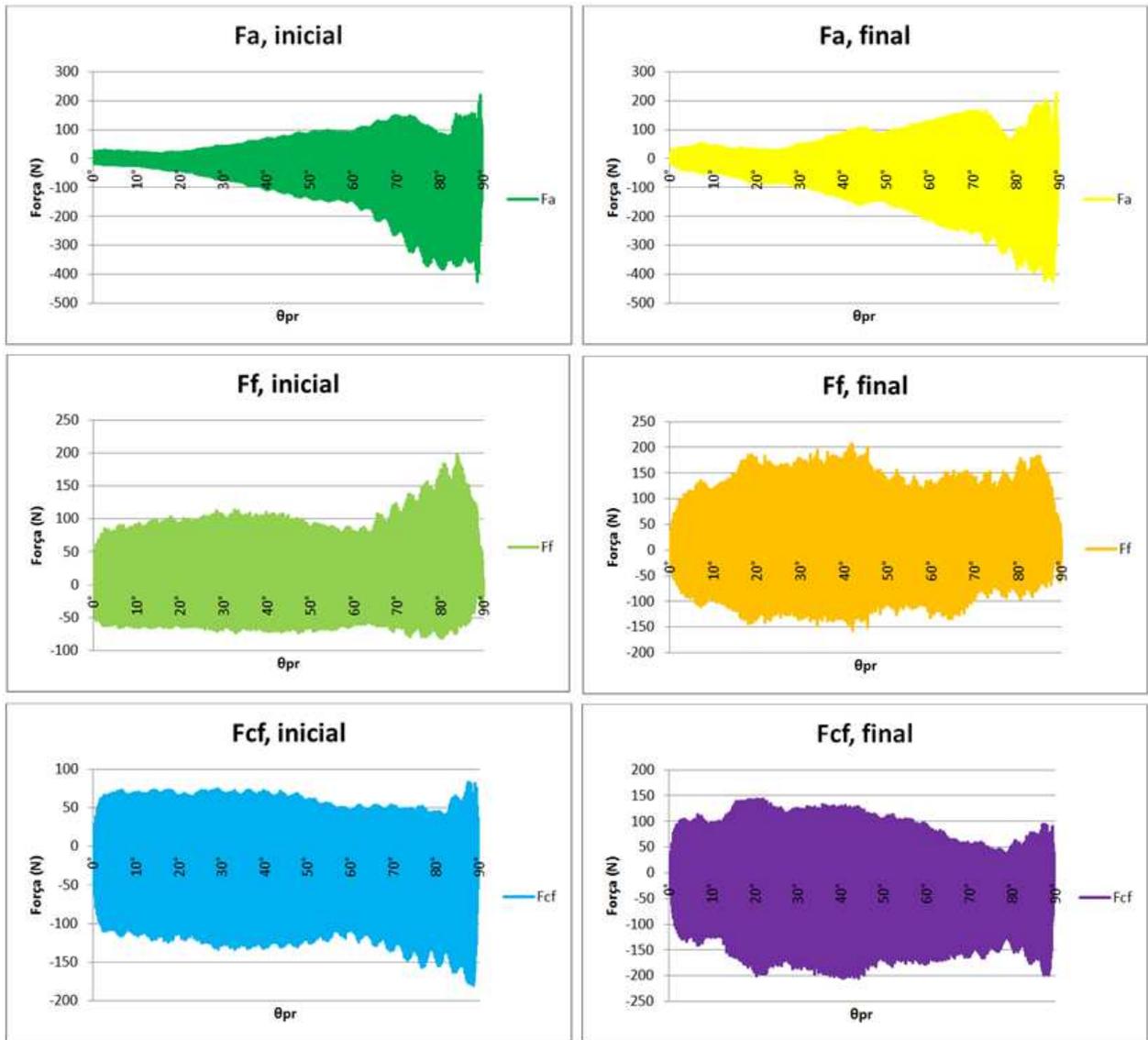
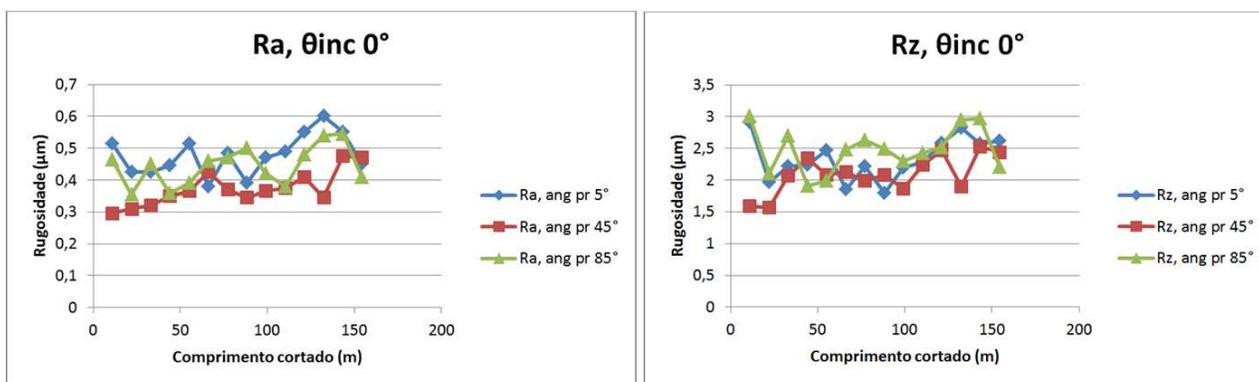


Figura 4.13: Comparativo entre as curvas  $F_a$ ,  $F_f$  e  $F_{cf}$  obtidas com ferramenta em início de vida e em final de vida.

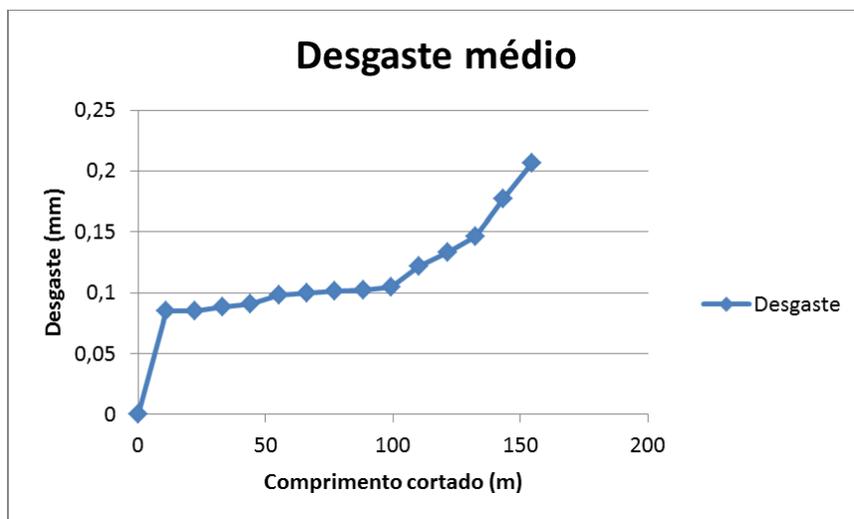
Observa-se, na figura 4.13, que o desgaste influencia no aumento do valor da força e influencia na vibração deformadora da curva, exceto para a força axial. As curvas apresentam forma distorcida em relação à curva esperada, de forma aproximadamente constante. Em geral, as curvas apresentam comportamento semelhante ao encontrado nas curvas das figuras 4.3, 4.4 e 4.5.

#### 4.2.2 – Corte descendente, $\theta_{inc} 0^\circ$

A figura 4.14 apresenta a evolução da rugosidade  $R_a$  e  $R_z$  para os ângulos de posição radial  $5^\circ$ ,  $45^\circ$  e  $85^\circ$  e o desgaste da ferramenta.



a



b

Figura 4.14: Comportamento durante o corte a) da rugosidade para ângulo de posição radial 5°, 45° e 85° e b) do desgaste médio de flanco da ferramenta.

As curvas da figura 4.14 apresentam leve tendência a crescimento com o avanço do corte. Entretanto, este crescimento não apresenta forte relação com o crescimento do desgaste, pois há crescimento de valor de rugosidade numa porção da peça (porção superior da peça  $\theta_{pr} = 85^\circ$ ) usinada por uma porção da aresta de corte que praticamente não teve desgaste (região próxima ao centro da fresa). Na figura 4.14b, observa-se a presença das três fases de desgaste: rápido crescimento inicial, estabilidade e rápido crescimento no final do corte. Este desgaste ocorre para a porção da fresa com a maior velocidade de corte,

A figura 4.15 apresenta a comparação entre os formatos das curvas  $F_a$ ,  $F_f$  e  $F_{cf}$  do corte em início de vida e em fim de vida da ferramenta.

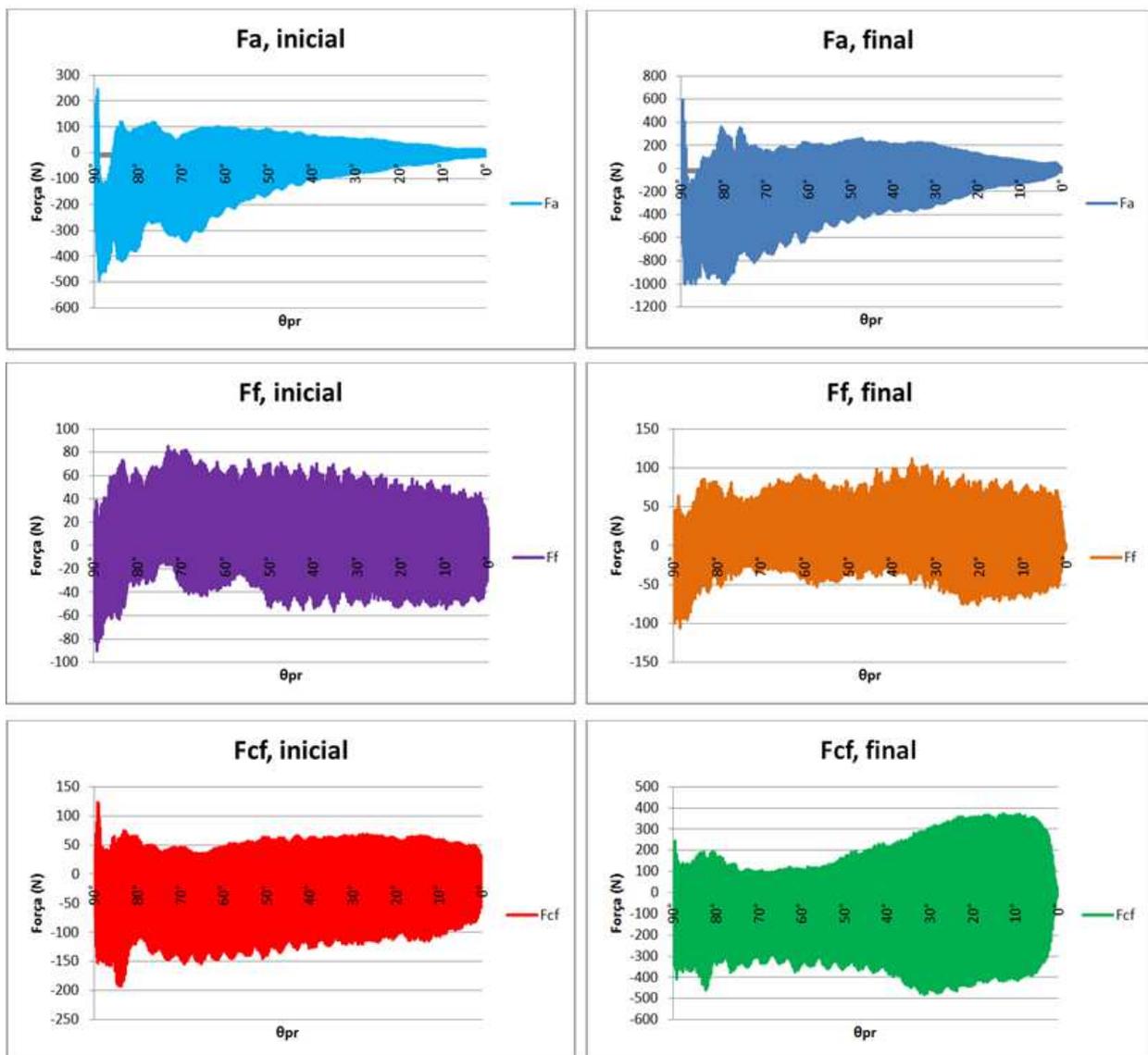


Figura 4.15: Comparativo entre as curvas  $F_a$ ,  $F_f$  e  $F_{cf}$  obtidas com ferramenta em início de vida e em final de vida.

Observa-se, na figura 4.15, que a estrutura básica das curvas, de decrescimento ou força aproximadamente constante, é semelhante para as curvas de início e final de vida da ferramenta. Entretanto, o desgaste fez os valores das forças crescerem e influenciou na vibração deformadora da curva. Esperavam-se curvas decrescentes para  $F_a$  e curvas aproximadamente constantes para as demais componentes.

Para terminar toda a discussão dos resultados: analisando os resultados de rugosidade e de vida da ferramenta mostrados neste capítulo, para fresar usando fresamento em alta velocidade uma superfície circular convexa de aço endurecido como a aqui usinada, deve-se utilizar o corte descendente com ângulo de inclinação da ferramenta em relação à peça de zero grau. Dentre os cortes que apresentaram baixa rugosidade da superfície usinada, este foi aquele que apresentou a maior vida da ferramenta. Isto se deve ao fato de que este tipo de corte gera a menor vibração dentre as condições testadas. O desgaste ocorreu principalmente para as regiões da ferramenta próximas ao diâmetro máximo, com a ocorrência das maiores velocidades de corte nesta região, correspondente à região de vizinhança de  $\theta_{pr}$   $5^\circ$  na peça. Para as demais regiões da aresta de corte, o desgaste foi baixo.

## Capítulo 5: Conclusões e sugestões para trabalhos futuros

Conforme os resultados apresentados, conclui-se que para o fresamento em alta velocidade de superfície circular convexa de aço endurecido com ferramentas de metal duro recobertas similares às utilizadas neste trabalho, com o mesmo balanço:

- A inclinação axial da ferramenta não necessariamente resulta em corte estável e bom comportamento da rugosidade  $R_a$  e da rugosidade  $R_z$ . A inclinação positiva resultou em valores de rugosidade muito altos, tanto para corte ascendente quanto para corte descendente, para um processo de usinagem em acabamento fino que visa a substituição de processos de retificação e polimento;
- A estratégia de corte utilizada apresenta influência no comportamento da rugosidade da peça, visto que a inclinação axial com ângulo  $0^\circ$  em estratégia descendente e a inclinação axial com ângulo  $-16^\circ$  em estratégia ascendente apresentaram os melhores comportamentos de rugosidade;
- A usinagem com ângulo de inclinação axial  $0^\circ$  em corte descendente e a usinagem com ângulo de inclinação axial  $-16^\circ$  em corte ascendente resultaram em rugosidades de valor baixo e comportamento satisfatório, de modo que se mostram adequadas para substituição de processo de retificação;
- A estratégia de corte descendente com ângulo de inclinação axial de  $0^\circ$  é a estratégia que alia bons comportamentos de rugosidade durante toda a vida e a mais longa vida de ferramenta;
- O fator de maior influência no comportamento da rugosidade foi a inclinação axial da ferramenta, sobretudo para inclinação positiva;
- Na análise das forças do sinal bruto do dinamômetro, verifica-se a presença de anomalias do corte. A análise dos picos das forças incidentes na ferramenta apresenta a existência de dois tipos de vibração incidentes sobre a ferramenta. A vibração deformadora da curva distorce as curvas, seja de modo senoidal, seja de modo aleatório. A vibração de

amplitude de força entre dentes apresenta-se com cada dente da fresa exercendo uma força máxima durante o corte;

- A vibração de amplitude de força entre dentes apresenta maior influência quanto ao comportamento da rugosidade. Condições em que esta vibração de amplitude de força entre dentes apresentou-se de forma pouco intensa resultaram em menores valores de rugosidade, mesmo com a presença da vibração deformadora da curva atuando de forma intensa. Condições em que a vibração de amplitude de força entre dentes apresentou-se intensa resultaram em valores altos de rugosidade, com a atuação da vibração deformadora da curva pouco intensa;
- A vida de ferramenta obtida nos ensaios é satisfatoriamente alta, considerando-se o material AISI D6 endurecido a 60 HRC, de baixa usinabilidade, e a rotação escolhida, que resulta em alta velocidade de corte no diâmetro máximo da ferramenta;
- A estratégia de corte escolhida influenciou na vida de ferramenta. Os cortes ascendentes apresentaram vidas de ferramenta inferiores às vidas de ferramenta de corte descendente. A inclinação utilizada nos cortes descendentes não afetou os valores obtidos de vida de ferramenta;
- Os cortes com instabilidade do comportamento de rugosidade, ângulo de inclinação axial  $0^\circ$  e ângulo de inclinação axial  $+16^\circ$ , ambos em corte ascendente, resultarem em superfícies da peça com baixa qualidade, com pontos de arrancamento de material;
- O desgaste não necessariamente afetou o comportamento da rugosidade. O comportamento da rugosidade do corte descendente com ângulo de inclinação axial  $0^\circ$  mostrou-se satisfatório durante toda a vida de ferramenta, com valores baixos, adequados à substituição do processo de retificação.

Como sugestões para trabalhos futuros:

- Análise do corte com ângulo de inclinação axial  $-16^\circ$  em corte ascendente;

- Análise da força com taxa de amostragem superior, para que seja feita análise de resposta em frequência da ferramenta em corte para determinação das frequências de ocorrência das vibrações de amplitude de força entre dentes e deformadora de curva;
- Ensaios com variação de comprimento de balanço da ferramenta, rotação e parâmetros de corte.
- Ensaios similares aos aqui realizados, porém realizando a usinagem de superfícies côncavas (cavidades).

## Referências de literatura

AGUIAR, M. M. de, et al. Correlating surface roughness, tool wear and tool vibration in the milling process of hardened steel using long slender tools, **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, volume 68, páginas 1 a 10, 2013.

ALTINTAS Y, et al. Virtual process systems for part machining operations, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, volume 63, n. 2, páginas 585 a 605, 2014.

ALTINTAS, Y.; WECK, M. Chatter Stability of Metal Cutting and Grinding, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, volume 53, páginas 619 a 642, 2004.

ARNONE, M. *High Performance Machining*, 1.a edição, Cincinnati: Hanser Gardner Publication, 1998.

ASM. *Metals Handbook vol. 3: Machining*, 8.a edição, Ohio: Metals Park, 1975.

AXINTE, D. A.; DEWES, R. C. Surface integrity of hot work tool steel after high speed milling- experimental data and empirical models, *Journal of Material Processing Technology*, volume 127, páginas 325 a 335, 2002.

BEAK B. D.; FOX-RABINOVICH, G. S. Progress in high temperature nanomechanical testing of coatings for optimising their performance in high speed machining, *Surface & Coatings Technology*, volume 225, páginas 102 a 111, 2014.

BECZE, C. E. et al. High-speed five-axis milling of hardened tool steel, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, volume 40, páginas 869 a 885, 2000.

BEGIC-HAJDAREVIC, D.; CEKIC, A.; KULENOVIC, M. Experimental Study on the High Speed Machining of Hardened Steel, *Procedia Engineering*, volume 69 páginas 291 a 295, 2014.

BENDIAGA, I. et al. An automatic spindle speed selection strategy to obtain stability in high-speed milling, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, volume 49, páginas 384 a 394, 2009.

CALDEIRANI F., J. *Estudo e Monitoramento do Processo de Fresamento Frontal com Fresas de Insertos Intercambiáveis*, tese de doutorado, 168 páginas, Faculdade de Engenharia Mecânica - UNICAMP, 1998.

CHENG, K. *Machining Dynamics: Fundamentals, Applications and Practices*, edição digital, London: Springer Verlag, 2009.

CHILDS, T.; MAEKAWA, K.; OBIKAWA, T.; YAMANE, Y. *Metal Machining: Theory and Applications*, edição digital, Oxford: Elsevier Ltd, 2004.

COSTA, A. S. da, *Uma Contribuição ao Estudo do Fresamento Frontal em Blocos de Motores de Ferro Fundido Cinzento*, dissertação de mestrado profissional, 136 páginas, Faculdade de Engenharia Mecânica - UNICAMP, 2010.

COSTA e SILVA, A. L. V. da; Mei, P. R. *Aços e Ligas Especiais*, 3.a edição revista, São Paulo: editora Blucher, 2013.

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

DAVIM, J. P. *Surface Integrity in Machining*, edição digital, London: Springer Verlag, 2010.

DEVILLEZ, A.; DUDZINSKI, D. Tool vibration detection with eddy current sensors in machining process and computation of stability lobes using fuzzy classifiers, *Mechanical Systems and Signal Processing*, volume 21, páginas 441 a 456, 2007.

DIKSHIT, M. K.; PURIA, A. B.; MAITY, A. Experimental Study of Cutting Forces in Ball End Milling of Al2014-T6 Using Response Surface Methodology, *Procedia Materials Science*, volume 6, páginas 612 a 622, 2014.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. *Tecnologia da Usinagem dos Materiais*. 7. ed, São Paulo: Artliber Editora, 2010.

DUNCAN, G. S.; TUMMOND, M. F.; SCHMITZ, T. L. An investigation of the dynamic absorber effect in high-speed machining, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, volume 45, páginas 497 a 507, 2005.

ERTÜRK, A.; ÖZGÜVENA, H.N.; BUDAK, E. Analytical modeling of spindle-tool dynamics on machine tools using Timoshenko beam model and receptance coupling for the prediction of tool point FRF, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, volume 46, páginas 1901 a 1912, 2006.

FANG, N.; WU, Q. A comparative study of the cutting forces in high speed machining of Ti-6Al-4V and Inconel 718 with a round cutting edge tool, *Journal of Materials Processing Technology*, volume 209, páginas 4385 a 4389, 2009.

FERRARESI, D. *Usinagem dos Metais vol. 2: furação, alargamento, fresamento e processos não convencionais*, 1.ed, São Paulo: Editora Associação Brasileira de Metais, 1973.

FERRER, J. A. G. *Uma Contribuição ao Fresamento Frontal de Superfícies Irregulares de Ferro Fundido Cinzento*, tese de doutorado, 208 páginas, editora UNICAMP, 2006.

GAGNOL, V. et al. Model-based chatter stability prediction for high-speed spindles, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, volume 47, páginas 1176 a 1186, 2007.

GOURC, E.; SEGUY, S.; ARNAUD, L. Chatter milling modeling of active magnetic bearing spindle in high-speed domain, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, volume 51, páginas 928 a 936, 2011.

HABER R. E. et al. An investigation of tool-wear monitoring in a high-speed machining process, *Sensors and Actuators A*, volume 116 (, páginas 539 a 545, 2004.

HAN, X.; TANG, L. Precise prediction of forces in milling circular corners, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, volume 88, páginas 184 a 193, 2015.

HOSSEINABADI, A. H. H.; ALTINTAS, Y. Modeling and active damping of structural vibrations in machine tools, *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, volume 7, páginas 246 a 257, 2014.

KO, J. H. Time domain prediction of milling stability according to cross edge radiuses and flank edge profiles, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, volume 89, páginas 74 a 85, 2015.

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

LACALLE, L. N. L. de; LAMIKIZ, A. *Machine Tools for High Performance Machining*, edição digital, London: Springer Verlag, 2009.

LI, B.; HONG, J.; LIU, Z. Stiffness design of machine tool structures by a biologically inspired topology optimization method, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, volume 84, páginas 33 a 44, 2014.

LIST, G.; SUTTER, G.; BOUTICHE, A. Cutting temperature prediction in high speed machining by numerical modelling of chip formation and its dependence with crater wear, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, volume 54–55, páginas 1 a 9, 2012.

MIYAGUCHI, T. et al. Effect of tool stiffness upon tool wear in high spindle speed milling using small ball end mill, *Precision Engineering Journal of the International Societies for Precision Engineering and Nanotechnology*, volume 25, páginas 145 a 154, 2001.

MONREAL, M.; RODRIGUEZ, C. A. Influence of tool path strategy on the cycle time of high-speed milling, *Computer-Aided Design*, volume 35, páginas 395 a 401, 2003.

NING, Y.; RAHMAN, M.; WONG, Y. S. Investigation of chip formation in high speed end milling, *Journal of Material Processing Technology*, volume 113, páginas 360 a 367, 2001.

OLIVEIRA, A. C. de; AHRENS, C. H.; SCHROETER, R. B. Sistemas CAM para o fresamento em altas velocidades de moldes e matrizes, *O Mundo as Usinagem*, volume 14, 2003.

OLIVEIRA, A. J. *Análise do desgaste de ferramentas no Fresamento com Alta Velocidade de aços endurecidos*, tese de doutorado, 205 páginas, Faculdade de Engenharia Mecânica - UNICAMP, 2007.

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

PARK, S. J.; KIMB, D. H., LEEB, C. M. A study determining the optimal machining conditions for a 40,000 rpm ultra high speed spindle system, *Precision Engineering*, volume 36, páginas 451 a 457, 2012.

PIVETTA, C. S. *Uma contribuição ao estudo do fresamento de aço endurecido com fresa de topo esférico*, dissertação de mestrado, 110 páginas, Faculdade de Engenharia Mecânica – UNICAMP, 2005.

PU, Z.; SINGH, A. High speed ball nose end milling of hardened AISI A2 tool steel with PCBN and coated carbide tools, *Journal of Manufacturing Processes*, volume 15, páginas 467 a 473, 2013.

QUINTANA, G.; CIURANA, J. Chatter in machining processes: A review, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, volume 51, páginas 363 a 376, 2011.

SANDVIK, [http://www.sandvik.coromant.com/pt-pt/knowledge/milling/application\\_overview/profile\\_milling/application\\_checklist/pages/default.aspx](http://www.sandvik.coromant.com/pt-pt/knowledge/milling/application_overview/profile_milling/application_checklist/pages/default.aspx), acessado em 01 de novembro de 2014 às 14h.

SANDVIK COROMANT. *Fabricación de Moldes y Matrices – guía de aplicación, C-1120.2 SPA*, 2000.

SCHMITZ et al, The application of high-speed CNC machining to prototype production, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, volume 41, páginas 1209 a 1228, 2001.

SILVA, F. R. *O processo de fresamento na zona de transição entre as velocidades convencionais e a alta velocidade*, dissertação de mestrado, 110 páginas, Faculdade de Engenharia mecânica – UNICAMP, 1998.

SOUZA A. F. de, et al. Evaluating the roughness according to the tool path strategy when milling free form surfaces for mold application, *6th CIRP International Conference on High Performance Cutting, HPC2014*, páginas 188 a 193, 2014.

SUTTER, G. Chip geometries during high-speed machining for orthogonal cutting conditions, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, volume 45, páginas 719 a 726, 2005.

THEPSONTHI, T. ; HAMDI, M. ; MITSUI, K. Investigation into minimal-cutting-fluid application in high-speed milling of hardened steel using carbide mills, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, volume 49, páginas 156 a 162, 2009.

TOH, C. K. Comparison of chip surface temperature between up and down milling orientations in high speed rough milling of hardened steel, *Journal of Materials Processing Technology*, volume 167, páginas 110 a 118, 2005.

TOH, C. K. Surface topography analysis in high speed finish milling inclined hardened steel, *Precision Engineering*, volume 28, páginas 386 a 398, 2004.

TSCHÄTSCH, H. *Applied Machining Technology*, edição digital, London: Springer Science+Business Media, 2009.

URBANSKI, J. P.; KOSHYA, P. U.; DEWESA, R. C.; ASPINWALLA, D. K. High speed machining of moulds and dies for net shape manufacture, *Materials and Design*, volume 21, páginas 395 a 402, 2000.

VILA, C. et al. Economical and technological study of surface grinding versus face milling in hardened AISI D3 steel machining operations, *International Journal of Production Economics*, volume 138, páginas 273 a 283, 2012.

WOJCIECHOWSKI, S.; TWARDOWSKI, P. Tool life and process dynamics in high speed ball end milling of hardened steel, *5th CIRP Conference on High Performance Cutting*, 2012.

YE, G. G. et al. Critical cutting speed for onset of serrated chip flow in high speed machining, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, volume 86, páginas 18 a 33, 2014.

YUE, J.; Creating a Stability Lobe Diagram, *Proceedings of the 2006 IJME – INTERTECH Conference*, 2006.