

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA

FRESAMENTO EM 5-EIXOS SIMULTÂNEOS DE PÁS DE COMPRESSORES DE TURBINAS
A GÁS EM TiAl6V4

Dissertação submetida à
UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
para a obtenção do grau de
MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA

GUILHERME OLIVEIRA DE SOUZA

Florianópolis, março de 2006

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM

ENGENHARIA MECÂNICA

FRESAMENTO EM 5-EIXOS SIMULTÂNEOS DE PÁS DE COMPRESSORES DE TURBINAS
A GÁS EM TiAl6V4

GUILHERME OLIVEIRA DE SOUZA

Esta dissertação foi julgada adequada para a obtenção do título de

MESTRE EM ENGENHARIA

ESPECIALIDADE ENGENHARIA MECÂNICA

sendo aprovada em sua forma final.

Prof. Rolf Bertrand Schroeter, Dr. Eng. – Orientador

Prof. Jefferson de Oliveira Gomes, Dr. Eng. – Co-orientador

Prof. José Antonio Bellini da Cunha Neto, Dr. - Coordenador do Curso

BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr.-Ing. Walter Lindolfo Weingaertner - Presidente

Prof. João Carlos Espíndola Ferreira, PhD.

Prof. Luís Gonzaga Trabasso, PhD.

"A ignorância afirma ou nega veementemente, a ciência duvida."

Voltaire, Françoise Marie Arouet

Filósofo Francês

À minha esposa Loíde, meus pais David e Maria
Inez, e meus irmãos Letícia e Diego.

AGRADECIMENTOS

Agradeço aos meus pais David e Maria Inez, pelos incondicionais apoio e incentivo em todos os momentos e a todas as importantes decisões de minha vida.

Ainda a estes, como a meus irmãos Diego e Letícia, pelo amor e carinho que sempre compartilhamos, e por qual sempre prezamos no seio desta família.

À minha esposa Loli, por, além de me apoiar, incentivar e amar, ainda se dispor a estar do meu lado quando mais precisei de sua companhia, demonstrando zelo e amizade.

Aos meus sogros Lúcio e Consuêlo, pela amabilidade com que me tratam, estímulo que me proporcionam, e confiança que me depositam.

Ao orientador Rolf Bertrand Schroeter, pela confiança, acessibilidade e orientação, que muito contribuíram para o aprimoramento deste trabalho.

Ao co-orientador Jefferson Gomes, não apenas pela valiosa contribuição de sua orientação, como também pela amizade, apoio e incentivo.

Ao Laboratório de Mecânica de Precisão, pela infra-estrutura, e aos colegas e amigos que ali conheci, pela acolhida e colaboração.

Aos grandes amigos que conheci em Florianópolis, Carlão, Fúlvio, Steferson e Victor.

Ao ITA pela infra-estrutura disponibilizada para a realização dos ensaios, e à equipe do CCM, pela recepção e acolhimento que fizeram sentir-me em casa durante todo o período que ali estive. Dentre estes, em especial ao “Wilsão” ou “Winston”, e ao Diego, pela ajuda e acompanhamento nas operações de usinagem e sessões de medição.

A todos os professores e ao programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina.

À CAPES pela concessão da bolsa de estudos.

À empresa Sandvik pelo fornecimento das ferramentas de corte, e à empresa EMBRAER pelo fornecimento da matéria-prima utilizada nos ensaios.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS.....	8
LISTA DE TABELAS	12
SIMBOLOGIA	13
RESUMO	17
<i>ABSTRACT</i>	18
1. INTRODUÇÃO	19
2. ESTADO DA ARTE	24
2.1 Fresamento em 5-eixos simultâneos	27
2.1.1 Cinemática dos centros de usinagem em 5-eixos.....	30
2.1.2 Geração de trajetórias para o fresamento em 5-eixos	36
2.1.3 Verificação e simulação de usinagem	43
2.1.4 Pós-processamento	47
2.1.5 Condições de contato ferramenta-peça	52
2.1.6 Ciclo de implementação de trajetórias para o fresamento em 5-eixos simultâneos.....	55
2.2 Usinagem de ligas de titânio	57
2.2.1 Titânio e suas ligas	58
2.2.2 Formação de cavaco	61
2.2.3 Usinabilidade	64
2.2.4 Materiais de corte para a usinagem de titânio	68
2.2.5 Geometrias de ferramenta para o fresamento de titânio	72
2.2.6 Parâmetros de corte para o fresamento de titânio	76
2.2.7 Estratégias de corte para o fresamento de titânio	78
3. METODOLOGIA E APARATO EXPERIMENTAL	82
3.1 Aparato experimental.....	82
3.1.1 Máquina-ferramenta	82
3.1.2 Sistema CAD/CAM	84
3.1.3 Ferramentas de corte	84
3.1.4 Dispositivos de fixação	85
3.1.5 Dispositivo para a medição de deflexão de haste.....	87
3.1.6 Equipamento para a medição do desgaste da ferramenta	88
3.1.7 Rugosímetro	89
3.1.8 Caracterização do material	89
3.2 Procedimento Experimental.....	91
3.2.1 Análise comparativa do desvio da haste da ferramenta no fresamento de titânio	92
3.2.2 Teste de vida para fresas com haste de aço e metal-duro	99
3.2.3 Teste de vida para diferentes tipos de interpolação	100
3.2.4 Fresamento em 5-eixos simultâneos de uma seção de BLISK.....	103

4.	RESULTADOS E DISCUSSÕES	111
4.1	Análise comparativa do desvio da haste da ferramenta no fresamento de titânio.....	111
4.1.1	Grupo de variáveis 1 – f_z e v_c	112
4.1.2	Grupo de variáveis 2 – a_p , a_e e f_z	114
4.1.3	Grupo de variáveis 3 – α e β	118
4.2	Teste de vida para fresas com haste de aço e metal-duro.....	120
4.3	Teste de vida para diferentes tipos de interpolação	124
4.4	Fresamento em 5-eixos simultâneos de uma seção de BLISK	127
5.	CONCLUSÕES	132
6.	REFERÊNCIAS	136

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Geração de energia elétrica por fonte em porcentagem, no mundo [1]. ...	19
Figura 1.2 – Exemplos de turbinas a gás [7].	21
Figura 2.1 – Fresamento em 5-eixos simultâneos de um BLISK [14].	25
Figura 2.2 – Representação esquemática de um disco de pás, com o detalhe de uma pá [14].	26
Figura 2.3 – Fluxo de informações no fresamento em 5-eixos simultâneos auxiliado por computador.	29
Figura 2.4 – Nomenclatura dos eixos rotacionais para máquinas de 5-eixos [29].	30
Figura 2.5 – Tipos básicos de centros de usinagem em 5-eixos [30, 31].	31
Figura 2.6 – Centro de usinagem em 5-eixos com os dois eixos de rotação na mesa [32].	32
Figura 2.7 – Máquina de 5-eixos com os dois eixos de rotação no cabeçote, à direita, e cabeçote acoplável ao fuso, à esquerda [17].	33
Figura 2.8 – Máquinas-ferramenta Hexapod [35, 36].	34
Figura 2.9 – Máquina Tripod. Três juntas (A) ligadas por um lado a um carro que corre em guias lineares (C) e é acionado por um fuso (D), e pelo outro ao cabeçote (B) [38].	36
Figura 2.10 – Tipos de interferência de corte [19].	37
Figura 2.11 – Inclinações programáveis no método da ferramenta inclinada.	39
Figura 2.12 – Erro introduzido no fresamento em 5-eixos pela interpolação linear [50].	41
Figura 2.13 – Interpolação por NURBS, considerando a ponta da ferramenta (curva 1) e o eixo da mesma (curva 2) [31].	42
Figura 2.14 – Verificação de uma operação de desbaste em 3-eixos.	44
Figura 2.15 – Imagem da etapa de simulação gráfica dos movimentos de máquina no fresamento em 5-eixos.	47
Figura 2.16 – Fluxo de dados do CAM até a usinagem, com os três possíveis modos de conversão de trajetórias de ferramenta em movimentos dos eixos da máquina.	48
Figura 2.17 – Rugosidade teórica R_{th} na direção transversal ao avanço.	53
Figura 2.18 – Rugosidade teórica R_{thvf} na direção paralela ao avanço.	53
Figura 2.19 – Ciclo de implementação de trajetórias de ferramenta para o fresamento em 5-eixos simultâneos.	56
Figura 2.20 – Influência do teor de estruturas α e β nas ligas de titânio [63].	60

Figura 2.21 – Raiz do cavaco [68].	61
Figura 2.22 – Tipos de cavaco segundo Schroeter e Weingaertner [68].	62
Figura 2.23 – Dependência das componentes da força de usinagem em relação ao f , v_c e a_p [68].	67
Figura 2.24 – Crateras típicas surgidas em fresas de metal-duro no fresamento de titânio.	69
Figura 2.25 – Fresas com diferentes formatos. De insertos redondos, à esquerda, com $\kappa'_r = 45^\circ$, ao centro, e com $\kappa'_r = 90^\circ$, à direita [63].	73
Figura 2.26 – Representação da haste da ferramenta como uma viga engastada [26].	74
Figura 2.27 – Ilustração dos sentidos de corte concordante, à esquerda, e discordante, à direita.	80
Figura 2.28 – A ferramenta deve ser mantida no corte sempre que possível.	80
Figura 2.29 – Aumento repentino do a_e na usinagem de cantos.	81
Figura 2.30 – Acabamento de paredes finas com passes alternando os lados [63].	81
Figura 3.1– Ilustração da estrutura cinemática do centro de usinagem Hermle C 600 U [32].	83
Figura 3.2 – Fresas de topo esférico utilizadas com suas dimensões em mm.	85
Figura 3.3 – Inseto utilizado nos experimentos com suas dimensões em milímetros.	85
Figura 3.4 – Morsas utilizadas nos experimentos.	86
Figura 3.5 – Mandril e pinça utilizados para a fixação da fresa.	86
Figura 3.6 – Dispositivo para medição de deflexão de haste de fresas.	87
Figura 3.7 – Localização dos sensores de proximidade e da polia no dispositivo de medição de deflexão de haste.	87
Figura 3.8 – Representação esquemática da montagem do experimento para a análise da deflexão da haste da ferramenta.	88
Figura 3.9 – Forma de fixação do corpo de prova, à esquerda, e condições de acessibilidade durante o ensaio, à direita. Em destaque o corpo de prova.	93
Figura 3.10 – Usinagem do corpo de prova.	94
Figura 3.11 – Gráfico dos sinais dos sensores de proximidade. Destaques: trechos em que a ferramenta está engajada, à direita, e no qual não está engajada, à esquerda.	95
Figura 3.12 – Determinação da curva de referência.	96
Figura 3.13 – Ajuste da curva de referência.	97
Figura 3.14 – Extensão da curva de referência até a região com engajamento.	97
Figura 3.15 – Gráficos de conversão do sinal dos sensores de proximidade.	98
Figura 3.16 – Corpo de prova do teste de vida para distintos materiais de haste. As setas indicam a direção e o sentido do avanço.	99

Figura 3.17 – Superfície complexa desenvolvida para comparar tipos de interpolação.	101
Figura 3.18 – Peça-teste contendo 5 pás. Na parte superior, a região do disco de pás a partir da qual a peça foi originada. Na parte inferior, o detalhamento da pá.....	103
Figura 3.19 – Dispositivo de fixação para a usinagem da peça-teste. Modelo em CAD, à esquerda, e o próprio já montado na mesa da máquina, à direita.....	104
Figura 3.20 – Fresa inteiriça de metal-duro utilizada para a usinagem da seção de BLISK.	104
Figura 3.21 – Direção das curvas u e v das superfícies das pás no campo paramétrico.	106
Figura 3.22 – Modelo das trajetórias de ferramenta utilizadas da primeira à quarta pá.....	107
Figura 3.23 – Trajetórias de ferramenta da pá 1.....	107
Figura 3.24 – Trajetórias de ferramenta utilizadas na usinagem das pás 2, 3 e 4.....	108
Figura 3.25 – Trajetória de ferramenta para a usinagem da pá 5.....	108
Figura 3.26 – Trajetória de acabamento do pé das pás.	109
Figura 3.27 – Simulação dos movimentos dos eixos do centro de usinagem no fresamento da peça-teste.	110
Figura 3.28 – Pontos de medição de rugosidade e montagem da peça para medições.	110
Figura 4.1 – Deflexão da haste de metal-duro em função do f_z para diferentes valores de v_c	112
Figura 4.2 – Deflexão da haste de aço em função do f_z para diferentes valores de v_c . .	112
Figura 4.3 – Deflexão da haste em função da v_c para diferentes valores de f_z	113
Figura 4.4 – Deflexão da haste de metal-duro em função da a_p para diferentes valores de a_e e f_z	115
Figura 4.5 – Deflexão da haste de aço em função da a_p para diferentes valores de a_e e f_z	115
Figura 4.6 – Deflexão da haste da ferramenta em função do f_z para diferentes valores de a_e e a_p	116
Figura 4.7 – Deflexão da haste de metal-duro em função da a_e para diferentes valores a_p e f_z	117
Figura 4.8 – Deflexão da haste de aço em função da a_e para diferentes valores de a_p e f_z	117
Figura 4.9 – Deflexão da haste da ferramenta em função do ângulo α para distintos valores de β	119
Figura 4.10 – Deflexão da haste da ferramenta em função do ângulo β para distintos valores de α	119

Figura 4.11 – Desgaste de flanco em função da superfície usinada, para as fresas com haste de metal-duro e aço.	121
Figura 4.12 – Imagens típicas do desgaste de flanco encontrado durante os experimentos, com as regiões com adesão apresentadas em destaque.	121
Figura 4.13 – Lascamentos ocasionados por uma fragilização do gume devido ao desgaste de cratera ocorrido durante os experimentos.	122
Figura 4.14 – Cavacos caldeados à superfície usinada no segundo experimento.	122
Figura 4.15 – Rugosidade das superfícies usinadas para as fresas com haste de aço e metal-duro, medida no início e no fim do teste de vida.	124
Figura 4.16 – Vida da ferramenta para as interpolações linear e por NURBS, em termos de superfície usinada total.	125
Figura 4.17 – Rugosidade média aritmética R_a da superfície usinada na comparação dos tipos de interpolação.	125
Figura 4.18 – Rugosidade média aritmética R_a nas regiões onde houve adesão e onde não.	127
Figura 4.19 – Rugosidade média aritmética R_a das pás da peça-teste.	128
Figura 4.20 – Lado esquerdo da pá 1 após o seu acabamento.	129
Figura 4.21 – Rebarba e marcas de vibração deixadas nas pás.	130
Figura 4.22 – Pé da pá 5 após o seu acabamento.	131

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Velocidades de corte recomendadas para o fresamento de ligas de titânio.....	77
Tabela 3.1 – Informações técnicas a respeito do centro de usinagem Hermle C 600 U.	83
Tabela 3.2 – Informações técnicas a respeito do rugosímetro.	89
Tabela 3.3 – Composição química média do TiAl6V4.....	90
Tabela 3.4 – Propriedades físicas do TiAl6V4.....	90
Tabela 3.5 – Propriedades mecânicas do TiAl6V4.....	90
Tabela 3.6 – Grupos de variáveis de entrada e valores utilizados no primeiro experimento.	93
Tabela 3.7 – Parâmetros de corte utilizados no teste de vida.....	100
Tabela 3.8 – Direção do avanço da ferramenta e parâmetros de corte.....	102
Tabela 4.1 – Rugosidade média R_a da superfície usinada no teste de vida para distintos materiais de haste.	123
Tabela 4.2 – Rugosidade média R_a da superfície usinada na comparação dos tipos de interpolação.	126
Tabela 4.3 – Rugosidades R_a e R_z das pás da seção de BLISK.....	128

SIMBOLOGIA

E	[N/mm ²]	Módulo de elasticidade
E _{Inox}	[N/mm ²]	Módulo de elasticidade do aço inox
E _{Ti}	[N/mm ²]	Módulo de elasticidade do titânio
F	[N]	Força
F _c	[N]	Força de corte
F _f	[N]	Força de avanço
F _p	[N]	Força passiva
I	[mm ⁴]	Momento de inércia
K	[-]	Relação de desgaste
KL	[mm]	Largura do lábio da cratera
KM	[mm]	Afastamento médio da região mais profunda da cratera
KT	[mm]	Profundidade da cratera
L	[mm]	Comprimento da viga
M	[N.m]	Momento fletor
N	[rpm]	Velocidade de rotação da ferramenta
P	[N]	Carga aplicada na viga engastada
R _a	[μm]	Desvio médio aritmético da rugosidade
R _{th}	[μm]	Rugosidade teórica
R _z	[μm]	Profundidade média da rugosidade
VB	[mm]	Desgaste de flanco médio
VB _{MÁX}	[mm]	Desgaste de flanco máximo
α _e	[mm]	Penetração de trabalho
α _p	[mm]	Profundidade de corte
d	[mm]	Diâmetro da viga
d _{aço}	[g/m ³]	Densidade do aço

d_{Ti}	[g/m ³]	Densidade do titânio
f	[mm]	Avanço
f_z	[mm]	Avanço por dente
v_c	[m/min]	Velocidade de corte
v_f	[mm/min]	Velocidade de avanço
x	[mm]	Distância do engaste para o ponto de aplicação da força
α	[°]	Ângulo de ataque
α_F	[°]	Ângulo de incidência axial
α_P	[°]	Ângulo de incidência radial
$\alpha_{V\ Total}$	[°]	Ângulo total de deflexão
β	[°]	Ângulo de avanço
γ_F	[°]	Ângulo de saída axial
γ_P	[°]	Ângulo de saída radial
δ	[mm]	Desvio total da ponta da fresa
δ_b	[mm]	Deslocamento da ponta da viga
ε_0	[-]	Limite de deformação do campo elástico
ε_B	[-]	Limite de deformação do campo plástico
ε_z	[-]	Limite de deformação para ruptura
κ_r'	[°]	Ângulo de direção do gume
σ	[-]	Desvio padrão
v	[mm]	Deslocamento em um ponto a x mm de distância do engaste
φ	[°]	Ângulo de cisalhamento do cavaco

Al	Alumínio
Al ₂ O ₃	Óxido de alumínio
APT	Ferramenta automaticamente programada
BLISK	<i>Bladed disk</i> – disco de pás
C	Carbono
CAD	<i>Computer Aided Design</i> – projeto auxiliado por computador

CAM	<i>Computer Aided Manufacturing</i> – fabricação auxiliada por computador
CBN	Nitreto de Boro cúbico
CC	<i>Cutter contact</i> – ponto de contato ferramenta-peça
ccc	Estrutura atômica cúbica de corpo centrado
CL	<i>Cutter location</i> – localização do centro da ferramenta
CNC	Comando numérico computadorizado
Co	Cobalto
Cr	Cromo
Cu	Cobre
CVD	Deposição química a vapor
DVM	<i>Discrete vector model</i> – modelo de vetores discretos
ECM	Usinagem eletroquímica
EDM	Usinagem por eletroerosão
EU	Espessura de usinagem
Fe	Ferro
G0	Comando para movimentos de eixos com velocidade máxima
GL	Graus de liberdade
hcp	Estrutura atômica hexagonal compacta
HIP	<i>Hot Isostatic Pressing</i> – Prensagem isostática a quente
HSK	Tipo de fixação de ferramenta ao fuso de uma máquina-ferramenta
HSM	<i>High speed machining</i> – usinagem a altas velocidades
HSS	Aço rápido
ISO	Norma internacional
ISO 50	Tipo de fixação de ferramenta ao fuso de uma máquina-ferramenta
MD	Metal-duro
Mn	Manganês
Mo	Molibdênio
MPF	<i>Machining potential field</i> – campo potencial de usinagem
MQL	Mínima quantidade de fluido de corte
N	Nitrogênio
Nb	Nióbio
NbC	Carboneto de nióbio

NC	Comando numérico
NURBS	<i>Non-uniform rational B-splines</i> – tipo de curva
O	Oxigênio
ONS	Operador Nacional do Sistema Elétrico
PAM	<i>Principal axis method</i> – método do eixo principal
PKD	Diamante policristalino
PVD	Deposição física a vapor
Sc	Escândio
SC	Sistema de coordenadas
Si	Silício
Sn	Estanho
Ta	Tântalo
Ta	Tântalo
TaC	Carboneto de tântalo
Ti	Titânio
TiC	Carboneto de titânio
TiCN	Carbonitreto de titânio
TiN	Nitreto de titânio
TOS	<i>Tool orientation smoothing</i> – suavização da orientação da ferramenta
TPB	Tempo de processamento de bloco do CNC
UHE	Usina hidroelétrica
UTE	Usina termelétrica
V	Vanádio
W	Tungstênio
WC	Carboneto de tungstênio
Zr	Zircônio

RESUMO

A queima de gás é, nos dias de hoje, a segunda principal forma de obtenção de eletricidade no mundo. E, no Brasil, experimentou um grande crescimento na década de 1990, devido ao interesse despertado tanto na área pública quanto na privada, por conta da disponibilidade deste combustível, e menores dimensões e capacidade poluente com relação aos motores a diesel. A geração de energia elétrica utilizando gás é feita através de turbinas, e um de seus componentes mais difíceis de serem fabricados são os discos de pás do compressor. Assim, este trabalho apresenta uma análise da fabricação de pás de discos inteiriços de compressores de turbinas na liga de titânio TiAl6V4, através do fresamento em 5-eixos simultâneos. É iniciado por uma revisão bibliográfica a respeito do fresamento em 5-eixos simultâneos, processo pouco difundido e estudado no Brasil, seguido por um panorama da problemática referente ao fresamento de ligas de titânio. A parte experimental deste é composta por quatro testes. No primeiro, o desvio por deflexão da ponta de uma ferramenta com haste de aço é comparado com o de uma com haste de metal-duro. No segundo, é verificado se há algum ganho na vida da ferramenta com o uso de uma ferramenta com haste de metal-duro ao invés de uma de aço. Depois, são feitos testes de vida com fins comparativos variando-se o tipo de interpolação entre linear e por NURBS. No último ensaio, usinou-se uma peça-teste com cinco pás de BLISK buscando-se encontrar a melhor estratégia para este fim. Quanto ao uso de metal-duro para compor a haste das ferramentas, não foram percebidos ganhos, para as condições experimentadas, típicas de acabamento. O uso de interpolação por NURBS também não trouxe benefícios à vida da ferramenta nestas condições, porém melhoras no acabamento da superfície usinada são atingidas. Por fim, fresar uma pá contornando-a, seguindo suas curvas paramétricas na direção axial do disco, foi considerada a melhor estratégia, de maneira geral.

Palavras-chave: fresamento em 5-eixos, ligas de titânio, usinagem, BLISK.

ABSTRACT

Gas combustion, nowadays, represents the world's second principal way of electricity generation. In Brazil, the use of this energy source with this purpose has grown considerably in the last decade, since it has drawn public and private interest, due to its disposal, and smaller dimension and pollution capacity when compared with diesel combustion engines. The conversion of natural gas in electricity is made through gas turbines, and the rotors of its compressors are components that present significant difficulty in its manufacture. This document presents an analysis of the simultaneous five-axes milling of blades of TiAl6V4 integral bladed disks (BLISK). It begins with a bibliographic review of simultaneous 5-axes milling, a production process barely diffused and studied in Brazil, followed by an overview of the complexity faced when milling titanium alloys. The experimental part of this work is composed by four tests. The first one compares the deflection of a steel shaft mill with the deflection of a carbide shaft mill. In the second, it is checked if the use of carbide shaft mills brings some tool life time gain. In the sequence, comparative tool life tests were made changing the interpolation type between linear and NURBS. This part is concluded with the machining of a test-piece, a turbine compressor's BLISK section containing five blades, with which the best milling strategy for this purpose is sought. The results showed that there's no advantage in the appliance of carbide in tool shafts, within the experimental conditions limits, typically used for finishing operations. In terms of tool life, the same can be said for NURBS interpolation, but it is not the case for the surface quality, because better roughness is reached in comparison with linear interpolation. Finally, it was observed that milling a blade following its parametric curves in the BLISK axis direction is the best choice, among the strategies proposed.

Keywords: *5-axis milling, titanium alloys, machining, BLISK.*

1. INTRODUÇÃO

A termogeração tem, historicamente, um papel crucial na geração de eletricidade, uma das formas de energia mais importantes para as atividades do homem do mundo moderno. Este tipo de geração dá-se através das usinas térmicas, que queimam algum tipo de combustível para usualmente produzir vapor, ou simplesmente aquecer o ar e, a partir da conexão destes com um gerador, prover energia elétrica.

Dentre as várias alternativas de combustível, como lenha, carvão e óleos, o gás tem tido crescente importância no cenário mundial, no que diz respeito à geração de energia elétrica. De acordo com o Ministério de Minas e Energia, a queima de gás foi responsável por 19,1% da eletricidade do mundo em 2004, e apresentou um crescimento de 57,9% desde 1973, quando respondia por apenas 12,1% [1], como mostra a Figura 1.1.

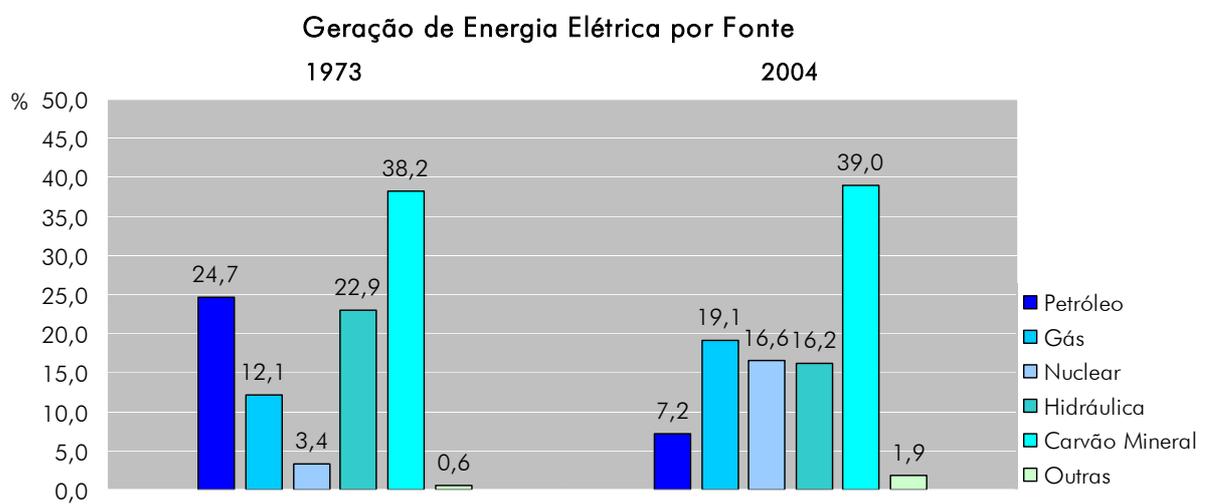


Figura 1.1 – Geração de energia elétrica por fonte em porcentagem, no mundo [1].

Analogamente, no Brasil, a termoeletricidade obtida pela queima de gás vem ganhando importância. A partir dos anos 80, ocorreu uma grande transformação nos processos de geração de eletricidade, e grandes termelétricas operadas a gás natural

foram construídas para adaptar o segmento a regulamentações ambientais cada vez mais rigorosas e suprir a demanda energética nacional [2].

Naquela época, assim como hoje, a matriz energética brasileira era baseada na hidroeletricidade, o que levava a uma vulnerabilidade do sistema devido à incerteza do regime de chuvas. Destarte, passou-se a admitir um sistema composto por usinas hidrelétricas (UHE's) e termelétricas (UTE's), com o despacho de energia sendo administrado pela ONS (Operador Nacional do Sistema Elétrico), e no início da década de 90, o governo brasileiro estabeleceu a meta de aumentar de 2 para 12% a participação do gás natural na matriz energética até 2010 [2, 3, 4].

Hoje a sua combustão já representa 5% da geração de energia elétrica total do país, segundo o Ministério de Minas e Energia. Dos 387,5 TWh gerados em 2004, 19,3 TWh foram produzidos desta forma, entre estações públicas e privadas. Se comparados com o montante do ano anterior, verificar-se-á um crescimento de 46,7% [1].

Fatores como custo de investimento por MW instalado, bem como o tempo de construção das UTE's, menores do que os das UHE's, construção mais simplificada, e o fato de uma UTE poder se localizar perto de centros consumidores, evitando longas linhas de transmissão, foram cruciais para esta expansão no setor público [2, 5].

No setor privado, vantagens como maior disponibilidade do combustível, menores dimensões e capacidade poluente, assim como maior eficiência com relação aos motores a diesel, são os atrativos encontrados no uso de turbinas de geração e co-geração a gás, que levaram à sua adoção em empresas do ramo industrial e comercial [5].

São exemplos de ambos setores: o Shopping Ilha Plaza, localizado na Ilha do Governador, RJ, onde 70% da eletricidade é produzida desta forma; a empresa Gerdau, em duas unidades no Paraná, com 20% de redução de gastos em energia; e, por fim, o acordo entre a Petrobrás e a Infraero para a instalação de sistemas de termogeração a gás nos Aeroportos de Congonhas, em São Paulo, e Zumbi dos Palmares, em Maceió, que prevê o fornecimento de energia elétrica para daqui no máximo 36 e 24 semanas, respectivamente. Ainda segundo o presidente da Infraero, o interesse é, comprovado o sucesso da iniciativa, aplicar este modelo para todos os 60 aeroportos do País [2, 6].

Assim, conhecimentos na área de construção de turbinas a gás são de importância estratégica, dado o potencial de crescimento e investimento exposto. A Figura 1.2 mostra exemplos deste equipamento.

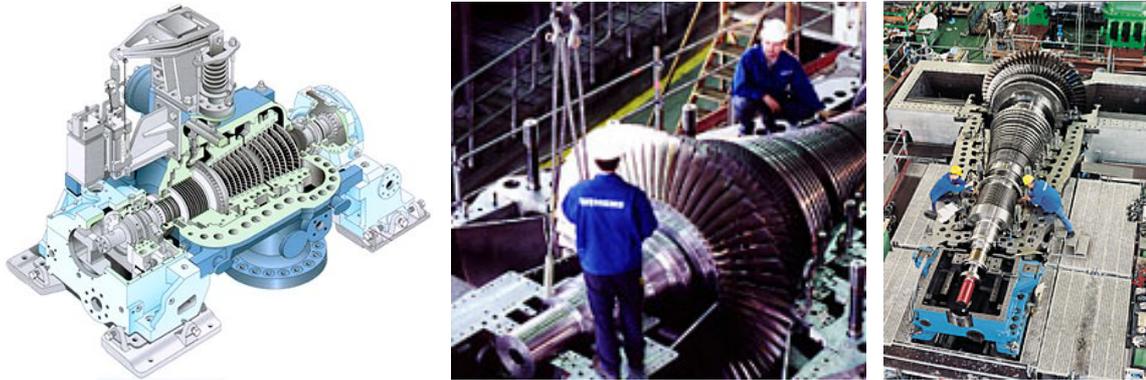


Figura 1.2 – Exemplos de turbinas a gás [7].

Um dos componentes de turbinas que apresenta maior complexidade para a sua fabricação é o rotor dos compressores. Trata-se de um disco com diversas pás agregadas à sua periferia. Originalmente esta peça é fabricada decomposta em um disco e suas pás, e depois esses componentes são acoplados mecanicamente. No entanto, o estado da arte é a fabricação de peças semelhantes, componentes de turbinas da indústria aeroespacial, na forma de peça inteiriça, são os chamados BLISK's. O termo BLISK é um acrônimo da expressão em inglês *bladed disk*, ou disco de pás.

As maiores vantagens dessa forma de construção são redução de peso, aumento da resistência e durabilidade, além do aprimoramento da eficiência aerodinâmica e da redução de perdas no sistema de ar.

Devido aos altos carregamentos mecânicos e térmicos aos quais estes componentes são submetidos, eles devem ser fabricados a partir de materiais resistentes a essa condição de operação. Destacam-se, portanto, na fabricação de BLISK's, as ligas de titânio e as ligas a base de níquel, caracterizadas por uma difícil usinabilidade [8].

Alie-se a isso o fato da geometria ser extremamente complexa, e logo percebe-se que a fabricação de BLISK's é um desafio, e requer processos de fabricação modernos e

capazes. São aplicados, tradicionalmente, para tal fim, a usinagem eletroquímica e o fresamento em 5-eixos simultâneos.

A partir deste contexto aqui delineado, vislumbra-se a necessidade de maiores conhecimentos sobre a produção de rotores inteiriços através desta última forma. O próprio processo é parcamente conhecido no Brasil, haja visto a escassez de estudos a esse respeito, e o número limitado de centros de usinagem em 5-eixos de que se tem notícia no parque industrial nacional. Poucos trabalhos brasileiros publicados que tratem deste tema foram encontrados [9, 10]. No entanto há um bom número de publicações internacionais abordando o fresamento em 5-eixos simultâneos, que relatam uma difusão desta tecnologia no mundo.

Desta forma, o objetivo principal deste trabalho é analisar o fresamento em 5-eixos simultâneos das pás de rotores inteiriços, em ligas de titânio, para a utilização em turbinas de termogeração a gás.

Como este processo é caracterizado pela sua aplicação nas etapas de acabamento, principalmente, e pré-acabamento, as operações de acabamento serão o foco deste trabalho.

Utilizando as opções de estratégias de fresamento disponíveis para este fim em um sistema CAM comercial difundido na indústria, buscou-se a melhor forma de se fresar em 5-eixos simultâneos as pás de um rotor inteiriço.

Serão critérios para avaliar a efetividade das trajetórias geradas por cada estratégia o tempo de usinagem, a qualidade das superfícies obtidas, a integridade da geometria, a rigidez de processo, assim como o esforço demandado de programação.

Na busca deste objetivo principal, mais três secundários foram pretendidos:

- ✓ um embasamento teórico do fresamento em 5-eixos simultâneos, através de uma ampla revisão bibliográfica que contemplasse os aspectos relevantes envolvidos neste processo, não se atendo apenas àqueles diretamente relacionados a esse trabalho, já que existe pouca literatura nacional disponível;

- ✓ uma análise do fresamento de ligas de titânio de modo a apresentar o desafio que isto representa, com suas principais dificuldades englobadas, além dos requisitos necessários para se lograr sucesso na usinagem destes materiais;
- ✓ um estudo da rigidez de processo no fresamento da liga de titânio TiAl6V4, por se considerar este um dos principais problemas nesse tema, e que, no entanto, apresenta escassez de literatura.

O presente trabalho foi dividido em cinco capítulos que são brevemente descritos a seguir, com exceção deste primeiro que constitui a introdução.

No Capítulo 2, após uma breve introdução a respeito da fabricação de discos de pás inteiriços para compressores de turbinas a gás, o fresamento em 5-eixos simultâneos é enfocado de maneira abrangente em uma seqüência que obedece ao fluxo de informações pelos sistemas de auxílio computacionais, CAD-CAM-CNC. Por fim, a usinabilidade de ligas de titânio é abordada.

No Capítulo 3 os materiais, equipamentos e infra-estrutura utilizados para a realização da etapa experimental deste trabalho são apresentados. Na seqüência, os ensaios realizados, assim como seus métodos de execução e análise, são descritos.

A análise dos resultados e dos experimentos, assim como considerações baseados nestes, é tratada no Capítulo 4.

O Capítulo 5 contém conclusões a respeito de todo o trabalho realizado, análise das contribuições deste estudo para esta área da engenharia mecânica, e por fim propostas para novos trabalhos que aprofundem ainda mais os avanços em conhecimento que foram possíveis.

2. ESTADO DA ARTE

Rotores que extraem energia de fluidos passantes através de suas pás girantes são os componentes críticos na construção de turbinas, determinando o desempenho das máquinas e os tempos entre revisões. Desde 1882, quando Laval construiu a primeira turbina a vapor, as tecnologias para fabricar rotores de turbina têm experimentado um contínuo processo de desenvolvimento [11].

A forma convencional de se fabricar discos de pás se resume a produzir o disco e as pás separadamente e depois acoplá-los mecanicamente, geralmente por encaixes rabo-de-andorinha [11]. No entanto, esta estrutura modular resulta em maior peso e menores rigidez e durabilidade. Melhores desempenho e confiabilidade requerem os benefícios de uma construção integral, a partir de uma mesma peça bruta.

Para a fabricação destes componentes de forma inteiriça diversas são as alternativas. Além do fresamento em 5-eixos, há também a possibilidade de produzi-los a partir de uma peça bruta por usinagem eletroquímica, fundi-los ou forjá-los próximos às dimensões finais e depois acabá-los através de eletroerosão (EDM), ou então fabricar as pás e o disco separadamente, e depois uni-los através de solda por fricção, ou por HIP (*Hot Isostatic Pressing* – prensagem isostática a quente), uma tecnologia da área da metalurgia do pó [11, 12, 13].

O fresamento em 5-eixos simultâneos se destaca por sua relativa maior produtividade com relação à EDM e à usinagem ECM (eletro-química). A Figura 2.1 mostra um BLISK sendo fabricado por fresamento em 5-eixos simultâneos.

Para a implementação de uma usinagem viável deste tipo de peça integral, e de geometria tridimensional, é necessário um volumoso conhecimento a respeito de estratégias de fresamento e dos parâmetros tecnológicos. A verificação de colisões e interferências de corte, e a aplicação de estratégias eficientes são de crucial importância, assim como o são informações sobre as dificuldades impostas pelo material a ser usinado.



Figura 2.1 – Fresamento em 5-eixos simultâneos de um BLISK [14].

Conseqüentemente, um suporte computacional é fundamental para o sucesso na fabricação destes rotores. Deve-se executar um ciclo de implementação de estratégias que começa pela programação CAM, prossegue com a simulação gráfica do processo para a análise da trajetória gerada, onde deve-se estar atento principalmente a colisões e interferências de corte, passa pelo pós-processamento, e se encerra com a usinagem de uma peça-piloto.

Na etapa de usinagem de peças-piloto são analisados parâmetros que dizem respeito à produtividade e à eficiência da estratégia, como tempo de usinagem, qualidade da superfície, volume de material residual e nível de esforço ao qual a ferramenta é submetida.

Fundamentais também para a fabricação são as restrições e requisitos de projeto. A alta carga específica à qual a peça é submetida em operação, e a função aerodinâmica da peça em questão requerem alta precisão geométrica. Além disso, os esforços dinâmicos exigem uma alta resistência à fadiga, levando à necessidade de uma elevada qualidade da superfície. Porém esta é atingida em etapas de acabamento posteriores, como retificação e polimento eletrolítico. Rugosidades médias R_a de cerca de $5 \mu\text{m}$, e precisão de forma de cerca de $0,02 \text{ mm}$ são o normalmente requerido para o fresamento deste tipo de componente [14, 15].

A geometria da peça impõe importantes restrições à fabricação. A peça bruta é um disco de grande diâmetro e espessura relativamente reduzida, e suas pás têm forma esbelta, o que traz problemas de rigidez. Devido ao alto número de pás, há pequenos ângulo e espaço resultante entre elas, dificultando a acessibilidade e levando à

necessidade de aplicação de fresas esbeltas [14]. Um disco de pás e uma pá em detalhe são ilustrados na Figura 2.2.

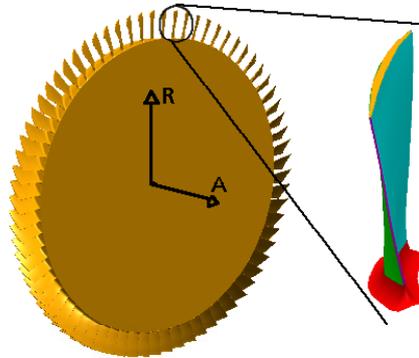


Figura 2.2 – Representação esquemática de um disco de pás, com o detalhe de uma pá [14].

Uma complexidade adicional é conferida pela geometria da pá especificamente, repleta de curvaturas e inclinações. Sua disposição na periferia do disco guarda uma inclinação relativa ao plano que secciona radialmente o mesmo. Além disso, há uma torção em torno do eixo da pá que resulta em superfícies convexas e côncavas.

Estas peculiaridades requerem uma atenção redobrada aos movimentos executados pela fresa, pois há sempre um grande risco de colisão com as pás avizinhas. Ainda, essa geometria sinuosa resulta freqüentemente em regiões com excesso de material residual, devido a dificuldades de acessibilidade.

Por fim, deve-se considerar as dificuldades originadas pelos materiais que compõem os BLISK's, como as ligas de titânio ou a base de níquel, caracterizados pela sua difícil usinabilidade.

A soma desses fatores permite dimensionar o desafio representado pela fabricação de um disco de pás inteiriço de compressor de turbinas de geração de energia a gás, por fresamento em 5-eixos simultâneos, em TiAl6V4. Assim, com o intuito de prover uma noção mais aprofundada do problema, este capítulo apresenta um estudo preliminar do assunto deste trabalho. O fresamento em 5-eixos simultâneos será abordado inicialmente, procurando-se contemplar seus aspectos de maior relevância, e na seqüência é

apresentada uma revisão a respeito de ligas de titânio, com o enfoque principal nos fundamentos de sua usinabilidade.

2.1 Fresamento em 5-eixos simultâneos

Pode-se dizer que a complexidade das peças é um fator de grande relevância no desenvolvimento dos processos de fabricação. Os novos desafios tecnológicos provenientes do desenvolvimento das indústrias bélica, aeronáutica e automobilística, que apresentam produtos e componentes de complexidade cada vez maior, e da ânsia em se obter novos tipos de formas que tornem realizáveis os contornos dos produtos das áreas de lazer e eletro-eletrônica, aliados às freqüentes exigências por crescente qualidade, e reduções de ciclos, tempos de trabalho e custos de fabricação, são propulsores preponderantes dos avanços nos processos.

Dentro deste contexto, desenvolveu-se a concepção de centros de usinagem com tecnologia 5-eixos. Os centros de usinagem CNC convencionais são de tecnologia 3-eixos, pois só apresentam liberdade de movimentos de translação paralelos aos três eixos cartesianos, enquanto este novo conceito de máquina oferece cinco graus de liberdade (GL) de movimento entre ferramenta e peça. Além dos três GL de translação tradicionais, eles possuem dois eixos de rotação adicionais, que podem ser em torno de quaisquer eixos.

Muito embora o primeiro uso de máquinas deste tipo de que se tem notícia date do início da década de 1950, na indústria armamentista estadunidense [16], esta tecnologia teve uma tímida expansão ao longo dos primeiros anos. No entanto, é a partir da década de 70 que ela toma importância, passando a ser o estado da arte na indústria aeroespacial [17]. Progressos na tecnologia de controle, no projeto e construção das máquinas, na tecnologia de ferramentas e nos sistemas CAD/CAM, contribuíram para uma recente adoção e difusão por parte das indústrias automobilística e de moldes e matrizes. Além destas, foram encontradas também na literatura, aplicações na fabricação de protótipos, cames espaciais, indústria naval e inclusive na fabricação de vigas mestras para o trilho do trem magnético de Xangai [18, 19, 20, 21, 22].

O enorme ganho de flexibilidade provido pelos eixos adicionais de rotação dá ao fresamento em 5-eixos uma liberdade de orientação da ferramenta com relação à peça que implica em numerosas vantagens com relação ao fresamento em 3-eixos.

Primeiramente, pode-se destacar os benefícios da elevada acessibilidade. São possíveis a usinagem de uma peça completa com apenas uma fixação, a usinagem de faces com inclinação negativa e rebaixos, e a execução de detalhes em orientações diversas, o que reduz tempos e custos de preparação de máquina, além da opção de utilizar fresas mais curtas para cavidades, aprimorando a rigidez [15, 17, 19].

Outrossim, de grande importância é a melhor adequação ao contorno da peça permitida por essa tecnologia. Quando uma fresa de topo reto ou toroidal é inclinada, a geometria de contato ferramenta-peça é modificada, o que não se aplica a fresas de topo esférico. Isso permite que a ferramenta se ajuste melhor ao relevo da superfície usinada, o que diminui não somente o número de passes requeridos por aquela operação, assim como as alturas e densidade das cristas, melhorando a qualidade da superfície e reduzindo os tempos de usinagem [15, 19, 23, 24]. Dentre as fresas de topo reto e as toroidais, estas últimas são as que apresentam os melhores resultados [23].

Por fim, a possibilidade de orientar a fresa com uma inclinação constante relativa à normal da superfície usinada resulta em cargas mecânicas constantes na ferramenta [15, 25]. Outra vantagem desta situação é a de, no caso da usinagem com fresas de topo esférico, ter-se a oportunidade de “fugir” do corte com a ponta da mesma, ao aplicarem-se inclinações maiores que 0° . Nesta região a velocidade de corte tende a zero, provocando um péssimo acabamento superficial [26].

Segundo Roth *et al.* [24], essas qualidades da usinagem 5-eixos, associadas a métodos mais modernos para se gerar trajetórias de ferramenta já proveram a oportunidade de reduzir os tempos de usinagem em mais de 85%, já Chiou e Lee [27] reportam ganhos de eficiência de dez a vinte vezes no fresamento na indústria de moldes e matrizes.

No entanto, essa flexibilidade implementada traz também complexidades adicionais. As principais desvantagens, a saber, são: maiores possibilidades de colisões e danos à peça provocadas pela ferramenta; programação e pós-processamento mais complexos, implicando em considerável necessidade de conhecimento, dedicação e habilidade,

intelectual e manual, para programar e operar as máquinas; e suporte ineficiente dos sistemas CAM convencionais. Outro fator a se considerar é o fato dos custos serem maiores, tanto para a aquisição e manutenção dos centros de usinagem, como para a compra de programas CAM e qualificação de programadores e operadores [18, 27, 28].

E como o fresamento em 5-eixos simultâneos de superfícies complexas é inconcebível sem o auxílio de sistemas computacionais, é a seqüência de uso destes e seus requisitos que definem o fluxo de informações em fabricações que utilizam o processo em questão. Este é apresentado esquematicamente na Figura 2.3.

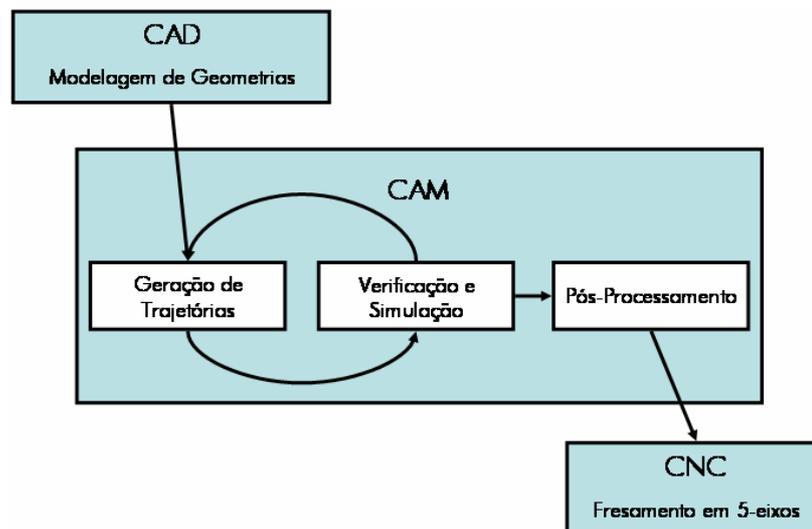


Figura 2.3 – Fluxo de informações no fresamento em 5-eixos simultâneos auxiliado por computador.

A geometria modelada em CAD quando da realização do projeto é o primeiro passo do processo. Esta é então importada pelo programador para o CAM, se incumbindo de definir as operações de usinagem e gerar os programas de comando numérico (NC) com o auxílio deste *software*. Por fim estes são carregados no comando numérico computadorizado (CNC) da máquina para que a usinagem ocorra através de sua execução.

O processamento das informações no CAM pode ainda ser dividido em mais três etapas, destacadas na Figura 2.3, geração de trajetórias, verificação e simulação, e pós-processamento.

Após definir a seqüência de operações, fixação de peça, e ferramentas a serem usadas, o programador gera as trajetórias de ferramenta e define os parâmetros de corte. A etapa de verificação e simulação se segue para validar as trajetórias e garantir a segurança de processo. Trajetórias insatisfatórias devem ser reconsideradas, reparametrizadas e geradas novamente. Aquelas que atendem às expectativas são então transformadas em programas de comando numérico (NC) na etapa de pós-processamento.

Nas seções seguintes, estas três etapas serão abordadas de maneira mais aprofundada. Porém, antes, para possibilitar um melhor entendimento do processo, há uma seção apresentando os tipos de máquinas de 5-eixos existentes, e descrevendo brevemente suas formas de funcionamento. Após, as peculiares condições geométricas de contato do topo da ferramenta com a peça neste processo serão tratados, devido à sua importância determinante para os parâmetros de corte e, principalmente, para o acabamento da superfície. O item 2.1 é finalizado com a introdução de um ciclo de implementação de estratégias de usinagem para o fresamento em 5-eixos simultâneos auxiliado por computador.

2.1.1 Cinemática dos centros de usinagem em 5-eixos

Como citado, os centros de usinagem em 5-eixos apresentam três eixos de translação e dois eixos de rotação. Estes são instalados em torno de dois dos eixos lineares, X, Y e Z, e é esta especificidade que atribui os nomes A, B, ou C, respectivamente, aos eixos de rotação, como mostrado na Figura 2.4. Os eixos X, Y e Z são eixos de translação perpendiculares entre si, sendo que o último será sempre perpendicular ao eixo de rotação do fuso onde é montada a ferramenta.

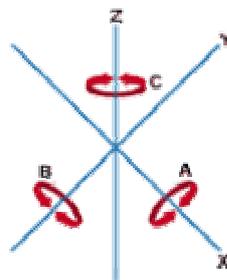


Figura 2.4 – Nomenclatura dos eixos rotacionais para máquinas de 5-eixos [29].

Apesar de estes poderem se combinar de doze formas diferentes, os centros de usinagem em 5-eixos podem ser divididos em três tipos básicos, que são definidos de acordo com a disposição dos eixos de rotação [28, 30], como mostrado na Figura 2.5 e listado abaixo:

- ✓ Tipo (a) – os dois eixos de rotação estão dispostos na mesa;
- ✓ Tipo (b) – os dois eixos de rotação estão dispostos no fuso;
- ✓ Tipo (c) – um eixo de rotação é disposto na mesa e outro no fuso.

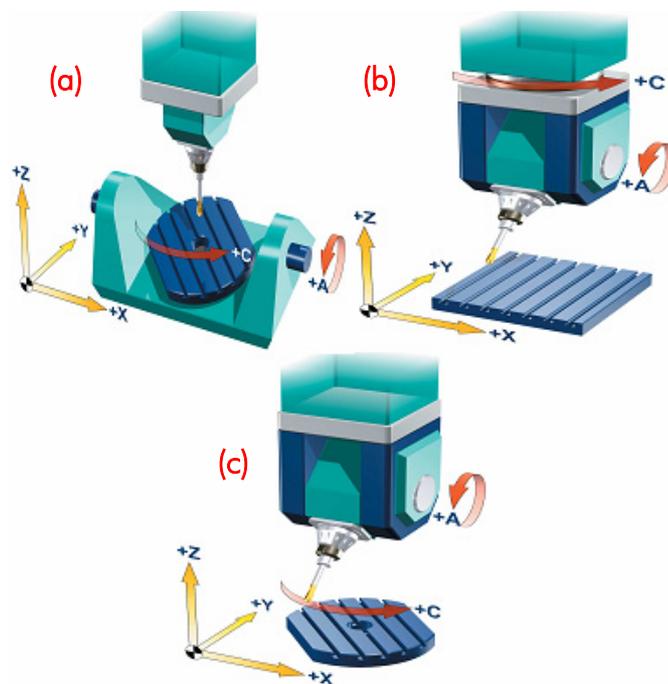


Figura 2.5 – Tipos básicos de centros de usinagem em 5-eixos [30, 31].

O tipo (a) mostrado na Figura 2.5 é caracterizado por uma maior rigidez da ferramenta, uma vez que o fuso não apresenta nenhum pivô de rotação. Há uma melhor precisão na usinagem de formas circulares ou contornos em torno do eixo C devido à mesa giratória. No entanto peças grandes ou pesadas não são adequadas para este tipo de máquina devido ao grande torque necessário para sua inclinação e rotação. É conhecido como o mais econômico, uma vez que pode-se adicionar outros dois GL a centros de usinagem 3-eixos apenas com a aplicação de mecanismos para a rotação e inclinação da mesa destes [29]. Esse modelo é o mais amplamente adotado para

usinagem de peças de pequenas e médias dimensões na indústria aeronáutica [30], e um exemplo é apresentado na Figura 2.6.

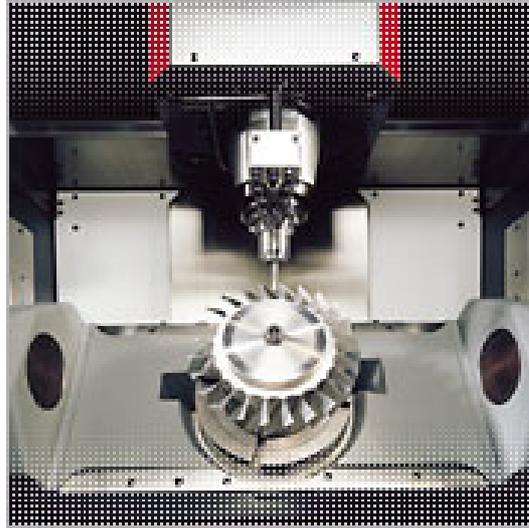


Figura 2.6 – Centro de usinagem em 5-eixos com os dois eixos de rotação na mesa [32].

Para a usinagem de peças grandes e pesadas, o tipo (b) é o mais apropriado, uma vez que não é necessário girar ou inclinar a mesa com a peça fixa nela, entretanto há perda de rigidez no fuso [30]. Essas máquinas são indicadas também para peças prismáticas [29], como as encontradas na indústria de moldes e matrizes. Ao lado das máquinas do tipo (a) são as mais difundidas.

Embora de implementação mais complexa que a anterior, há no mercado a opção de se adquirir um cabeçote programável, com os dois eixos de rotação embutidos, acoplável diretamente ao fuso de um centro de usinagem convencional do tipo pórtico [17]. Exemplos das duas variações citadas são mostrados na Figura 2.7.

Máquinas do tipo (c) são as menos comuns. Geralmente o eixo de rotação alocado à mesa é o C, o que favorece a usinagem de peças cilíndricas, particularmente aquelas que apresentam furos inclinados em torno de sua periferia [30].



Figura 2.7 – Máquina de 5-eixos com os dois eixos de rotação no cabeçote, à direita, e cabeçote acoplável ao fuso, à esquerda [17].

Porém alguns problemas, provenientes da concepção de construção mecânica destas máquinas, podem ser identificados. De acordo com *Minges apud Altmüller* [15], centros de usinagem em 5-eixos apresentam, de uma maneira geral, desvios de posicionamento maiores que os encontrados para máquinas de 3-eixos, resultantes do maior número de graus de liberdade e da adição do erro individual de cada eixo.

Gomes et al. [10] relataram limitações dinâmicas nos eixos de rotação. Em seus estudos, quando a velocidade de avanço dependia majoritariamente do movimento destes eixos, esta ficava sempre muito aquém da v_f programada, atingindo uma máxima v_f efetiva de cerca de 40% da esperada.

Outros dois problemas que envolvem a concepção mecânica das máquinas são as singularidades e as reversões. No entanto, seus entendimento e solução estão muito mais ligados à programação CAM, e por isso serão tratados no item 2.1.4.

Contudo, todos estes tipos de centros de usinagem em 5-eixos, aqui citados, foram projetados e construídos seguindo-se uma mesma concepção de construção, a do cinemático seriado, ou em cadeia. Como alternativa, um novo conceito de máquina-ferramenta surgiu no início dos anos 90, utilizando o chamado cinemático paralelo para se construir centros de usinagem.

Um mecanismo de cinemática paralela é, segundo o ParalleMIC (Centro de Informação dos Mecanismos Paralelos), um mecanismo em circuito fechado no qual sua

extremidade atuante, uma plataforma móvel por exemplo, é ligada a base por pelo menos duas cadeias cinemáticas independentes [33].

Pode-se dizer que esse tipo especial de mecanismo é conhecido desde cerca de 1800, quando o matemático Cauchy estudou a rigidez do “octaedro articulado”, no entanto este só veio a ser aplicado mesmo em uma máquina pelo engenheiro D. Stewart, em 1965, exercendo a função de base de um simulador de aeronave. A plataforma de Stewart consistia basicamente em 6 hastes idênticas conectadas à cabine de simulação por uma junta universal em uma extremidade, e à base na outra. Através da variação do comprimento das hastes simultaneamente, de uma maneira coordenada, a cabine se movia com seis graus de liberdade. A plataforma de Stewart é mais conhecida como Hexapod [34, 35, 36].

A adaptação deste mecanismo a máquinas-ferramenta deu origem às máquinas Hexapod, nas quais a plataforma móvel pode ser tanto o fuso como a mesa. Na Figura 2.8 são mostrados dois tipos destas máquinas, à esquerda uma ilustração de uma com o sistema acoplado ao fuso, e à direita uma figura da alternativa na qual as hastes estão ligadas à mesa.

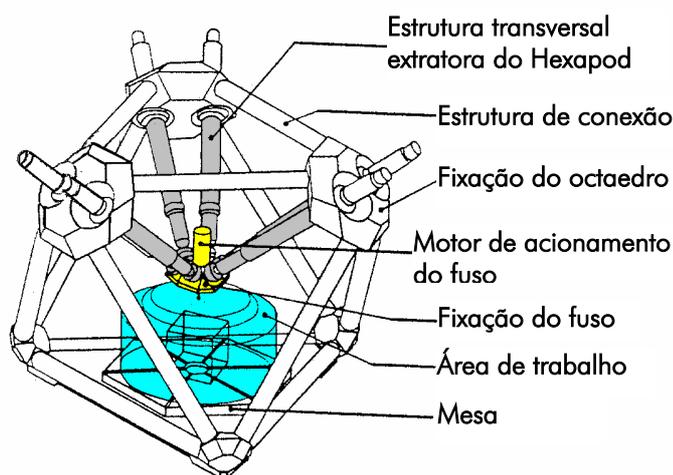


Figura 2.8 – Máquinas-ferramenta Hexapod [35, 36].

Dentre as grandes vantagens da aplicação do sistema Hexapod para a usinagem 5-eixos pode-se destacar [15, 34, 37]:

- ✓ Nenhum conjunto de acionamento está acionando outro, como no cinematismo seriado, assim erros na precisão não são somados, sendo determinados principalmente pela precisão das hastes;
- ✓ Alta rigidez devido à estrutura da máquina e às hastes, que são pré-carregadas;
- ✓ Alta frequência natural, o que possibilita altas velocidades de corte;
- ✓ Pouca massa em movimento;
- ✓ Permite uma alta taxa de carregamento por massa da máquina, uma vez que os esforços resultantes da usinagem vão se dividir pelas seis hastes.

Entretanto, há também desvantagens no uso de máquinas Hexapod em um ambiente produtivo real. Estes são alguns [34, 37]:

- ✓ Maior custo;
- ✓ A precisão não é tão boa quanto a estrutura propõe. Há diferentes problemas devido ao acúmulo de calor nas juntas, que ocorre geralmente de maneira não-uniforme;
- ✓ O atrito nas juntas universais é um grande problema nas máquinas Hexapod, já que pode levar à deflexão das hastes, influenciando na precisão.
- ✓ Outro ponto é a influência da posição do fuso no espaço de trabalho, na rigidez dinâmica da máquina. Quanto mais o fuso se aproxima das bordas do espaço de trabalho, mais a rigidez decresce, e há inclusive pontos no meio do espaço de trabalho nos quais a rigidez não é suficiente para lograr êxito na usinagem;
- ✓ Não existem sistemas CAM comerciais que sejam capazes de gerar programas NC para este tipo de máquina-ferramenta;
- ✓ Devido à sua peculiar forma de construção, o espaço de trabalho é pequeno se comparado às suas dimensões externas;
- ✓ Nas áreas distantes do espaço de trabalho pode ser necessária uma mudança de estratégia, já que nessas, as inclinações ficam limitadas a pequenos valores.

Uma outra aplicação ainda mais recente de cinematismo paralelo em centros de usinagem é o Tripod. Este tipo de construção é muito parecido com o Hexapod, porém ao invés de seis hastes, o que movimenta o cabeçote são três trilhos ligados a este

também por juntas universais [38]. Um esquema deste conceito pode ser visto na Figura 2.9.

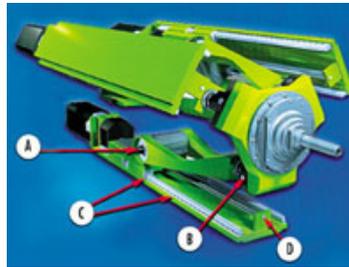


Figura 2.9 – Máquina Tripod. Três juntas (A) ligadas por um lado a um carro que corre em guias lineares (C) e é acionado por um fuso (D), e pelo outro ao cabeçote (B) [38].

2.1.2 Geração de trajetórias para o fresamento em 5-eixos

A programação CAM é um dos atuais pontos críticos do fresamento em 5-eixos. Os sistemas disponíveis comercialmente capazes de gerar programas para esta tecnologia ainda são muito dependentes da interação do homem, e geralmente carecem de flexibilidade [19, 39]. Por este motivo abundam publicações a esse respeito, nas quais novos métodos de geração de trajetórias, além de otimizações dos existentes, são sugeridos.

As trajetórias de ferramenta (*tool paths*) para o fresamento em 5-eixos simultâneos devem prover não só dados a respeito do caminho a ser seguido pela ferramenta, semelhante ao que ocorre na programação CAM para o fresamento em 3-eixos, como também devem informar a forma como o eixo da ferramenta deve se comportar. O objetivo principal ao executar estas tarefas é uma usinagem completa da peça a partir de programas NC livres de interferências de corte (*gouging*) e colisões.

Interferências de corte são contatos indesejados, de baixa intensidade, da ferramenta com a peça, que causam um leve dano na superfície usinada, podendo ser locais ou traseiras. As locais são aquelas provocadas pela parte da ferramenta que fica à frente quando a mesma está avançando. Já as traseiras são provocadas pela região oposta àquela onde se localiza o ponto de contato ferramenta-peça (Fig. 2.10). As colisões, por suas vezes, são choques entre a ferramenta, sua haste, ou seus dispositivos de fixação,

com a peça, os dispositivos de fixação da mesma, ou com algum componente da máquina [15, 19, 40, 41].

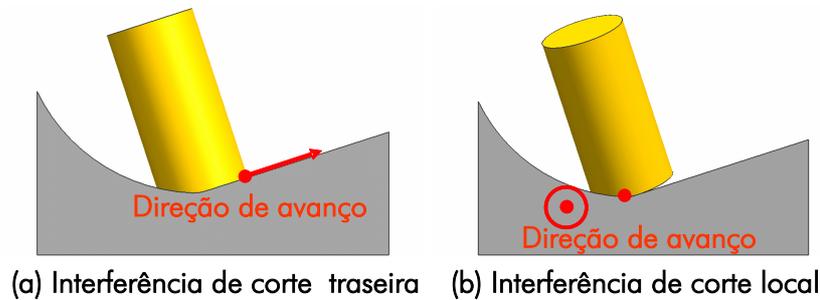


Figura 2.10 – Tipos de interferência de corte [19].

Portanto, para que as trajetórias atendam aos requisitos expostos, elas devem ser distribuídas de forma a varrer toda a superfície a ser usinada, e a ferramenta, ao percorrê-las, deve fazê-lo de forma a remover o máximo de material sem que haja interferências de corte ou colisões. Assim, a geração de trajetórias para o fresamento em 5-eixos, de maneira geral, pode ser dividida em dois passos [42].

O primeiro compreende a definição dos pontos de contato ferramenta-superfície (CC – *Cutter Contact*), seu seqüenciamento, e posterior conversão para os pontos de localização da ferramenta (CL – *Cutter Location*). Ou seja, corresponde à distribuição dos trajetos ao longo da superfície, e o sentido de avanço da ferramenta.

O segundo abrange a determinação da orientação do eixo da ferramenta. É esta etapa que define como a ferramenta deve ser inclinada com relação à peça, e conseqüentemente, qual a configuração dos eixos de rotação.

Para os sistemas CAM comerciais, e para vários métodos de geração acadêmicos, a primeira etapa é realizada utilizando-se métodos similares àqueles que se usam no cálculo de trajetórias para a usinagem em 3-eixos [42]. Várias são as alternativas, entretanto, com exceção de algumas propostas experimentais, estes podem ser classificados em três tipos [39, 43]:

- ✓ Isoparamétricos;
- ✓ Isoplanares ou APT;

✓ Métodos cartesianos.

No primeiro as trajetórias são geradas com base nas curvas u e v da superfície. Possui como vantagem uma relativa maior simplicidade matemática. No entanto, como o intervalo entre passadas adjacentes é constante no espaço paramétrico, no espaço tridimensional este pode diminuir ou aumentar, fazendo com que trajetórias redundantes sejam geradas com frequência.

Outra desvantagem é a alta dependência que estes métodos têm no que diz respeito ao modo de construção da superfície e de seu grau de discretização [43]. Peças que apresentem contornos complexos são frequentemente representadas por um conjunto de duas ou mais entidades geométricas, em que superfícies parametrizadas predefinidas, usualmente estão sujeitas às operações booleanas de apartamento (*trimming*) ou extensão (*extending*). Este tipo de manipulação implica, muitas vezes, em curvas de intersecção que não coincidem com as curvas isoparamétricas originais. Problema como este são causa constante de trajetórias inadequadas, que podem ser melhoradas caso o CAM tenha implementado rotinas eficientes de re-parametrização das mesmas [44]. Muitas vezes a única solução é a re-modelagem das superfícies.

Os métodos isoplanares geram trajetórias a partir de interseções entre a superfície a ser usinada e um conjunto de superfícies paralelas, superfícies-guia (*drive surfaces*), que a seccionam. Desabonam estes, a necessidade de intensa atividade matemática, além de não lidarem bem com conjuntos de superfícies [43].

Já os métodos cartesianos calculam os caminhos a serem percorridos pela ferramenta a partir de projeções de entidades geométricas sobre a superfície a ser usinada. Os métodos para altura de crista constante (*iso-scallop*) são uma variação deste grupo em que o cálculo leva em conta as curvaturas da superfície para definir a distância entre passadas adjacentes, de forma a gerar cristas sempre com a mesma altura [43].

Estes são os encontrados na maioria dos sistemas CAM para a geração de programas para a usinagem em 5-eixos. Suas vantagens residem em sua maior flexibilidade com relação aos padrões de movimentação ao longo da superfície, e no fato de lidarem melhor com as transições de superfícies [39].

Para a outra tarefa, a de orientar o eixo da ferramenta, também são vários os métodos encontrados na literatura. O aplicado em sistemas CAM disponíveis no mercado é o chamado método Sturz (*Sturz Method*) [23], ou método da ferramenta inclinada.

O método da ferramenta inclinada consiste em orientar a ferramenta com uma inclinação constante de seu eixo com relação ao vetor normal local da superfície. Dois ângulos podem ser definidos pelo programador, o ângulo de avanço β , na direção de avanço, e ângulo de ataque α , transversal a essa direção. A Figura 2.11 mostra as inclinações que podem ser programadas.

Quanto menores forem os ângulos, maior o risco de interferência de corte, mas em contrapartida, quanto maiores forem estes, maiores cristas serão geradas, aumentando a necessidade de passes adicionais [15, 23].

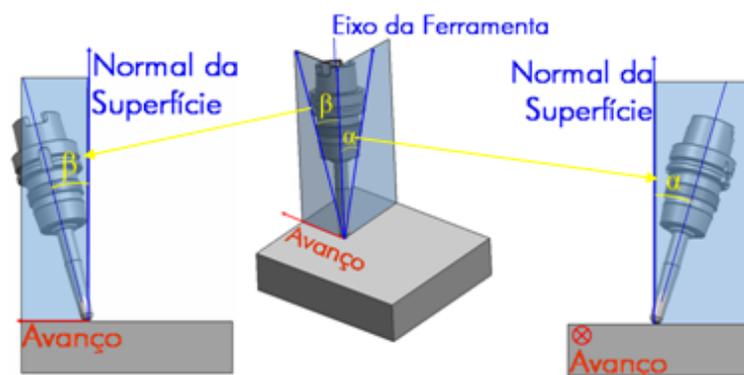


Figura 2.11 – Inclinações programáveis no método da ferramenta inclinada.

Embora tenha uma eficiência comprovadamente maior com relação à usinagem em 3-eixos, para superfícies complexas [19, 23], esse é um método de tentativa e erro, onde diversos ângulos são testados, até que se chegue na menor inclinação possível onde não ocorrerão interferências. Isto torna este processo muito dependente da interação do homem e da confiabilidade dos sistemas de simulação gráfica, já que interferências e colisões só podem ser identificadas visualmente através desses sistemas. É necessário verificar minuciosamente os caminhos de ferramenta e, se identificada alguma interferência, o programa deve ser refeito. Esses passos tornam a geração de programas morosa e as trajetórias geradas geralmente carecem de otimização [18, 19, 45].

Visando resolver esses problemas, outros métodos foram propostos. Estes abrangem desde funções matemáticas que calculam a inclinação da fresa de maneira que a forma de seu topo se adeqüe ao máximo ao contorno local da superfície, sem que haja interferência de corte ou colisão (métodos do eixo principal modificado, método de procura no *C-Space*, e método TOS [19, 23, 46]), até métodos onde a orientação é definida pelo contato ferramenta-peça em dois pontos (usinagem multi-ponto [23]), ou em que esta é dada pelo próprio programador através de um sistema tátil [45].

Otimizações ainda mais profundas são apresentadas por métodos que se valem de concepções diferenciadas de geração de trajetórias. Ao invés de seguir os dois passos convencionais, a distribuição e a orientação são definidas ponto a ponto baseando-se nas informações superficiais locais. O método do eixo principal (*Principal Axis Method – PAM*) e o dos campos potenciais de usinagem (*Machining Potential Field – MPF*) são exemplos de inovações.

No PAM a inclinação se dá na direção de máxima curvatura de maneira que a fresa se ajuste a esta, enquanto o avanço é efetuado na direção de mínima curvatura [23].

Já no MPF o objetivo buscado é sempre a máxima espessura de usinagem (EU). Para se obter a máxima EU, a ferramenta deve se adequar à superfície ao máximo sem que haja interferência. Quando esta muda sua direção de corte, a sua EU também é alterada no ponto em que ela está usinando. Assim as trajetórias do MPF representam a tendência global das direções ótimas de cortes locais baseada na geometria da peça, da ferramenta, na orientação da ferramenta e na tolerância definida. O resultado são trajetórias distribuídas aleatoriamente ao longo da superfície [39].

Podem ser encarados como métodos alternativos também os desenvolvidos para o fresamento periférico em 5-eixos simultâneos. Isto porque a distribuição de trajetórias e a orientação não se dão da forma tradicional. Sua aplicação é específica para superfícies regradas (*ruled surfaces*). Superfícies que são definidas por um segmento de reta cujas extremidades percorrem uma curva tridimensional (geratrizes) cada são chamadas regradas [47].

Considerando-se que a tangência de uma fresa de topo com um plano é descrita por um segmento de reta, e se as extremidades deste segmento forem guiadas pela geratriz

de uma superfície regradada, logo a superfície usinada corresponderá a esta. Este é o conceito deste tipo de método [47, 48, 19].

O fresamento periférico em 5-eixos também é conhecido como *swarf milling*, e pode ser aproximado pelo método da ferramenta inclinada se um ângulo α de 90° ou -90° for programado. Entretanto, embora vantagens como prevenção de interferências de corte e colisão já estejam inclusas na maioria dos métodos alternativos, estes ainda permanecem restritos aos ambientes acadêmicos, uma vez que fabricantes de sistemas CAM preferem o método Sturz por ele ser relativamente simples computacionalmente.

Outro fator a ser considerado na geração de trajetórias para o fresamento em 5-eixos é o tipo de interpolação que rege o movimento da ferramenta quando ela parte de um ponto para o subsequente.

Sistemas CAM geram as trajetórias em um sistema de coordenadas fixo na peça. Este é gerado com a pressuposição de que a ferramenta executará todos os movimentos. O algoritmo de geração determina a seqüência apropriada de CC's, e estes são então ligados por segmentos de reta (interpolação linear) que aproximam a superfície a ser usinada com uma determinada tolerância. A partir de então, todos os sistemas CAM calculam os CL's da ferramenta assumindo que o movimento entre dois CL's consecutivos é linear (linhas pontilhadas da Figura 2.12). Isto, no entanto, é apenas o caso para movimentos em 3 eixos lineares, se o movimento for em 5-eixos simultâneos, o caminho entre dois CL's é uma curva (linhas em cheio da Figura 2.12) [50].

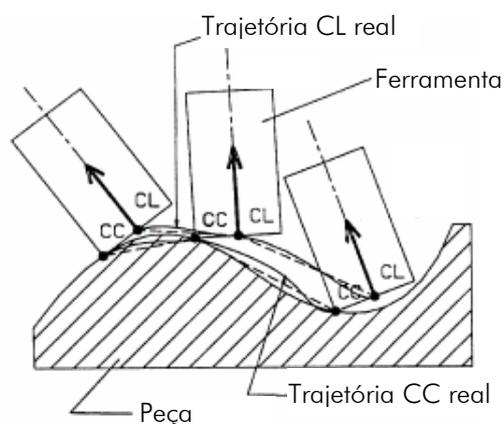


Figura 2.12 – Erro introduzido no fresamento em 5-eixos pela interpolação linear [50].

Como são os CL's os dados fornecidos para compor os programas NC, no momento da usinagem, quando a máquina realiza uma interpolação linear entre dois destes, o trajeto entre os CC's não mais ocorrerá como definido em sua geração, podendo inclusive vir a não respeitar as tolerâncias definidas. A curva em linha cheia que liga os CC's na Figura 2.12 ajuda a visualizar como a interpolação linear introduz um erro adicional à usinagem.

Como soluções, pode-se fazer com que este erro seja verificado e eliminado na etapa de pós-processamento, ou então aplicar alguma outra forma de interpolação. As interpolações polinomial e por NURBS surgem como alternativas, e inclusive já são compatíveis com CNC's comerciais para máquinas de 5-eixos. Os movimentos da ferramenta são descritos por duas curvas, uma que é percorrida pelo CL, curva 1 da Figura 2.13, e outra que descreve o movimento de um outro ponto situado no eixo da ferramenta, curva 2 da Figura 2.13. Este tipo de interpolação resulta em uma melhor qualidade da superfície e menores tempos de usinagem [31, 51, 52].

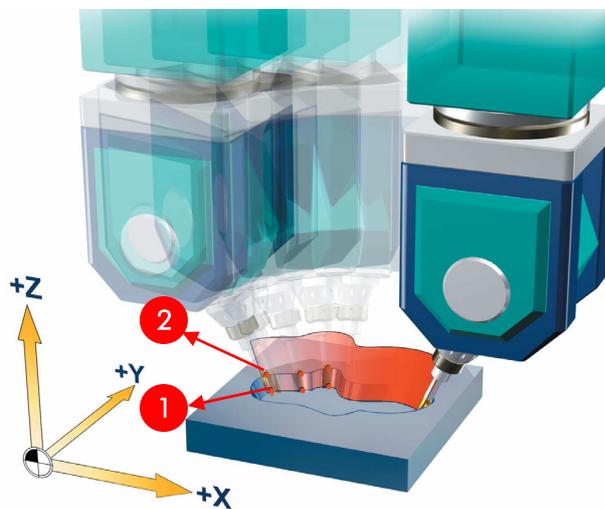


Figura 2.13 – Interpolação por NURBS, considerando a ponta da ferramenta (curva 1) e o eixo da mesma (curva 2) [31].

Importante também se observar que o fresamento em 5-eixos é aplicado predominantemente como um processo de acabamento. Inclusive dentre as publicações científicas, raras são as que tratam do desbaste, como nas referências [18, 47], e essas

são caracterizadas por não apresentarem experimentos práticos, e por desconsiderarem o volume de material que a ferramenta pode encontrar. O problema é tratado como se a mesma fosse usinar um material que não apresenta resistência, tornando arriscadas aplicações de trajetórias geradas por esses métodos.

2.1.3 Verificação e simulação de usinagem

Por se tratar de um processo de fabricação com cinemática muito complexa, resultado direto do aumento do número de GL entre ferramenta e peça, os movimentos ocorridos no fresamento em 5-eixos simultâneos não são de fácil entendimento. Isto, aliado ao fato já citado¹ dos algoritmos de geração de trajetórias utilizados pelos CAM comerciais não garantirem usinagens livres de interferências de corte e colisões, evidencia a crucial importância de uma etapa de verificação de trajetórias e simulação para o fresamento em 5-eixos simultâneos [18, 40].

Além de averiguar a ocorrência de violação de integridade da superfície, uma etapa satisfatória de verificação e simulação deve permitir que a coerência dos movimentos a serem realizados pela ferramenta seja analisada, que colisões sejam identificadas, e que, se possível, ainda forneça informações a respeito do material residual deixado em regiões não acabadas.

Sem esse controle, erros graves que podem danificar máquina, fuso, ferramenta e matéria-prima, perfeitamente comuns, não são eliminados, e uma redução de riscos só é possível com a ajuda de operadores experientes na usinagem de peças piloto (*try-outs*) [14]. Este procedimento é muito oneroso, pois não agrega valor ao produto, envolve dispêndios extras com material e ferramenta, e ainda ocupa tempo de máquina e operador. Assim, é oferecida não apenas a oportunidade de aumentar a segurança de processo, como também de enxugar custos e de uma otimização iterativa dos programas de usinagem.

As verificações de trajetórias podem variar entre simples averiguação de interferências, exibição gráfica dos movimentos da ferramenta, e simulação da remoção de material pela fresa [53].

¹ Item 2.1.2.

O primeiro tipo consiste apenas em cálculos matemáticos, sem representação visual, na qual a existência de invasões da superfície pela ferramenta é identificada. Porém, nos CAM comerciais, esta função muitas vezes não é eficiente, ou até não é aplicável, para a usinagem multi-eixos.

A coerência dos movimentos da fresa com o pretendido pelo programador, e uma análise primária da adequação da estratégia escolhida são fatores que podem ser observados com a exibição gráfica das trajetórias. Estas são dispostas na tela representadas por linhas. Aos diferentes tipos de movimentos, como de corte, entradas e saídas, e deslocamentos em velocidade rápida (G0), são atribuídos cores e tracejados distintos. Pode-se ainda fazer com que um modelo da ferramenta percorra estas linhas, permitindo a obtenção de mais informações. Entretanto, problemas de invasão da peça nem sempre podem ser identificados, salvo em poucas oportunidades, com minuciosa observação por parte do programador ou em casos muito evidentes.

A verificação por simulação de remoção de material consiste em uma animação do percurso da ferramenta com a remoção progressiva de material do modelo da peça bruta. É permitido, além de análises semelhantes às do tipo anterior, reconhecer regiões da peça onde ocorreram violações de integridade, ou onde a mesma ainda está inacabada. Erros na escolha da ferramenta, de movimentos de ajuste, como entradas em cheio, ou de seleção de parâmetros como a inclinação da ferramenta, também são passíveis de identificação [14]. Deve possibilitar também comparações entre o modelo gerado após a remoção gráfica de material com o modelo CAD original [54].

Uma imagem gerada durante uma etapa de verificação como a última pode ser vista na Figura 2.14.

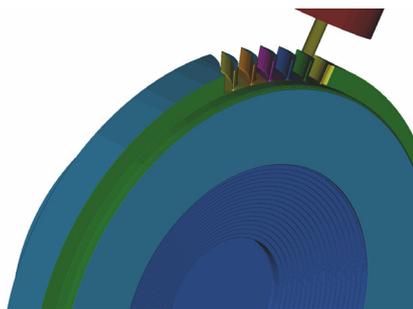


Figura 2.14 – Verificação de uma operação de desbaste em 3-eixos.

Vários são os métodos para desempenhar as funções deste tipo de verificação. Assim como para a geração de trajetórias, eles variam de acordo com os fabricantes de sistemas CAM, e também há propostas acadêmicas de novos métodos ou de otimização dos existentes [53, 54, 55, 56]. Os métodos existentes podem ser classificados em três tipos [56]. Métodos baseados em vistas, em modelos sólidos e em vetores discretos.

Os métodos baseados em modelos sólidos realizam a simulação pela subtração booleana do volume varrido pela ferramenta ao percorrer uma trajetória. São considerados os melhores, do ponto de vista da precisão e fidelidade com relação ao processo real. São também os pioneiros. Porém seus custos computacionais são impeditivos, pois cresce com a quarta potência do número de movimentos. Estima-se que um programa para se usinar uma superfície complexa média tenha cerca de dez mil pontos [54, 55].

Já os métodos baseados em vetores discretos são considerados de simulação aproximada, e foram concebidos para contornar o problema com as altas exigências computacionais. A peça é representada por um modelo de vetores discretos (DVM – *discrete vector model*), ou seja, por uma malha de pontos, cada qual com um vetor de direção associado, freqüentemente a normal da superfície naquele ponto, que se estendem até o contorno da peça bruta. Os vetores têm então seu comprimento modificado pelo volume delimitado pela ferramenta em movimento. Possuem uma estrutura de dados simples e boa capacidade de representação de forma, análises numéricas e tempo de cálculo [55, 56].

Os métodos mais empregados em módulos de verificação de sistemas CAM são os baseados em vistas, cujos algoritmos mais comuns são o *z-buffer* e o *z-buffer* estendido [56]. Nestes, o volume varrido pela fresa é subtraído booleanamente de vetores associados aos pixels da imagem da vista em que a simulação será executada. As desvantagens destes métodos é que eles basicamente geram uma imagem e, portanto falhas em regiões não visíveis da peça não são identificadas, necessitando de um total recálculo para novas vistas [56].

Por outro lado, uma de suas vantagens é que eles são os mais precisos na determinação de quanto material é removido em cada passada, o que os tornam

adequados a otimizações de avanço. Mas a sua predileção se deve principalmente a suas simplicidade matemática e capacidades de rápida demonstração e fácil animação [53].

O cálculo do volume varrido pela ferramenta em movimento de corte, ou volume açambarcado (*swept volume*), utilizado nas simulações para verificação de trajetórias, também é cerne de alguns artigos encontrados, e melhores descrições de como isto é abordado podem ser encontrados em [24, 57, 58].

No entanto, o nível de informações obtidas com essas verificações, embora satisfatório para uma usinagem em 3-eixos, é insuficiente para o fresamento em 5-eixos simultâneos. Neste processo, o número de componentes em movimento pode ser muito maior e a orientação do fuso em relação à peça e dispositivos da máquina não é mais constante.

Para realmente garantir a segurança do processo, e assegurar que os componentes da máquina, assim como a ferramenta e sua fixação, não irão colidir com a peça, sua fixação ou outras partes da máquina, um ambiente virtual contendo representações de todos os elementos que estão presentes no espaço de trabalho faz-se necessário. Esta é a função da simulação dos programas CN [15, 18, 40].

Um dos maiores embaraços desta etapa é a necessidade da modelagem de todos os elementos citados no parágrafo anterior e de montagem do ambiente de simulação, o que requer um trabalho considerável do usuário.

Os componentes da máquina devem ser montados virtualmente, e suas relações cinemáticas devem ser estabelecidas. Depois os sistemas de fixação, a ferramenta e a peça devem ser incluídos, identificados, e posicionados nesse modelo. Por fim, o arquivo CL deve ser pós-processado² para gerar as linhas de comando de movimento dos eixos.

A Figura 2.15 apresenta uma imagem captada durante uma simulação de usinagem na qual podem ser divisados os componentes da máquina, a peça e a ferramenta, com suas respectivas fixações.

Simulações de usinagem são caracterizadas por sua lentidão, já que além da inclusão da etapa de pós-processamento, muito mais componentes estão envolvidos. Por esse motivo elas devem se limitar à representação do estritamente necessário. Sempre

² Mais informações a respeito de pós-processamento no Item 2.1.4.

que possível, o programador deve evitar detalhamentos dos modelos geométricos que não acrescentarão informações relevantes à simulação, já que isto implicaria em acréscimos desnecessários ao tempo de simulação. Aproximações das formas dos componentes a formas primitivas, como cilindros, esferas e cubos, na maioria das oportunidades, são o suficiente [14].

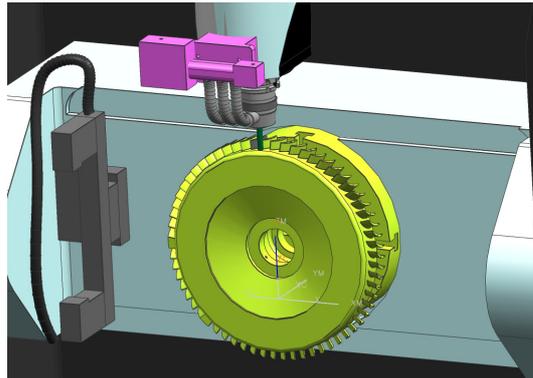


Figura 2.15 – Imagem da etapa de simulação gráfica dos movimentos de máquina no fresamento em 5-eixos.

Outro problema é o fato da interação dos módulos de simulação com os sistemas CAM ainda ser limitada. Os modelos geométricos necessários para a maioria dos algoritmos de verificação são malhas de triângulo 3D. Desta forma os arquivos CAD têm de ser convertidos para que esta etapa aconteça, e isso nem sempre ocorre com a precisão necessária, e muitas vezes requer correções para falhas no fechamento entre superfícies do modelo (*gaps*) e triângulos invertidos [53].

2.1.4 Pós-processamento

Após as trajetórias estarem geradas, e terem transposto as fases de verificação e simulação com seus eventuais problemas já corrigidos, o próximo passo é o pós-processamento.

Os sistemas CAM geram as trajetórias de fresamento a partir de um sistema de coordenadas (SC) fixo à peça, considerando-a estacionária, partindo do pressuposto de que todos os movimentos são executados pela ferramenta, e ainda, sem levar em conta a máquina e o CNC com os quais a usinagem será realizada [30, 50, 51]. Portanto, é

necessária uma “tradução” dos dados gerados pelo CAM em instruções de movimentos dos cinco eixos da máquina, em uma linguagem que esta compreenda. A essa “tradução” dá-se o nome de transformação cinemática inversa (*inverse kinematics transformation*), e este processo depende primordialmente do tipo da máquina³ a ser usada.

De acordo com a interpolação da trajetória aplicada, o CAM gera, ou uma seqüência de pontos (X_p , Y_p e Z_p), com seus respectivos vetores de direção (i , j , k), a serem ligados por segmentos de reta, no caso da interpolação linear, ou um conjunto de pares de curvas polinomiais ($T(w)$), como ocorre com a interpolação polinomial. A partir de então, para máquinas de cinematismo seriado, a transformação destas informações em movimentos de eixos (X_M , Y_M , Z_M , A , C)⁴ podem ser realizadas tanto por um aplicativo computacional dedicado a esta função chamado pós-processador, quanto pelo CNC da máquina. Isto resulta em três possíveis modos de implementação desta etapa [51], como pode-se ver pela Figura 2.16.

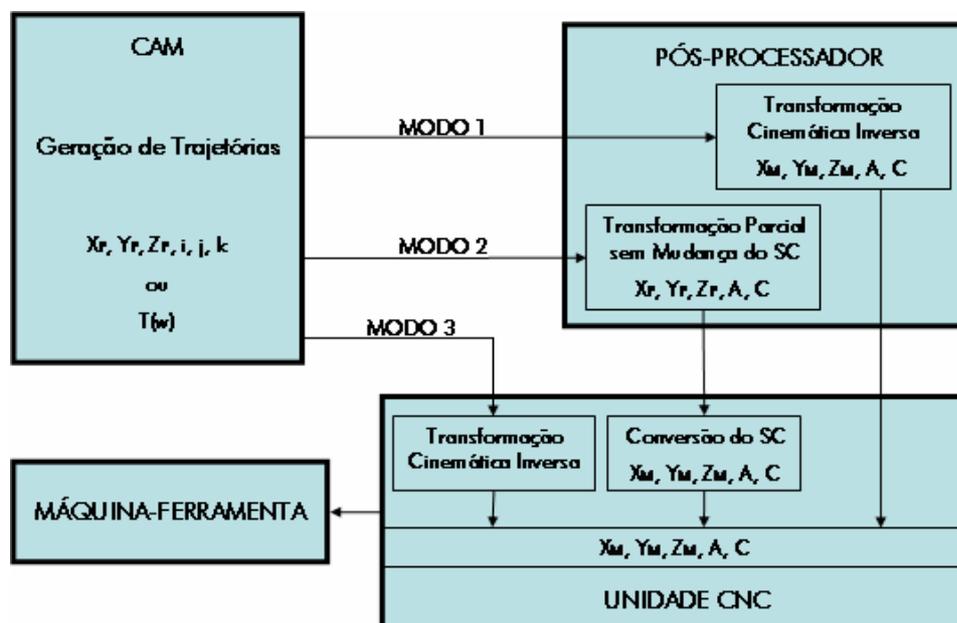


Figura 2.16 – Fluxo de dados do CAM até a usinagem, com os três possíveis modos de conversão de trajetórias de ferramenta em movimentos dos eixos da máquina.

³ Os tipos existentes de máquinas de 5-eixos são apresentados no Item 2.1.1.

⁴ Os eixos A e C neste exemplo são meramente ilustrativos e podem ser substituídos neste trecho do texto por qualquer outra combinação de eixos rotatórios, como A e B, ou B e C.

No modo 1 toda a transformação cinemática inversa é realizada pelo pós-processador. No 2, parte da transformação é feita pelo pós-processador, a que se refere aos movimentos dos eixos de rotação, e parte pelo próprio CNC da máquina, que faz a conversão para o SC da máquina, sendo portanto um modo híbrido. Por fim, no modo 3, todo o processamento é feito pelo CNC da máquina em tempo real.

Visando possibilitar uma melhor comparação entre os modos é importante citar que, para cada variação de orientação da ferramenta resultam movimentos dos eixos de rotação, e estes, por suas vezes, implicam em movimentos de correção dos eixos lineares gerados com o intuito de garantir o posicionamento da ponta da ferramenta no CL definido pelo CAM.

Assim para uma conversão que siga o primeiro modo, é necessário um pós-processador com a modelagem de toda a cadeia cinemática da máquina a ser utilizada, com os limites dos eixos, pontos de pivotação dos eixos de rotação e localização do SC da máquina definidos. Além disso, a cada mudança de posição da peça dentro da máquina, ou de balanço de ferramenta, um novo pós-processamento é requerido. Isto torna este processo muito dependente de configurações de trabalho específicas, tornando este modo quase inviável, justificando sua raridade.

Por outro lado, se for levado em conta que as informações referentes à construção da máquina já estão contidas no CNC desta, pois disto depende sua implementação, e que na maioria das vezes em que uma peça e uma ferramenta são montadas, o posicionamento da primeira e o comprimento da segunda são inseridos no comando, o mais lógico seria o uso do terceiro modo, com a transmissão direta da seqüência dos CL e orientações para o CNC.

Ao poupar o uso de um pós-processador, faz-se com que as informações de contorno da peça cheguem diretamente ao comando, possibilitando uma maior fidelidade à trajetória de ferramenta. Outra vantagem é a de que isto torna os programas NC independentes de máquina, podendo ser aplicados em qualquer uma, e de qualquer tipo, contanto que seu CNC seja capaz de processar aquela linguagem [31, 51]. Este é o caso de comandos como o Sinumerik 840D, da Siemens, e os TNC 426B e 430, da Heidenhain, que através da ativação das funções TRAORI e M128, respectivamente, executam a usinagem vetorial em 5-eixos, como é conhecida em alguns lugares [31, 59].

Entretanto, a maioria dos comandos não é capaz de fazê-lo, o que torna os pós-processadores do modo 2 os mais comuns, relegando as aplicações do primeiro modo apenas a situações em que a capacidade de processamento do CNC não consegue lidar com um grande volume de cálculo.

É importante salientar também que para o fresamento em 5-eixos simultâneos por interpolação polinomial, o único modo possível é o 3. Mas mesmo para este caso, como para o da usinagem vetorial, os pós-processadores não são totalmente dispensáveis, apenas não é necessário que eles calculem as transformações cinemáticas inversas. As necessidades de se inserir um cabeçalho, chamar uma ferramenta, ativar funções específicas, e descrever pontos, vetores e curvas da maneira requerida pelo comando, exigem um pós-processador.

Freqüentemente, é atribuída também à etapa de pós-processamento a solução de problemas relativos a características construtivas das máquinas, ou de precisão de forma. O erro introduzido pela aplicação da interpolação linear no fresamento em 5-eixos simultâneos, por exemplo, citado em seção anterior⁵, pode ser corrigido nesta etapa. A trajetória segmentada é comparada com a equação paramétrica da trajetória original, e quando esta a extrapola além da tolerância definida, pontos intermediários são incluídos até que isso não mais ocorra [50, 51].

Com relação às características construtivas da máquina há os problemas conhecidos como reversão de fase e singularidade. A maioria das máquinas de 5-eixos tem limites de rotação assimétricos em torno de um dos eixos de rotação. Assim, quando uma orientação faz com que este limite seja atingido, o pós-processador orienta a ferramenta, ou a peça, na posição conjugada. Esta operação descontínua da máquina, visando o prosseguimento de uma trajetória contínua, constitui o fenômeno chamado reversão de fase. Na transição de uma posição para a conjugada, podem acontecer problemas inesperados como colisões entre ferramenta e peça [30].

Tomando-se como exemplo uma máquina com os eixos de rotação dispostos na mesa. Quando esta atinge seu limite de inclinação (eixo A) durante a usinagem, o pós-processador irá calcular a orientação conjugada, ou seja, a outra combinação possível de rotação do eixo C e inclinação do eixo A que forneça a mesma orientação

⁵ Item 2.1.2.

ferramenta-peça. Durante esse processo, enquanto a mesa gira e inclina para atingir a nova orientação, a ferramenta se move linearmente para a nova posição, o que pode incorrer em colisão, sem contar com o fato de que reversões de fase costumam consumir tempo, exigir dinamicamente dos eixos lineares, além de resultarem em má qualidade superficial. Jung *et al.* [30] propõem uma rotina de movimentos de segurança que devem ser executados sempre que depara-se com reversões de fase.

Outra situação que pode exigir reversão de fase é a transgressão dos limites dos eixos lineares durante a execução dos movimentos de correção, citados há pouco. Quando isto ocorre, a orientação desejada não pode ser atingida e, portanto, uma reversão de fase é exigida.

As singularidades são situações nas quais o fuso e um dos eixos de rotação se posicionam coaxialmente. Nestes casos, do ponto de vista matemático, há infinitas posições para o eixo de rotação, uma vez que a orientação se torna momentaneamente independente deste eixo. Assim, quando a ferramenta se aproxima destas posições singulares, um comportamento imprevisível pode ocorrer. A orientação pode mudar abruptamente, e movimentos incoerentes e rápidos dos eixos de rotação, acompanhados de grandes movimentos de correção dos eixos lineares e reduções da velocidade de avanço são observados [15, 51].

Affouard *et al.* [51] afirmam que algumas soluções para este problema foram desenvolvidas para serem executadas na etapa de pós-processamento. Nestas, quando a ferramenta se aproxima de uma posição singular, ela é forçada a passar por aquele ponto, segundo uma trajetória definida, e com uma redução da velocidade de avanço. Porém eles dizem que esta não é uma alternativa satisfatória, e propõem um algoritmo a ser executado na etapa de geração de trajetória, que iterativamente a deforma até que a circunvizinhança da singularidade seja evitada.

Outra alternativa, citada por Altmüller [15], é fixar a peça levando em consideração sua geometria e a trajetória gerada, de forma que a ferramenta não passe por estas regiões de instabilidade.

Pós-processadores comuns para a maioria das máquinas existentes no mercado são geralmente cedidos pelos fornecedores de sistemas CAM. Porém, estes normalmente necessitam de ajustes e otimizações [30].

2.1.5 Condições de contato ferramenta-peça

Conhecer as condições de contato é de fundamental importância para a determinação dos dados de corte a serem inseridos nos programas gerados no CAM. Se levadas em conta isoladamente, servem de fundamento para a definição de parâmetros que vão levar à qualidade de superfície desejada. Associar esse conhecimento a informações sobre o material a ser usinado permite, além de aprimorar a previsão da rugosidade das superfícies usinadas, determinar as cargas às quais a ferramenta está sujeita, sendo importante para a escolha de parâmetros que não levem a sobrecargas da mesma.

Como o acabamento é o cerne deste estudo, a análise das condições de contato visando a qualidade de superfície requerida com a rugosidade pretendida será focada.

De maneira geral, para o fresamento, a escolha da penetração de trabalho a_e , e do avanço por dente f_z , com base em uma rugosidade pretendida, é feita levando-se em conta uma situação ideal de corte. Nesta, o acabamento de uma superfície seria definido pela interseção dos sulcos deixados pela fresa na peça, tornando-o função exclusiva das características geométricas da ferramenta, de sua orientação e dos parâmetros citados.

Com esta aproximação do processo real, onde fatores como material de peça e ferramenta e rigidez de todo o sistema não são levados em consideração, calcula-se o parâmetro conhecido por rugosidade teórica, R_{th} , ou cinemática. O quadro da Figura 2.17 apresenta as equações para o cálculo desta na direção perpendicular à de avanço, para os três tipos de fresas de topo, como proposto por Zander *apud* Gomes [26].

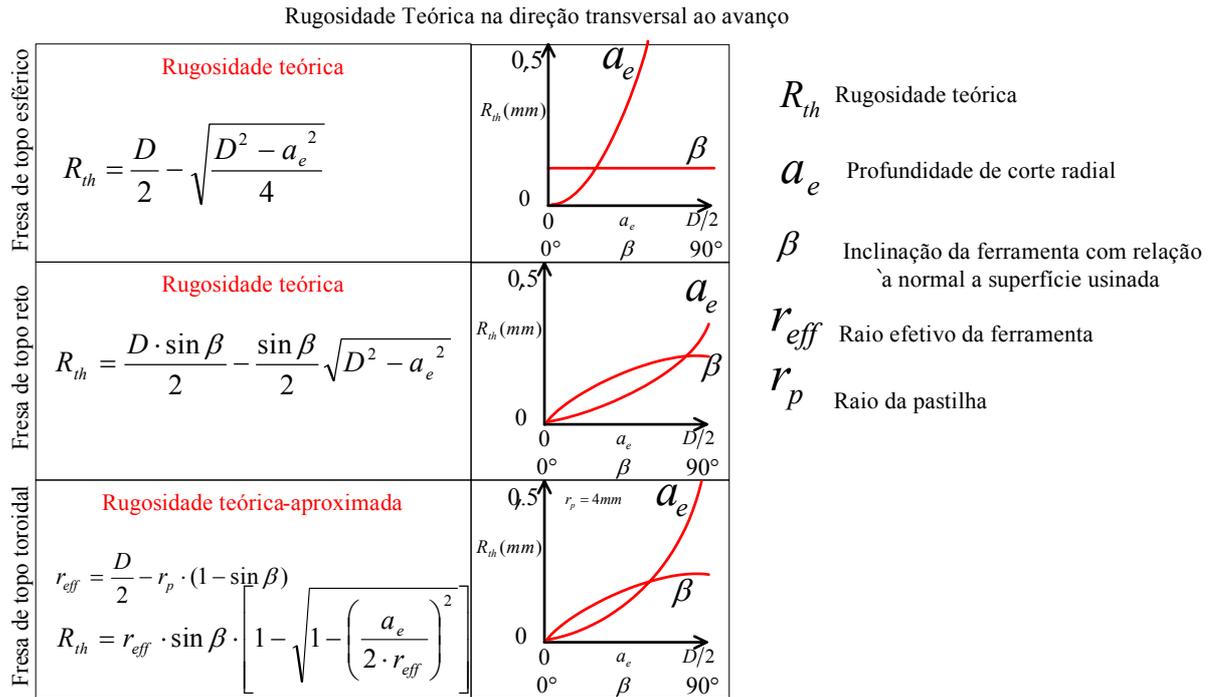


Figura 2.17 – Rugosidade teórica R_{th} na direção transversal ao avanço.

A R_{th} na direção paralela ao avanço, por sua vez, é dada pelas equações apresentadas no quadro da Figura 2.18 [26].

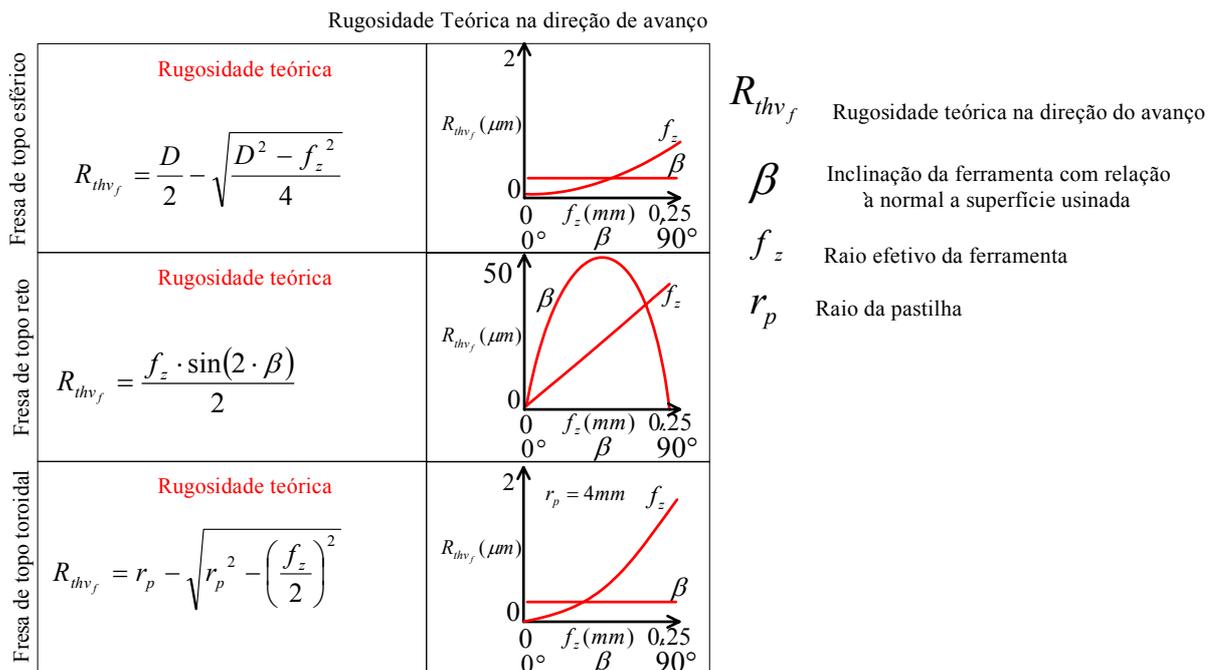


Figura 2.18 – Rugosidade teórica R_{thvf} na direção paralela ao avanço.

Aumentos de a_e e f_z sempre resultam em piora no acabamento, como pode ser visto em ambas as figuras. Mas isso também pode ocorrer com o aumento da inclinação da haste da ferramenta em relação à normal da superfície β , fresas de topo toroidal e reto. Isso se deve à mudança da geratriz, ou seja, da silhueta da projeção da forma da fresa no plano perpendicular à direção de avanço [15].

A rugosidade cinemática sempre é maior na prática, independente do processo observado, porém fornece uma boa referência para o ajuste dos parâmetros citados.

Como para superfícies complexas o β varia constantemente, o a_e e f_z devem mudar da mesma forma para possibilitar uma rugosidade uniforme. Isto, porém, nem sempre é possível, o que leva a um subdimensionamento desses parâmetros. Isto não ocorre para o fresamento em 5-eixos simultâneos pelo método da ferramenta inclinada, uma vez que nele tem-se a oportunidade de manter uma inclinação constante. Assim, uma vez definido o β a ser programado, basta definir os outros dois parâmetros em função da R_{th} .

Por sua vez, a inclinação da haste da ferramenta, com relação à normal da superfície, na direção de avanço β , deve ser definida de forma a prover a melhor adequação ao contorno possível. Um β muito baixo pode causar uma invasão na peça; em compensação, se este for muito alto a produtividade será prejudicada, uma vez que a espessura de corte diminui.

Marciniak *apud* Altmüller [15] calculou o β mínimo, para uma determinada curvatura local, para o qual garante-se que não ocorrerão danos à integridade de forma da peça:

$$\beta_{min} = \arcsen\left(\frac{D/2 - r_p}{\rho - r_p}\right) \quad (2.1)$$

onde D é o diâmetro e r_p é o raio de quina da fresa, e ρ é o raio de curvatura da superfície. Portanto, curvaturas mais côncavas (menor ρ), necessitam de maior β , e com isso menor a_e , resultando em maiores tempos de usinagem.

Mas, raros são os casos em que geometrias reais possuem curvaturas e raios de contorno constantes, de forma que um ajuste contínuo de β seria necessário. Essa funcionalidade, no entanto, não está disponível de maneira satisfatória em sistemas CAM comerciais. Assim o β mínimo para o menor raio côncavo deve ser programado, o que inevitavelmente incorre em superestimativas para algumas regiões. O melhor a se fazer

neste caso, é escolher regiões de superfície com topografia semelhante, e usiná-las com o β mínimo local [15].

Embora tenha também efeito modificador na geratriz de fresas de topo toroidal e reto, a inclinação α só é modificada em ocasiões em que a acessibilidade global está restrita.

Para fresas de topo esférico não há mudança de geratriz, e por isso não há como melhorar a adequação ou a produtividade apenas com a inclinação das mesmas. Por essa razão se preferem as fresas de topo toroidal, uma vez que para um mesmo diâmetro tem-se a possibilidade de maior remoção de material [15].

2.1.6 Ciclo de implementação de trajetórias para o fresamento em 5-eixos simultâneos

Com as principais características do processo delineadas, pode-se entender melhor o fluxo de dados no fresamento em 5-eixos simultâneo, apresentado na Figura 2.3, e novos detalhes e relações entre as etapas devem ser considerados.

Assim, com base nos passos gerais para o fresamento assistido por computador definidos por Volpato *apud* Cavalheiro [43], e na seqüência de desenvolvimento de programas CN de Wülbeck [14], foi concebido o ciclo de implementação de trajetórias de ferramenta para o fresamento em 5-eixos simultâneos. A Figura 2.19 o expõe em forma de fluxograma.

De posse do modelo importado do CAD, o primeiro passo é definir qual a seqüência de operações de fresamento, e respectivas ferramentas, necessária para se partir da peça bruta e chegar na peça final representada por aquele modelo.

Com isso, no segundo passo, são definidas quais as superfícies que deverão ser usinadas em 5-eixos simultâneos, e com base nisso pode-se determinar a possibilidade de se gerar trajetórias a partir das superfícies disponíveis.

O fresamento em 5-eixos simultâneos estabelece fortes requisitos de qualidade da geometria CAD original. Além de informações limpas sobre a superfície para o posicionamento da fresa, é necessário que os vetores normais da superfície estejam apontando para o lado correto, e que não haja variações abruptas de curvatura, para um direcionamento coerente da ferramenta.

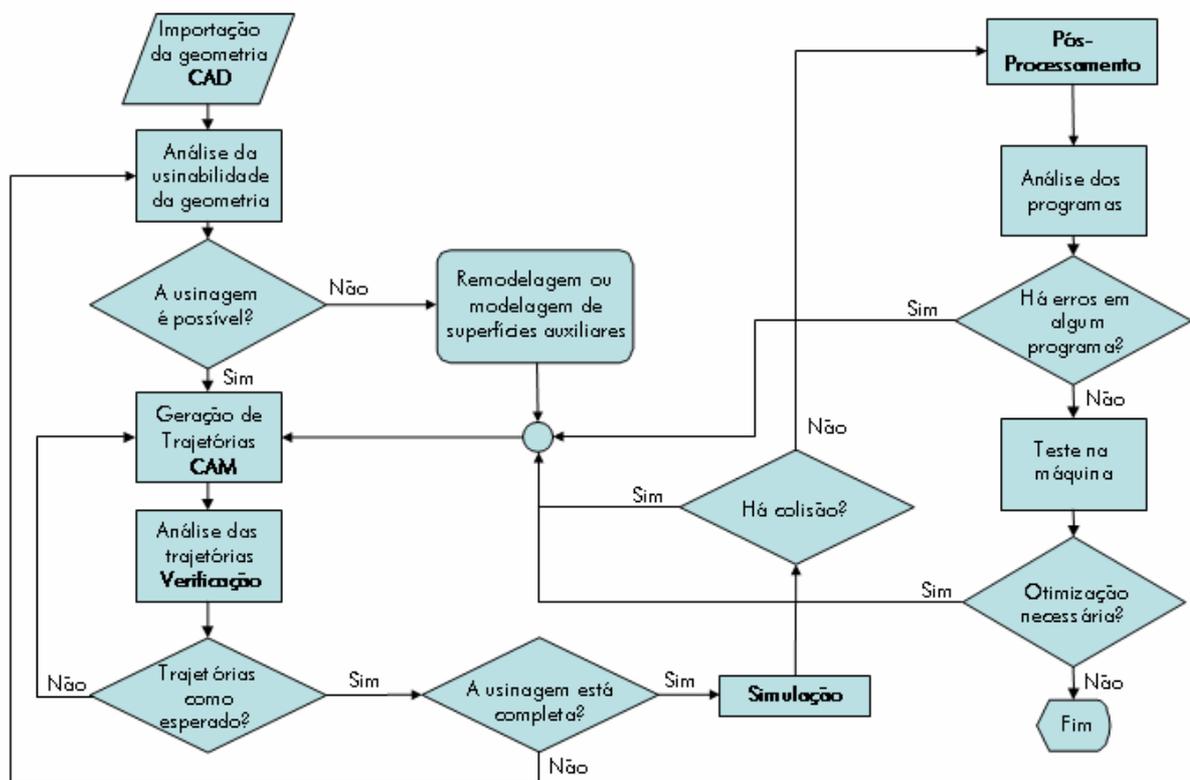


Figura 2.19 – Ciclo de implementação de trajetórias de ferramenta para o fresamento em 5-eixos simultâneos.

Em função da representação interna da geometria no sistema CAD, da procedência dos dados ou de erros de importação do arquivo, os dados da geometria podem já ser causa de incorreções nos programas NC. Além disso violações de contorno podem ser ocasionados por posicionamentos e direcionamentos incorretos da fresa [15].

Violações também são comuns em transições de superfícies, por problemas de tangência, e em geometrias que apresentem superfícies aparadas, ou descontinuidade entre superfícies, que podem inclusive causar colisões devido a uma desorientação momentânea da ferramenta [9].

Portanto, pode ser necessário que superfícies auxiliares sejam modeladas, ou até algumas do próprio modelo necessitem de completa remodelagem, para que o fresamento multi-eixos seja possível.

Transposta esta fase, as trajetórias devem ser geradas. O padrão de movimentação é definido, e em seguida os parâmetros para a geração da trajetória são determinados de

acordo com o estudo das condições de contato ferramenta-peça, e com o material a ser usinado. O objetivo é uma estratégia que usine a superfície por completo, no menor tempo, que garanta a integridade do contorno, e gere a rugosidade requerida. A relação destes parâmetros com este objetivo é melhor tratada na seção 2.1.5. Já as melhores condições para se usinar o material em estudo, TiAl6V4, são abordadas no item 2.2.

Passa-se então à etapa de verificação onde a trajetória é validada. Transcorrendo-a sem problemas, ainda é necessária uma simulação para checar a existência de colisão.

Na seqüência é feito o pós-processamento, os programas NC são analisados para a identificação de erros grosseiros, para enfim proceder-se à usinagem.

É prudente ainda que a primeira usinagem do programa NC seja feita com cautela, e que seus movimentos sejam observados para se identificar possíveis otimizações. Só após percorrer todas essas etapas, uma trajetória pode ser considerada adequada para o fresamento em 5-eixos simultâneos.

2.2 Usinagem de ligas de titânio

O titânio e suas ligas são materiais cujas propriedades físicas e mecânicas permitem que componentes fabricados a partir destes possam operar em ambientes hostis, e com severas exigências de confiabilidade e redução de massa.

Estes materiais são empregados principalmente nas indústrias aeronáutica e aeroespacial. Primordialmente pelo fato de aliarem uma alta resistência mecânica a uma baixa densidade ($d_{Ti} \approx 0,6 \cdot d_{Aço}$), o que os confere um excelente valor estrutural, qualidades complementadas por mais duas de semelhante importância, que são sua capacidade de manter essa boa resistência a elevadas temperaturas (a até cerca de 500°C), e sua boa resistência à fadiga, tornando-os ideais para peças de propulsores de aeronaves [60, 61].

Com relação aos aços, as ligas de titânio têm boas propriedades mecânicas, no entanto sua condutividade térmica, que é de cerca de 7 W/mK, é quase sete vezes menor que a dos aços em geral. Isso ocorre porque, embora o calor específico do titânio seja maior do que o do aço, seu calor específico volumétrico é menor devido à sua reduzida massa específica [61, 62].

Outra grande vantagem que essa classe de materiais apresenta é a possibilidade de suas propriedades mecânicas e usinabilidade serem modificadas e cuidadosamente controladas através de adição de elementos de liga e, em alguns casos, por tratamento térmico [63].

Em turbinas, ligas de titânio são utilizadas nos compressores de alta e baixa pressão e em componentes sujeitos a altos carregamentos centrífugos como rotores e pás. Atualmente, correspondem a 30% da massa total das turbinas em aviões comerciais e a 40% em aviões militares [64, 65, 66, 67].

Mas, seu uso também se dá em outros segmentos, como o químico, petroquímico e naval, para os quais o titânio se mostra atraente devido à sua ótima resistência à corrosão, assim como no campo da biomedicina, em próteses e instrumentos, que são beneficiados por sua biocompatibilidade e boas propriedades criogênicas [60, 61, 65, 66]. No ramo de geração de energia, este material é usado em turbinas a gás e a vapor, e as observações feitas acima, para os propulsores aeronáuticos, têm aqui o mesmo valor.

No entanto, apesar do vasto uso e produção do titânio, ele é caro com relação aos aços, devido à complexidade do seu processo de extração, dificuldade de fusão e problemas que apresenta durante a fabricação. Por outro lado, as vidas de operação mais longas e operações mais econômicas de equipamentos contrabalanceiam os altos custos de produção [61].

2.2.1 Titânio e suas ligas

O titânio puro no estado sólido pode apresentar dois tipos de estruturas, a hexagonal compacta (hcp) conhecida por α , ou fase α , que ocorre à temperatura ambiente, e a cúbica de corpo centrado (ccc) chamada β , ou fase β , que surge de uma transformação alotrópica da primeira sucedida quando a temperatura atinge 882,5°C [61, 65, 68]. Porém, com a adição de determinados elementos de liga essa temperatura de transformação pode ser elevada, com a presença dos ditos estabilizantes α , ou reduzida, pelos estabilizantes β . É de acordo com a presença e o teor destes elementos, que as ligas de titânio são classificadas nos quatro grupos descritos nos parágrafos seguintes.

Al, O, N, C, Sn e Zr elevam o ponto de transformação e estabilizam a fase α , assim, ligas que possuam principalmente esses elementos estão incluídas no grupo das ligas α . Estas são caracterizadas por uma excelente resistência à deformação por fluência (*creep*), e suas principais aplicações se dão em ambientes altamente corrosivos ou em criogenia, onde há temperaturas muito baixas. Não são termicamente tratáveis, e por isso sua soldabilidade é considerada ótima [61, 68]. São exemplos deste grupo o TiAl5Sn2,5, TiAl8MoV (Ti-8-1-1) e o TiAl6Sn2Zr4Mo2 (Ti-6-2-4-2S) [65].

Provocam o efeito contrário, ou seja, diminuem a temperatura de transição α - β adições de V, Mo, Cr, Mn, Fe, Cu e Si, estabilizando a fase β . Por isso, às ligas que contenham predominantemente estes elementos refere-se por ligas β . O aumento do teor destes levam também a um aumento da suscetibilidade ao endurecimento e ao encruamento, e da densidade. São propriedades marcantes deste grupo uma alta resistência à corrosão sob tensão, e boas forjabilidade e conformabilidade a frio. Ideais para componentes sujeitos a altas tensões, têm a vantagem de poderem ser tratadas termicamente para aumento de resistência. Ti-3Al-8V-6Cr-4Mo-4Zr, Ti-10V-2Fe-3Al (Ti-10-2-3), TiV8Fe5Al e TiV3Cr11Al3 fazem parte deste grupo. O aumento geral nos níveis de resistência associada ao conteúdo crescente do teor de liga, e ao aumento de fase β resultam na piora da usinabilidade já ruim [61, 65, 67, 68].

Ligas que contenham elementos que estabilizem ambas as fases estão incluídas no grupo das ligas α - β , e sua microestrutura à temperatura ambiente é uma mistura das duas. Possuem maior resistência mecânica que as ligas α , e resistência à corrosão superior à das ligas de alumínio e aços de baixa liga, e por isso são preferidas com relação aos aços na maioria das aplicações das indústrias aeronáutica e espacial, áreas em que as ligas em questão são mais empregadas. Têm uma boa combinação de propriedades, adequadas a usos em que haja a necessidade de boa resistência, e que garantem um melhor desempenho na faixa de 315 a 400°C, por isso servem de matéria-prima para discos de compressores, carcaças e componentes complexos de turbinas a gás. Ligas com alto teor de estabilizantes beta mostram maior capacidade de endurecimento, o que as torna menos atrativas para a fabricação de componentes onde juntas soldadas são requeridas. São exemplos de ligas α - β a Ti-6Al-4V (Ti-6-4) e a Ti-6Al-2Sn (Ti-6-6-2) [61, 65, 68].

O quarto e último grupo é o do titânio puro, ou não ligado, contendo os materiais compostos quase totalmente de titânio com adições de O, Fe, C e N em pequenas quantidades. Sua resistência à corrosão é considerada excelente, podendo ainda ser aumentada com a inclusão do paládio em sua composição em um nível de até 0,2%. No entanto, sua resistência mecânica é baixa; porém, um aumento desta pode ser obtido pelo aumento do teor de O e Fe. Assim como as ligas α , são utilizadas principalmente para aplicações criogênicas ou que necessitem de resistência à corrosão [61, 65, 68].

Alguns autores ainda acrescentam mais um grupo na classificação das ligas de titânio, o grupo das semi- α (*near- α*). Estes as definem como sendo ligas α que contêm quantidades limitadas de estabilizantes β , mas se comportam mais como ligas α convencionais [61, 65]. À temperatura ambiente, sua microestrutura é caracterizada principalmente por fase α com pouca fase β [65].

A Figura 2.20 mostra esquematicamente o efeito da proporção de estruturas α e β de uma determinada liga, nas suas propriedades mecânicas. O titânio puro, como informa a Figura 2.20, é o mais fácil de se usinar, porém ele carece de resistência mecânica, o que limita a difusão de suas aplicação. Quanto às restantes, a usinabilidade piora com o aumento dos níveis de elementos de liga e da quantidade de fase β , devido ao aumento da resistência. Ligas do grupo β são as mais problemáticas nesse sentido [61, 69].

Ligas de titânio são usinadas geralmente no estado envelhecido ou solubilizado, nos quais a dureza varia entre 300 a 440 HB. Estes tratamentos auxiliam no aumento dos níveis gerais de resistência da peça, além de aliviar tensões [63].

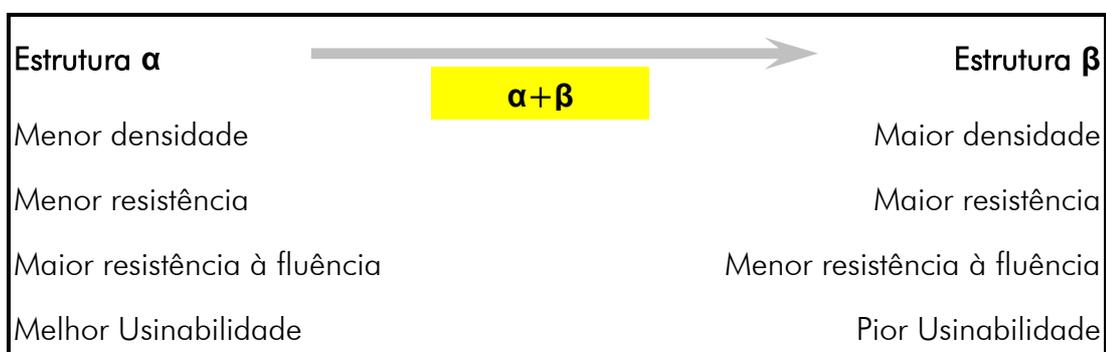


Figura 2.20 – Influência do teor de estruturas α e β nas ligas de titânio [63].

2.2.2 Formação de cavaco

Com relação à formação de cavaco, é fator comum para todos os autores que tratam desse assunto em seus trabalhos, que a usinagem de titânio gera um cavaco fino e formado junto ao gume, com um baixo ângulo de cisalhamento Φ , e conseqüentemente pequenos comprimento e área de contato na face da ferramenta.

Porém, no que diz respeito à classificação do tipo do cavaco, não há um consenso. König *apud* Schroeter e Weingaertner [68] qualifica o cavaco de titânio como sendo normalmente lamelar. De acordo com estes, o cavaco pode ser subdividido em quatro tipos: contínuo, lamelar, cisalhado e arrancado. A Figura 2.21 mostra esquematicamente o entendimento da formação de cavaco por estes autores. O ângulo ϕ indicado, formado entre a direção de avanço e o plano de cisalhamento, é o ângulo de cisalhamento.

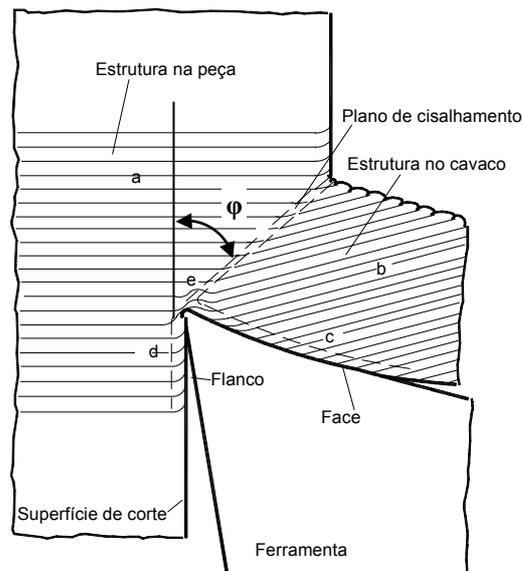


Figura 2.21 – Raiz do cavaco [68].

No corte de qualquer material, cavacos seriam formados como resultado das tensões e deformações impostas pela ferramenta à região da peça que está sendo cortada. Como pode ser visto na figura, a cunha de corte tenta penetrar a peça, fazendo com que esta se deforme, a princípio elasticamente. Daí por diante, os materiais poderiam apresentar dois comportamentos distintos. Caso sejam frágeis, ou apresentem estrutura

irregular, o cavaco se rompe logo, configurando o tipo arrancado. Já para materiais dúcteis, como é o caso do titânio, o aumento dos níveis de tensão aos quais a peça é submetida pela ferramenta, faz com que esta deformação passe a ser plástica, e por fim provoca o escoamento do material na região (e) da Figura 2.21, e uma porção deste, agora em forma de cavaco, desliza sobre a face da ferramenta [68].

A distinção dos outros três tipos é feita de acordo com o grau de deformação do plano de cisalhamento (exposto na ilustração anterior), como mostra a Figura 2.22.

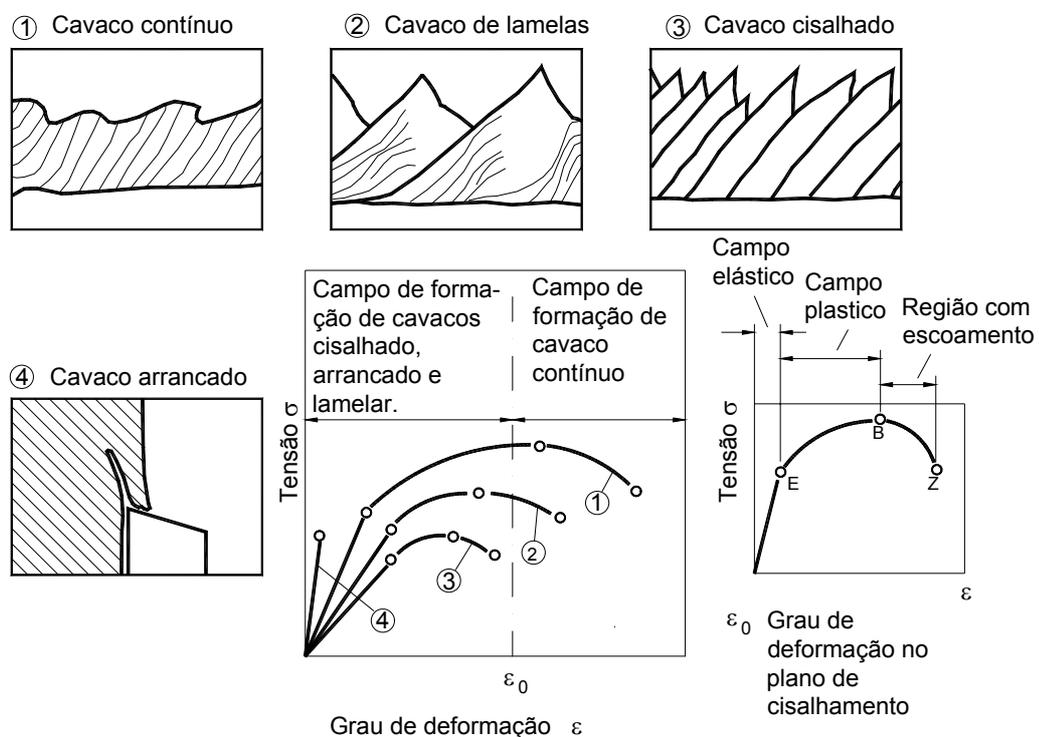


Figura 2.22 – Tipos de cavaco segundo Schroeter e Weingaertner [68].

Se o material resistir às tensões sem sair do campo plástico ($\epsilon_0 < \epsilon_B$), o cavaco será contínuo. Entretanto, se o mesmo escoar, ou seja, $\epsilon_B < \epsilon_0 < \epsilon_Z$, então o cavaco será do tipo lamelar. Finalmente, se além de escoar, o material se romper por ação do cisalhamento ($\epsilon_Z < \epsilon_0$), o cavaco formado é classificado como cisalhado [68]. Neste último, os fragmentos cisalhados voltam a se unir por caldeamento na interface com a ferramenta, e por isso, assim como o cavaco lamelar, apresenta um aspecto de dentes de serra, como pode ser visto nos quadros 2 e 3 da mesma figura.

Por outro lado, Cook e Shaw *et al. apud* Machado e Wallbank [61] qualificam este cavaco como sendo cisalhado catastróficamente. Segundo o modelo destes autores, a taxa de redução da resistência mecânica resultante do aumento local da temperatura, se iguala ou excede a taxa de aumento desta resistência ocasionada pelo endurecimento por deformação (encruamento) na zona de cisalhamento primária (plano de cisalhamento da Figura 2.21).

O cisalhamento para formar o cavaco ocorre em um plano de cisalhamento particular, quando a tensão crescente imposta pelo movimento relativo da ferramenta excede o limite de escoamento do material. A energia associada a esta deformação é convertida imediatamente em calor e, devido à relativa pobreza de propriedades térmicas do titânio, um grande aumento de temperatura ocorre. Isso, por sua vez, causa o efeito de enfraquecimento local por aquecimento, e assim a deformação continua no mesmo plano ao invés de passar para um novo plano na parte mais fria do material. A deformação prossegue e o plano de deformação por cisalhamento rotaciona, tornando-se maior, até que a crescente força aumentada por essa rotação exceda a força necessária para deformar plasticamente material mais frio em um plano mais favorável. Este processo, conhecido por cisalhamento termoplástico catastrófico ou cisalhamento adiabático, resulta em um processo cíclico que produz um cavaco em forma de dentes de serra [61].

Esta classificação é partilhada por: Trent e Wright [70], para quem os cavacos de titânio são contínuos, porém tipicamente segmentados, e formados por bandas estreitas de metal intensamente cisalhado sendo separadas por zonas mais largas levemente cisalhadas; Dearnley e Grearson [71], que afirmam que o cisalhamento primário não é contínuo, mas composto por picos de cisalhamento catastrófico, um fenômeno que provavelmente é resultante da restrição da deformação plástica a um reduzido número de planos de deslizamento do titânio hexagonal α ; e Komanduri e Reed Jr. [72], que relatam que um tipo de cavaco cisalhado localizadamente é formado com um recalque periódico do segmento do mesmo, seguido por um intenso cisalhamento entre o segmento sendo formado e o que acabou de ser.

Como efeito dessa natureza cíclica do mecanismo de formação de cavaco, condição admitida por todos estes autores, resulta uma ampla variação na força à qual a fresa é

submetida durante um período de tempo, e isso pode levar a vibrações regenerativas (*chatter*), a agravar alguns mecanismos de desgaste, e a desencadear processos de fadiga. Esse efeito se torna mais pronunciado com o aumento de fase beta [61, 68].

2.2.3 Usinabilidade

De acordo com König *apud* Schroeter e Weingaertner [68], usinabilidade é o termo que descreve todas as dificuldades que um material apresenta em sua usinagem, sendo assim uma característica dos materiais que engloba todas as propriedades deste que tenham influência sobre a usinagem.

Materiais à base de titânio têm a sua usinabilidade classificada como péssima, e isso se deve, em grande parte, às propriedades que os tornam desejados para a maioria de suas aplicações. São tantas as características que agem em conjunto para esta condição, que não se pode citar uma como principal “vilã” da usinagem desses materiais.

A capacidade do titânio de manter sua resistência mecânica a elevadas temperaturas – segundo Machado e Wallbank [61], apenas a partir de 800°C é observado um decréscimo considerável desta – aliada à baixa condutividade térmica que lhe é característica, faz com que o alto calor gerado na usinagem acelere o desgaste das ferramentas. Ao contrário do que acontece na usinagem de aços, em que a maior parcela de calor é transportada pelo cavaco (cerca de 75%), apenas cerca de 25% deste flui pelo cavaco de titânio [68]. Isto leva a um enfraquecimento do gume, uma vez que este calor não dissipado se concentra na região de corte, o que beneficia mecanismos como difusão e oxidação, além de poder levar a deformações plásticas do gume para alguns materiais de corte, que têm sua resistência debilitada com as temperaturas geradas [61, 63, 65, 68, 73, 74].

A alta resistência ao cisalhamento dinâmico do titânio resulta em tensões de cisalhamento localizadas, e no surgimento de arestas abrasivas em forma de dentes de serra, o que estimula o desgaste por entalhe [65].

Outra fonte de problemas é o baixo módulo de elasticidade dessas ligas. Isso as torna propensas a vibrações regenerativas da ferramenta, e faz com que geometrias esbeltas tendam a defletir pela ação das forças de corte, provocando vibrações na peça, “roçamento” da ferramenta – situação em que esta não chega a cortar o material, mas,

ao invés disso, fica apenas atritando junto ao mesmo, aumentando o montante de calor gerado –, e problemas de sobre ou submedidas [61, 63].

Advém desta mesma propriedade metalúrgica o fato do cavaco de titânio ser formado muito junto ao gume. O baixo módulo de elasticidade requer um alto grau de deformação no surgimento do cavaco, resultando em uma baixo ângulo de cisalhamento Φ , o que para a classe de ligas em questão implica em uma pequena área de contato na face da ferramenta, aproximadamente 1/3 da encontrada na usinagem de aços com mesmos f e a_p [61, 64, 71]. O cavaco muito fino, derivado destas ocorrências, associado a forças de usinagem semelhantes às observadas para aços [61], provoca tensões elevadas no topo da ferramenta, e tende a potencializar problemas relacionados com altas temperaturas [61, 63, 64]. Esta situação é agravada pelo fato deste curto comprimento de contato também fazer com que a máxima temperatura na face se situe mais próxima ao gume [71].

É também fator de significativa influência na pobre usinabilidade do titânio a sua intensa reatividade química com os materiais de corte disponíveis no mercado a maiores temperaturas, incluindo-se cerâmicas, diamante e CBN [71, 72]. Com isso os mecanismos de difusão e adesão são acentuados, contribuindo para o rápido desgaste da ferramenta, e o acabamento da peça é prejudicado com o surgimento de rebarbas e o caldeamento de cavaco na superfície da peça [61, 63, 65, 73].

A maneira intensiva com que a adesão se mostra na usinagem do material em questão, pode sugerir a existência de gume postiço, o que aceleraria ainda mais o desgaste e poderia prejudicar o acabamento das superfícies. No entanto, não há um consenso com relação à ocorrência deste fenômeno, entre os pesquisadores cujas obras foram estudadas. Colwell e Truckenmiller [64], em um artigo de 1953, afirmam que ligas de titânio têm pouca ou nenhuma tendência a formar gume postiço. Porém, de acordo com Machado e Wallbank [61], mesmo que se diga que o gume postiço não ocorra nestes casos, alguns autores pesquisados por eles constataram a presença deste a baixas velocidades de corte. Esta informação é corroborada por Ezgwi *et al.* [65], que citam o mesmo como um problema a ser considerado na usinagem de materiais a base de titânio.

São também citados como elementos complicadores da usinagem do titânio um alto coeficiente de atrito entre o cavaco e a face da ferramenta, e uma alta taxa de encruamento [61, 64], embora Zlatin, Child e Dalton *apud* Machado e Wallbank [61], tenham afirmado que este endurece menos que o aço.

É importante salientar, ainda, que o titânio usado para a fabricação de turbinas é obtido normalmente por forjamento. Isso resulta na presença de uma crosta no material bruto conhecida por “pele de elefante”, devido às suas cor e textura, e por ser extremamente dura [63].

Por fim, Machado e Wallbank [61] recomendam precauções com respeito à tendência de ignição do titânio às altas temperaturas envolvidas. O que concorda com a observação de König *apud* Schroeter e Weingaertner [68], segundo a qual a reação do pó de titânio com o oxigênio do ar pode levar à crepitação ou à inflamação.

A interação dos fatores recém citados incorre em um desgaste acelerado, caracterizado principalmente por desgastes de flanco e cratera, acompanhados freqüentemente por deformação plástica, entalhes, lascamentos e falha catastrófica [65, 75].

Assim, para uma usinagem eficiente destas ligas, são fundamentais as escolhas do material de corte e das estratégias de fresamento adequados, levando-se sempre em consideração essas características intrínsecas dos materiais à base de titânio.

Critérios de usinabilidade

Segundo König *apud* Schroeter e Weingaertner [68], para se avaliar a usinabilidade de um determinado material são usados quatro critérios: vida da ferramenta, forças de usinagem, qualidade superficial da peça, e forma dos cavacos, sendo os dois primeiros os de maior importância.

A forma mais comum de se determinar a vida de uma ferramenta é o uso de testes de longa duração, aplicando-se parâmetros usuais de corte e variando-se o que se quer comparar. Assim, para cada um dos valores do parâmetro variável, põe-se a ferramenta a usinar até que o seu desgaste atinja um dos valores pré-estabelecidos de desgaste de flanco VB , desgaste de flanco máximo $VB_{máx}$ e desgaste de cratera, avaliado pelos

parâmetros K_L , K_T , K_M e a relação de desgaste $K = K_T/K_M$. À definição destes valores dá-se o nome de critério de fim de vida. Estes testes, no entanto, exigem um elevado tempo de ensaio e grande quantidade de material. Materiais considerados difíceis de se usinar provocam um desgaste mais acelerado nas ferramentas.

As forças de usinagem também são deveras importantes para a determinação da usinabilidade de um material. Materiais de difícil usinabilidade geralmente apresentam forças de usinagem maiores. Os parâmetros que exercem maior influência na magnitude das forças de corte são a geometria e o material da ferramenta, o material da peça e as condições de corte.

A Figura 2.23 apresenta de maneira geral a dependência das componentes da força de usinagem F_c , F_f e F_p , e, função do avanço, da velocidade de corte e da profundidade de corte.

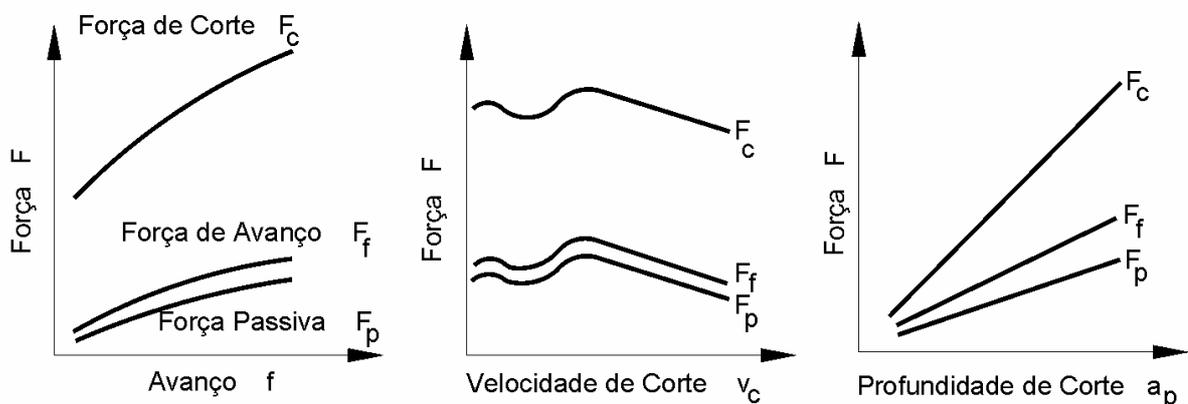


Figura 2.23 – Dependência das componentes da força de usinagem em relação ao f , v_c e a_p [68].

De acordo com os gráficos desta figura, as forças de usinagem tendem a crescer com o aumento do f e do a_p , e decrescer com o aumento da v_c . Os dois primeiros fatos são consequência direta do aumento da seção de cavaco resultante do aumento destes parâmetros, sendo a espessura de cavaco diretamente proporcional ao avanço, e a largura de cavaco diretamente proporcional à profundidade de corte.

Já o comportamento relativo à velocidade de corte se deve ao fato de o seu aumento acarretar em um aumento da temperatura, o que leva à redução da resistência do material [68].

Altas forças de usinagem podem, além de apresentar riscos à integridade da ferramenta e da máquina, causar deformações na peça e até defletir a ferramenta de tal forma que possa comprometer a precisão dimensional da peça fabricada.

2.2.4 Materiais de corte para a usinagem de titânio

Para conseguir superar todas as complicações abordadas na seção anterior, e lograr êxito na remoção de cavacos de ligas de titânio, a ferramenta deve ser composta de um material de corte que atenda aos seguintes requisitos [61, 63]:

- ✓ Baixa reatividade com o titânio;
- ✓ Elevada resistência a quente;
- ✓ Resistência ao impacto;
- ✓ Altas tenacidade e resistência à fadiga;
- ✓ Alta resistência à compressão;
- ✓ Resistência à abrasão.

Com uma boa combinação destas propriedades, os metais-duros da classe K, compostos basicamente de WC-Co, são considerados os materiais mais apropriados para a usinagem das ligas em questão [61, 65, 66, 68, 70, 71, 72, 74]. Classes de HSS ricas em cobalto também são apontadas por alguns autores como apropriadas para este fim [61, 68, 72].

Para o metal-duro os tipos predominantes de desgaste são o de flanco e o de cratera. Devido ao curto comprimento de contato, a face da ferramenta é marcada pela formação de uma pequena cratera bem próxima ao gume, que tende a crescer e se juntar ao desgaste de flanco, tomando a forma de uma meia semi-esfera, como pode ser visto na Figura 2.24. O mecanismo de difusão é o de maior importância neste fenômeno. Já o desgaste de flanco sucede da maneira tradicional, apresentando um aspecto suave inicialmente, como se fosse uma superfície polida, característico do desgaste abrasivo, e com a sua progressão, este toma uma aparência irregular, denunciando uma maior

influência do mecanismo de adesão, que ocorre com muita intensidade para o titânio. Nesta região da ferramenta o desgaste difusivo também está presente, porém com menor efeito. Em situações de corte interrompido, com o decorrer do tempo da ferramenta em ação de corte, lascamentos e desgaste por entalhe começam a se mostrar, resultantes principalmente de processos de fadigas térmica e mecânica, e das constantes adesões [61, 65, 70, 71, 72, 74].



Figura 2.24 – Crateras típicas surgidas em fresas de metal-duro no fresamento de titânio.

As classes de metal-duro que contêm carbonetos mistos (TiC, TaC, NbC) em sua composição, utilizadas para a usinagem de aços, não são adequadas para a usinagem de ligas de titânio. Estes carbonetos são mais reativos com este material que o WC, resultando em um desgaste mais acelerado – uma vez que a abrasão e a difusão ocorrem preferencialmente para os grãos de carbonetos mistos – e na ocorrência mais freqüente de deformações plásticas no gume [61, 65, 71].

O tamanho dos grãos do metal-duro também afeta a velocidade com que o desgaste ocorre. Aqueles que apresentam grãos mais finos tendem a ter um desgaste de flanco mais severo quando usinando as ligas em questão, uma vez que a solubilidade do carboneto de tungstênio (WC) aumenta com o aumento da área das partículas da ferramenta exposta ao desgaste por solubilização. O contrário ocorre para a face. As partículas de WC, mais fracas, são arrancadas da face pelo fluxo de cavaco nessa região. Quando os grãos são mais grosseiros, a taxa de remoção destes é maior, acelerando o desgaste de cratera. No entanto, grãos maiores são preferidos para o fresamento dessas ligas devido a sua maior resistência à fratura [65].

Quanto à efetividade dos revestimentos em ferramentas de metal-duro para o aumento de vida, Bhattacharyya *et al.* apud Machado e Wallbank [61], encontraram que cunhas de corte triplamente revestidas (TiN-TiC-TiN), em testes de fresamento de TiAl6V4, tiveram melhor desempenho que as não revestidas, apenas com condições de corte amenas. A altas velocidades, as camadas de recobrimento são rapidamente removidas, principalmente por difusão, fazendo com que o substrato aja como gume na maior parte do tempo. A celeridade na remoção destas camadas também foi testemunhada por Komanduri e Reed [71], em ensaios de torneamento com diversos tipos de revestimentos CVD. Entretanto, Trent e Wright [70] afirmam que mesmo não se obtendo resultados tão benéficos com recobrimentos CVD, alguma redução de desgaste é alcançada.

Já Ezugwu *et al.* [65] consideram que o revestimento age como uma boa barreira térmica para a ferramenta, além de diminuir o coeficiente de atrito, ocasionando uma redução nas forças de usinagem. Assim estes são benéficos por retardar o início do desgaste acelerado. Esses autores ainda chegaram à conclusão que revestimentos multicamadas são mais eficientes que os de camada simples, devido a uma maior aderência ao substrato apresentada pelos primeiros, e que o TiCN oferece uma maior proteção quando comparado ao TiN e ao Al_2O_3 , por ter maiores dureza, tenacidade e resistência à abrasão. No entanto também afirmam que no fresamento de ligas de titânio, o corte intermitente resulta em uma perda inicial do revestimento por descascamento.

O TiCN, na visão de Hoefler *apud* Zelinsky [76], por ser mais forte e ter melhor resistência a microlascamentos, é mais apropriado para fresamentos mais pesados, com insertos intercambiáveis, em máquinas menos rígidas. Mas, para a maioria das aplicações de fresamento de titânio, ele considera o TiAlN a melhor opção de recobrimento. Isto se deve ao fato deste composto sustentar por mais tempo sua integridade e propriedades na medida em que a temperatura no gume aumenta. De acordo com este engenheiro, o calor do corte desencadeia uma reação que faz com que o revestimento libere alumínio, que reage com o oxigênio do ar, vindo a formar uma camada protetora de óxido de alumínio. Esta reduz tanto as trocas térmicas como a difusão entre a ferramenta e a peça. Com base nisso, revestimentos com teor ainda maior de alumínio estão sendo desenvolvidos com o intuito de encorajar esta reação. Estes ofereceriam uma menor perda em seus níveis de resistência com o aumento do calor do que a o TiAlN tradicional, sem comprometer a tenacidade.

Ferramentas de HSS geralmente são mais econômicas quando as velocidades são mais baixas, e mais apropriadas para situações em que haja problemas de rigidez, de máquina ou de fixações de peça e ferramenta, e por isso permanecem sendo preferíveis em muitas aplicações em titânio hoje em dia. O metal-duro é mais frágil que o HSS, e nestas situações, a capacidade deste último material de resistir à fratura e ao lascamento é mais valiosa que a resistência a quente. Isto é significativo no fresamento de titânio, processo no qual o lascamento do gume e a quebra são freqüentes. Uma ferramenta mais tenaz é capaz de cortes mais profundos sem que se tema que os choques, inerentes ao corte interrompido, causem o lascamento do gume [76, 77, 78].

Para o HSS, a deformação plástica do gume é o fator de maior preponderância na falha de ferramentas, por ocorrer com maior vigor que para os outros materiais de corte, e preocupa por ter efeito potencializante nos outros mecanismos de desgaste, aumentando o calor na zona de corte, e podendo levar a falha prematura da ferramenta [61, 70]. Outro detalhe para o qual deve-se atentar é o teor de cobalto. O aumento deste realmente privilegia a dureza a quente, mas em compensação a tendência da ferramenta a lascar também cresce [69].

Ferramentas de aço-rápido obtidas por metalurgia do pó são tidas como mais eficientes que as tradicionais para a usinagem de ligas de titânio. Este processo de fabricação confere uma estrutura mais uniforme ao aço, o que faz com que suas propriedades sejam mais controláveis. Porém este tipo de ferramenta costuma ser mais caro que seus semelhantes [76].

As cerâmicas de corte, de todo tipo, são consideradas inadequadas para a usinagem de titânio, devido à alta reatividade entre esses materiais. Os desgastes de flanco e face são mais acentuados e céleres, e seu aspecto revela a forte ação da difusão. Aliado a isso é elemento constante o desgaste por entalhe, causado principalmente por fratura, possivelmente envolvendo fadiga por atrito [61, 65, 66, 71].

Ao contrário das cerâmicas, os materiais de altíssima dureza proporcionam ótima performance neste tipo de usinagem, porém o alto preço destes materiais ainda limita a suas aplicações na indústria.

Segundo Hartung e Kramer *apud* Machado e Wallbank [61], ao lado do metal-duro classe K, o PKD (diamante policristalino) é o melhor material de corte para a usinagem de

titânio porque uma camada de reação estável é formada entre a ferramenta e o cavaco. O carbono, tanto do WC/Co quanto do diamante, reagiria com a peça para formar uma camada de TiC. Esta tem alta resistência à deformação à temperatura de corte e adere fortemente ao cavaco e à ferramenta, além de saturar rapidamente, limitando a migração maciça de componentes da ferramenta e reduzindo a taxa de desgaste.

Ferramentas de CBN são utilizadas para operações de acabamento com altas velocidades de corte, acima de 100 m/min, e seu bom desempenho pode ser atribuído também à baixa solubilidade do boro no titânio. Com velocidades abaixo desta, o desgaste de cratera na face apresentado é irregular, denotando forte influência da abrasão. Porém, para altas velocidades o desgaste se torna regular e suave, tanto na face como no flanco [65, 71]. Ezugwu *et al.* [65] atribuem isto à formação de uma camada aderente, produto da adesão de titânio na face da ferramenta, que se satura das partículas desta, e serve como uma barreira para a difusão, reduzindo o transporte do material da cunha de corte para o cavaco, e conseqüentemente o desgaste. Assim, uma usinagem produtiva de ligas de titânio com CBN, só pode ser atingida com o uso de altas velocidades. No entanto, aumentos adicionais que extrapolem o limite de desgaste mínimo, ocasionam um repentino aumento da deterioração da ferramenta.

O desenvolvimento de novos materiais de corte é uma alternativa para fabricações mais eficientes. Trent e Wright [70] propõem identificar materiais que tenham uma alta estabilidade química com relação ao titânio. De acordo com eles, alguns metais terra-rara são conhecidos por terem altas entalpias de solução em titânio e por isso espera-se que seus compostos tenham baixas solubilidades. Análises termoquímicas mostraram que compostos como carboneto de escândio (Sc), nitreto de escândio e alguns boretos de metais terra-rara e de transição, têm dureza suficiente, e poderiam eventualmente ser aplicados como revestimentos, ou incorporados em materiais compósitos, para prover suficiente tenacidade e compor a própria ferramenta.

2.2.5 Geometrias de ferramenta para o fresamento de titânio

O fresamento de ligas de titânio requer o uso de geometrias específicas, cuja escolha pode ter um impacto na vida da ferramenta tão grande, quando não maior, que a seleção do material e dos parâmetros de corte.

König *apud* Schroeter e Weingaertner recomenda ângulos de saída axiais γ_f e radiais γ_p positivos, de 5° , para ferramentas de aço-rápido, e negativos para as de metal-duro, na faixa de 0 a -5° [68]. No entanto, outras referências aconselham geometrias positivas inclusive para este último material, principalmente em operações de acabamento e semi-acabamento [62, 63, 69]. Os ângulos de incidência axiais e radiais devem ser relativamente grandes, α_f de 8 a 12° e α_p de 10 a 20° , para diminuir o atrito, e conseqüentemente a geração de calor [68, 69]. O ângulo de hélice também deve ser acentuado. Ferramentas com ângulo de hélice padronizado, de 30° , não são recomendadas [69]. Porém deve-se ter cautela na seleção destes cinco ângulos para que a ferramenta não enfraqueça.

Formas robustas de inserto devem ser privilegiadas. Insertos redondos, ou com ângulo de direção do gume $\kappa'_r = 45^\circ$ (Figura 2.25 à esquerda e ao centro), devem ser usados sempre que possível, e quando $\kappa'_r = 90^\circ$ (Figura 2.25 à direita), faz-se prudente a aplicação de elevados raios de quina [63, 68].



Figura 2.25 – Fresas com diferentes formatos. De insertos redondos, à esquerda, com $\kappa'_r = 45^\circ$, ao centro, e com $\kappa'_r = 90^\circ$, à direita [63].

Os gumes devem estar preferencialmente afiados, sobretudo nas etapas de acabamento e semi-acabamento, ou com leves ou médios raios de arredondamento, para o desbaste. Esta providência também visa a diminuição do calor pela redução do atrito [62, 63, 69, 77].

Quando o objetivo é aumentar a taxa de remoção de material, o aumento do número de dentes, e uso de fresas desbastadoras (com ranhuras em sua periferia) e diversos tipos de quebra-cavaco são alternativas a se considerar [69, 76]. Quatro gumes são preferíveis em comparação às ferramentas de dois ou três gumes, com relação à estabilidade [68]. Fresas desbastadoras quebram os cavacos em diversos fragmentos

menores, principalmente quando grandes profundidades de corte são envolvidas, o que reduz consideravelmente a pressão de corte. Este tipo de ferramenta é especialmente efetiva em superfícies de ligas de titânio encruadas [69].

De maneira geral, quaisquer providências no sentido de se aumentar a rigidez são bem-vindas, pois previnem vibrações regenerativas, que podem causar deterioração no acabamento da superfície e fratura da ferramenta [62, 68, 69]. A relação comprimento por diâmetro da fresa deve ser o menor possível, e reduções de diâmetro devem ser evitadas [63, 69].

Uma relação comprimento por diâmetro muito elevada, além de agravar os problemas de vibração, ainda pode resultar em deflexões da ferramenta que podem causar problemas de precisão dimensional, e por isso deve ser evitada [62].

Bernd *apud* Gomes [26] apresentou um modelo para a representação do desvio da ponta da ferramenta ocasionada pela haste. Pode-se considerar a ferramenta de corte como uma viga engastada, com uma força (F), proveniente da ação de corte, agindo na ponta. Considerando, por exemplo, a haste um conjunto dividido em uma parte cônica e outra cilíndrica, o desvio total da haste da ferramenta é a soma dos desvios locais (Figura 2.26).

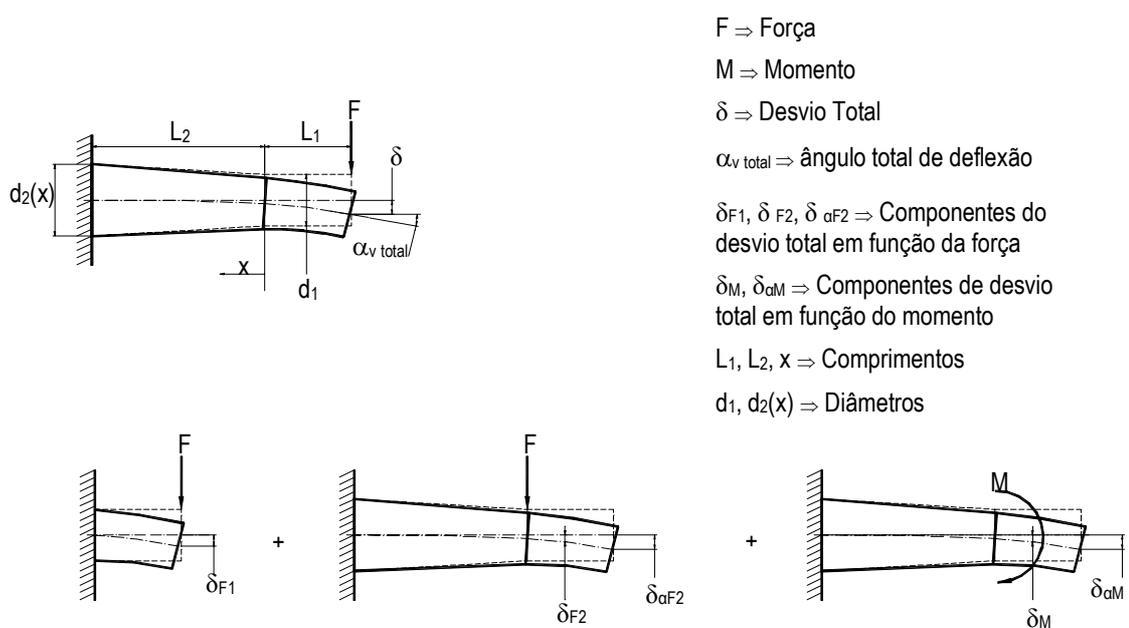


Figura 2.26 – Representação da haste da ferramenta como uma viga engastada [26].

Pode-se determinar o desvio total (δ) pelo princípio da superposição da ciência da resistência dos materiais [26]. Desse modo, o desvio total é calculado como segue:

$$\delta_{F1} = [(F \cdot L_1^3)/(3 \cdot I_1 \cdot E)] \quad (2.2)$$

$$\delta_{F2} = [(F \cdot L_2(x)^3)/(3 \cdot I_2 \cdot E)] \quad (2.3)$$

$$\delta_M = [(M \cdot I_2(x)^2)/(2 \cdot I_2(x) \cdot E)] \quad (2.4)$$

$$\delta_{\alpha F2} = [(F \cdot L_1 \cdot I_2(x)^2)/(2 \cdot I_2(x) \cdot E)] \quad (2.5)$$

$$\delta_{\alpha M} = [(M \cdot I_2(x)^2)/(2 \cdot I_2(x) \cdot E)] \quad (2.6)$$

onde:

F= Força [N]

M= momento torsor [N.mm]

L= comprimento [mm]

I = momento de inércia axial [mm⁴]

E= módulo de elasticidade [N/mm²]

Logo:

$$\delta_{total} = \delta_{F1} + \delta_{F2} + \delta_M + \delta_{\alpha F2} + \delta_{\alpha M} \quad (2.7)$$

Deste equacionamento conclui-se que o comprimento da ferramenta (fator exponencial 3) e o diâmetro (fator exponencial 8) influenciam diretamente no desvio da haste da ferramenta. Ou seja, o desvio será tanto maior quanto maior for o comprimento da haste e quanto menor for o diâmetro da ferramenta de corte, sendo esta última a redução mais influente, uma vez que o desvio é proporcional à quarta potência do diâmetro [26].

Fresas de topo esférico de haste cônica devem ser utilizadas sempre que possível para operações de acabamento em que maiores balanços são necessários e em aplicações de fresamento em 5-eixos, por conferirem maior rigidez [63].

Outra alternativa para aumentar a rigidez é utilizar ferramentas com haste de metal-duro. Como este material apresenta um módulo de elasticidade maior do que o aço-

rápido (210 kN/mm^2 do aço-rápido contra 360 kN/mm^2 do metal-duro, em média), as ferramentas com haste de metal-duro apresentam um menor desvio [26].

Há na literatura, também, opções para se evitar vibrações que não agem no sentido de alterar a rigidez do conjunto. Uma delas faz uso do amortecimento para absorver os choques aos quais a ferramenta é submetida. Um relevo excêntrico na periferia desta entra em contato com a peça roçando-a, em caso de deflexão, absorvendo assim o choque do retorno da ferramenta [76].

Em outra opção provoca-se a quebra da regularidade dos impactos da fresa. Isso é feito através de um espaçamento desigual entre os seus dentes. Por exemplo, dois gumes a 72° , seguidos por um com 68° e outro com 75° . Como as vibrações regenerativas são resultado da oscilação causada pelos gumes entrando no corte a uma determinada frequência, a assimetria na disposição dos dentes quebra essa regularidade [76, 78].

Buscando atingir o mesmo efeito perturbador da vibração, um tipo de fresa, patenteada por um grande fabricante de ferramentas de corte, explora uma variação do ângulo de saída radial entre os gumes [76].

2.2.6 Parâmetros de corte para o fresamento de titânio

Na usinagem de qualquer material, a escolha dos parâmetros de corte adequados é decisiva para a produtividade e os custos envolvidos na fabricação de determinada peça. Com efeito, o ajuste dos parâmetros deve ser feito de forma a se obter uma solução de compromisso entre esses dois fatores, uma vez que valores que tornam uma operação mais produtiva costumam, em contrapartida, fazê-la mais cara, por acelerar o desgaste da ferramenta.

Porém, para variações relativas de mesma magnitude da velocidade de corte (v_c), do avanço (f), da profundidade de corte (a_p) e da penetração de trabalho (a_e), o impacto na vida da ferramenta apresenta uma grande diferença [63]. Há uma maior sensibilidade da ferramenta com relação à v_c e à a_e . Isto se deve ao fato destes serem fatores determinantes para a definição da intensidade e do tempo da exposição ao calor aos quais o gume é submetido.

O aumento da v_c é o que mais influi na quantidade de calor presente no corte, e por isso, velocidades excessivas podem reduzir drasticamente a vida da ferramenta. Devido às

consideráveis variações de propriedades entre os grupos de materiais à base de titânio, as recomendações de velocidade de corte são diferentes para cada grupo. A Tabela 2.1 mostra valores aconselháveis encontrados na literatura para esse parâmetro. Porém, de maneira geral, peças de ligas de titânio devem ser desbastadas com v_c não maior que 30 m/min, para ferramentas de HSS, e 60 m/min, para ferramentas de metal-duro WC-Co [63, 66, 72], e acabadas com no máximo 250 m/min [63]. Ainda, quanto maior o teor de vanádio e cromo em uma liga, menor deve ser a v_c .

Tabela 2.1 – Velocidades de corte recomendadas para o fresamento de ligas de titânio [68, 69].

Grupos	Tipo de Operação	v_c (m/min)	
		HSS	MD
Titânio Puro	Desbaste	15-40	70-180
	Acabamento	30-55	
Ligas α	Desbaste	18-24	30-70
	Acabamento	20-30	70-180
Ligas $\alpha+\beta$	Desbaste	6-18	20-60
	Acabamento	18-24	60-150
Ligas β	Desbaste	6-17	15-30
	Acabamento	14-21	30-75

Em ensaios de torneamento de TiAl6V4, Narutaki e Murakoshi [66] obtiveram excelentes desempenhos com ferramentas de diamante natural, no corte a seco com uma v_c de 100 m/min, para as quais a vida foi vinte e cinco vezes maior que para o metal-duro, e utilizando-se fluido de corte com uma v_c de 200 m/min, a taxa de desgaste foi muito pequena, no entanto, continuar usinando poderia fundir o material de solda da ponta de diamante ao suporte. Ezugwu *et al.* [65] afirmam que para o fresamento de acabamento de ligas de titânio, podem ser aplicadas velocidades de até 350 m/min para ferramentas de CBN.

Como segundo parâmetro mais influente na vida da ferramenta está o a_e , por ser este o que define quanto tempo o gume passa engajado no corte. Utilizar uma imersão radial pequena pode prolongar a vida da ferramenta, pois o gume, dessa forma, passaria a maior parte do tempo se resfriando, do que se aquecendo no corte. A empresa Sandvik, em um guia sobre usinagem de titânio, recomenda a_e 's na faixa de 30 a 40% do

diâmetro da ferramenta [63]. Hoefler *apud* Zelinsky [76] por sua feita, sugere que quando o a_e for menor que 25% do diâmetro da ferramenta, a v_c pode aumentar em 50% com relação àquela utilizada para o desbaste, enquanto quando a penetração radial for menor que 10%, a velocidade pode ser aumentada em 100%.

Para a escolha do avanço por dente deve-se encontrar um valor que não seja muito pequeno, a ponto da ferramenta não conseguir executar o corte, nem muito elevado. No primeiro caso, a ferramenta roça a peça, produzindo muito calor e encruando o material da peça, o que pode levar a taxas de desgaste tão altas quanto as obtidas para altos avanços. Já f_z 's muito elevados levam à sobrecarga do gume, e conseqüentemente a lascamentos [65, 69]. Recomendam-se valores entre 0,015 e 0,20 mm para fresas de HSS, e entre 0,015 e 0,5 mm para fresas de metal-duro [68, 69].

Por fim, a escolha da a_p deve ser feita de acordo com a estabilidade do corte, ou seja, a profundidade de corte pode ser aumentada até o ponto em que se iniciem vibrações. Deve-se estar atento, entretanto, à máxima a_p que a geometria da fresa permite. Ferramentas de insertos redondos ou com $\kappa'_r = 45^\circ$, apesar de suportarem maiores avanços, têm mais restrições com relação ao parâmetro em questão que as fresas com $\kappa'_r = 90^\circ$ [63, 78].

2.2.7 Estratégias de corte para o fresamento de titânio

Para o fresamento adequado de peças de titânio, algumas recomendações de estratégias gerais e de programação devem ser seguidas.

Como regra básica, a rigidez deve ser sempre privilegiada, devido aos problemas já abordados de tendência à vibração e deflexão. Para atender a esta, uma máquina rígida, precisamente nivelada e com todos as roscas de avanço, engrenagens e correias apropriadamente ajustadas, fixações de peça robustas e que confirmam estabilidade, e ferramentas com os menores comprimento e excentricidade possíveis, devem ser utilizados. Para acoplar a ferramenta ao fuso, cones do tipo HSK ou ISO 50 são adequados. Já para a interface ferramenta-cone, fixação por contração térmica é indicada [63, 69, 76, 77].

Outro requisito indispensável é o uso de grandes quantidades de fluido de corte, se possível também por canais internos, para diminuir a quantidade de calor que atinge a

ferramenta, e impedir a ignição dos cavacos de titânio. A sua adução age de duas formas para atingir o primeiro objetivo, refrigerando, de maneira que a dissipação seja acelerada, e lubrificando, ao fazer com que a geração diminua. A ação lubrificante, que atinge apenas a região de escorregamento, diminui o atrito e, como efeito, também o comprimento de contato, reduzindo a exposição à fricção. Sua efetividade depende de sua habilidade de formar um filme com resistência mecânica menor que a do material naquela região [74].

Para baixas velocidades de corte, óleos concentrados, com melhores propriedades lubrificantes são mais adequados, enquanto que para velocidades mais altas emulsões são mais eficientes, devido ao seu maior poder refrigerante [68]. Alguns fluidos cluoretados podem causar trincas devido à corrosão por atrito, e devem ser evitados [62].

Alternativas para a remoção de calor encontradas na literatura são o uso de nitrogênio líquido, MQL e até de um alojamento de cobre para a fixação do inserto. A utilidade do cobre reside na sua maior condutividade térmica, porém há um prejuízo para a rigidez da ferramenta. Já o uso de nitrogênio líquido traz junto ao aumento da vida, uma elevação das forças e da pressão de corte. Isso ocorre porque temperaturas sub-zero aumentam a resistência do material que está sendo cortado [65, 66].

Quando da programação da usinagem de uma peça de liga de titânio, essa deve ser dividida no mínimo em uma etapa de desbaste e uma de acabamento. A razão para tal são as vibrações inerentes à usinagem do titânio. Assim, para garantir a precisão dimensional e a qualidade superficial, faz-se um desbaste robusto, priorizando a taxa de remoção de material, seguido de uma estável operação de acabamento, com forças de corte reduzidas [62, 63, 78].

O sentido de corte deve ser concordante sempre que isto puder ser feito (Figura 2.27 à esquerda). Ferramentas de metal-duro são sensíveis a esforços trativos, situação característica do corte discordante, no qual o gume livra-se do corte no ponto e que o cavaco é mais espesso, resultando em tração por efeito elástico. Além disso, o fresamento concordante pode diminuir a adesão de cavacos ao gume [63, 68, 77]. Uma exceção a essa regra ocorre quando depara-se com camadas superficiais duras (“pele de elefante”), para as quais o corte discordante é mais apropriado [68].

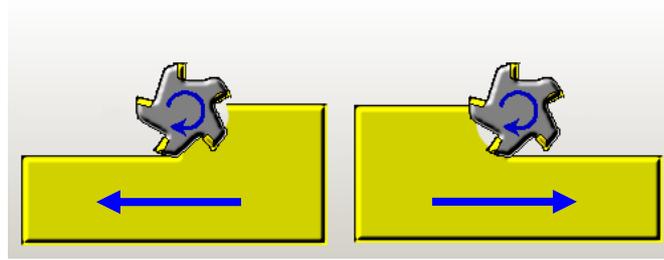


Figura 2.27 – Ilustração dos sentidos de corte concordante, à esquerda, e discordante, à direita.

Interrupções no corte, como furos e rasgos, devem ser evitadas, deixando-se a execução destas operações para uma etapa derradeira. Quando isso não for possível, o avanço deve ser reduzido a 50% do valor recomendado [63, 77].

Cuidados especiais devem ser tomados também na programação da entrada da ferramenta. Redução de avanço a cerca de 50% do avanço programado, ou entrada em arco, com raio mínimo igual ao raio da fresa acrescido de 2 mm, são aconselháveis [63].

Manter a ferramenta em contato o máximo de tempo, como ilustra a Figura 2.28, é benéfico à vida da ferramenta, assim como o é a programação de raios para mudanças na direção de avanço, por evitar que a ferramenta pare de avançar e com isso vibre [63].

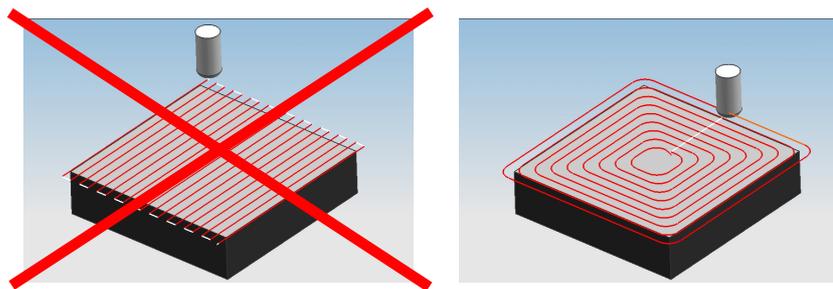


Figura 2.28 – A ferramenta deve ser mantida no corte sempre que possível.

Os cantos são a principal preocupação no último caso. Quando uma ferramenta que está usinando uma parede encontra um canto interno, a penetração de trabalho aumenta significativamente, como pode ser visto na Figura 2.29. Isso provoca um abrupto aumento de carga que afeta além da durabilidade da fresa, a precisão e a qualidade da superfície [78].

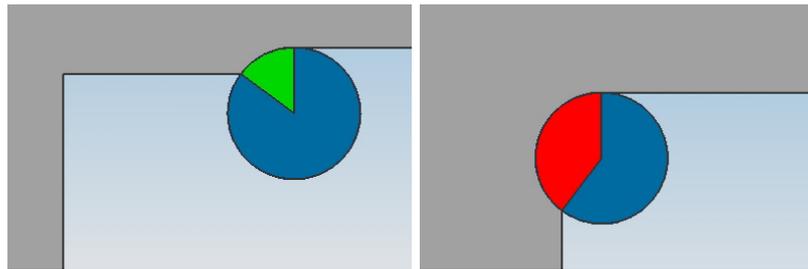


Figura 2.29 – Aumento repentino do a_e na usinagem de cantos.

Assim os cantos devem ser sempre usinados com ferramentas cujos raios sejam ao menos 15% menores que o raio do canto a ser gerado. De preferência, operações de pré-acabamento e acabamento desta região, com menores avanços, devem ser executadas precedendo o acabamento das paredes adjacentes [78].

Onde a velocidade de avanço é limitada, o desbaste por “mergulhos” (*plunging*) pode se revelar uma maneira efetiva de aumentar a taxa de remoção de material. Este tipo de estratégia executa a usinagem em movimentos no eixo Z, como se fosse em uma furação. Os mergulhos paralelos são programados para se sobreporem, de forma que a ferramenta nunca está cercada de material, e o cavaco tem espaço para escapar. Esta alternativa não só engaja mais gumes de uma só vez, como também tira vantagens do eixo mais rígido da máquina, o que pode até permitir um aumento do avanço. Os inconvenientes são que as cristas remanescentes são muito grandes e devem ser fresadas posteriormente, e que a fresa deve ser apropriada [76].

O acabamento de paredes finas, como é o caso das pás de compressores de turbinas, deve ser realizado em diversos passes alternando-se os lados entre uma passada e outra, como mostra a Figura 2.30. Os incrementos na direção do eixo da fresa devem ser de 0,5 a 2 vezes o seu diâmetro, dependendo da estabilidade da peça [63].

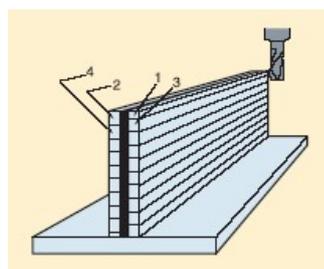


Figura 2.30 – Acabamento de paredes finas com passes alternando os lados [63].

3. METODOLOGIA E APARATO EXPERIMENTAL

Dentre os diversos temas relacionados ao fresamento em 5-eixos de ligas titânio que ainda carecem de uma análise mais aprofundado, ou que apresentam potencial para desenvolvimento adicional, alguns aspectos relacionados à rigidez da ferramenta, e ao tipo de interpolação utilizado para guiá-la ao longo da trajetória definida, foram escolhidos para serem analisados experimentalmente no escopo deste trabalho.

Toda a parte experimental contida nesta dissertação foi realizada no Centro de Competência em Manufatura, CCM, laboratório do Instituto Tecnológico de Aeronáutica, ITA, situado em São José dos Campos, SP.

3.1 Aparato experimental

Nas seções que se seguem os equipamentos, dispositivos e instrumentos utilizados tanto na execução dos ensaios, como nas medições das grandezas de saída, serão enumerados e tecnicamente descritos de forma breve, e uma caracterização do material utilizado será apresentada.

3.1.1 Máquina-ferramenta

A máquina-ferramenta utilizada em toda a parte experimental foi o centro de usinagem em 5-eixos HSM modelo C 600 U, fabricado pela empresa alemã Hermle. Sua construção é do tipo mesa rotatória e inclinável, com os três movimentos de translação a cargo do cabeçote, e os dois de rotação sendo feitos pela mesa, como ilustra a Figura 3.1.

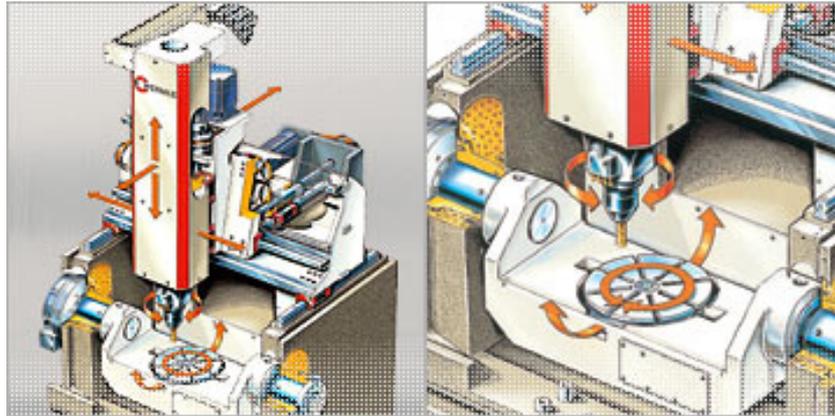


Figura 3.1 – Ilustração da estrutura cinemática do centro de usinagem Hermle C 600 U [32].

As principais características técnicas desta máquina estão listadas na Tabela 3.1.

Tabela 3.1 – Informações técnicas a respeito do centro de usinagem Hermle C 600 U.

Centro de Usinagem 5-eixos Hermle C 600 U		
Fuso		
Velocidade	20 rpm	16000 rpm
Potência	15 kW	a partir de 1100 rpm
Torque	Até 1100 rpm	16000 rpm
	130 Nm	9 Nm
Eixos		
Força de avanço	6000N	
Avanço máximo	35 m/min	
Curso Máximo de Deslocamento das Guias		
	X	Y
	600 mm	450 mm
	Z	
	450 mm	
Limites de Rotação e Velocidades dos Eixos Adicionais		
	A	C
	-110°	+110°
	10 rpm	15 rpm
Mesa Giratória (Eixo C)		
Capacidades	280 mm	200 kg

Sua base é constituída de granito sintético e sua precisão de posicionamento é de 4 μm . Possui ainda sistema de refrigeração para adução por fora da ferramenta de ar comprimido e fluido de corte, com reservatório de 200 l, exaustor, magazine com capacidade para trinta ferramentas, sistema de medição a laser (*prese*) de comprimento e diâmetro de ferramentas, e apalpador (*probe*) com ponta de rubi para referenciar a

peça no espaço de trabalho da máquina. O acoplamento da ferramenta ao fuso é do tipo HSK 63.

O CNC com a qual esta máquina está equipada é o Sinumerik 840D, da Siemens, que apresenta comandos específicos para o fresamento em 5-eixos simultâneos, e algumas outras funções avançadas como leitura de programas com comandos de interpolação polinomial, conversão de cadeias de comandos de interpolação linear para linhas de interpolação polinomial e por NURBS, suavização de contorno, controle de avanços e *look ahead*.

3.1.2 Sistema CAD/CAM

O sistema CAD/CAM no qual as peças foram modeladas e as usinagens programadas foi o Unigraphics NX3 da empresa UGS. Este é um sistema totalmente integrado, e seu módulo de modelagem é híbrido, além de oferecer a alternativa de se trabalhar com biblioteca de *features* [43].

Sua interface CAM possui um módulo para programação de fresamento multi-eixos, e um módulo de simulação integrado que permite a simulação do processo com todos os elementos envolvidos, como máquina-ferramenta, ferramenta, peça e dispositivos de fixação.

3.1.3 Ferramentas de corte

As ferramentas utilizadas foram duas fresas de topo esférico e pastilha intercambiável, de 16 mm de diâmetro, dois dentes e haste cônica, diferindo entre si apenas pelo material que constitui suas hastes, que para uma é o metal-duro e para outra é o aço. A fabricante de ambas, assim como dos insertos, é a Sandvik Coromant. A Figura 3.2 mostra as características geométricas das fresas e seus códigos de fabricante.



Figura 3.2 – Fresas de topo esférico utilizadas com suas dimensões em mm.

As pastilhas empregadas foram do tipo R216F-1640E-L de metal-duro microgrão classe P10A recoberto com TiAlN pelo método PVD, que segundo o fabricante são adequadas à usinagem de todos os tipos de material [79]. Muito embora a classe de metal-duro indicada pela literatura para este tipo de aplicação seja a K¹, foram utilizados insertos da classe P devido à disponibilidade no laboratório. Um exemplar destes insertos e suas dimensões estão expostos na Figura 3.3.

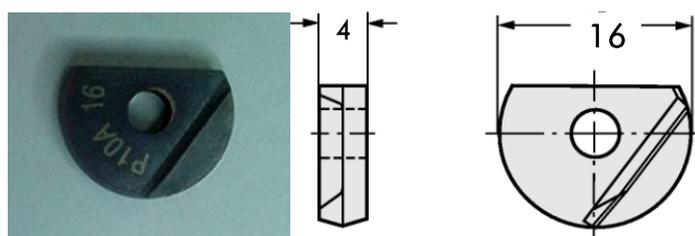


Figura 3.3 – Inseto utilizado nos experimentos com suas dimensões em milímetros.

3.1.4 Dispositivos de fixação

Foram utilizadas quatro diferentes peças durante os ensaios, e para fixar três delas foram aplicadas as duas morsas da Figura 3.4.

¹ Item 2.2.4.

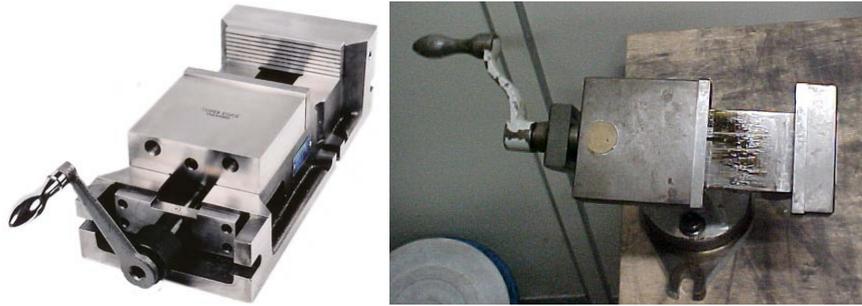


Figura 3.4 – Morsas utilizadas nos experimentos.

O dispositivo mostrado à direita da Figura 3.4 é uma morsa articulada de pequeno porte, com três graus de liberdade e máxima abertura entre os mordentes de 66 mm. A que se vê à esquerda é uma morsa de precisão com máxima abertura entre os mordentes inferiores de 100 mm e com abertura entre mordentes superiores dentro da faixa de 200 a 300 mm.

As ferramentas foram fixadas por um mandril de arraste de precisão do tipo Corogrip, de código 392.410HM-63 20 083, também fabricado pela Sandvik Coromant. Este dispositivo retém a ferramenta através de um mecanismo que se trava automaticamente após ser acionado hidráulicamente por uma bomba externa, que fornece uma pressão de 700 bar. Garante uma excentricidade máxima na ponta da ferramenta de 0,002 a 0,006 mm para balanços de até o triplo do diâmetro. O modelo utilizado é próprio para fresas de haste cilíndrica, e o diâmetro de seu acoplamento é de 20 mm, porém menores diâmetros podem ser montados com o auxílio de pinças. A Figura 3.5 mostra o mandril e a pinça utilizados.



Figura 3.5 – Mandril e pinça utilizados para a fixação da fresa.

3.1.5 Dispositivo para a medição de deflexão de haste

Para se avaliar a deflexão de haste para ferramentas constituídas de diferentes materiais foi utilizado o dispositivo da Figura 3.6.



Figura 3.6 – Dispositivo para medição de deflexão de haste de fresas.

Este dispositivo utilizado por Neves [80], Pivetta [81] e Polli [82], consiste de uma estrutura de alumínio que é montada na carcaça do fuso do centro de usinagem e serve de suporte para dois sensores capacitivos de proximidade, posicionados de forma a ficarem paralelos um ao eixo X e outro ao eixo Y. O modelo dos sensores utilizados é o 3300 da Bently Nevada Corporation.

De forma a obter uma superfície cilíndrica regular, uma vez que a haste das fresas dos experimentos é cônica, e para se conseguir uma distância curta o suficiente para garantir o correto funcionamento dos sensores, uma polia de alumínio foi montada por interferência na haste das ferramentas, como mostra a Figura 3.7.

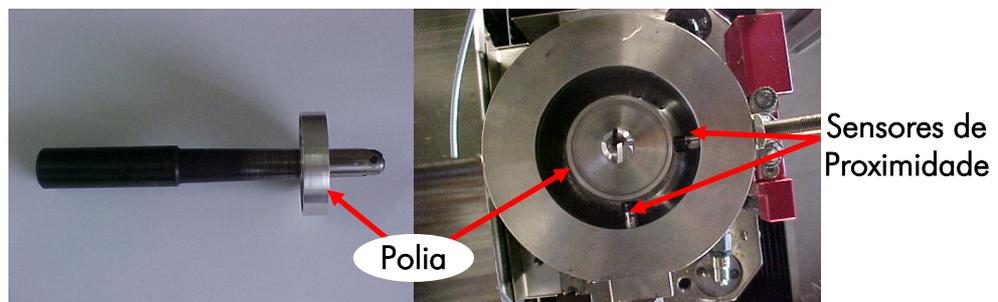


Figura 3.7 – Localização dos sensores de proximidade e da polia no dispositivo de medição de medição de deflexão de haste.

Os sensores de proximidade foram conectados a um bloco de conexão SCB-100, que por sua vez estava ligado a uma placa de aquisição de dados PCI-6025E, ambos da National Instruments (NI). Esta última foi montada em um microcomputador com processador Pentium 4 de 2,2 GHz, e 512 MB de memória RAM. A Figura 3.8 apresenta um esquema da montagem destes equipamentos.

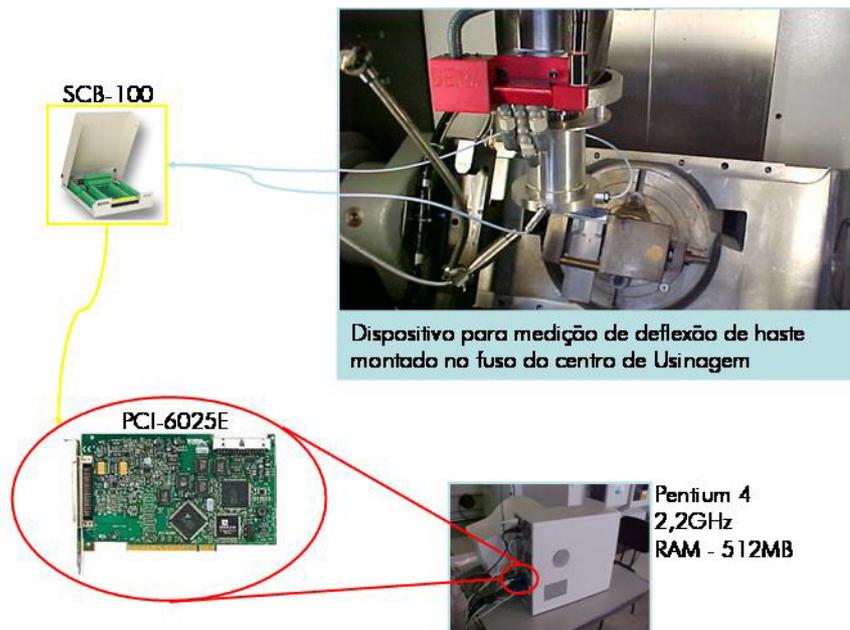


Figura 3.8 – Representação esquemática da montagem do experimento para a análise da deflexão da haste da ferramenta.

Com o dispositivo e a polia montados, procede-se à usinagem, cujas forças tendem a defletir a ferramenta. Desta forma a polia aproxima-se ou afasta-se dos sensores, fazendo com que a intensidade do sinal, em volts, enviado à placa, aumente ou diminua, respectivamente. Este sinal foi coletado e armazenado no microcomputador com o auxílio do programa Labview, também da NI. Por fim estes dados obtidos foram tratados e analisados da forma descrita no capítulo em que é apresentada a metodologia.

3.1.6 Equipamento para a medição do desgaste da ferramenta

Para a medição do desgaste da ferramenta foi utilizado um microscópio Wild M3C, Type-S, da Heerburg Switzerland, capaz de ampliações de até 40x, com uma câmera de

vídeo colorida JVC TK-C1380 acoplada. Esta está ligada a um computador com placa de captura de vídeo, com o qual são tiradas as fotografias para posterior medição.

Através do programa Leica Qwin Pro V2.2, próprio para este tipo de aplicação, as imagens foram obtidas e as medições foram procedidas.

3.1.7 Rugosímetro

O aparelho com o qual foram efetuadas as medições de rugosidade das superfícies usinadas foi o rugosímetro SJ-201P da Mitutoyo, mostrado na Tabela 3.2, que contém algumas informações técnicas a seu respeito.

Tabela 3.2 – Informações técnicas a respeito do rugosímetro.

	Método de Detecção		Resolução Automática	
	Indutância Diferencial		0,01 μm \rightarrow 0,4 μm	
	Ponta		Normas Compatíveis	
	Diamante	Raio = 5 μm	JIS	DIN
	Faixa de Medição		ISO	ANSI
	350 μm		Temperatura de Operação	
	-200 μm \rightarrow 150 μm		5°C	\rightarrow 40°C

3.1.8 Caracterização do material

O material com que foram realizados todos os experimentos foram retalhos de placas laminadas da liga TiAl6V4, gentilmente cedidos pela EMBRAER. Esta é a liga de titânio mais produzida e difundida na indústria, respondendo por cerca de 50% de toda a produção de titânio do mundo [67, 69]. Segundo Machado e Wallbank [61], em 1990, a produção desta mesma liga equivalia a 45%, seguida pelo titânio puro com 30%, e as demais ligas englobavam os outros 25%.

Outras formas pelas quais faz-se referência a essa mesma liga na bibliografia são Ti6Al4V, Ti-6-4 e IMI318. A composição química média deste material é apresentada na Tabela 3.3.

Tabela 3.3 – Composição química média do TiAl6V4 [83].

Composição Química (%)				
Al	Fe	O	Ti	V
6	Max 0,25	Max 0,2	90	4

Algumas propriedades físicas da liga em questão estão expostas na Tabela 3.4.

Tabela 3.4 – Propriedades físicas do TiAl6V4 [83].

Propriedades Físicas	
Densidade	4430 kg/m ³
Resistividade Elétrica	0,000178 ohm.cm
Calor Específico	0,5263 J/g.°C
Condutibilidade Térmica	6,7 W/m.K
Ponto de Fusão	1604 - 1660 °C

Por fim, a Tabela 3.5 apresenta algumas propriedades mecânicas do TiAl6V4.

Tabela 3.5 – Propriedades mecânicas do TiAl6V4 [83]

Propriedades Mecânicas		
Dureza HRC	36	
Resistência à Tração, ruptura	950 MPa	
Resistência à Tração, escoamento	880 MPa	
Alongamento, Ruptura	14 %	
Redução de Área, Ruptura	36 %	
Módulo de Elasticidade	113,8 GPa	
Resistência à compressão	970 MPa	
Coeficiente de Poisson	0,342	
Resistência à Fadiga	240 MPa	α 1E7 Ciclos. $K_f = 3.3$
Resistência à Fadiga	510 MPa	sem entalhe 1E7 Ciclos
Módulo de Cisalhamento	44 GPa	
Resistência ao Cisalhamento, ruptura	550 MPa	
Resistência à Fratura	75 MPa.m ^{1/2}	

3.2 Procedimento Experimental

Foram definidos, dentro do escopo enunciado no início deste capítulo, quatro ensaios:

1. Análise comparativa da magnitude do desvio da haste, composta por dois materiais distintos, no fresamento de titânio;
2. Teste de vida para ferramentas com dois tipos de material de haste;
3. Teste de vida para diferentes tipos de interpolações;
4. Usinagem de uma seção de BLISK contendo cinco pás.

Para todos os experimentos que envolveram testes de vida os critérios de fim de vida foram de $VB=0,2$ mm e $VB_{máx}=0,3$ mm, e em cada seção de medição, uma amostra de três medições de desgaste de flanco era coletada na região de maior desgaste, para cada um dos gumes da ferramenta. Os valores usados para comparação e para descarte do inserto foram sempre os do gume que apresentava o maior desgaste. A ampliação utilizada no microscópio foi de 25x.

Nos ensaios em que medições de rugosidade foram envolvidas, o parâmetro para avaliar a qualidade das superfícies usinadas foi a rugosidade média aritmética R_a . O perfil medido foi o R, tratado pelo filtro gaussiano PC50, ISO 11562 de 1996. Os comprimentos de amostragem e de avaliação foram definidos segundo a norma ISO, que estabelece que, para uma faixa de $0,1 < R_a \leq 2$ μm , estes devem ser 0,8 mm e 4 mm, respectivamente. Amostras de três medições em distintas regiões da superfície foram coletadas em cada sessão de medição.

No que diz respeito às análises estatísticas e comparações entre valores, foi utilizado o teste de hipóteses para desvio padrão σ da população desconhecido, para confiabilidade de 95%. Os gráficos que apresentam dados estatísticos contêm um traço vertical correspondente ao seu intervalo de confiança para a mesma confiabilidade.

Em todos os experimentos foi utilizado fluido de corte em abundância, devido ao risco de ignição imposto pelo cavaco de titânio. A única exceção foi feita no primeiro experimento, onde o fluido colocava em risco a integridade do equipamento de medição de deflexão de haste, e no qual a ação da ferramenta se dava em intervalos pequenos.

As descrições, justificativas e metodologias dos ensaios listados são apresentadas nas seções seguintes.

3.2.1 Análise comparativa do desvio da haste da ferramenta no fresamento de titânio

Face à problemática da usinagem de titânio², ao levar-se em conta que uma das principais dificuldades encontradas é a vibração, os incrementos de rigidez no conjunto peça-ferramenta-máquina são sempre encarados como bem-vindos.

Pode-se buscar atingir esse objetivo aplicando-se ferramentas com materiais mais rígidos compondo suas hastes. Os fabricantes de ferramenta apresentam como alternativa às tradicionais hastes de aço, as hastes de metal-duro, que devido ao maior módulo de elasticidade deste material, oferecem maior rigidez, e em tese, diminuem intensidade da deflexão da haste, acarretando em menores erros de forma. Porém estas ferramentas apresentam a desvantagem de, segundo o fabricante, serem cerca de três vezes mais caras.

Com base nestas considerações, este primeiro ensaio foi delineado de forma a analisar se no fresamento de acabamento de titânio este fator, o material da haste da ferramenta, tem influência significativa.

O dispositivo para a medição de deflexão de haste descrito no item 3.1.5 foi utilizado para medir o quanto deslocou a ponta da ferramenta durante a usinagem de uma peça de liga de titânio.

Um corpo de prova prismático de TiAl6V4, com 25x65x30 mm, foi preso à máquina através da morsa de pequeno porte, da maneira mostrada na Figura 3.9 à esquerda, de forma a possibilitar o acesso da ferramenta, uma vez que tanto a mesa da máquina ao se inclinar, como o dispositivo usado para as medições, Figura 3.9 à direita, dificultam a acessibilidade.

Os parâmetros de entrada que foram variados nestes experimentos são, além do material da haste, a velocidade de corte, o avanço por dente, a profundidade de corte, a penetração de trabalho, e os ângulos α e β de inclinação da ferramenta com relação à normal da peça.

² Para mais detalhes ver seção 2.2.

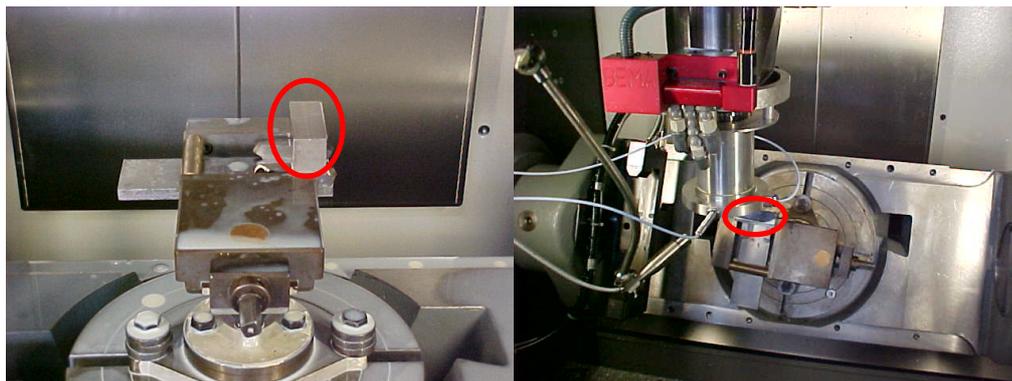


Figura 3.9 – Forma de fixação do corpo de prova, à esquerda, e condições de acessibilidade durante o ensaio, à direita. Em destaque o corpo de prova.

A consideração desses dois últimos parâmetros foi inserida para que a situação de usinagem no ensaio se aproximasse daquela encontrada na usinagem de pás de BLISK's, onde as pás avizinhas limitam a orientação da ferramenta a altos ângulos α . Já o β justifica-se por ser um dos parâmetros de orientação mais influentes no fresamento em 5-eixos simultâneos [15].

Os parâmetros de entrada foram divididos em grupos de variáveis que, junto aos valores utilizados, são apresentados na Tabela 3.6. Como todos estes foram repetidos tanto para a ferramenta com a haste de aço como para a ferramenta com a haste de metal-duro, apenas a variável material da haste não está na tabela.

Tabela 3.6 – Grupos de variáveis de entrada e valores utilizados no primeiro experimento.

Grupos	Variáveis				
	1	v_c (m/min)	85	50	120
f_z (mm)		0,1	0,15	0,05	
2	f_z (mm)	0,1	0,15	0,05	
	a_p (mm)	0,2	0,1	0,3	
	a_e (mm)	0,15	0,25	0,35	
3	α (°)	75	65	70	
	β (°)	10	0	5	

O valor padrão destes parâmetros, utilizado nos grupos em que estes não variaram foram os da primeira coluna de valores.

O experimento consistiu em usinar uma faixa de 3 mm, com passadas retilíneas paralelas executadas pela ferramenta de topo esférico, na face do corpo de prova exposta na Figura 3.10, com os incrementos sendo realizados de cima para baixo, e sentido de corte concordante.



Figura 3.10 – Usinagem do corpo de prova.

Através de uma rotina em Labview, a aquisição de dados era iniciada em um momento em que fosse possível captar a ferramenta engajada no corte e cortando em vazio. Para cada condição, dois intervalos de medição foram procedidos. Cada intervalo de aquisição durava dez segundos, e a taxa de aquisição foi de 5000 pontos por segundo. Montados como ilustrado no esquema da Figura 3.8, os sensores de proximidade forneciam, em volts, dados a respeito da variação da distância entre estes e a polia, fruto da deflexão imposta à haste da ferramenta pelas forças de usinagem.

Os dados obtidos compunham uma curva, como a que se pode ver na Figura 3.11, para cada eixo. Nesta podem ser identificadas duas regiões: uma em que a ferramenta está engajada no corte, à direita das proximidades do ponto 24000, da qual um trecho está em destaque na mesma figura à direita; e uma outra em que a ferramenta está em movimento de corte em vazio, à esquerda daquele entorno, e que possui um trecho também destacado, à esquerda da figura.

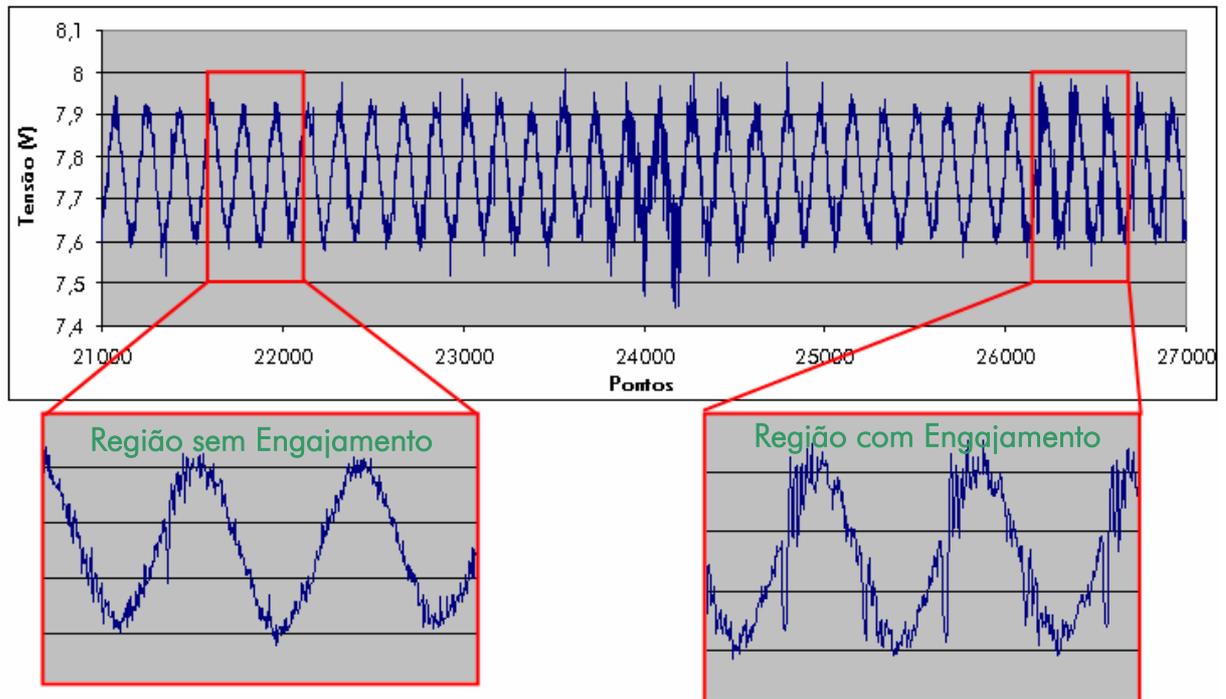


Figura 3.11 – Gráfico dos sinais dos sensores de proximidade. Destaques: trechos em que a ferramenta está engajada, à direita, e no qual não está engajada, à esquerda.

Observando a região em que a ferramenta está cortando, notam-se picos em uma frequência constante. Esta frequência coincide com a de passagem dos dentes, permitindo-se inferir que os picos correspondem ao instante em que cada dente está processando o corte, e, portanto representam picos de deflexão.

Outra observação digna de nota é o padrão da curva obtida, refletindo um movimento harmônico simples. Isto ocorre devido a uma excentricidade do conjunto ferramenta-polia, o que já era esperado.

Para eliminar a interferência da referida excentricidade, os dados ainda tiveram que ser tratados em uma planilha eletrônica. O procedimento aplicado no tratamento obedeceu aos seguintes passos:

- ✓ Importação dos dados;
- ✓ Definição dos intervalos de corte em vazio e ferramenta engajada;
- ✓ Ajuste da curva de referência;
- ✓ Medições dos desvios médios.

Primeiramente os dados de deslocamento nos eixos X e Y eram importados para a planilha de medição. Então eram plotados em gráficos de ponto por tensão, como o da Figura 3.11, sendo um para cada eixo. A partir destes, os intervalos citados, e destacados na mesma figura, eram identificados.

Um intervalo de mil pontos inserido na região da curva em que não ocorre corte era então usado como base para se traçar uma curva de referência. Esta era calculada de forma que se aproximasse ao máximo da curva composta pelo milhar de pontos citados (curva base), baseando-se na função seno do MHS (movimento harmônico simples):

$$X(t) = \bar{X} + [A \cdot \text{sen}(wt + \phi)] \quad (3.1)$$

Que adaptada às variáveis do problema descrito toma a forma da seguinte equação:

$$y = \bar{V} + [A \cdot \text{sen}(\frac{100 \cdot v_c \cdot t}{3 \cdot D} + \phi)] \quad (3.2)$$

onde:

\bar{V} – Tensão média no intervalo de referência (Figura 3.12)

A – Amplitude da curva base na região sem engajamento (Figura 3.12)

v_c – Velocidade de corte

t – Instante em que o ponto foi coletado

D – Diâmetro da fresa

ϕ – Ângulo de fase da curva de referência

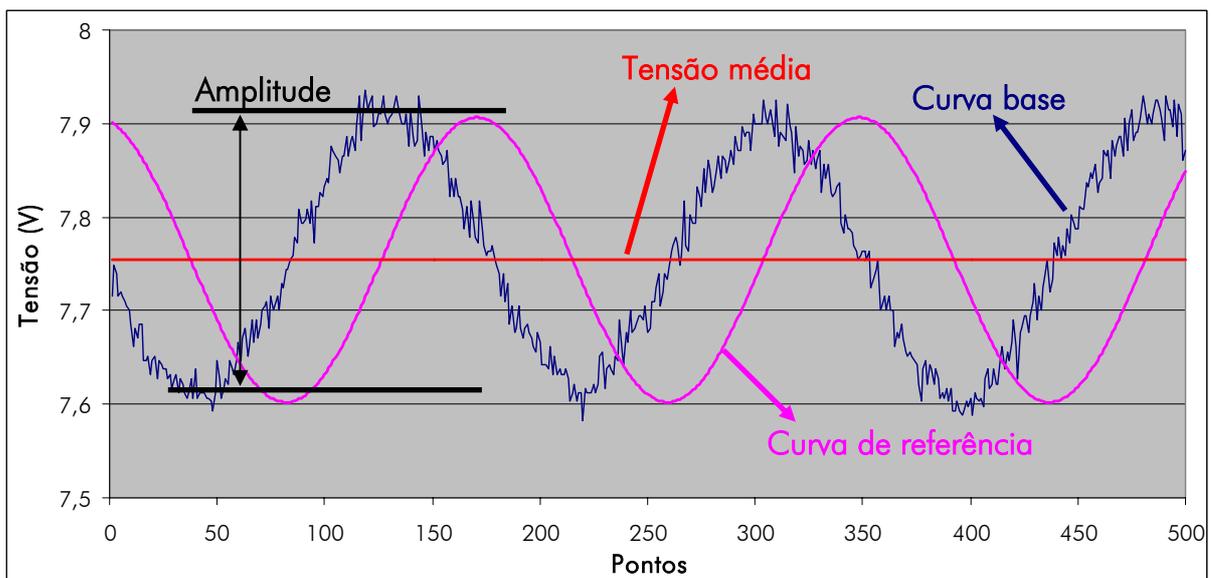


Figura 3.12 – Determinação da curva de referência.

O último parâmetro a ser ajustado era o ângulo de fase. Para tal, foram calculados os erros, ou seja, a diferença entre a tensão da curva base e a da curva de referência, para o mesmo ponto. A curva preta da Figura 3.13 corresponde a esses erros. Após isso era aplicada uma rotina matemática fazendo com que o desvio padrão dos erros tendesse a zero, variando-se apenas o ângulo de fase. O resultado foi o exposto na mesma Figura 3.13.

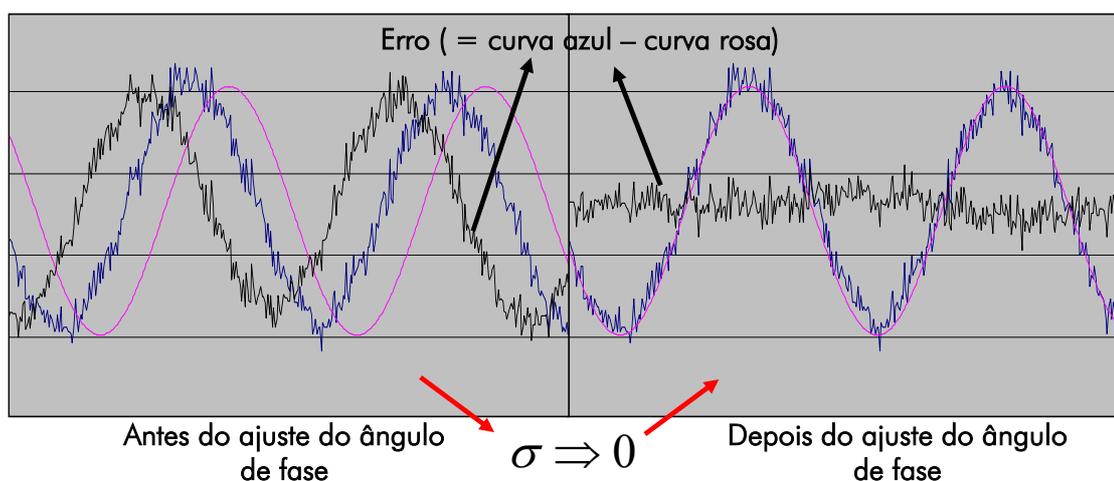


Figura 3.13 – Ajuste da curva de referência.

Por fim, a curva de referência era estendida até a região de engajamento (Figura 3.14), e a média dos picos de deflexão era calculada para vinte intervalos de mil pontos.

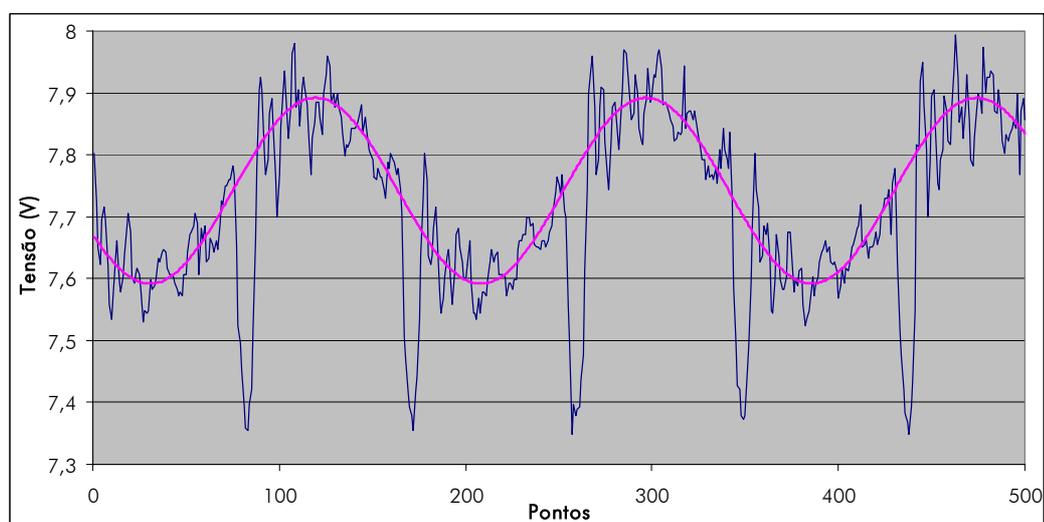


Figura 3.14 – Extensão da curva de referência até a região com engajamento.

A conversão da deflexão de V para mm foi feita a partir dos gráficos da Figura 3.15. Nestes pode-se perceber uma região de linearidade e, uma vez que os sinais captados estejam dentro dessa região, pode-se estabelecer uma relação de 0,19 mm/V, para o eixo X, e de 0,21 mm/V para o eixo Y.

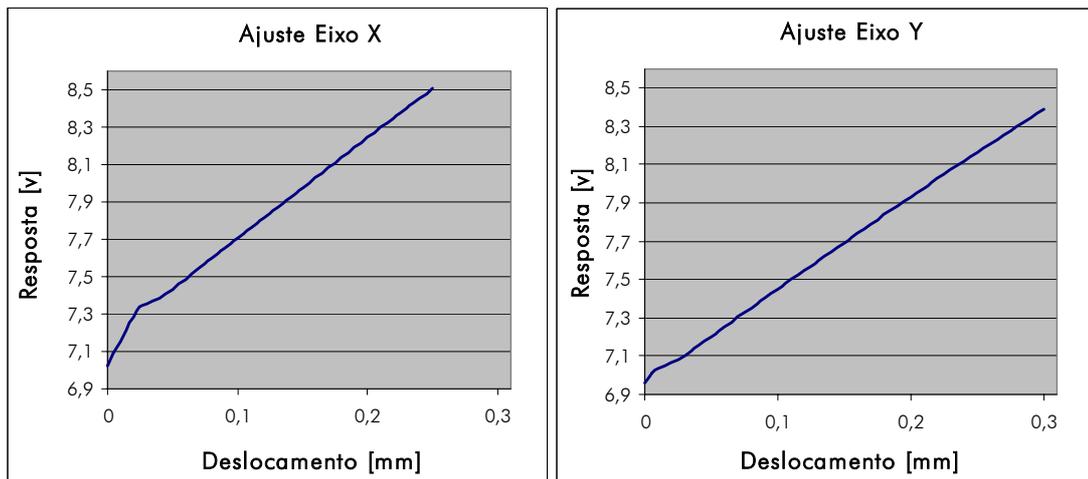


Figura 3.15 – Gráficos de conversão do sinal dos sensores de proximidade.

Porém, a deflexão encontrada corresponde ao local onde está montada a polia, portanto, em uma área acima da ponta da ferramenta, onde a deflexão é máxima. À luz dos conhecimentos de mecânica dos sólidos, considerou-se a fresa como sendo uma viga engastada de seção circular solicitada constantemente por uma força em sua ponta, obtendo dessa forma uma simplificação do problema.

Segundo esta abordagem, o deslocamento δ_b da ponta de uma viga de comprimento L sujeita a uma carga constante P em sua extremidade é dada pela seguinte equação:

$$\delta_b = \frac{PL^3}{3EI} \quad (3.3)$$

Onde E é o módulo de elasticidade do material da viga, e I é o momento de inércia de sua seção.

Já o deslocamento v para um ponto a x mm de distância do engaste é dado por:

$$v = \frac{Px^2}{6EI}(3L - x) \quad (3.4)$$

Portanto:

$$P = \frac{6\nu EI}{x^2(3L - x)} \quad (3.5)$$

Substituindo (3.2) em (3.3), obtém-se que o deslocamento resultante na ponta da ferramenta é:

$$\delta_b = \frac{2\nu L^3}{x^2(3L - x)} \quad (3.6)$$

Finalmente, substituindo-se ν pelo valor medido no experimento, após ser convertido para mm, L pelo comprimento em balanço da ferramenta, e x pela seção do comprimento em balanço que fica entre o porta-ferramenta e a polia pode-se calcular o deslocamento ocorrido na ponta da ferramenta, onde ocorre o corte.

3.2.2 Teste de vida para fresas com haste de aço e metal-duro

Levando-se em conta os argumentos da seção anterior, pode-se sugerir que uma suposta redução de vibração, por conseqüência do aumento de rigidez acarretado da mudança do material da haste, resultaria em ganhos no tempo de vida, dado que, na usinagem de titânio, a suscetibilidade à vibração é um fator considerável.

Desta forma, este teste foi modelado para comparar a vida de uma ferramenta com haste de aço, com uma outra, cuja haste é de metal-duro.

Um corpo de prova de TiAl6V4, com 69,4x200x50 mm foi utilizado. Fixada à máquina pela morsa de precisão, a face superior desta peça foi fresada com passes retilíneos paralelos, na direção indicada na Figura 3.16, de forma a varrer toda a face.

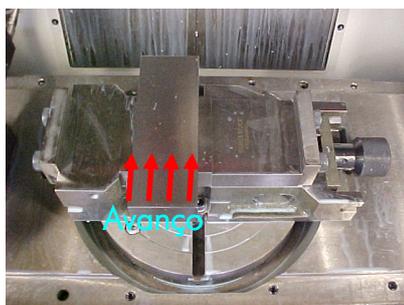


Figura 3.16 – Corpo de prova do teste de vida para distintos materiais de haste. As setas indicam a direção e o sentido do avanço.

Os parâmetros de corte utilizados foram os apresentados na Tabela 3.7. O sentido de corte foi o concordante.

Tabela 3.7 – Parâmetros de corte utilizados no teste de vida.

Parâmetros de Corte	
v_c (m/min)	60
f_z (mm)	0,1
a_p (mm)	0,2
a_e (mm)	0,2

Foi ainda aplicado um β de 15° devido ao fato da ferramenta ser de topo esférico. Dessa forma foi possível evitar o corte com a região da ferramenta em que a $v_c = 0$. Esta inclinação foi considerada por Baptista e Simões [84] a inclinação ótima para o fresamento com fresas de topo esférico.

As sessões de medição de desgaste de flanco foram procedidas ao final da usinagem de uma face, ou seja, a cada 70,4 m de fresamento.

Especificamente neste experimento, pelo fato das vidas de ferramenta obtidas para os critérios de fim de vida estabelecidos estarem muito prolongadas, preferiu-se estabelecer um limite de 915,20 m de comprimento de fresamento para se encerrar o ensaio.

Neste ensaio ainda foi analisada a rugosidade das superfícies usinadas, através de medições feitas no início e no fim da vida de cada inserto. Duas repetições do teste foram realizadas para cada material de haste de ferramenta.

3.2.3 Teste de vida para diferentes tipos de interpolação

Ainda com base na consideração de que o aumento das vibrações pode acarretar na redução da vida das ferramentas, foi definido um experimento em que são comparados os efeitos do fresamento com interpolação linear e o fresamento com interpolação polinomial na duração dos gumes.

O fresamento de superfícies complexas com interpolação linear é caracterizado por ser truncado, uma vez que as linhas de comando do programa NC só fornecem os dados do ponto subsequente, fazendo com que a máquina muitas vezes não consiga acelerar

até o avanço programado. Isto pode ser amenizado se o CNC possuir um bom *look ahead* e um baixo tempo de processamento de bloco (TPB). Porém, se este consegue ler programas com funções de interpolação avançada como polinomial ou por NURBS, a usinagem será muito mais suave, uma vez que cada linha de programação contém informações de um grande trecho da curva a ser descrita pela ferramenta, poupando a máquina de desacelerações e re-acelerações desnecessárias [85].

Acredita-se que com um movimento mais suave a ferramenta ficaria menos suscetível à vibração, e que, além disso, com o avanço mais constante poder-se-ia conseguir, além da já comprovada economia de tempo, um ganho na vida da ferramenta, uma vez que os dois fatores citados são problemáticos na usinagem de titânio³.

Fundamentou este experimento um outro realizado por Silva⁴ para o seu trabalho de mestrado, ainda não publicado, em que este autor compara três diferentes tipos de interpolação, linear circular e polinomial.

A geometria complexa da Figura 3.17 foi então desenvolvida por ele para possibilitar uma comparação entre estas funções.

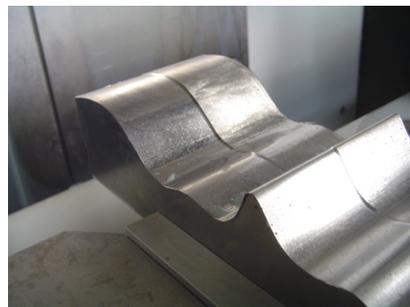
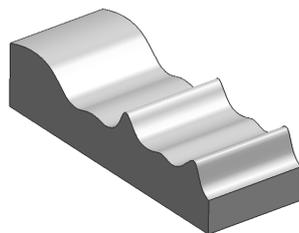


Figura 3.17 – Superfície complexa desenvolvida para comparar tipos de interpolação.

Silva, em seus testes realizados em alumínio, encontrou que o pior caso, do ponto de vista da cinemática, foi o de interpolação linear com uma tolerância CAM de 0,025 mm, enquanto o melhor ocorreu para a interpolação por polinômios com uma tolerância de 0,001 mm. A disparidade de suavidade de movimentos e evolução de avanços foi

³ Para mais detalhes ver seção 2.2.

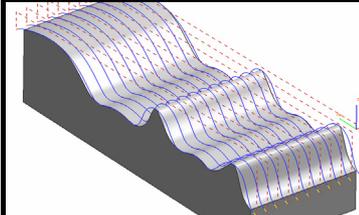
⁴ Eng. Alex Sandro de Araújo Silva, Engenheiro de Pesquisa e Desenvolvimento do CCM, e mestrando do ITA.

tamanho, que a primeira condição levou um tempo 1,88 vez maior que a segunda para usinar o mesmo comprimento de trajetória. Se fosse levada em conta uma mesma tolerância, ainda assim a interpolação polinomial seria consideravelmente célere, com um tempo 20% menor que a linear, para uma tolerância de 0,001 mm.

No entanto, como o intuito era avaliar uma possível redução de vida da ferramenta que seria imposta por um fresamento “travado”, considerou-se uma comparação entre a pior e a melhor condição a decisão mais sensata.

A geometria criada por Silva foi aproveitada para a realização dos testes de vida com a peça em titânio TiAl6V4. A peça foi usinada com passes paralelos na direção indicada na Tabela 3.8, e com sentido de corte concordante. Na mesma tabela encontram-se expostos também os parâmetros de corte.

Tabela 3.8 – Direção do avanço da ferramenta e parâmetros de corte.

	Parâmetros de Corte	
	N (rpm)	15000
	f_z (mm)	0,1
	a_p (mm)	0,2
	a_e (mm)	0,2

Devido ao fato do experimento anterior ter sido muito prolongado, requerendo uma disponibilidade de máquina além do possível, decidiu-se por aumentar a v_c para este ensaio. Foi utilizada a maior velocidade de rotação do fuso, o que implicou em uma v_c efetiva máxima de 193 m/min. Para tal foram realizados pré-testes nos quais foi constatado que o aumento de velocidade de corte até o ponto definido não alterou o mecanismo de desgaste da pastilha de metal-duro, se limitando a acelerá-lo.

As sessões de medição de desgaste de flanco foram procedidas ao final da usinagem de meia face, ou seja, a cada 42,9 m comprimento de fresamento. Medições de rugosidade também foram feitas, assim como anteriormente, no início e no fim da vida de cada inserto. Apenas uma repetição foi executada para este ensaio.

3.2.4 Fresamento em 5-eixos simultâneos de uma seção de BLISK

O derradeiro experimento foi delineado com o intuito de aliar os conhecimentos adquiridos na usinagem de ligas de titânio com a fundamentação teórica em fresamento em 5-eixos simultâneos, e aplicá-los à fabricação de pás de discos de pás.

Como um BLISK é composto por diversas pás idênticas dispostas no entorno de um disco, julgou-se não ser estritamente necessária a fabricação de um por completo, além do que, uma peça de TiAl6V4 com as dimensões requeridas teria um custo elevado. Uma seção de BLISK contendo apenas três pás já é suficiente para reproduzir as condições reais de fabricação de um componente deste modelo, uma vez que, pelo menos para a pá central, a complexidade geométrica, a acessibilidade limitada da ferramenta, e a difícil usinabilidade do material estão representadas.

Destarte, uma peça-teste contendo cinco pás foi definida tomando-se como base as pás de um BLISK de um compressor real com 353 mm de diâmetro. A Figura 3.18 apresenta a peça acompanhada de um detalhamento das curvas de origem das pás.

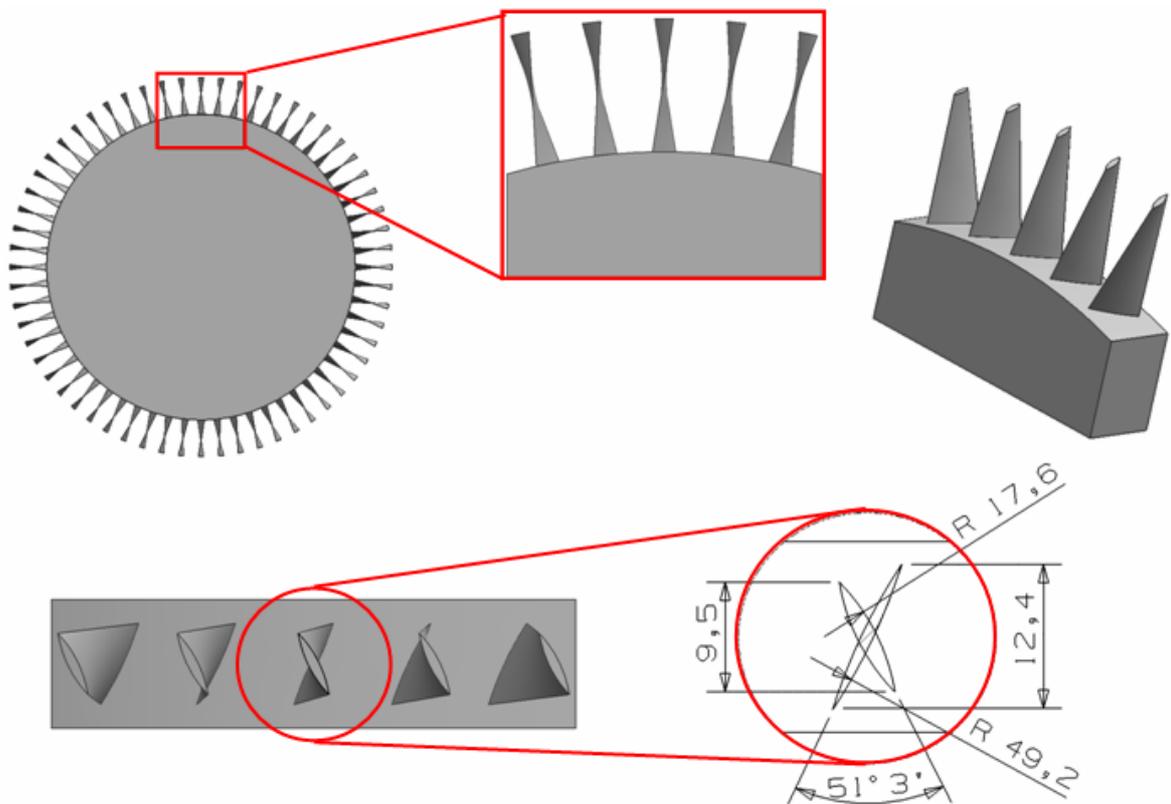


Figura 3.18 – Peça-teste contendo 5 pás. Na parte superior, a região do disco de pás a partir da qual a peça foi originada. Na parte inferior, o detalhamento da pá.

Objetivando uma aproximação ainda maior da situação real, um dispositivo especial de fixação foi construído. Para o fresamento em 5-eixos simultâneos de um disco de pás como este por completo, em uma máquina semelhante à que se dispõe para a execução deste trabalho, o disco seria montado na mesa de modo a coincidir seu centro com o centro de rotação da mesa rotatória. Com o dispositivo criado, a peça bruta é montada em um alojamento deste garantindo que sua face de topo diste do centro de rotação da mesa um valor igual ao raio do disco de pás basilar. A Figura 3.19 mostra o modelo do dispositivo criado, assim como este já montado na máquina com a peça fixa a ele.

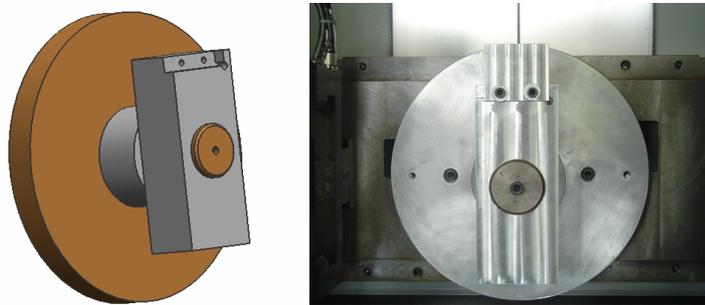


Figura 3.19 – Dispositivo de fixação para a usinagem da peça-teste. Modelo em CAD, à esquerda, e o próprio já montado na mesa da máquina, à direita.

As ferramentas deste último experimento diferiram das utilizadas nos anteriores. Não era possível usinar o vão que divide as pás com as fresas descritas anteriormente por elas terem dimensões maiores que o espaço disponível. Definiu-se então uma fresa para o desbaste e uma para o pré-acabamento com dimensões coerentes com esta função, enquanto para o acabamento escolheu-se a fresa exposta na Figura 3.20.

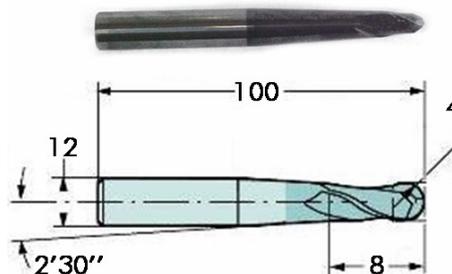


Figura 3.20 – Fresa inteira de metal-duro utilizada para a usinagem da seção de BLISK.

Esta é uma fresa inteiriça de metal-duro classe 1610 da Sandvik, com revestimento PVD de TiAlN, e código de fabricante R216.42-08030-AP08G. Para o desbaste a ferramenta escolhida foi uma desbastadora de topo reto, também inteiriça de metal-duro, e para o pré-acabamento uma fresa de topo esférico de pastilhas intercambiáveis, ambas com 12 mm de diâmetro.

Definidas as ferramentas e as condições de fixação da peça passou-se à etapa de programação CAM. Como o objetivo principal desta etapa era encontrar a estratégia mais adequada para a usinagem uma pá de BLISK, foi seguido o ciclo de implementação de trajetórias proposto no capítulo 2.1.6 para cada uma das alternativas definidas.

As cinco estratégias que seriam comparadas foram determinadas em um pré-teste em que a peça em questão foi usinada em alumínio. Várias alternativas de programação foram consideradas, geradas, simuladas e, algumas, testadas na peça de alumínio, e então cinco foram classificadas como plausíveis para o fim determinado. Em três delas, a usinagem foi dividida em etapas. Por esta divisão entenda-se que o fresamento da pá foi seccionado em porções iguais na direção da cabeça para o pé. As escolhidas foram:

- 1) Desbaste e pré-acabamento de todo um lado da pá seguido do seu acabamento, para depois desbastar, pré-acabar e acabar todo o lado oposto.
- 2) Acabamento direto, dispensando o desbaste e o pré-acabamento, em quatro etapas, com os dois lados da pá sendo fresados alternadamente;
- 3) Fresamento das pás dividido em duas etapas. Na primeira os dois lados da metade superior da pá são desbastados e pré-acabados, para depois serem acabados. Na segunda, o mesmo processo é repetido para a metade restante da pá;
- 4) Semelhante ao anterior, porém a pá é dividida em três partes para serem usinadas em três etapas;
- 5) Desbaste e pré-acabamento de ambos lados da pá, e acabamento com a ferramenta contornando a mesma.

A comparação entre as estratégias foi feita principalmente confrontando-se a rugosidade das superfícies usinadas e o tempo de usinagem. Porém, a rigidez de processo foi levada em conta através de avaliação auditiva durante o fresamento, e pela observância de possíveis marcas de vibração e ocorrência de rebarbas.

O desbaste de todos os vãos em que este foi requerido foi feito em 3+2 eixos, visando privilegiar a rigidez e a segurança de processo, e no pré-acabamento foram utilizadas as mesmas estratégias adotadas para o acabamento, modificando-se apenas a ferramenta utilizada, e aumentando-se os valores de incremento entre passadas e tolerância CAM. O sobremetal deixado por esta operação foi de 0,5 mm para todas as pás.

Para a geração de todas as trajetórias de acabamento, o método utilizado para a sua distribuição foi o isoparamétrico, ao passo que o método de orientação foi o da ferramenta inclinada, ambos por terem proporcionado o padrão de movimento mais propício durante os pré-testes. As curvas isoparamétricas escolhidas para nortear o processo de geração foram as curvas que seguem a direção u da Figura 3.21, por motivos de acessibilidade, a forma com que a peça foi fixada à máquina impedia que fosse diferente.

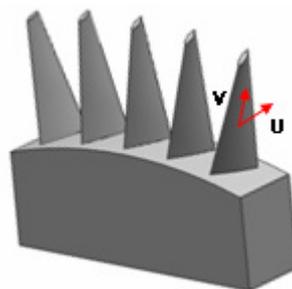


Figura 3.21 – Direção das curvas u e v das superfícies das pás no campo paramétrico.

Foi utilizada a mesma estratégia CAM da primeira à quarta pá. As diferenciações se ativeram ao número de subdivisões estipulado, a ordem que as operações seguiram, e para a segunda pá ainda houve uma mudança nos parâmetros de corte por sua estratégia global adotar a etapa de acabamento como única. O modelo das trajetórias geradas pode ser conferido na Figura 3.22.

Para possibilitar a usinagem das pás por completo, e de maneira uniforme, foi necessário criar uma superfície auxiliar para cada lado desta, e estendê-las nas direções u e v . Na usinagem da peça de alumínio, quando não houve este prolongamento, a

distância entre a aresta superior e o ponto de contato do primeiro trajeto foi maior que a distância entre passadas adjacentes programada.

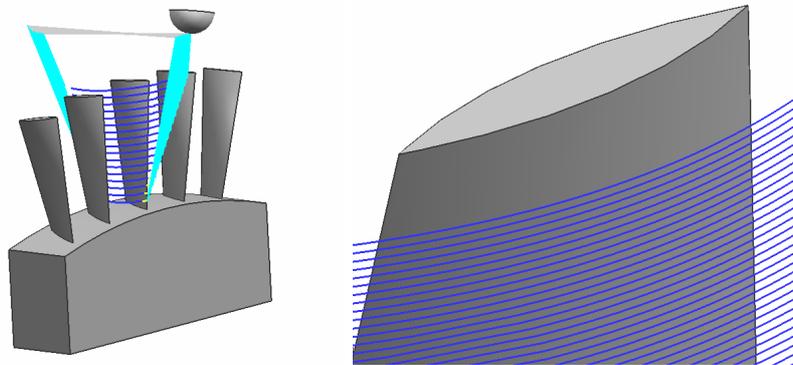


Figura 3.22 – Modelo das trajetórias de ferramenta utilizadas da primeira à quarta pá.

Esta superfície auxiliar foi utilizada como superfície guia (*drive surface*) para a geração das trajetórias. Imagens dos percurso da ferramenta no fresamento da pá 1 podem ser conferidas na Figura 3.23.

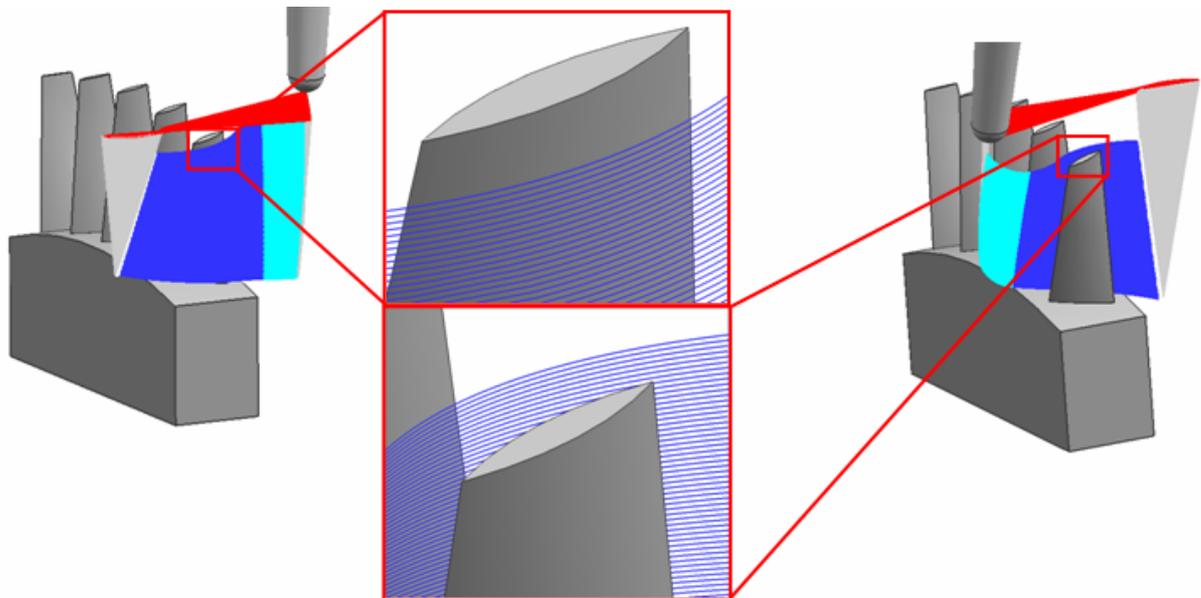


Figura 3.23 – Trajetórias de ferramenta da pá 1.

Todas as trajetórias geradas foram submetidas à edição. Apesar do CAM respeitar a integridade das superfícies de verificação definidas, ao se aproximar do pé da pá trajetórias desnecessárias eram geradas, e, portanto, foram removidas.

Edição de trajetórias também foi o artifício utilizado para se obter os programas em que houve subdivisão da usinagem de acabamento em etapas. Copiar as trajetórias e cortá-las se mostrou mais confiável que dividir as superfícies, uma vez que estas apresentavam movimentos confusos e marcas nas regiões de transição de superfícies. A Figura 3.24 mostra trajetórias para a usinagem das pás 2, 3 e 4, após a edição.

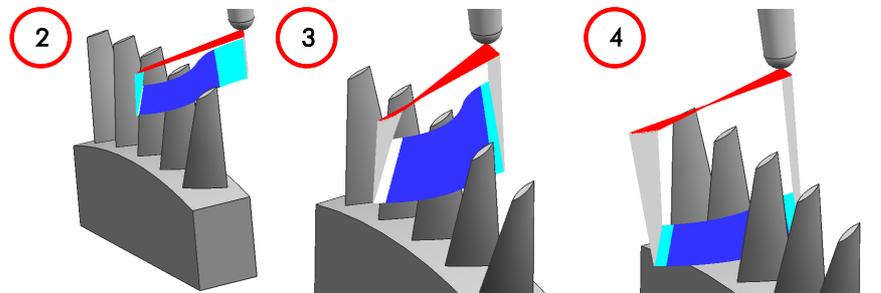


Figura 3.24 – Trajetórias de ferramenta utilizadas na usinagem das pás 2, 3 e 4.

A estratégia CAM aplicada à quinta pá foi semelhante à descrita, porém uma outra superfície auxiliar foi modelada, contendo os dois lados da pá, e foi utilizada como guia. A Figura 3.25 mostra a trajetória em questão.

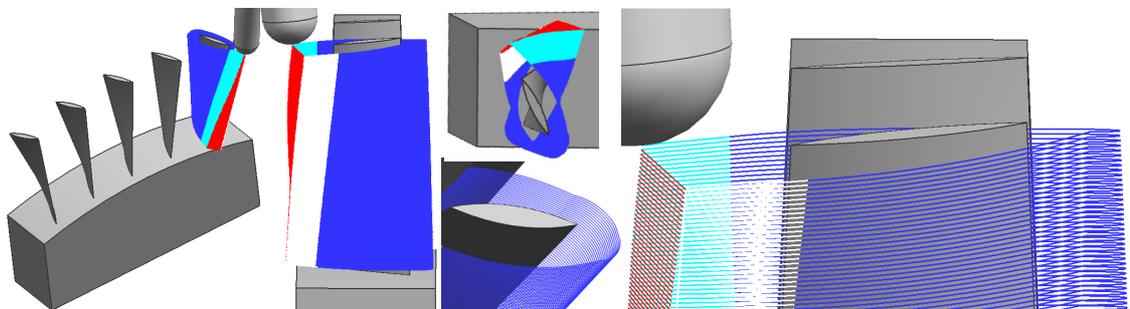


Figura 3.25 – Trajetória de ferramenta para a usinagem da pá 5.

Sem a modelagem de uma nova superfície também foi possível gerar trajetórias, mas na transição de um lado para o outro da pá os movimentos eram irregulares e, em algumas partes, gerava orientações incoerentes para o eixo da ferramenta, apresentando riscos de colisão. Importante salientar que a superfície auxiliar desta usinagem foi submetida à extensão da mesma forma que as outras, mas apenas na direção v .

Em todas as ocasiões a distância entre passadas adjacentes foi de 0,2 mm, e os ângulos β e α foram 0° e 70° respectivamente, sendo este último definido através de verificações gráficas pelo método de tentativa e erro até que se encontrasse a menor inclinação que não incorresse em colisão com a pá vizinha. A v_c foi de 65 m/min para a pá 2 e de 120 m/min para as restantes, o f_z foi de 0,1 mm e o sentido de corte concordante em todos os casos. Reduções de avanço de 30% foram programadas para os movimentos de entrada e saída da ferramenta.

O acabamento do pé das pás foi feito da mesma forma para todas, já que apenas uma maneira foi encontrada. O método foi o de acabamento de superfície de fundo (*floor surface*), neste caso a região cilíndrica do disco localizada onde a pá está ancorada, com a periferia da ferramenta sendo guiada pelas superfícies de parede (*wall surfaces*), no caso, as superfícies da pá, como indica a Figura 3.26. Nesta ainda há uma imagem do resultado da verificação gráfica desta usinagem em duas pás vizinhas.

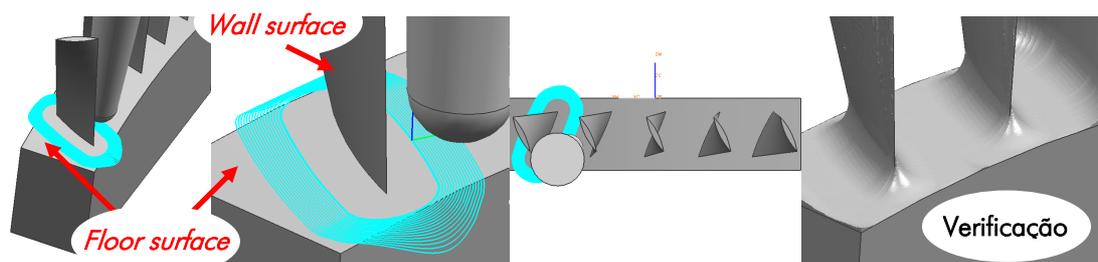


Figura 3.26 – Trajetória de acabamento do pé das pás.

Não foi necessária nenhuma superfície auxiliar nesta operação, no entanto, no momento da definição da geometria da ferramenta no CAM, um valor maior para seu ângulo de conicidade teve de ser informado, de 3° , e não $2,5^\circ$ como é de fato, para que não houvesse interferência entre a haste da fresa e a pá cujo pé estava sendo acabado.

As trajetórias das pás das extremidades, 1 e 5, foram verificadas, simuladas (Figura 3.27) e validadas em uma das pás intermediárias, antes de serem aplicadas à peça-teste.

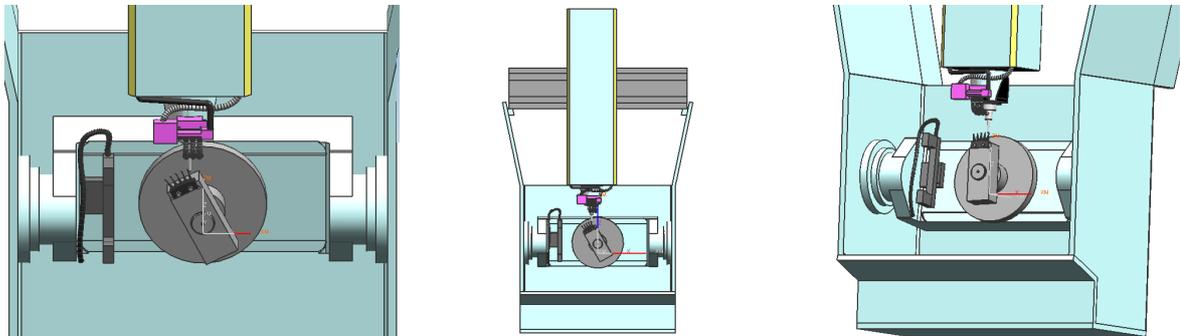


Figura 3.27 – Simulação dos movimentos dos eixos do centro de usinagem no fresamento da peça-teste.

Por fim, as medições de rugosidade foram tomadas em seis pontos de cada pá, sendo um na região superior, outro na central, e outro na região do pé, de cada lado da pá, como ilustrado na Figura 3.28. Nesta pode ser notado também a forma com que a peça foi presa a um cabeçote divisor para possibilitar as medições.

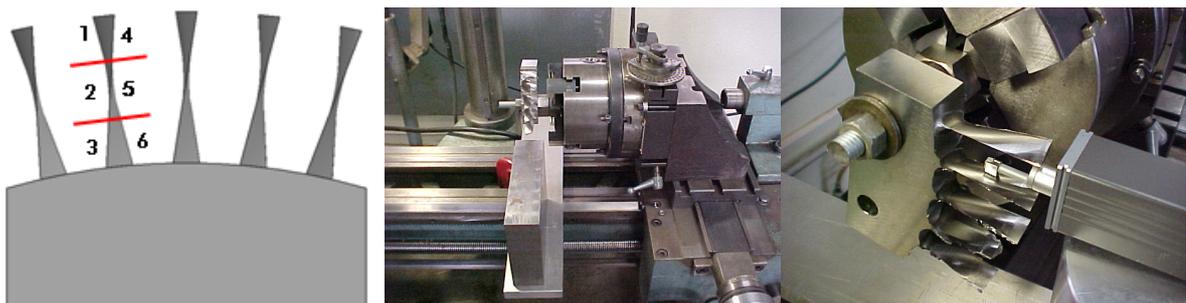


Figura 3.28 – Pontos de medição de rugosidade e montagem da peça para medições.

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

A apresentação, análise e discussão dos resultados obtidos nos experimentos descritos no capítulo 3 são o tema deste capítulo. Cada uma das seções que seguem trata de um dos ensaios listados.

4.1 Análise comparativa do desvio da haste da ferramenta no fresamento de titânio

O objetivo principal deste experimento foi prover uma análise qualitativa da deflexão da haste da ferramenta, de maneira que fosse possível avaliar prováveis benefícios do uso de ferramentas com haste de metal-duro para o acabamento de peças de titânio. Em segundo plano, com as combinações de parâmetros definidas, foi possível também verificar a influência da variação destes no desvio da ponta da fresa provocada pela ação das forças de corte.

De maneira geral, os ensaios mostraram que, para operações de acabamento, não se pode afirmar que o uso de hastes de metal-duro diminui a intensidade da deflexão da mesma. Diferença significativa só pôde ser notada com o uso da maior profundidade de corte, que foi de 0,3 mm. Este pode ser um indício de que, para operações com maiores seções de cavaco, o aumento da rigidez da ferramenta pelo uso de um material com maior módulo de elasticidade exerça maior influência.

No que diz respeito à influência das variações dos parâmetros de corte, algumas considerações adicionais podem ser tecidas. Para facilitar o entendimento, a subdivisão em grupos de variáveis será obedecida para a apresentação dos resultados. Estes serão apresentados a partir de gráficos, nos quais, em várias oportunidades, os pontos das curvas são acompanhados pelos seus respectivos intervalos de confiança. Os pontos em forma de traços e xis, não ligados por curva alguma, representam as extremidades destes intervalos, e correspondem ao ponto mais próximo de mesma cor.

4.1.1 Grupo de variáveis 1 – f_z e v_c

Os resultados do grupo 1, cujas variáveis foram f_z e v_c , não apresentaram nenhuma influência definitiva quando do aumento do avanço por dente, no intervalo de baixos valores testados, como mostram os gráficos das Figuras 4.1 e 4.2. Nota-se apenas uma tendência. De vinte e quatro combinações, somente em onze ocasiões pode-se afirmar que para um maior f_z resulta um maior desvio da ponta da fresa.

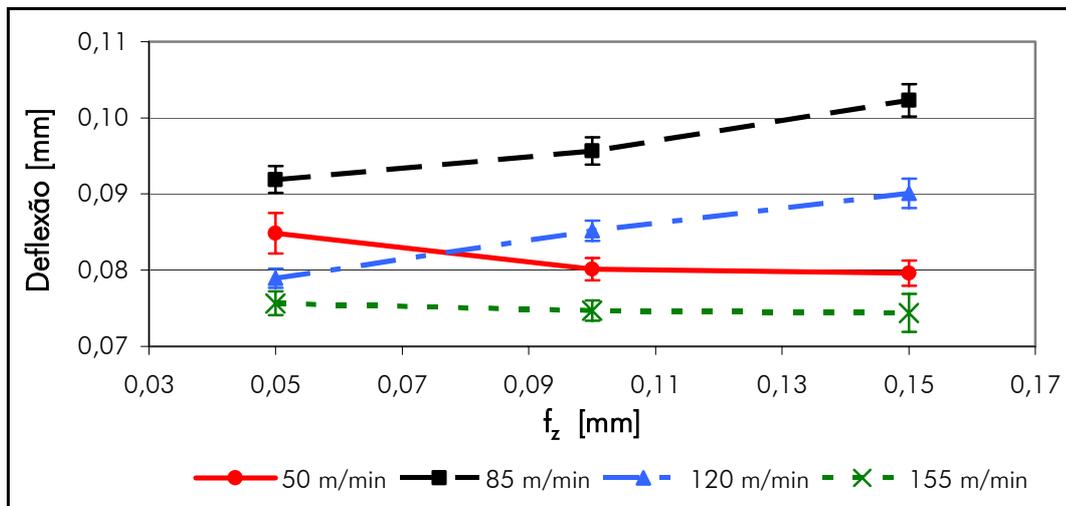


Figura 4.1 – Deflexão da haste de metal-duro em função do f_z para diferentes valores de v_c .

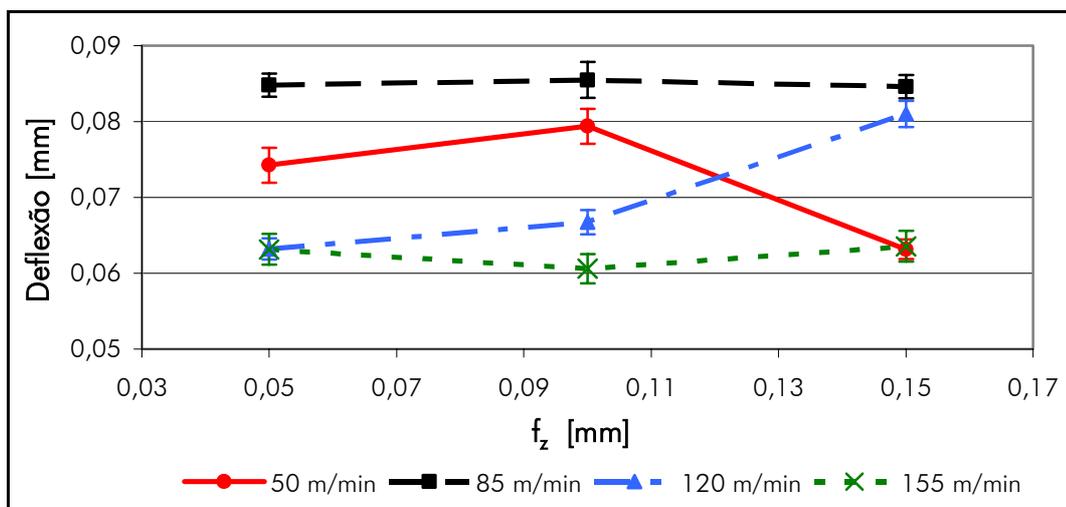


Figura 4.2 – Deflexão da haste de aço em função do f_z para diferentes valores de v_c .

Conclui-se daí que, em situações típicas de acabamento onde o f_z varia dentro de uma faixa de baixos valores como os testados, esse parâmetro não exercerá influência significativa na precisão dimensional.

Levando-se em consideração as informações da literatura, o aumento do f_z deveria apresentar uma relação mais definitiva com o aumento da deflexão, uma vez que, como citado na seção 2.2.3, maiores avanços implicam necessariamente em um aumento das forças de usinagem [68].

A precisão do dispositivo de medição utilizado pode ser a explicação para esta discrepância entre a teoria e o observado na prática. A ordem das variações pode ter se situado em um patamar no qual a sensibilidade do instrumento não o possibilita distinguir alterações.

Pode-se observar também que, em dois pontos nas curvas correspondentes à v_c de 50 m/min, as medições acusaram uma redução da deflexão. Apesar de incoerente, não chegou-se a uma conclusão a respeito do ocorrido, porém uma hipótese foi levantada, a de o material apresentar imperfeições metalúrgicas na camada que foi usinada com estas condições.

Já o comportamento com relação à alteração da v_c apresenta um padrão claro. A mudança de 50 para 85 m/min acarretou sempre em maiores deflexões, enquanto que para os aumentos adicionais, com 120 e 155 m/min, estas diminuíram (Figura 4.3).

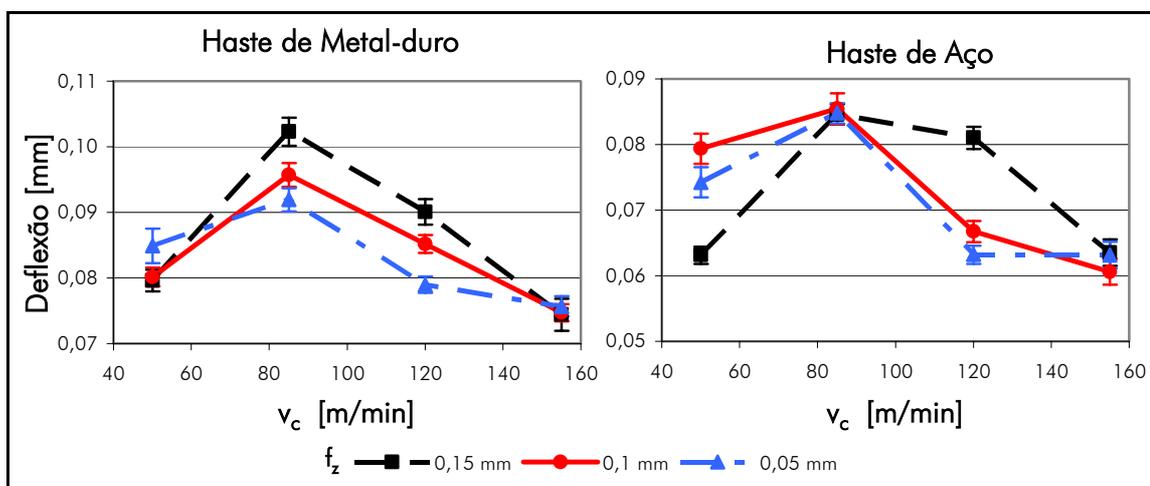


Figura 4.3 – Deflexão da haste em função da v_c para diferentes valores de f_z .

O padrão das curvas apresentadas se assemelha ao da relação das forças de usinagem com a v_c apresentado por König *apud* Schroeter e Weingaertner [68], e contido na Figura 2.23. Com base nesta, uma redução da deflexão poderia ser esperada se for levado em conta que as forças de usinagem tendem a diminuir com o aumento da velocidade de corte. Segundo este autor, as maiores temperaturas resultantes do aumento da v_c reduzem a resistência do material que está sendo usinado. O comportamento para a v_c de 85 m/min, por sua vez, pode ser fruto de presença intensa de adesão, sugerindo uma faixa de velocidades para as quais ocorra gume postiço, a exemplo do que acontece na usinagem de aços. No entanto, verificações específicas seriam necessárias para comprovar a ocorrência deste fenômeno, fator não consensual para a usinagem de titânio na bibliografia consultada¹.

Outra hipótese para este comportamento seria a frequência de passagem dos dentes estar coincidindo com um harmônico da frequência natural do conjunto formado pela ferramenta e sua fixação. Polli [82] observou que quando isto acontece em operações de acabamento, muita vibração é registrada, e há piora considerável no acabamento das superfícies.

4.1.2 Grupo de variáveis 2 – a_p , a_e e f_z

Profundidade de corte, penetração de trabalho e avanço por dente, foram as variáveis alteradas no grupo 2.

Os gráficos das Figuras 4.4 e 4.5 mostram notável influência da ampliação do a_p . Maiores valores de flexão da haste resultaram do aumento deste parâmetro.

Este comportamento já era esperado, pois com aumento deste parâmetro há um aumento da seção de cavaco, o que requer maiores forças para lograr a remoção de material [68]. Por outro lado, um aumento de f_z de mesma magnitude não surtiu o mesmo efeito claro notado com o a_p , muito embora a seção de cavaco seja dependente direta do avanço por dente. As linhas delgadas nos gráficos das Figuras 4.4 e 4.5 correspondem aos avanços maiores e, nestes gráficos, estas linhas não estão visivelmente distanciadas das respectivas linhas de menores avanços (linhas espessas).

¹ Seção 2.2.3.

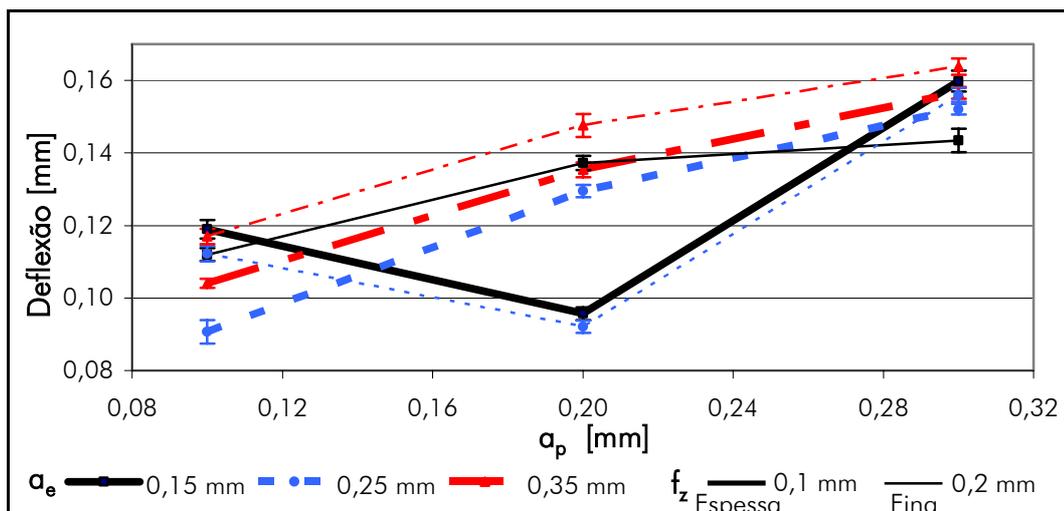


Figura 4.4 – Deflexão da haste de metal-duro em função da a_p para diferentes valores de a_e e f_z .

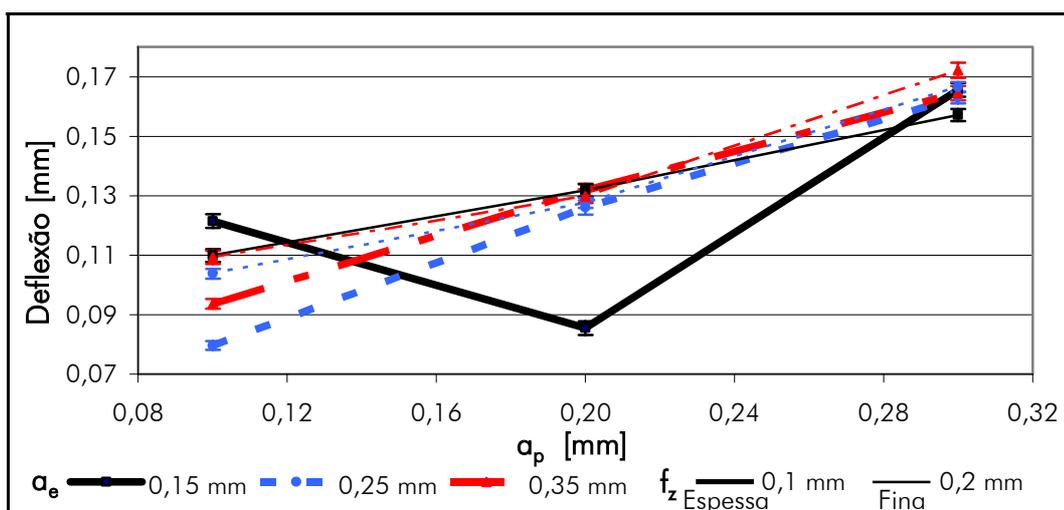


Figura 4.5 – Deflexão da haste de aço em função da a_p para diferentes valores de a_e e f_z .

No entanto, pela Figura 4.6, nota-se uma leve tendência ao agravamento da deflexão com o aumento do f_z , porém não com muita relevância, de maneira que pode-se afirmar que, mantidos níveis de sobremetal baixos, e respeitados limites de avanço tradicionais para o acabamento com fresas de topo esférico, aumentos no avanço por dente não incorrem em riscos de desvios de forma, deixando a limitação desse parâmetro por conta exclusiva da rugosidade desejada.

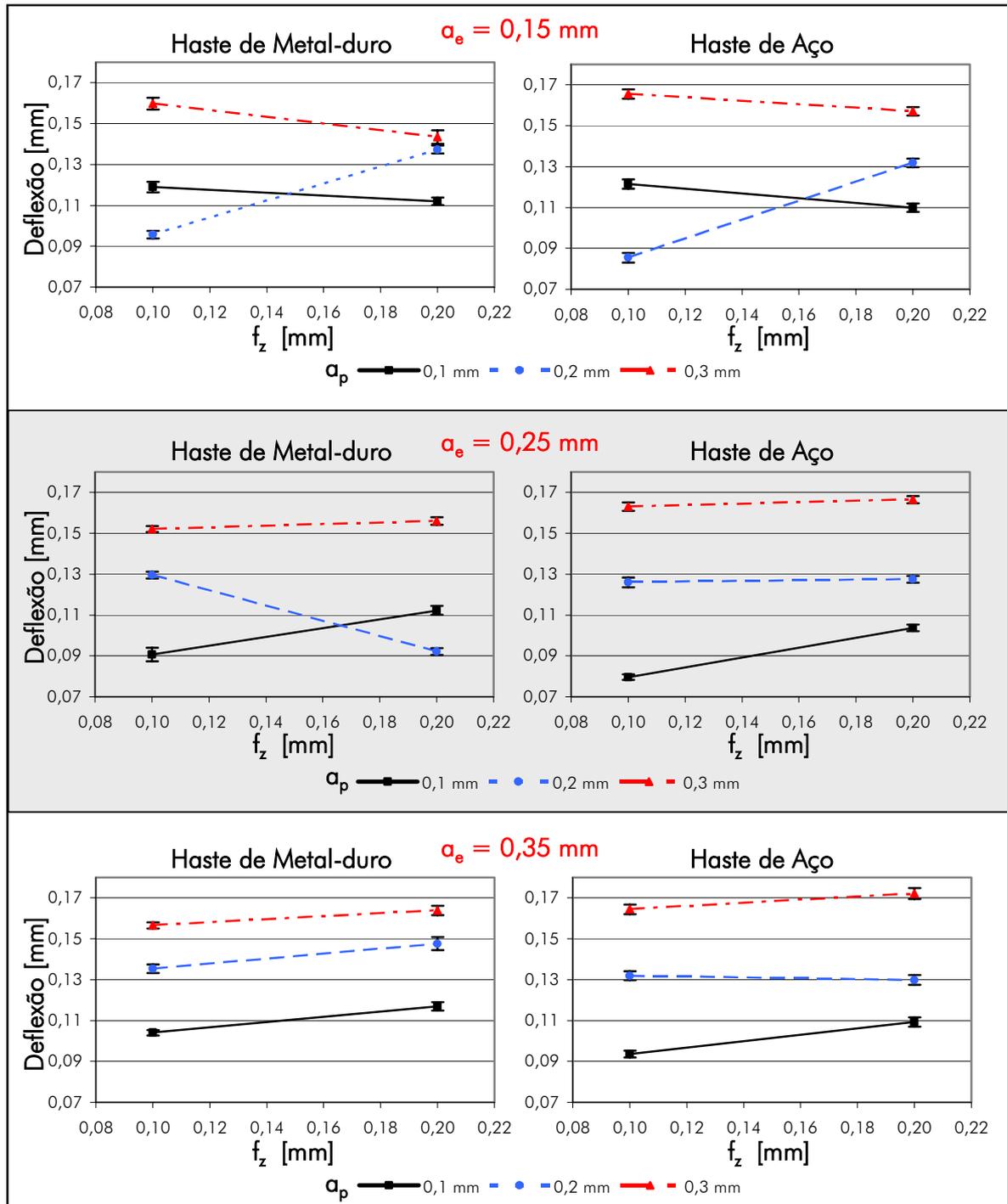


Figura 4.6 – Deflexão da haste da ferramenta em função do f_z para diferentes valores de a_e e a_p .

Estes resultados concordam com os obtidos nos experimentos do primeiro grupo de variáveis, de forma que têm mesma validade as observações a respeito dos motivos destes não corresponderem ao esperado aumento da deflexão, por consequência do

aumento das forças de usinagem. O mesmo vale para as incoerentes reduções registradas com o aumento do f_z .

Já a respeito dos efeitos das variações de a_e , não se pode afirmar que elas produzam aumentos ou reduções na deflexão, a partir dos resultados destes experimentos, como mostram as Figuras 4.7 e 4.8.

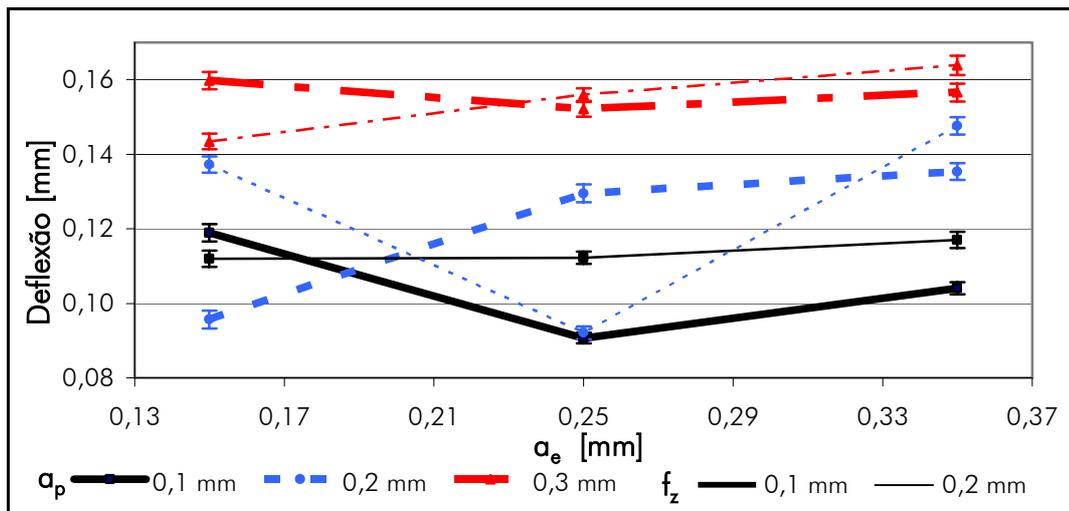


Figura 4.7 – Deflexão da haste de metal-duro em função da a_e para diferentes valores a_p e f_z .

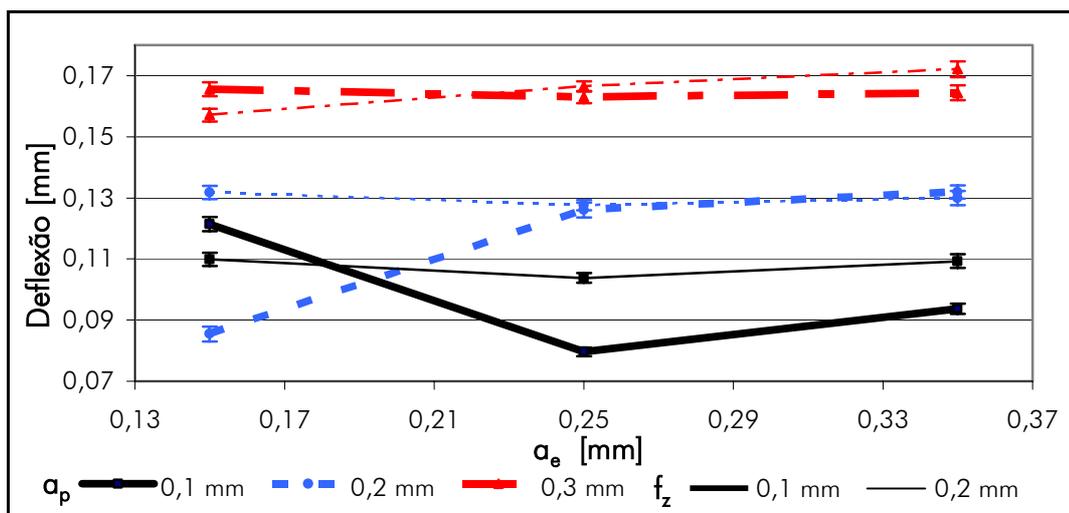


Figura 4.8 – Deflexão da haste de aço em função da a_e para diferentes valores de a_p e f_z .

De acordo com Kölling *apud* Gomes [26], no fresamento, o aumento da penetração de trabalho tem como resultado um aumento da espessura média de usinagem, o que faz com que cresça também a seção de cavaco, fato que justificaria um aumento da deflexão da haste por conseqüência de um aumento de forças.

Novamente, uma hipótese para justificar a não observância desta esperada influência é a das diferenças serem tão pequenas que o dispositivo de medição não foi capaz de captá-las.

Isto nos permite concluir que, para os baixos valores exigidos por baixas alturas de crista, quando da usinagem com fresas de topo esférico, o ajuste do a_e pode ser baseado apenas na rugosidade teórica, não apresentando riscos à precisão dimensional.

É importante salientar também que, em condições de acabamento com ferramentas de geometria semelhante, não há a possibilidade do engajamento de mais de um dente de maneira simultânea, o que acarretaria em acréscimos nas forças de usinagem.

4.1.3 Grupo de variáveis 3 – α e β

Com este último grupo foi examinado o reflexo das variações de inclinação da haste da ferramenta com relação à normal da superfície, que o fresamento em 5-eixos simultâneos oferece a oportunidade de manter constante.

Devido à limitada acessibilidade, o fresamento de pás de compressores de turbinas requer altos valores de α . A Figura 4.9 mostra que, do ponto de vista da precisão geométrica, este ângulo deve ser o mínimo que a forma da peça permitir, uma vez que, grosso modo, maiores deflexões são reflexo de maiores ângulos de ataque α .

Isto ocorre porque com grandes inclinações, o corte ocorre nas proximidades da periferia da fresa, fazendo com que as forças de usinagem atuem predominantemente como esforços cortantes para a ferramenta, exigindo-as no sentido em que elas são menos rígidas.

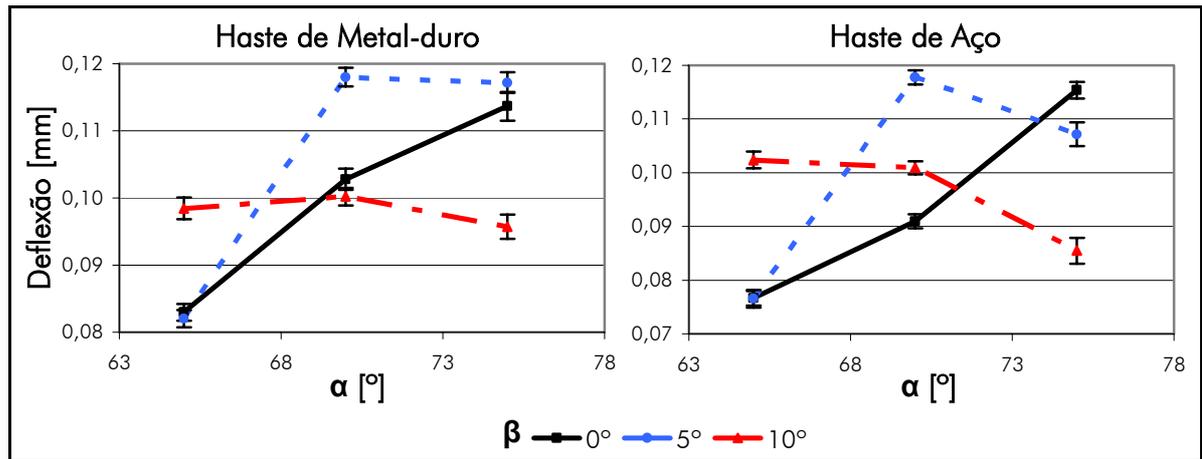


Figura 4.9 – Deflexão da haste da ferramenta em função do ângulo α para distintos valores de β .

Uma distribuição mais favorável entre as componentes das forças de corte deve ser o motivo para as reduções de desvio da ponta da fresa encontradas com o aumento do ângulo β , e valores altos de α , como pode ser visto na Figura 4.10, principalmente quando o ângulo de avanço passa de 5 para 10°.

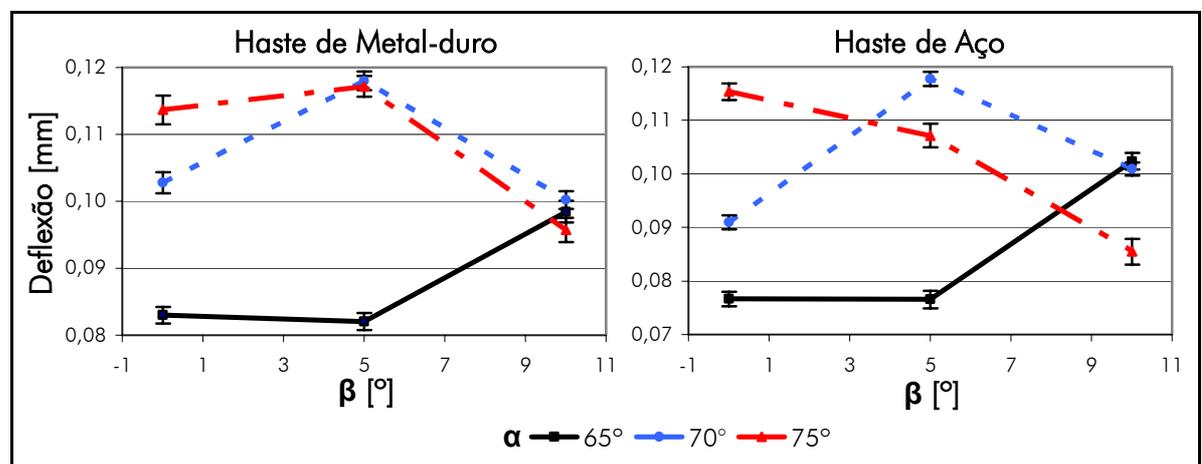


Figura 4.10 – Deflexão da haste da ferramenta em função do ângulo β para distintos valores de α .

Para $\alpha = 65^\circ$, porém, o comportamento é diferente. Seu menor valor justifica os menores desvios associados. Mas, com $\beta = 10^\circ$ a deflexão aumenta, e atinge valores compatíveis com os apresentados pelas maiores inclinações de ataque.

O uso de β maiores que zero para o fresamento com ferramentas de topo esférico se dá para “fugir” do corte com a ponta da ferramenta, onde a velocidade de corte tende a ser nula [26]. No entanto com a necessidade do uso de elevados α esta condição já é atingida. Assim com o aumento do β os esforços cortantes vão tender a ser maiores novamente, o que provavelmente agravaria a deformação da haste da ferramenta.

4.2 Teste de vida para fresas com haste de aço e metal-duro

Ao contrário do esperado, este teste foi marcado por ser muito prolongado. Devido ao uso de pequena seção de cavaco, ocasionando baixas forças, uma baixa velocidade de corte, gerando pouco calor, e baixa penetração de trabalho, expondo os gumes ao calor por um tempo muito menor do que eles se encontravam em processo de resfriamento, o processo de desgaste foi lento, fazendo com que cada ensaio durasse cerca de 64 h.

Por este motivo estipulou-se um ponto para interrupção do experimento, que foi de 915,2 m de comprimento de trajetória de fresamento, o que corresponde a 0,20 m² de superfície usinada.

A Figura 4.11 apresenta duas curvas compostas pelas médias dos valores de desgaste de flanco medidos ao longo dos três testes com as ferramentas com haste de aço e metal-duro.

Percebe-se que, para condições de engajamento típicas de operações de acabamento, não é possível afirmar que há diferença na progressão do desgaste da ferramenta. Com exceção de um ensaio realizado com uma fresa de haste de aço, no qual o aparecimento de cratera foi súbito e se deu logo no início, nas outras oportunidades o desgaste se manteve em um mesmo patamar, e o surgimento e a evolução da cratera se deu gradativamente.

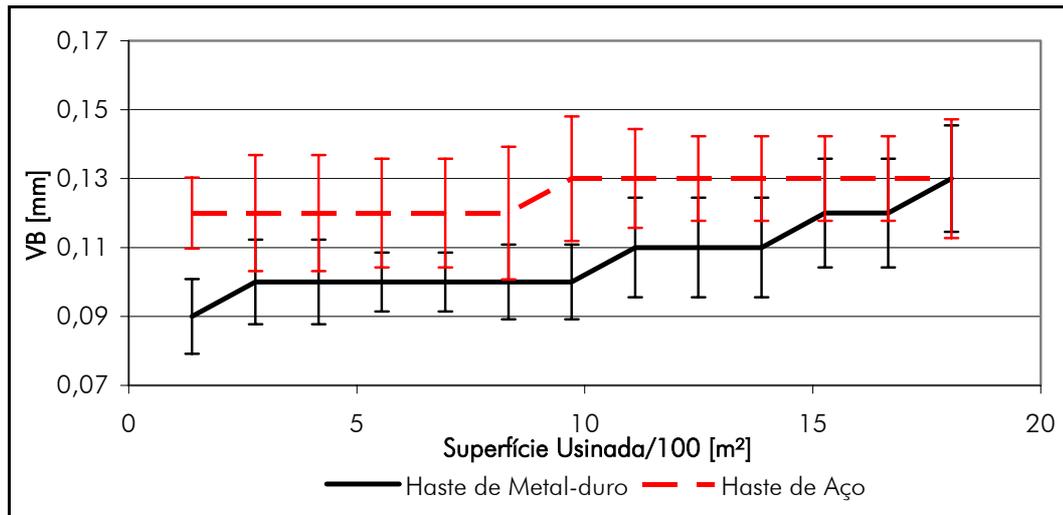


Figura 4.11 – Desgaste de flanco em função da superfície usinada, para as fresas com haste de metal-duro e aço.

O padrão de desgaste observado foi semelhante ao referido na literatura em [61, 65, 70, 71, 72], com um desgaste de flanco regular, com ação predominante dos mecanismos de adesão e abrasão. Na face houve formação de uma cratera na adjacência do gume, na região de maior desgaste, que emendou com o desgaste de flanco, como pode ser observado.

A Figura 4.12 apresenta duas imagens do flanco da ferramenta, obtidas através de um microscópio, em uma das sessões de medição de desgaste, nas quais pode-se divisar regiões douradas de brilho metálico mais intenso, denotando a presença de material da peça aderido ao gume, uma vez que essa não é uma característica do metal-duro.

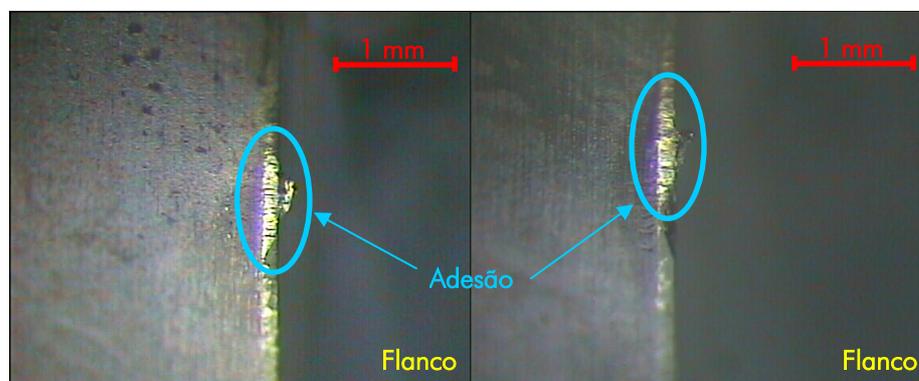


Figura 4.12 – Imagens típicas do desgaste de flanco encontrado durante os experimentos, com as regiões com adesão apresentadas em destaque.

Imagens de microscópio da face do inserto podem ser vistas na Figura 4.13. Nas regiões em destaque encontram-se as formas típicas de crateras e lascamentos, observadas em todos os ensaios. Como descrito na bibliografia, as crateras têm a forma aproximada de uma meia semi-esfera, pois devido ao pequeno comprimento de contato elas se formam muito junto ao gume, e à medida que vão evoluindo se emendam ao desgaste de flanco. Com a sua formação, o gume se fragiliza, ficando vulnerável aos lascamentos também observados.

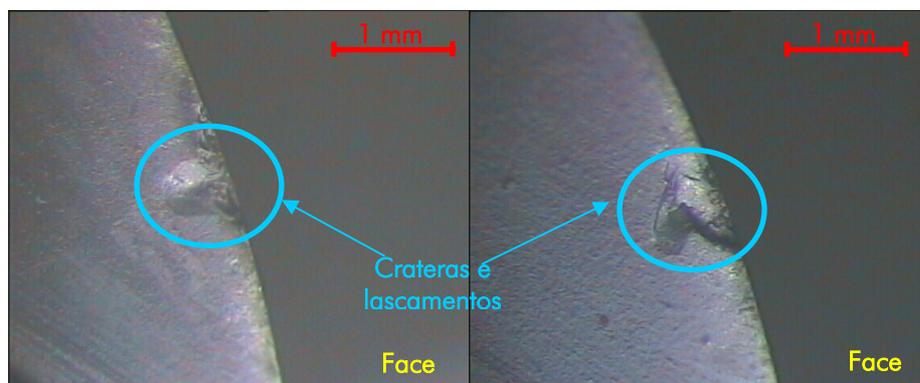


Figura 4.13 – Lascamentos ocasionados por uma fragilização do gume devido ao desgaste de cratera ocorrido durante os experimentos.

A presença de adesão de material na própria peça também foi um aspecto característico deste experimento. A Figura 4.14 apresenta imagens da superfície usinada, ampliadas com o auxílio de um microscópio, nas quais pode-se notar porções de material da própria peça, removidas em forma de cavaco e caldeadas à peça.

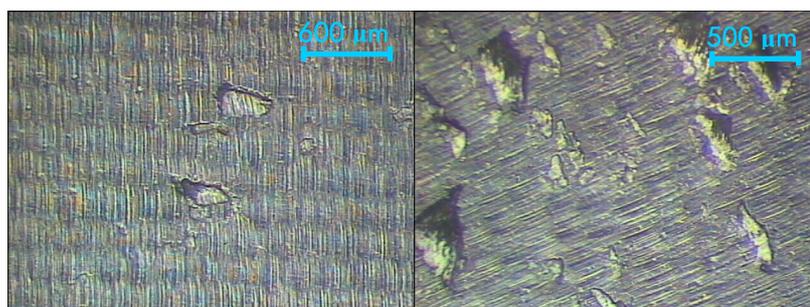


Figura 4.14 – Cavacos caldeados à superfície usinada no segundo experimento.

Mesmo o uso de fluido de corte, que poderia contribuir com a remoção destes cavacos da região de corte antes do caldeamento, não impediu que isso ocorresse. A intensidade das adesões à peça aumentavam com a progressão do desgaste da ferramenta, tornando a aparência da superfície mais fosca, porém mesmo assim a rugosidade R_a medida, em momento nenhum, ultrapassou $0,5 \mu\text{m}$, como pode ser visto na Tabela 4.1.

Tanto a ocorrência de adesões à peça como o fato destas aumentarem com o desgaste da ferramenta foram citados em [61, 65]. Segundo estes autores a intensidade dos mecanismos de adesão presentes pode sugerir a ocorrência de gume postigo.

Tabela 4.1 – Rugosidade média aritmética R_a da superfície usinada no teste de vida para distintos materiais de haste.

	Haste de Metal-Duro				Haste de Aço			
	Início do Teste		Fim do Teste		Início do Teste		Fim do Teste	
	+	//	+	//	+	//	+	//
1	0,23	0,27	0,36	0,35	0,16	0,24	0,35	0,48
2	0,29	0,25	0,29	0,32	0,15	0,29	0,36	0,48
3	0,31	0,25	0,26	0,36	0,14	0,24	0,38	0,38
4	0,29	0,29	0,31	0,33	0,16	0,18	0,34	0,44
5	0,26	0,26	0,36	0,32	0,18	0,15	0,33	0,34
6	0,31	0,25	0,35	0,36	0,21	0,18	0,32	0,31
σ	0,031	0,016	0,042	0,019	0,025	0,052	0,022	0,073
Média	0,28	0,26	0,32	0,34	0,17	0,21	0,35	0,41

+ Perpendicular ao avanço
// Paralelo ao avanço

Valores em μm

Os gráficos da Figura 4.15 mostram que o material que compõe a haste da ferramenta não exerce influência significativa no acabamento da superfície, a exemplo do que ocorre para o desvio da ponta da ferramenta, para condições de acabamento.

No início do teste de vida a rugosidade foi maior para as ferramentas de haste de metal-duro, tanto na direção transversal ao avanço, quanto na paralela. No fim do teste o R_a foi maior para a de aço, quando medida paralelamente ao avanço, mas o mesmo não se pode afirmar com relação à outra direção.

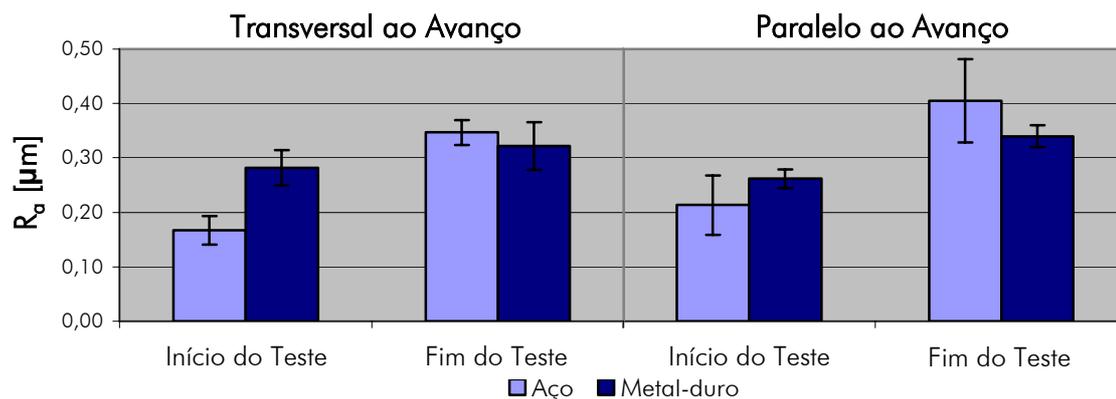


Figura 4.15 – Rugosidade das superfícies usinadas para as fresas com haste de aço e metal-duro, medida no início e no fim do teste de vida.

A deterioração do acabamento da superfície, ocasionada pelo aumento do desgaste, implicou em maiores valores de R_a para as medições executadas ao fim do teste de vida, porém os valores permaneceram reduzidos e bem abaixo do requerido na usinagem de pás de compressores de turbina.

4.3 Teste de vida para diferentes tipos de interpolação

O uso da interpolação linear resultou, como esperado, em uma usinagem truncada. Prova disso é o fato do avanço programado não ter sido atingido em momento algum durante todo o percurso.

Uma vez que, segundo a literatura [69, 77], é recomendável manter o avanço o mais constante possível, especulava-se que o caráter oscilatório do avanço na usinagem com interpolação linear, em que a ferramenta acelera e desacelera com frequência, pudesse reduzir a vida da ferramenta, quando comparada com a vida de uma ferramenta usada em um fresamento com interpolação por NURBS.

Mas, para as condições programadas, os resultados mostram que não se pode afirmar que isto trouxe prejuízos à vida da ferramenta. A Figura 4.16 expõe os valores médios de vida encontrados associados aos seus intervalos de segurança.

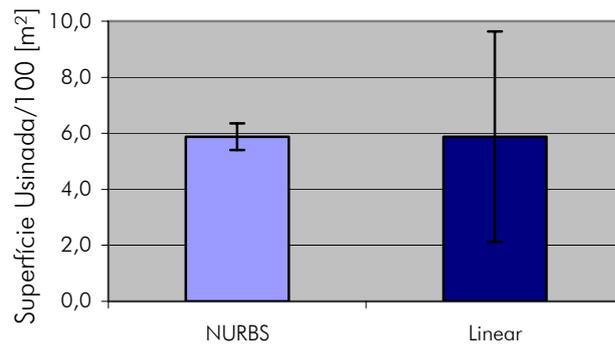


Figura 4.16 – Vida da ferramenta para as interpolações linear e por NURBS, em termos de superfície usinada total.

Entretanto, se a aplicação da interpolação por NURBS na usinagem de superfícies complexas em titânio for analisada pelo quesito acabamento da superfície obtido, percebe-se um ganho com relação ao tipo de interpolação utilizado tradicionalmente. Esta melhora se torna ainda maior na medida em que a ferramenta vai ficando desgastada. Isto é o que se pode concluir do gráfico da Figura 4.17.

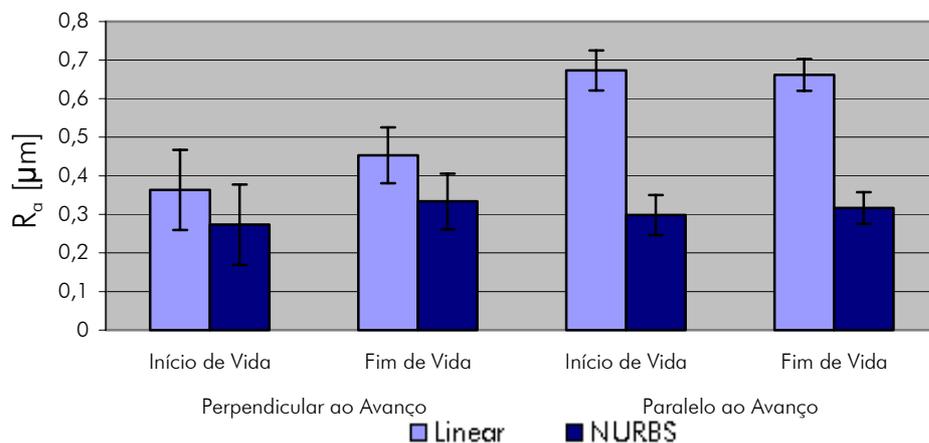


Figura 4.17 – Rugosidade média aritmética R_a da superfície usinada na comparação dos tipos de interpolação.

Já quando os valores de R_a medidos no início e no fim da vida da ferramenta, para um mesmo tipo de interpolação, são confrontados, não se pode afirmar que houve diferenças na qualidade da superfície usinada.

A Tabela 4.2 apresenta os valores de rugosidade encontrados neste experimento. Há nela uma referência à existência de adesão. Assim como no anterior, neste ensaio a superfície apresentou adesão de cavaco à peça, em uma intensidade inclusive maior. Mas isso não ocorreu ao longo de toda a superfície, apenas nas regiões em que a fresa descrevia um movimento ascendente. Devido a isso as medições foram executadas em ambas as áreas.

Tabela 4.2 – Rugosidade média aritmética R_a da superfície usinada na comparação dos tipos de interpolação.

	Linear						NURBS					
	Perpendicular				Paralelo		Perpendicular				Paralelo	
	sem adesão		com adesão		Início	Fim	sem adesão		com adesão		Início	Fim
	Início	Fim	Início	Fim			Início	Fim	Início	Fim		
1	0,49	0,45	1,76	0,45	0,67	0,64	0,23	0,26	0,38	0,83	0,27	0,33
2	0,25	0,37	1,54	0,63	0,68	0,62	0,23	0,42	1,40	1,70	0,34	0,34
3	0,26	0,37	1,49	0,93	0,66	0,73	0,31	0,28	2,73	1,31	0,28	0,30
4	0,35	0,51	1,06	1,03	0,68	0,66	0,36	0,34	0,96	0,53	0,30	0,27
5	0,46	0,52	0,58	0,70	0,65	0,68	0,31	0,33	1,03	0,41	0,31	0,34
6	0,37	0,50	0,58	0,75	0,69	0,64	0,20	0,37	0,49	0,97	0,29	0,32
σ	0,099	0,069	0,509	0,209	0,021	0,039	0,062	0,059	0,853	0,485	0,025	0,027
Média	0,36	0,45	1,17	0,75	0,67	0,66	0,27	0,33	1,17	0,96	0,30	0,32

Valores em μm

A rugosidade nas regiões onde houve caldeamento de cavaco foi consideravelmente maior que nas outras e, inclusive, não se pode afirmar que há diferenças entre a qualidade das superfícies obtidas no início e no fim da vida da ferramenta, para os dois tipos de interpolação, como mostra a Figura 4.18.

Apesar da rugosidade para a interpolação linear ter sido maior, os dois tipos de interpolação apresentaram resultados satisfatórios, com R_a sempre abaixo de $1 \mu\text{m}$, excetuando-se as regiões em que houve adesão.

Assim, a partir das informações extraídas deste experimento, pode-se concluir que para o acabamento de peças de titânio com fresas de topo esférico, a interpolação linear se mostra tão adequada quanto a por NURBS. Neste caso, a única vantagem que esta última poderia prover seria a possibilidade de ganhos de produtividade, uma vez que a velocidade de avanço apresenta uma maior constância, eliminando tempos perdidos com acelerações e desacelerações desnecessárias. Porém seria necessário um estudo de

viabilidade para checar se os ganhos de tempo compensariam o investimento em um comando com esta função, principalmente se forem levadas em conta as baixas velocidades normalmente envolvidas na usinagem de titânio.

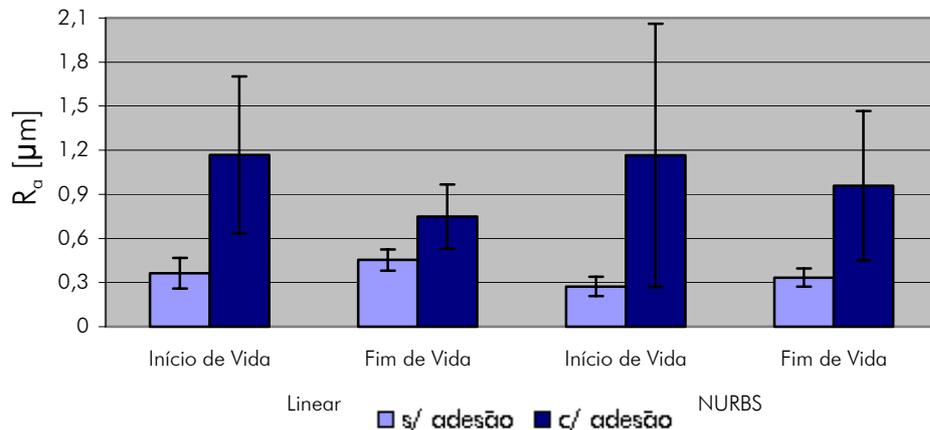


Figura 4.18 – Rugosidade média aritmética R_a nas regiões onde houve adesão e onde não.

4.4 Fresamento em 5-eixos simultâneos de uma seção de BLISK

Neste experimento, uma peça que constitui uma seção de BLISK contendo cinco pás, apresentada na seção 3.2.4, foi usinada em TiAl6V4, sendo que para cada uma das pás foi aplicada uma estratégia diferente. Os números utilizados para identificar as pás neste item correspondem aos números atribuídos às estratégias quando da sua definição na seção 3.2.4. Estas, por suas vezes, foram aplicadas às pás da peça-teste em seqüência, da esquerda para direita.

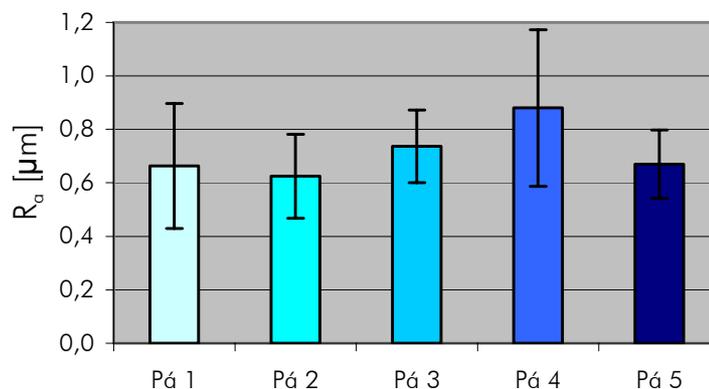
As rugosidades R_a e R_z alcançadas nas superfícies das pás são apresentadas na Tabela 4.3, e a rugosidade média aritmética R_a destas pás está disposta em forma de gráfico de barras, associada a seu intervalo de confiança, na Figura 4.19, para possibilitar uma melhor comparação entre os resultados.

Tabela 4.3 – Rugosidades R_a e R_z das pás da seção de BLISK.

	Pá 1		Pá 2		Pá 3		Pá 4		Pá 5	
	R_a	R_z								
1	0,50	2,66	0,65	2,81	0,64	4,00	0,72	4,32	0,66	3,83
2	0,46	2,44	0,54	2,55	0,58	3,65	0,74	3,81	0,45	2,72
3	0,74	4,00	0,80	4,26	0,71	3,79	0,96	4,85	0,80	4,39
Esquerda	0,57	3,03	0,66	3,21	0,64	3,81	0,81	4,33	0,64	3,65
1	0,74	3,69	0,50	2,53	0,74	4,22	0,87	4,89	0,69	3,90
2	0,50	3,11	0,46	2,37	0,95	5,30	0,60	3,56	0,76	3,99
3	1,04	6,05	0,80	4,12	0,80	4,64	1,39	6,62	0,66	3,47
Direita	0,76	4,28	0,59	3,01	0,83	4,72	0,95	5,02	0,70	3,79
σ	0,223	1,313	0,150	0,852	0,130	0,614	0,279	1,093	0,122	0,571
Média	0,66	3,66	0,63	3,11	0,74	4,27	0,88	4,68	0,67	3,72

Valores em μm

De maneira geral, a qualidade da superfície obtida foi satisfatória, não ultrapassando em momento algum a faixa de $1 \mu\text{m}$ de R_a . Fazendo o confronto entre as pás, é possível afirmar apenas que a rugosidade da pá 2 foi menor que a da pá 4.

Figura 4.19 – Rugosidade média aritmética R_a das pás da peça-teste.

A pá 1, para qual todas as três etapas, desbaste, pré-acabamento e acabamento, foram realizadas em um dos lados, para depois serem realizadas do outro lado, apresentou um bom acabamento, principalmente do lado que foi usinado primeiro, quando o vão oposto ainda não havia sido desbastado. Entretanto, esta superfície apresentou marcas de interferência de corte, cuja provável origem foram as trajetórias geradas no CAM (Figura 4.20).

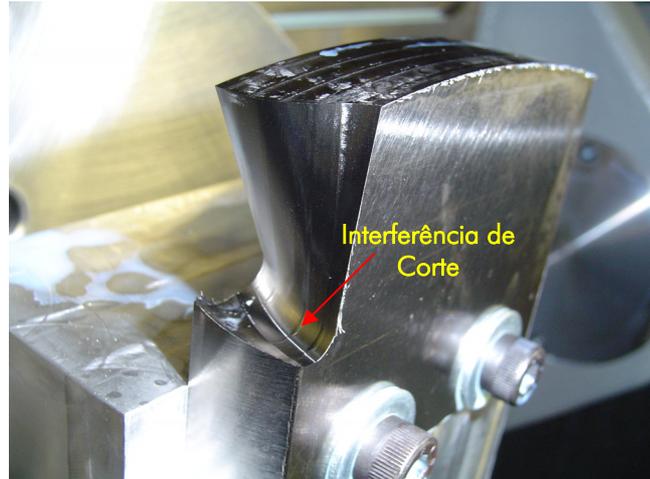


Figura 4.20 – Lado esquerdo da pá 1 após o seu acabamento.

Já durante a usinagem da superfície oposta desta mesma pá, ruídos ocorreram durante a usinagem, devido à falta de rigidez da geometria esbelta que estava sendo fresada, resultando em marcas de vibração presentes na região superior da superfície gerada. Houve também a remanescência de rebarbas.

Para evitar estes problemas, de acordo com o manual de usinagem de titânio da empresa Sandvik [63], paredes finas, como a do exemplo em questão, devem ser fresadas com passes alternando-se os lados entre uma passada e outra, com incrementos de 0,5 a 2 vezes o diâmetro da fresa.

As estratégias aplicadas às pás 3 e 4 foram alternativas que seguiram esta linha de raciocínio. Na terceira a usinagem foi dividida em duas etapas, enquanto para a quarta as subdivisões foram três, o que possibilitaria um aumento de rigidez pela diminuição do comprimento da forma esbelta.

Entretanto, as marcas de vibração no topo da pá e rebarbas, por sinal, foram uma constante também nestas pás. O uso do artifício de divisão da usinagem apenas diminuiu o nível de ruído e a quantidade de rebarba, quanto à rugosidade não se pode afirmar que houve melhoras.

A Figura 4.21 apresenta fotografias das pás da seção de BLISK usinada onde podem ser identificadas marcas de vibração no topo de uma das pás e a presença de rebarbas.

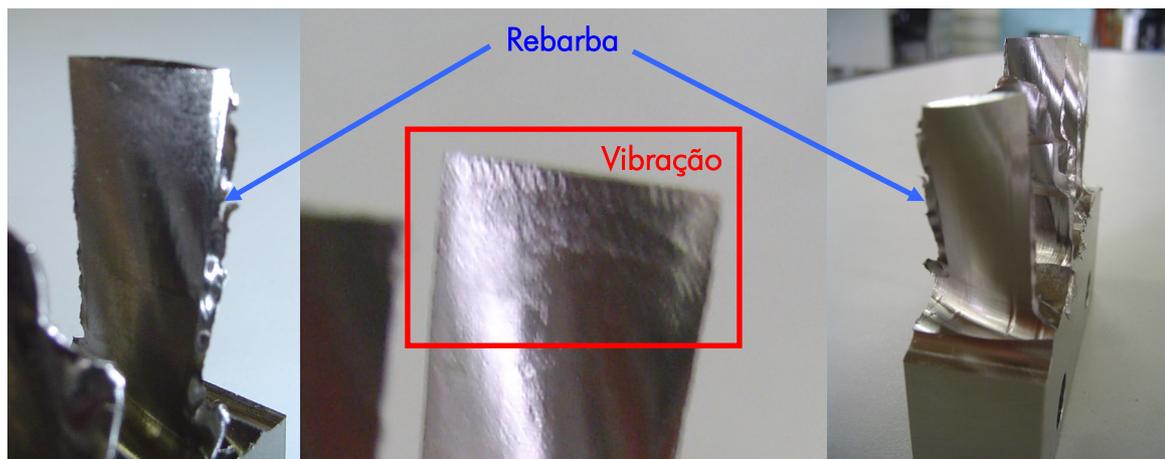


Figura 4.21 – Rebarba e marcas de vibração deixadas nas pás.

Para a pá 2, cuja rugosidade foi a menor encontrada, a estratégia utilizada desconsiderou as recomendações de se aplicar no mínimo uma etapa de desbaste antes da usinagem de acabamento [62, 63, 78], realizando esta última diretamente. Devido a problemas de acessibilidade, e para privilegiar a rigidez, esta foi dividida em quatro etapas nas quais os lados da pá eram usinados alternadamente.

Como esperado, uma vez que as recomendações citadas se baseavam na prevenção de vibrações, este fresamento se mostrou muito severo, com a presença deste fenômeno, que embora não tenha prejudicado o acabamento superficial, fez com que o dispositivo que fixava a peça à máquina sofresse uma leve rotação. Este problema só foi percebido quando a integridade de forma das pás 2 e 3 já haviam sido comprometidas. Assim, apenas para a pá 2 não há valores da rugosidade do topo da pá, a região com o acabamento mais deteriorado para todas, em virtude da menor rigidez. É importante registrar que, antes da ocorrência do fato citado, a pá 2 não apresentava marcas de vibração nesta região.

A quinta pá teve ambos os vãos adjacentes desbastados por completo, para depois ser acabada com a ferramenta contornando-a, seguindo então tanto a recomendação de se aplicar uma etapa de desbaste [62, 63, 78], quanto a de se usinar paredes finas de titânio alternando-se os lados e com pequenos incrementos [63]. Isto, porém não impediu o surgimento marcas de vibração em seu topo, mas resultou em um bom acabamento, além da vantagem de ter sido a pá que apresentou a menor quantidade de rebarba.

O acabamento do pé das pás também apresentou boa qualidade superficial, como mostra a Figura 4.22.

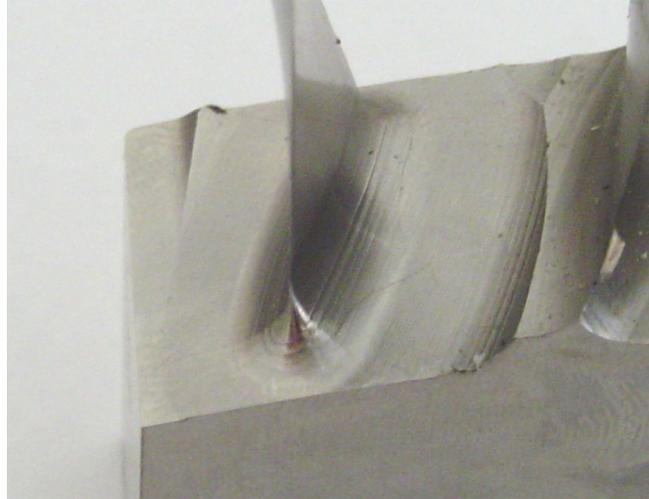


Figura 4.22 – Pé da pá 5 após o seu acabamento.

Quanto aos tempos de usinagem, a pá 5 que apresentou o melhor resultado, quando considerado apenas o tempo de acabamento, com 10'35". Esta é seguida pelas pás 1, 3 e 4, com 23'12", enquanto a segunda teve um tempo de 42'38", justificado pela menor velocidade de corte aplicada.

Mas se for levado em conta todos os tempos secundários de processo, como trocas de ferramenta, movimentos em rápido, movimentos de ajuste, e os tempos de desbaste e pré-acabamento envolvidos nas usinagens das outras pás, o tempo geral para a fabricação da pá 2 se torna menor que o tempo da pá 5, porém, supõe-se, em detrimento da vida da ferramenta. Assim, uma conclusão a respeito da vantagem de se aplicar apenas a etapa de acabamento só seria possível se associada a uma análise de custo em que a diminuição da vida da ferramenta fosse considerada.

Portanto, considera-se que a estratégia utilizada para acabar a pá 5 foi a que mais satisfizes os requisitos envolvidos, apresentando uma das menores rugosidades, usinagem estável, e um tempo relativamente reduzido.

A partir disto, utilizando as ferramentas de transformação e cópia de trajetórias, disponibilizados pelos sistemas CAM, pode-se aplicar este padrão de estratégia a todas as pás de um disco completo.

5. CONCLUSÕES

Dada a importância da expansão dos conhecimentos na área de fabricação de equipamentos para geração de energia através de fontes alternativas, este trabalho buscou, com a análise do fresamento em 5-eixos simultâneos de pás de discos de pás inteiriços de compressores de turbinas de geração de energia a gás, se inserir na demanda tecnológica atual do país.

No que diz respeito ao fresamento em 5-eixos simultâneos, percebeu-se que este processo apresenta um grande campo de possível aplicação, e um forte potencial de ganhos de produtividade. No entanto, apesar disto, e do fato do setor industrial brasileiro já começar a despertar interesse nessa tecnologia, o assunto é muito pouco estudado ainda por aqui. Isso ressalta a importância de uma compilação do que há de mais relevante atualmente a respeito do fresamento em 5-eixos simultâneos, como procurou-se fazer no início deste trabalho.

Com este intuito, a revisão teórica a respeito desta tecnologia de fabricação abordou inicialmente os tipos de máquinas de fresamento em 5-eixos existentes. Depois focou-se nos aspectos envolvidos no fresamento em 5-eixos auxiliado por computador, tratando de temas como geração e verificação de trajetórias, simulação e pós-processamento. Na seqüência, esta seção trata das condições geométricas de contato do topo da ferramenta com a peça neste processo. Por fim, um ciclo de implementação de trajetórias para o fresamento em 5-eixos simultâneos é apresentado.

O embasamento teórico contemplou também a usinagem de ligas de titânio, um grupo de materiais considerados como de difícil usinabilidade, e que requerem providências especiais para se gerar programas de fresamento de peças que sejam compostas por estes. As dificuldades encontradas em sua usinagem, além dos materiais e geometrias de ferramenta, e estratégias e parâmetros de corte mais adequados para esta tarefa foram abordados.

Toda esta carga de conhecimento fundamentou a porção experimental deste trabalho. Esta foi constituída por quatro ensaios, a partir dos quais analisaram-se: os

efeitos da aplicação de ferramentas com haste de metal-duro, ao invés das hastes de aço tradicionalmente empregadas, no fresamento de ligas titânio; os possíveis benefícios da aplicação de interpolação por NURBS na usinagem das ligas em questão; estratégias adequadas ao fresamento em 5-eixos simultâneos de pás de compressores de turbinas em TiAl6V4, através da usinagem de uma peça-teste contendo cinco destas pás.

Primeiramente foi realizada uma análise comparativa da magnitude do desvio da ponta da ferramenta por deflexão da haste, entre uma fresa com haste de metal-duro e uma com haste de aço. Os resultados mostraram que, apesar da maior rigidez da primeira em função de seu maior módulo de elasticidade, para condições típicas de acabamento, não se pode afirmar que há uma redução na intensidade da deflexão da ferramenta. Diferença significativa só pôde ser notada com o uso da maior profundidade de corte testada, que foi de 0,3 mm.

A partir dos resultados deste mesmo ensaio foi permitido avaliar também os efeitos da variação de alguns parâmetros de corte, dentro de faixas de valores típicas de operações de acabamento. Nestas condições, ao contrário do que se esperava, o aumento da espessura de usinagem resultante dos aumentos de f_z e a_e não elevou as forças o suficiente para aumentar a deflexão de maneira significativa.

Já os parâmetros v_c e a_p exerceram sobre a deflexão da haste da fresa uma influência coerente com suas relações com as forças de usinagem. O aumento da velocidade de corte implicou inicialmente em uma elevação do desvio, para depois apresentar uma queda com os incrementos adicionais. Por suas vezes, as maiores larguras de usinagem, resultantes dos acréscimos de a_p , fizeram o desvio da ponta da ferramenta aumentar devido às maiores forças envolvidas.

A variação dos ângulos de avanço, β , e de ataque, α , mostrou que em situações como a encontrada na usinagem de pás de turbina, nas quais é necessário um alto α , este ângulo deve ser o mínimo que a forma da peça permitir, uma vez que, a grosso modo, maiores deflexões são reflexo de maiores ângulos de ataque. O uso de inclinações de avanço β são úteis para se evitar o corte com velocidade de corte nula, porém se associadas a altos valores de α a deflexão da haste tende a aumentar.

Um ensaio de vida se seguiu a esta análise comparativa com o intuito de avaliar se o acréscimo de rigidez provido pelo uso de metal-duro compondo a haste da fresa se

refletiria na longevidade da ferramenta. Isto, no entanto, não foi constatado para condições comumente usadas em operações de acabamento. O mesmo vale para a rugosidade das superfícies usinadas, para o qual o uso de ferramentas com haste de aço não deixa a desejar.

Portanto, dentro dos limites representados pelas condições de usinagem envolvidos neste trabalho, não há justificativa para a aplicação de ferramentas com haste de metal-duro em operações de acabamento, uma vez que estas não se mostraram vantajosas com relação àquelas cujas hastes são compostas de aço.

Seguindo as mesmas considerações, o uso de interpolação por NURBS também não se mostrou vantajoso com relação à tradicional interpolação linear. As maiores suavidade e constância de avanço providas não trouxeram os esperados benefícios à vida da ferramenta. No que diz respeito à rugosidade, os valores obtidos para este tipo de interpolação foram de fato menores, porém o acabamento das superfícies usinadas com a interpolação linear se manteve em um nível satisfatória, com R_a nunca atingindo $1 \mu\text{m}$. A viabilidade da utilização desta função avançada de interpolação fica, desta maneira, dependente apenas de uma análise de possíveis ganhos de produtividade possibilitados pela maior constância da velocidade de avanço.

Por fim, para atender o objetivo principal deste trabalho, a usinagem de pás de BLISK's para compressores foi estudada. Concluiu-se que, para geometrias semelhantes à utilizada aqui, a melhor opção é realizar as etapas de desbaste e pré-acabamento de todos os vãos para, em seguida, executar o acabamento com a fresa contornando a pá (Figura 3.25), seguindo as curvas da direção u do campo isoparamétrico (Figura 3.21), e utilizando o método da ferramenta inclinada. O ângulo de ataque α foi o menor possível que não incorreu em colisão da ferramenta com a pá avizinhada, definido pelo método da tentativa e erro, e o ângulo de avanço β programado foi de 0° , cuja escolha se baseou nos resultados do primeiro ensaio deste trabalho.

Não poderia deixar-se de salientar que o fresamento do TiAl6V4 durante os experimentos não correu sem percalços. Na preparação para o teste de interpolação, quando do pré-acabamento da superfície, a vibração do corte fez com que o inserto se desprendesse da ferramenta, resultando em sua quebra e danificando a superfície. Já na usinagem da seção de BLISK foi o dispositivo de fixação da peça-teste que sofreu os

efeitos das vibrações, rotacionando levemente em torno do eixo da mesa, porém o suficiente para comprometer duas das cinco pás.

Sugestões para trabalhos futuros

Por este estudo ter abrangido dois campos amplos, que são o da usinagem de titânio e o do fresamento em 5-eixos simultâneos, muitos aspectos permanecem lacunares. Assim pode-se propor como objeto de estudos futuros:

- ✓ Compreensão, estudos e desenvolvimentos em geração de trajetórias para o fresamento em 5-eixos simultâneos;
- ✓ Estudos e desenvolvimentos visando tirar o máximo proveito dos métodos de geração de trajetória disponíveis no mercado, através do ajuste de inclinações otimizadas.
- ✓ Desenvolver uma metodologia para identificar os tipos de geometria mais adequados ao fresamento em 5-eixos simultâneos, e relacioná-los com os tipos de máquina e os tipos de fresamento, se de topo ou periférico.
- ✓ Comparar os tipos de interpolação em aplicações com maior seção de cavaco;
- ✓ Fazer uma análise de custo para checar a pertinência de se poupar as etapas de desbaste e pré-acabamento na fabricação de pás de turbinas em titânio.

6. REFERÊNCIAS

- [1] MINISTÉRIO DE MINAS E ENERGIA; EMPRESA DE PESQUISA ENERGÉTICA. **Balanco energético nacional 2005: ano base 2004**. Rio de Janeiro: EPE, 2005.
- [2] PORTAL GÁSENERGIA. Gás natural: Principais usos. **Página eletrônica**. Disponível em <http://www.gasenergia.com.br/portage/port/gn/principais_usos.jsp#5>. Acesso em 27 set. 2004.
- [3] MINISTÉRIO DE MINAS E ENERGIA. Balanco Energético Nacional: dados mundiais. **Página eletrônica**. Disponível em <<http://www.mme.gov.br/ben/EnergiaEletricFonte.asp>>. Acesso em 27 set. 2004.
- [4] SANTOS, M. F. M. **A importância da complementaridade térmica**. [S.l.: s.n.], 2004. Disponível em <<http://www.ons.org.br/ons/download/artigomariosantos.pdf>>. Acesso em 27 set. 2004.
- [5] MINISTÉRIO DO PLANEJAMENTO, ORÇAMENTO E GESTÃO. Instituto de Pesquisa Econômica Aplicada. **Texto para discussão**: Participação da termogeração na expansão do sistema elétrico brasileiro. Rio de Janeiro, 2001. Disponível em <http://www.ipea.gov.br/pub/td/2001/td_0823.pdf>. Acesso em 27 set. 2004.
- [6] RODRIGUES, A. P. Uma nova luz para os aeroportos. **Soluções BR – Mercado Consumidor**, Rio de Janeiro: Margem Editora, v.18, p. 36-41, 2005.
- [7] SIEMENS AG. Produtos e soluções: Termogeração. **Página eletrônica**. Disponível em <<http://www.siemens.com.br/coluna1.asp?canal=166&parent=5&CanalParent=5&Grupo=5>>. Acesso em 27 set. 2004.
- [8] KLOCKE, F.; MARKWORTH, L; MESSNER, G. Modeling of TiAl6V4 machining operations. **Fraunhofer Institute of Production Technology**, Aachen, 2004.
- [9] GOMES, J. O.; SILVA, A. S. A.; SOUZA, G. O. Desenvolvimentos necessários para o fresamento em 5-eixos simultâneos. In: 3º Encontro da Cadeia de Ferramentas,

- Moldes e Matrizes, 2005. São Paulo. **Anais do 3º Encontro da Cadeia de Ferramentas, Moldes e Matrizes**, São Paulo: ABM Brasil, 2005, 1 CD-ROM.
- [10] GOMES, J. O.; SOUZA, G. O.; SILVA, A. S. A. Simultaneous 5-axes and 3-axes milling comparison applied on a automotive component. In: 18th International Congress of Mechanical Engineering, 2005. Ouro Preto. **Proceedings of COBEM 2005**, Rio de Janeiro: ABCM, 2005, 1 CD-ROM.
- [11] ZHAN, H.; ZHAO, W.; WANG, G. Manufacturing turbine blisks. **Aircraft Engineering and Aerospace Technology**, [S.l.]: Emerald, v. 72, n. 3, p. 247-251, 2000.
- [12] VOLLMUTH, M. Blisk – high technology at its best. In: MTU Aero Engines. **Página eletrônica**. Report. Disponível em <http://www.mtu.de/en/special/report/inhalt/blisk_hochtechnologie/>. Acesso em 27 set. 2004.
- [13] ZHAN, H.; ZHAO, W. EDMing turbopump blisks. **Aircraft Engineering and Aerospace Technology**, [S.l.]: Emerald, v. 74, n. 1, p. 19-22, 2002.
- [14] WÜLBECK, C. **Modellierung und Bewertung von Simultan-Mehrachsigen NC-Bearbeitungsstrategien für Komplexe Integralbauteile der Luftfahrtindustrie**. Aachen, 2001. Studienarbeit, Rheinisch-Westfälischen Hochschule Aachen.
- [15] ALTMÜLLER, S. **Fünf-Achs-Fräsen von Freiformflächen aus Titan**. Aachen, 2001. 198 f. Dissertation, Rheinisch-Westfälischen Hochschule Aachen, 2001.
- [16] PRICE, N. Whither five-axis? **Manufacturing Engineering**, [S.l.]: H. W. Wilson, v. 131, n. 4, p. 34-36, 2003. Disponível em <<http://www.sme.org/cgi-bin/get-mag.pl?&&03ocm007&000007&2003/03ocm007&ARTME&SME&>>. Acesso em 27 set. 2004.
- [17] WHY five-axis machining? ...Why not? In: Modern Machine Shop. **Machine Shop Guide Web Archive**. 2000. Disponível em <<http://www.machineshopguide.com/pdf/1000/Why5-Axis.pdf>>. Acesso em 11 abr. 2003.
- [18] BALASUBRAMANIAM, M.; LAXMIPRASAD, P.; SARMA, S.; SHAIKH, Z. Generating 5-axis NC roughing paths directly from a tessellated representation. **Computer-Aided Design**, [S.l.]: Elsevier, v. 32, p. 261-277, 2000.

-
- [19] JUN, C-S.; CHA, K.; LEE, Y-S. Optimizing tool orientations for 5-axis machining by configuration-space search method. **Computer-Aided Design**, [S.l.]: Elsevier, v. 35, p. 549-566, 2003.
- [20] TAYLOR, J. B.; CORMIER, D. R.; JOSHI, S.; VENKATARAMAN, V. Contoured edge slice generation in rapid prototyping via 5-axis machining. **Robotics and Computer Integrated Manufacturing**, [S.l.]: Pergamon, v. 17, p. 13-18, 2001.
- [21] WEI, E-J.; LAI, H-Y.; CHEN, C-K. Machine tool setting for the manufacturing of spherical cams. **Journal of Materials Processing Technology**, [S.l.]: Elsevier, v. 100, p. 147-155, 2000.
- [22] ZHENG, Y. Q.; CHEN, B. S.; ZHANG, W. M.; FAN, L. Q. The CAD/CAM solution and realization for machining of the rail girders in Maglev Transrapid project. **Journal of Materials Processing Technology**, [S.l.]: Elsevier, v. 129, p. 607-611, 2002.
- [23] GRAY, P.; BEDI, S.; ISMAIL, F.; RAO, N.; MORPHY, G. Comparison of 5-axis and 3-axis finish machining of hydroforming die inserts. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, [S.l.]: Springer-Verlag, v. 17, p. 562-569, 2001.
- [24] ROTH, D.; BEDI, S.; ISMAIL, F.; MANN, S. Surface swept by a toroidal cutter during 5-axis machining. **Computer-Aided Design**, [S.l.]: Elsevier, v. 33, p. 57-63, 2001.
- [25] KLOCKE, F.; ALTMÜLLER, S.; MARKWORTH, L. Simultaneous five-axis milling of titanium alloys for turbomachinery components. **Production Engineering**, [S.l.], v. 3, n. 2, p. 17-20, 2001.
- [26] GOMES, J. O. **Fabricação de superfícies de forma livre por fresamento no aço temperado ABNT420, na liga de alumínio AMP8000 e na liga de cobre Cu-Be.** Florianópolis, 2001. 151 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, 2001.
- [27] CHIOU, C-J.; LEE, Y-S. A shape-generating approach for multi-axis machining G-buffer models. **Computer-Aided Design**, [S.l.]: Elsevier, v. 31, p. 761-776, 1999.
- [28] TUTUNEA-FATAN, O. R.; FENG, H-Y. Configuration analysis of five-axis machine tools using a generic kinematic model. **International Journal of Machine Tools &**

-
- Manufacture Design, Research & Application**, [S.l.]: Elsevier, v. 44, p. 1235-1243, 2004.
- [29] ZELINSKY, P. Four types of five-axis machining centers. **Modern Machine Shop**, página eletrônica. Disponível em <<http://www.mmsonline.com/articles/039904.html>>. Acesso em 27 set. 2004.
- [30] JUNG, Y. H.; LEE, D. W.; KIM, J. S.; MOK, H. S. NC post-processor for 5-axis milling machine of table-rotating/tilting type. **Journal of Materials Processing Technology**, [S.l.]: Elsevier, v. 130-131, p. 641-646, 2002.
- [31] SIEMENS AG. **SINUMERIK 810D/840D manual, tool and mold making**. Germany: Siemens AG, 2004.
- [32] HERMLE. Maschinenfabrik Berthold Hermle AG. Machining Centers - C 600 Models. **Página Eletrônica**. Disponível em <http://www.hermle.de/fs_hermle.php?sprache=en&page=154>. Acesso em 03 nov. 2005.
- [33] PARALLEMIC. General terminology related to parallel mechanisms. **Página eletrônica**. Disponível em <<http://www.parallemic.org/Terminology/General.html>>. Acesso em 03 nov. 2005.
- [34] WEINERT, K.; ZABEL, A. Modeling, simulation, and visualization of simultaneous 5-axis milling with a hexapod machine tool. In: Simulation in Industry, 13th European Simulation Symposium, 2001. **ESS01 Conference Proceedings**, Erlangen: [SCS] Publication, [S.v.], p. 344-348, 2001.
- [35] KOEPFER, C. Rapid traverse: this hexapod you can work with. **Modern Machine Shop**, página eletrônica. Disponível em <<http://www.mmsonline.com/articles/0900rt1.html>>. Acesso em 27 set. 2004.
- [36] GOMES, J. O. **Fabricação de cavidades por fresamento**. Florianópolis, 1998. Qualificação para doutoramento - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, 1998.
- [37] ATTALLAH, M. M.; RASHWAN, O. Six DOF hexapod. Challenge of design and innovation. **Página eletrônica**. Disponível em <<http://biotsavart.tripod.com/hexapod.htm>>. Acesso em 03 nov. 2005.

-
- [38] KOEPFER, C. Rapid traverse: a new twist on five-axis machining. **Modern Machine Shop**, página eletrônica. Disponível em <<http://www.mmsonline.com/articles/1000rt1.html>>. Acesso em 27 set. 2004.
- [39] CHIOU, C.-J.; LEE, Y.-S. A machining potential field approach to tool path generation for multi-axis sculptured surface machining. **Computer-Aided Design**, [S.l.]: Elsevier, v. 34, p. 357-371, 2002.
- [40] ELBER, G. Freeform surface region optimization for 3-axis and 5-axis milling. **Computer-Aided Design**, [S.l.]: Elsevier, v. 27, n. 6, p. 465-470, 1995.
- [41] OLIVEIRA, A. C. Programação de estratégias de fresamento a altas velocidades (HSM) na manufatura de moldes e matrizes através de sistemas CAM. Florianópolis, 2002. 155 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, 2002.
- [42] CHIOU, J. C. J. Floor, wall and ceiling approach for ball-end tool pocket machining. **Computer-Aided Design**, [S.l.]: Elsevier, v. 37, p. 373-385, 2005.
- [43] CAVALHEIRO, A. Z. **Sistematização do planejamento da programação via CAM do fresamento de cavidades de moldes para peças injetadas**. Florianópolis, 1998. 197 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, 1998.
- [44] YANG, D. C. H.; CHUANG, J. -J.; OULEE, T. H. Boundary-conformed toolpath generation for trimmed free-form surfaces. **Computer-Aided Design**, [S.l.]: Elsevier, v. 35, p. 127-139, 2003.
- [45] BALASUBRAMANIAM, M.; HO, S.; SARMA, S.; ADACHI, Y. Generation of collision-free 5-axis tool paths using a haptic surface. **Computer-Aided Design**, [S.l.]: Elsevier, v. 34, p. 267-279, 2002.
- [46] HO, M.-C.; HWANG, Y.-R.; HU, C.-H. Five-axis tool orientation smoothing using quaternion interpolation algorithm. **International Journal of Machine Tools & Manufacture Design, Research & Application**, [S.l.]: Pergamon, v. 43, p. 1259-1267, 2003.

-
- [47] LEE, Y-S.; KOC, B. Ellipse-offset approach and inclined zig-zag method for multi-axis roughing of ruled surface pockets. **Computer-Aided Design**, [S.l.]: Elsevier, v. 30, n. 12, p. 967-971, 1998.
- [48] BEDI, S.; MANN, S.; MENZEL, C. Flank milling with flat end milling cutters. **Computer-Aided Design**, [S.l.]: Elsevier, v. 35, p. 293-300, 2003.
- [49] CHIOU, J. C. J. Accurate tool position for five-axis ruled surface machining by swept envelope approach. **Computer-Aided Design**, [S.l.]: Elsevier, v. 36, p. 967-974, 2004.
- [50] BOHEZ, E. L. J. Compensating for systematic errors in 5-axis NC machining. **Computer-Aided Design**, [S.l.]: Elsevier, v. 34, p. 391-403, 2002.
- [51] AFFOUARD, A.; DUC, E.; LARTIGUE, C.; LANGERON, JM.; BOURDET, P. Avoiding 5-axis singularities using tool path deformation. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, [S.l.]: Elsevier, v. 44, p. 415-425, 2000.
- [52] MÜLLER, M.; ERDŐS, G.; XIROUCHAKIS, P. High accuracy spline interpolation for 5-axis machining. **Computer-Aided Design**, [S.l.]: Elsevier, v. 36, p. 1379-1393, 2004.
- [53] BOEHZ, E. L. J.; MINH, N.T.H.; KIATSRITHANAKORN, B.; NATASUKON, P.; RUEI-YUN, H.; SON, L.T. The stencil buffer sweep plane algorithm for 5-axis CNC tool path verification. **Computer-Aided Design**, [S.l.]: Elsevier, v. 35, p. 1129-1142, 2003.
- [54] JERARD, R. B.; DRYSDALE, R. L.; ANGLETON, J. M.; SU, P. The use of surface points sets for generation, simulation, verification and automatic correction of nc machining programs. In: NSF Design and Manufacturing Systems Conference, 1990. **Proceedings of the NSF Design and Manufacturing Systems Conference**, [S.l.]: Society of Manufacture Engineers, [S.v.], p. 143-148, 1990.
- [55] JERARD, R. B.; HUSSAINI, S. Z.; DRYSDALE, R. L.; SCHAUDT, B. Approximate methods for simulation and verification of numerically controlled machining programs. **The Visual Computer**, [S.l.]: Springer-Verlag, v. 5, p. 329-348, 1989.
- [56] PARK, J. W.; SHIN, Y. H.; CHUNG, Y. C. Hybrid cutting simulation via discrete vector model. **Computer-Aided Design**, [S.l.]: Elsevier, v. 37, p. 419-430, 2005.

-
- [57] SHELAMI, K.; BEDI, S.; ISMAIL, F. Swept volumes of toroidal cutters using generating curves. **International Journal of Machine Tools & Manufacture Design, Research & Application**, [S.l.]: Pergamon, v. 38, p. 855-870, 1998.
- [58] CHUNG, Y. C.; PARK, J.W.; HAYONG, S.; CHOI, B.K. Modeling the surface swept by a generalized cutter for NC verification. **Computer-Aided Design**, [S.l.]: Elsevier, v. 30, p. 587-594, 1998.
- [59] In control of multi-axis. **Heidenhain Info**, Berlin, agosto 2000. Disponível em <http://www.heidenhain.com/newsletter/vol6_issue2.pdf> Acesso em 11 dez. 2005.
- [60] CAIRO, C. A. A.; SILVA, C. R. M. ; HENRIQUES, V. A. R. Produção de Titânio Metálico no Brasil. In: XVI Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais, 2004. Porto Alegre. **Anais do XVI Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais**, [S.l. : s.n], 2004.
- [61] MACHADO, A. R.; WALLBANK, J. Machining of titanium and its alloys – a review. **Journal of Engineering Manufacture**, [S.l.]: Proc. Instn. Mech. Engrs., v. 204, Part B, p. 53-60, 1990.
- [62] ARONSON, R. B. What's different about manufacturing for aerospace? - quality and reliability are more important. **Manufacturing Engineering Magazine**, [S.l.]: SME, n.128, n. 3, 2002. Disponível em <<http://www.sme.org/cgi-bin/get-mag.pl?&&02mam050&000007&2002/02mam050&ARTME&SME&>>. Acesso em 2 out. 2005.
- [63] SANDVIK COROMANT. **Titanium machining – application guide**. Sandviken: AB Sandvik Coromant, 2004.
- [64] COLWELL, L. V.; TRUCKENMILLER, W. C. Cutting characteristics of titanium and its alloys. **Mechanical Engineering**, [S.l. : s.n.], v. 75, p. 461-466, 480, 1953.
- [65] EZUGWU, E. O.; BONNEY, J.; YAMANE, Y. An overview of the machinability of aeroengine alloys. **Journal of Materials Processing Technology**, [S.l.]: Elsevier, v. 134, p. 233-253, 2003.
- [66] NARUTAKI, N.; MURAKOSHI, A. Study on machining of titanium alloys. In: 33th CIRP, 1983. **Annals of the CIRP**, [S.l. : s.n.], v. 32/1/1983, p. 65-69, 1983.

-
- [67] SANDVIK COROMANT. **Aerospace Engine – application guide**. Sandviken: AB Sandvik Coromant, 2004.
- [68] SCHROETER, R. B.; WEINGAERTNER, W. L. **Tecnologia da usinagem com ferramentas de corte de geometria definida – parte 1**. Florianópolis, 2002. Apostila, 352p, Universidade Federal de Santa Catarina.
- [69] HANITA. Take a bit out of titanium. **Página eletrônica**. Disponível em <http://www.hanita.com/hanita_protected/hanita-art3.htm>. Acesso em 2 out. 2005.
- [70] TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. In: Machinability. **Metal cutting**. 4. ed. EUA: Butterworth-Heinemann, 2000. Cap. 9, p. 303-306.
- [71] DEARNLEY, P. A.; GREARSON, A. N. Evaluation of principal wear mechanisms of cemented carbides and ceramics used for machining titanium alloy IMI 318. **Materials Science and Technology**, [S.l.]: Maney Publishing, v. 2, p. 47-58, 1986.
- [72] KOMANDURI, R.; REED JR., W. R. Evaluation of carbide grades and a new cutting geometry for machining titanium alloys. **Wear**, Suíça: Elsevier, v. 92, p. 113-123, 1983.
- [73] HONG, H.; RIGA, A. T.; CAHOON, J. M.; SCOTT, C. G. Machinability of steels and titanium alloys under lubrication. **Wear**, [S.l.]: Elsevier, v. 162-164, p. 34-39, 1993.
- [74] MACHADO, A. R.; WALLBANK, J. Usinagem de Ti6Al4V com um sistema de aplicação do fluido de corte a alta pressão. **Revista Brasileira de Ciências Mecânicas**, Rio de Janeiro: ABCM, v. 16, n.1, p. 75-93, 1992.
- [75] KOMANDURI, R.; LEE, M. High-speed machining of titanium alloys with a new cutting tool insert: the ledge tool. In: The ASME Winter Annual Meeting, 1984. Louisiana. **Proceedings of The 1984 ASME Winter Annual Meeting**, [S.l. : s.n], 1984.
- [76] ZELINSKY, P. The right tool for milling titanium. **Modern Machine Shop**, página eletrônica. Disponível em <<http://www.mmsonline.com/articles/010402.html>>. Acesso em 2 out. 2005.
- [77] RTI INTERNATIONAL METALS INC. Machining titanium. **Página eletrônica**. Disponível em <<http://www.rtiintl.com/tag/machine.htm>>. Acesso em 2 out. 2005.

-
- [78] ZELINSKY, P. Getting the time out of titanium. **Modern Machine Shop**, página eletrônica. Disponível em <<http://www.mmsonline.com/articles/080103.html#example>>. Acesso em 2 out. 2005.
- [79] SANDVIK COROMANT. Precision profiling with coromill ball nose finishing endmill. **Página eletrônica**. Disponível em <http://www2.coromant.sandvik.com/coromant/pdf/Supplement_20052/260-265.pdf>. Acesso em 03 nov. 2005.
- [80] NEVES, D. **Uma contribuição ao fresamento de matrizes com fresa de topo esférico**. Campinas, 2002. 142 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade Estadual de Campinas, 2002.
- [81] PIVETTA, C. S. **Uma contribuição ao estudo do fresamento de aço endurecido com fresa de topo esférico**. Campinas, 2005. 110 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade Estadual de Campinas, 2005.
- [82] POLLI, M. L. **Análise da estabilidade dinâmica do processo de fresamento a altas velocidades de corte**. Florianópolis, 2005. 214 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, 2005.
- [83] MATWEB. MatWeb – Material Property Data. Titanium Ti-6Al-4V (Grade 5), Annealed. **Página eletrônica**. Disponível em <<http://www.matweb.com/search/SpecificMaterial.asp?bassnum=MTP64>>. Acesso em 03 nov. 2005.
- [84] BAPTISTA, R.; SIMÕES, J. F. A. Three and five-axis milling of sculptured surfaces. **Journal of Materials Processing Technology**, [S.l.]: Elsevier, v. 103, p. 398-403, 2000.
- [85] SOUZA, A. F. **Contribuições ao fresamento de geometrias complexas aplicando a tecnologia de usinagem em altas velocidades**. São Carlos, 2004. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica), Escola de Engenharia de São Carlos - Universidade de São Paulo, 2004.