



HENRIQUE KULL NETO

**Uma contribuição ao estudo do fresamento de
liga de titânio: vida de ferramenta, forças de
corte e rugosidade da peça**

06/2013

**CAMPINAS
2013**



**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA**

HENRIQUE KULL NETO

**Uma contribuição ao estudo do fresamento de
liga de titânio: vida de ferramenta, forças de
corte e rugosidade da peça**

Orientador: Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz

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

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE À VERSÃO
FINAL DA DISSERTAÇÃO DEFENDIDA PELO(A)
ALUNO(A) HENRIQUE KULL NETO

..... E ORIENTADA PELO(A)
PROF(A). DR(A) ANSELMO EDUARDO
DINIZ

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

CAMPINAS
2013

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA E ARQUITETURA - BAE - UNICAMP

K959c Kull Neto, Henrique
Uma contribuição ao estudo do fresamento de liga de titânio: vida de ferramenta, forças de corte e rugosidade da peça / Henrique Kull Neto. --Campinas, SP: [s.n.], 2013.

Orientador: Anselmo Eduardo Diniz.
Dissertação de Mestrado - Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

1. Usinagem. 2. Titânio. 3. Desgaste mecânico. 4. Metais - Corte. I. Diniz, Anselmo Eduardo, 1959-. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

Título em Inglês: A contribution to the study of titanium alloy milling: tool life, cutting forces and workpiece roughness

Palavras-chave em Inglês: Machining, Titanium, Tool wear, Cutting forces

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Titulação: Mestre em Engenharia Mecânica

Banca examinadora: Robson Pederiva, Márcio Bacci da Silva

Data da defesa: 14-02-2013

Programa de Pós Graduação: Engenharia Mecânica

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

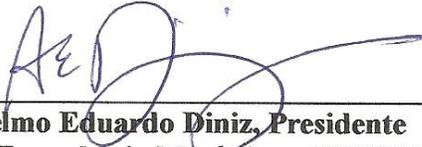
DISSERTAÇÃO DE MESTRADO ACADÊMICO

**Uma contribuição ao estudo do fresamento de
liga de titânio: vida de ferramenta, forças de
corte e rugosidade da peça**

Autor: Henrique Kull Neto

Orientador: Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz

A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Dissertação:



**Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz, Presidente
Faculdade de Engenharia Mecânica – UNICAMP**



**Prof. Dr. Robson Pederiva
Faculdade de Engenharia Mecânica – UNICAMP**



**Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva
Faculdade de Engenharia Mecânica – UFU**

Campinas, 14 de fevereiro de 2013.

Dedicatória

Este trabalho é dedicado aos meus pais, Sergio e Silvana, e à minha irmã, Marcela, que, mesmo distantes em alguns momentos, foram fundamentais para minha formação pessoal e acadêmica.

Agradecimentos

À Deus, por tudo que conquistei e pela força nos momentos de incerteza.

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

À minha família, pelo apoio em todos os momentos.

Aos amigos e companheiros de sala Daniel, Yanier e Adriano, pela companhia, pela ajuda e pelos momentos de descontração.

Aos amigos Armando, Silvia, Marcelo, Douglas, Vanderlei, José Manuel, Carlos e Mario, pelo companheirismo e pelos conhecimentos compartilhados desde os anos de iniciação científica.

Aos amigos Jakerson e Vinícius, do Laboratório de Vibrações e Controle.

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

Aos funcionários Ari, Vera, Ferreira, Mauro, Claudenete, Fábio e Miro, pela ajuda indispensável.

À FAPESP, pela concessão da bolsa de estudos.

Ao CNPq, pela bolsa de estudos na fase inicial do projeto.

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

Às empresas Sandvik Coromant e Blaser Swisslube, pelo fornecimento de insumos.

Resumo

O titânio e suas ligas são considerados materiais de baixa usinabilidade devido a diversas propriedades inerentes ao material. Dentre elas pode-se citar a alta resistência mecânica em altas temperaturas, a baixa condutividade térmica, a alta reatividade química com os materiais de ferramentas e o baixo módulo de elasticidade (que é um fator incentivador de vibrações). Devido à alta tendência à vibração que a usinagem (principalmente o fresamento) de titânio tem, para se usinar da maneira mais produtiva possível ligas de titânio, há que se lidar com a vibração da ferramenta e/ou da peça. O presente trabalho busca aprofundar o estudo do fresamento frontal da liga Ti-6Al-4V, tendo como objetivos: encontrar material de haste da ferramenta que diminua a vibração no processo de usinagem, para com isso aumentar a vida da ferramenta de corte, e encontrar condições de usinagem (velocidade de corte e avanço por dente) que proporcionem maior vida da ferramenta. As hastes de aço furada e preenchida com poliuretano proporcionaram aumento da frequência natural do porta-ferramentas. Entretanto, foi verificada uma redução da rigidez do porta-ferramentas, que gerou grande variação dos esforços de corte e maior carregamento radial. Os resultados mostraram que quando se utiliza baixas rotações, portanto baixa frequência de entrada de dentes, a deflexão da ferramenta passa a ser o fator de maior contribuição para o fim de vida da ferramenta e, portanto, as hastes de aço furada e preenchida com poliuretano proporcionaram menores vidas da ferramenta que as hastes comerciais de aço maciça e de metal duro. O principal mecanismo de desgaste verificado em todos os testes foi o *attrition*, com microlascamento da aresta de corte. Quando se verificou a influência da velocidade de corte, do avanço por dente e do material da haste da fresa (aço ou metal duro) na vida da fresa medida em volume de cavaco removido por aresta, constatou-se que o único parâmetro que influenciou a vida da ferramenta foi a velocidade de corte.

Palavras Chave: fresamento, titânio, esforços de corte, vida da ferramenta.

Abstract

Titanium and its alloys are known as difficult to machine materials because of their unique combination of properties, such as high strength at elevated temperatures, low thermal conductivity, high chemical reactivity with almost all tool materials and low modulus of elasticity (which favors vibration). Because of the high tendency of vibration in titanium milling, it is necessary to keep vibration under control in order to achieve high productivity. This work focused on the study of tool life, cutting forces and workpiece roughness in the end milling of Ti-6Al-4V alloy. The main objectives were to find a tool holder material that provides reduction of vibration in the milling process, increasing tool life, and to find cutting parameters (cutting speed and feed per tooth) that provide longer tool lives. The bored tool holder and the tool holder filled with polyurethane exhibited higher natural frequency. However, it was noticed a decrease in the tool holder stiffness, which caused variation of cutting force and higher axial load. Results showed that at low cutting speeds (with low cutting frequency), tool holder deflection is the main factor affecting tool life and, therefore, the bored and the polyurethane filled tool holders generated shorter tool lives than the commercial tool holders of steel and cemented carbide. Attrition was the main wear mechanism in all tests. The influence of cutting speed, feed per tooth and tool holder material (steel and cemented carbide) on the tool life (measured in terms of volume of chip removed per cutting edge) was analyzed. It could be seen that the only parameter which had any influence on tool life was the cutting speed.

Key Words: milling, titanium, cutting forces, tool wear.

Lista de Figuras

Figura 2.1 – Custo aproximado por unidade de massa para diferentes materiais (adaptado de ASHBY, 2005).	4
Figura 2.2 – Exemplos de aplicações de ligas de titânio na indústria aeroespacial: (a) rotor de turbina de baixa pressão, (b) disco de lâminas (blisk) utilizado em compressores de alta pressão (LÜTJERING e WILLIAMS, 2003), (c) componentes da fuselagem (EYLON, NEW NEWMAN e THORNE, 1990) e (d) alojamento para mísseis (EYLON e FROES, 1990).....	6
Figura 2.3 – Resistência específica de algumas ligas de titânio comparadas com aços utilizados em turbinas de aeronaves (adaptado de LAMPMAN, 1990).	7
Figura 2.4 – Exemplos de aplicações industriais de ligas de titânio: (a) estrutura utilizada para branqueamento na produção de papel (LÜTJERING e WILLIAMS, 2003), (b) componentes utilizados em ambientes corrosivos (EYLON, NEWMAN e THORNE, 1990), (c) filtros porosos para processos eletroquímicos (EYLON e FROES, 1990) e (d) trocador de calor (LAMPMAN, 1990).....	9
Figura 2.5 – Exemplos de aplicações de ligas de titânio na área biomédica: (a) prótese da articulação do quadril (CALLISTER, 2001) e (b) stent cardiovascular de TiNi (LÜTJERING e WILLIAMS, 2003).....	10
Figura 2.6 – Fase β dispersa no titânio comercialmente puro classe 3 (0,15% Fe) (adaptado de LÜTJERING e WILLIAMS, 2003).	12
Figura 2.7 – Microestrutura $\alpha+\beta$ lamelar após resfriamento lento da liga Ti-6Al-4V a partir da fase β : (a) microscópio óptico e (b) microscópio de transmissão. (LÜTJERING e WILLIAMS, 2003).....	13
Figura 2.8 – Exemplo de microestrutura envelhecida de uma liga β altamente estabilizada – Beta 21S: (a) microscópio óptico e (b) microscópio de transmissão (LÜTJERING e WILLIAMS, 2003).....	14
Figura 2.9 – Bandas de cisalhamento termoplástico em um cavaco da liga Ti-6Al-4V: (a) obtido experimentalmente e (b) obtido por simulação numérica (adaptado de CALAMAZ et al, 2011). 17	
Figura 2.10 – Zonas de deformação primária e secundária na usinagem (adaptado de BAYOUMI e XIE, 1995).	18
Figura 2.11 – Desgaste por difusão e deformação plástica da aresta de corte após a usinagem da liga Ti-6Al-4V com ferramentas de metal duro WC-Co (AMIN, ISMAIL e KHAIRUSSHIMA, 2007).....	20
Figura 2.12 – Modelo de desgaste por difusão em ferramentas de metal duro (adaptado de WANG e ZHANG, 1988).....	20

Figura 2.13 – Fotos das ferramentas desgastadas obtidas em microscópio eletrônico de varredura (ANTONIALLI, DINIZ e PEDERIVA, 2010).....	22
Figura 2.14 – Variação da força de corte para: (a) fresamento discordante, (b) fresamento concordante e (c) fresamento simétrico (adaptado de ALTINTAS, 2000).	27
Figura 2.15 – Dinâmica do processo de fresamento (adaptado de ALTINTAS e WECK, 2004). 30	
Figura 2.16 – Diagrama de estabilidade de um processo de usinagem (adaptado de QUINTANA e CIURANA, 2011).....	31
Figura 2.17 – Utilização de sensores para monitoramento de vibrações auto-excitadas (adaptado de QUINTANA e CIURANA, 2011).	32
Figura 2.18 – Sobreposição do módulo da função de transferência das ferramentas e espectro de frequências de Fr (força radial) de 0-1200 Hz (adaptado de PIRES, 2011).	34
Figura 2.19 – Amortecedor utilizado para reduzir as vibrações da ferramenta (adaptado de KIM, WON e ZIEGERT, 2006).....	35
Figura 3.1 – Máquina-ferramenta utilizada nos ensaios de fresamento.	37
Figura 3.2 – Montagem utilizada para medição do desgaste das ferramentas.	38
Figura 3.3 - Montagem dos corpos de prova para realização dos ensaios de fresamento.	41
Figura 3.4 – Porta-ferramentas utilizados nos testes de fresamento: (a) foto dos porta-ferramentas e (b) esquema do porta-ferramentas modificado.	42
Figura 3.5 – Representação esquemática do ensaio com martelo instrumentado (adaptado de QUINTANA e CIURANA, 2011).....	45
Figura 3.6 – Representação esquemática dos testes preliminares.	46
Figura 3.7 – Representação esquemática do ensaio de vida da ferramenta.....	48
Figura 3.8 – Representação esquemática da medição dos esforços de corte.....	49
Figura 4.1 – Função resposta em frequência das barras preenchidas com diferentes materiais (0-6000 Hz).	52
Figura 4.2 – Função resposta em frequência das barras preenchidas com diferentes materiais (3000-4500 Hz).	53
Figura 4.3 – Módulo da função de transferência dos porta-ferramentas.	54
Figura 4.4 – Função resposta em frequência do corpo de prova utilizado para medição dos esforços de corte.	55
Figura 4.5 – Função resposta em frequência do corpo de prova utilizado nos ensaios de vida da ferramenta.	55

Figura 4.6 – Sinais de força do teste A com corte concordante.	56
Figura 4.7 – Sinais de força do teste A com corte discordante.	57
Figura 4.8 – Média dos picos do sinal de força na direção x.	58
Figura 4.9 – Média dos picos do sinal de força na direção y.	58
Figura 4.10 – Média dos picos do sinal de força resultante no plano xy (plano horizontal).	59
Figura 4.11 – Sinal de força na direção x e espectro de frequência resultante no teste A com corte concordante.	61
Figura 4.12 – Sinal de força na direção y e espectro de frequência resultante no teste A com corte concordante.	62
Figura 4.13 – Sinal de força na direção x e espectro de frequência resultante no teste A com corte discordante.	62
Figura 4.14 – Sinal de força na direção y e espectro de frequência resultante no teste A com corte discordante.	63
Figura 4.15 – Sinal de força na direção x e espectro de frequência resultante no teste B com corte concordante.	63
Figura 4.16 – Sinal de força na direção y e espectro de frequência resultante no teste B com corte concordante.	64
Figura 4.17 – Sinal de força na direção x e espectro de frequência resultante no teste B com corte discordante.	64
Figura 4.18 – Sinal de força na direção y e espectro de frequência resultante no teste B com corte discordante.	65
Figura 4.19 – Sinal de força na direção x e espectro de frequência resultante no teste C com corte concordante.	65
Figura 4.20 – Sinal de força na direção y e espectro de frequência resultante no teste C com corte concordante.	66
Figura 4.21 – Sinal de força na direção x e espectro de frequência resultante no teste C com corte discordante.	66
Figura 4.22 – Sinal de força na direção y e espectro de frequência resultante no teste C com corte discordante.	67
Figura 4.23 – Sinal de força na direção x e espectro de frequência resultante no teste D com corte concordante.	67
Figura 4.24 – Sinal de força na direção y e espectro de frequência resultante no teste D com corte concordante.	68

Figura 4.25 – Sinal de força na direção x e espectro de frequência resultante no teste D com corte discordante.....	68
Figura 4.26 – Sinal de força na direção y e espectro de frequência resultante no teste D com corte discordante.....	69
Figura 4.27 – Valores RMS de força na direção x após filtragem do sinal com filtro passa-alta com frequência de corte de 250 Hz.	70
Figura 4.28 – Valores RMS de força na direção y após filtragem do sinal com filtro passa-alta com frequência de corte de 250 Hz.	70
Figura 4.29 – Valores RMS de força resultante no plano xy após filtragem do sinal com filtro passa-alta com frequência de corte de 250 Hz.	71
Figura 4.30 – Vida das ferramentas expressa em função do volume de material removido.	73
Figura 4.31– Vida das ferramentas expressa em função do volume de material removido por aresta.	73
Figura 4.32 – Evolução do desgaste das ferramentas para $v_c = 78$ m/min.	74
Figura 4.33 – Evolução do desgaste das ferramentas para $v_c = 65$ m/min.	75
Figura 4.34 – Diagrama de Pareto dos efeitos padronizados.	76
Figura 4.35 – Gráfico de efeitos principais para a vida da ferramenta.....	77
Figura 4.36 – Comparação entre as vidas das ferramentas com as diferentes hastes testadas.	78
Figura 4.37 – Rugosidade média R_a ao longo da vida da ferramenta para os testes com $v_c = 65$ m/min.....	79
Figura 4.38 – Rugosidade de profundidade média R_z ao longo da vida da ferramenta para os testes com $v_c = 65$ m/min.	79
Figura 4.39 – Rugosidade média R_a ao longo da vida da ferramenta para os testes com $v_c = 78$ m/min.....	80
Figura 4.40 – Rugosidade de profundidade média R_z ao longo da vida da ferramenta para os testes com $v_c = 78$ m/min.	80
Figura 4.41 – Comparação entre a rugosidade média (R_a) da peça usinada com as diferentes hastes.	82
Figura 4.42 – Foto do desgaste da ferramenta e análise de EDS da superfície de folga da ferramenta do teste com haste de aço, $v_c = 78$ m/min e $f_z = 0,2$ mm.	83
Figura 4.43 – Foto do desgaste da ferramenta e análise de EDS da superfície de folga da ferramenta do teste com haste de aço, $v_c = 78$ m/min e $f_z = 0,1$ mm.	84

Figura 4.44 – Foto do desgaste da ferramenta e análise de EDS da superfície de folga da ferramenta do teste com haste de MD, $v_c = 78$ m/min e $f_z = 0,2$ mm.	85
Figura 4.45 – Foto do desgaste da ferramenta e análise de EDS da superfície de folga da ferramenta do teste com haste de MD, $v_c = 78$ m/min e $f_z = 0,1$ mm.	86
Figura 4.46 – Foto do desgaste da ferramenta e análise de EDS da superfície de folga da ferramenta do teste com haste de aço, $v_c = 65$ m/min e $f_z = 0,2$ mm.	87
Figura 4.47 – Foto do desgaste da ferramenta e análise de EDS da superfície de saída do teste com haste de aço, $v_c = 65$ m/min e $f_z = 0,1$ mm.	88
Figura 4.48 – Foto do desgaste da ferramenta e análise de EDS da superfície de folga da ferramenta do teste com haste de aço, $v_c = 65$ m/min e $f_z = 0,1$ mm (réplica).	89
Figura 4.49 – Foto do desgaste da ferramenta e análise de EDS da superfície de folga da ferramenta do teste com haste de MD, $v_c = 65$ m/min e $f_z = 0,2$ mm.	90
Figura 4.50 – Foto do desgaste da ferramenta e análise de EDS da superfície de folga da ferramenta do teste com haste de MD, $v_c = 65$ m/min e $f_z = 0,1$ mm.	91
Figura 4.51 – Foto do desgaste da ferramenta e análise de EDS da superfície de folga da ferramenta do teste com haste de aço furada, $v_c = 78$ m/min e $f_z = 0,1$ mm.	93
Figura 4.52 – Foto do desgaste da ferramenta e análise de EDS da superfície de folga da ferramenta do teste com haste de aço preenchida com poliuretano, $v_c = 78$ m/min e $f_z = 0,1$ mm.	94
Figura 4.53 – Foto do desgaste da ferramenta e análise de EDS da superfície de saída do teste com haste de aço preenchida com poliuretano, $v_c = 78$ m/min e $f_z = 0,1$ mm (réplica).	95
Figura 4.54 – Média dos picos da força de corte (F_t).	96
Figura 4.55 – Média dos picos da força radial (F_r).	97
Figura 4.56 – Diagrama de Pareto dos efeitos padronizados para a força radial.	98
Figura 4.57 – Gráfico de efeitos principais para a força radial.	99
Figura 4.58 – Diagrama de Pareto dos efeitos padronizados para a força tangencial.	100
Figura 4.59 – Gráfico de efeitos principais para a força tangencial.	101
Figura 4.60 – Componentes da força de usinagem no plano horizontal do Teste 1 no domínio da frequência: (a) F_r – ferramenta nova, (b) F_r – ferramenta $VB_{Bmáx} = 0,2$ mm, (c) F_t – ferramenta nova, (d) F_t – ferramenta $VB_{Bmáx} = 0,2$ mm.	102
Figura 4.61 – Componentes da força de usinagem no plano horizontal do Teste 2 no domínio da frequência: (a) F_r – ferramenta nova, (b) F_r – ferramenta $VB_{Bmáx} = 0,2$ mm, (c) F_t – ferramenta nova, (d) F_t – ferramenta $VB_{Bmáx} = 0,2$ mm.	103

Figura 4.62 – Componentes da força de usinagem no plano horizontal do Teste 3 no domínio da frequência: (a) F_r – ferramenta nova, (b) F_r – ferramenta $VB_{Bmáx} = 0,2$ mm, (c) F_t – ferramenta nova, (d) F_t – ferramenta $VB_{Bmáx} = 0,2$ mm.	104
Figura 4.63 – Componentes da força de usinagem no plano horizontal do Teste 4 no domínio da frequência: (a) F_r – ferramenta nova, (b) F_r – ferramenta $VB_{Bmáx} = 0,2$ mm, (c) F_t – ferramenta nova, (d) F_t – ferramenta $VB_{Bmáx} = 0,2$ mm.	105
Figura 4.64 – Componentes da força de usinagem no plano horizontal do Teste 5 no domínio da frequência: (a) F_r – ferramenta nova, (b) F_r – ferramenta $VB_{Bmáx} = 0,2$ mm, (c) F_t – ferramenta nova, (d) F_t – ferramenta $VB_{Bmáx} = 0,2$ mm.	106
Figura 4.65 – Componentes da força de usinagem no plano horizontal do Teste 6 no domínio da frequência: (a) F_r – ferramenta nova, (b) F_r – ferramenta $VB_{Bmáx} = 0,2$ mm, (c) F_t – ferramenta nova, (d) F_t – ferramenta $VB_{Bmáx} = 0,2$ mm.	107
Figura 4.66 – Componentes da força de usinagem no plano horizontal do Teste 7 no domínio da frequência: (a) F_r – ferramenta nova, (b) F_r – ferramenta $VB_{Bmáx} = 0,2$ mm, (c) F_t – ferramenta nova, (d) F_t – ferramenta $VB_{Bmáx} = 0,2$ mm.	108
Figura 4.67 – Componentes da força de usinagem no plano horizontal do Teste 8 no domínio da frequência: (a) F_r – ferramenta nova, (b) F_r – ferramenta $VB_{Bmáx} = 0,2$ mm, (c) F_t – ferramenta nova, (d) F_t – ferramenta $VB_{Bmáx} = 0,2$ mm.	109
Figura 4.68 – Componentes da força de usinagem no plano horizontal do Teste 9 no domínio da frequência: (a) F_r – ferramenta nova, (b) F_r – ferramenta $VB_{Bmáx} = 0,2$ mm, (c) F_t – ferramenta nova, (d) F_t – ferramenta $VB_{Bmáx} = 0,2$ mm.	110
Figura 4.69 – Componentes da força de usinagem no plano horizontal do Teste 10 no domínio da frequência: (a) F_r – ferramenta nova, (b) F_r – ferramenta $VB_{Bmáx} = 0,2$ mm, (c) F_t – ferramenta nova, (d) F_t – ferramenta $VB_{Bmáx} = 0,2$ mm.	111
Figura 4.70 – Sinais de força do teste 2 no domínio do tempo: (a) F_x – ferramenta nova, (b) F_y – ferramenta nova, (c) F_x – fim de vida da ferramenta, (b) F_y – fim de vida da ferramenta.	112
Figura 4.71 – Sinais de força do teste 4 no domínio do tempo: (a) F_x – ferramenta nova, (b) F_y – ferramenta nova, (c) F_x – fim de vida da ferramenta, (b) F_y – fim de vida da ferramenta.	113
Figura 4.72 – Sinais de força do teste 9 no domínio do tempo: (a) F_x – ferramenta nova, (b) F_y – ferramenta nova, (c) F_x – fim de vida da ferramenta, (b) F_y – fim de vida da ferramenta.	114
Figura 4.73 – Sinais de força do teste 10 no domínio do tempo: (a) F_x – ferramenta nova, (b) F_y – ferramenta nova, (c) F_x – fim de vida da ferramenta, (b) F_y – fim de vida da ferramenta.	115
Figura 4.74 – Diferença de atuação entre os dois insertos (ΔF_x (N)).	116
Figura 4.75 – Diferença de atuação entre os dois insertos (ΔF_y (N)).	116

Lista de Tabelas

Tabela 2.1 – Propriedades da liga Ti-6Al-4V (adaptado de Machado e Wallbank (1990)).....	7
Tabela 2.2 – Propriedades térmicas liga Ti-6Al-4V (adaptado de Machado e Wallbank (1990).)	16
Tabela 3.1 – Parâmetros de usinagem utilizados nos testes preliminares.	47
Tabela 3.2 – Parâmetros de usinagem utilizados nos testes de vida da ferramenta e medição dos esforços de corte.	47
Tabela 3.3 – Parâmetros de usinagem utilizados nos testes de vida da ferramenta e medição dos esforços de corte com as hastes modificadas.....	50

Lista de Abreviaturas e Siglas

Letras Latinas

A	área da secção de corte	[mm ²]
a _e	penetração de trabalho	[mm]
a _p	profundidade axial de corte	[mm]
b	comprimento de contato da ferramenta	[mm]
D	diâmetro efetivo de corte	[mm]
E	módulo de elasticidade	[GPa]
(F _x , F _y , F _z)	componentes da força de usinagem	[N]
(F _{x,máx} , F _{y,máx} , F _{z,máx})	valor máximo do sinal de força	[N]
(F _{x,RMS} , F _{y,RMS} , F _{z,RMS})	valor médio quadrático do sinal de força	[N]
F _a	componente axial da força de usinagem	[N]
F _r	componente radial da força de usinagem	[N]
F _t	componente tangencial da força de usinagem	[N]
f _z	avanço por dente	[mm]
h	espessura do cavaco	[mm]
h _{D,máx}	espessura máxima do cavaco	[mm]
K	pressão específica de corte	[N/mm ²]
K _{ac}	coeficiente da força axial	[N/mm ²]
K _{rc}	coeficiente da força radial	[N/mm ²]
K _{tc}	coeficiente da força tangencial	[N/mm ²]
(K _{ae} , K _{re} , K _{te})	constantes da aresta de corte	[N/mm]
n	rotação do eixo árvore	[rpm]
R _a	rugosidade média	[μm]

R_z	rugosidade de profundidade média	[μm]
$R_{\text{máx,teórica}}$	rugosidade máxima teórica	[μm]
$VB_{\text{Bmáx}}$	desgaste de flanco máximo	[mm]
v_c	velocidade de corte	[m/min]
(X, Y, Z)	coordenadas da máquina ferramenta	
z	número de dentes	

Letras Gregas

α	fase alfa	
β	fase beta	
γ_0	ângulo de saída	[°]
ΔF	diferença de força	[N]
φ	ângulo de contato instantâneo	[°]
φ_0	ângulo de contato inicial	[°]
φ_{entrada}	ângulo de contato na entrada do dente	[°]
$\varphi_{\text{saída}}$	ângulo de contato na saída do dente	[°]
χ_r	ângulo de posição da ferramenta	[°]
$\chi_{r,\text{máx}}$	ângulo de posição máximo	[°]

Abreviações

AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
APC	aresta postiça de corte
CBN	<i>cubic boron nitride</i>
CCC	estrutura cúbica de corpo centrado
CVD	<i>chemical vapour deposition</i>
CMP	compósito de matriz polimérica
EDS	<i>energy dispersive x-ray spectrometer</i>

HC	estrutura hexagonal compacta
MD	metal duro
MEV	microscópio eletrônico de varredura
PCD	<i>polycrystalline diamond</i>
PU	poliuretano
PVD	<i>physical vapour deposition</i>

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	1
2. REVISÃO DA LITERATURA.....	3
2.1. Ligas de titânio.....	3
2.2. Metalurgia das ligas de titânio	10
2.2.1. Ligas α	11
2.2.2. Ligas quase- α	12
2.2.3. Ligas $\alpha+\beta$	13
2.2.4. Ligas β	14
2.3. Usinabilidade das ligas de titânio	15
2.4. Forças em operações de fresamento	25
2.5. Vibrações em operações de usinagem	27
3. MATERIAIS E MÉTODOS	36
3.1. Equipamentos.....	36
3.1.1. Máquina-ferramenta	36
3.1.2. Microscópio óptico	37
3.1.3. Microscópio eletrônico	38
3.1.4. Rugosímetro	39
3.1.5. Dinamômetro	39
3.1.6. Análise modal	39
3.2. Materiais	40
3.2.1. Corpos de prova.....	40
3.2.2. Ferramentas	41
3.2.3. Barras confeccionadas para realização da análise modal	42
3.2.4. Fluido de corte	43
3.3. Planejamento e procedimentos experimentais	43
3.3.1. Análise modal experimental	43
3.3.2. Ensaio de vida da ferramenta e medição dos esforços de corte	45
3.3.3. Medição do desgaste das ferramentas	50
3.3.4. Medições de rugosidade	50
3.3.5. Verificação dos mecanismos de desgaste	51
4. RESULTADOS E DISCUSSÕES	52
4.1. Análise modal experimental	52
4.2. Testes preliminares	56
4.3. Análise da vida das ferramentas de corte.....	72
4.4. Medições de rugosidade.....	78
4.5. Mecanismos de desgaste	82
4.6. Medições dos esforços de corte	96
5. CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	118
Referências	120

1. INTRODUÇÃO

As ligas de titânio são materiais de grande importância para a engenharia devido às suas excelentes propriedades, como alta relação resistência mecânica/densidade, mantida mesmo em altas temperaturas, e excelente resistência à corrosão, o que as tornam adequadas para a fabricação de diversos componentes da indústria aeronáutica, principal consumidora dessas ligas, também apresentando um papel importante nas indústrias química, petroquímica e biomédica. No entanto, o custo desses materiais é alto comparado a vários outros metais, principalmente devido à complexidade do processo de extração, à dificuldade de fusão dessas ligas e aos problemas durante a fabricação (MACHADO e WALLBANK, 1990).

O titânio e suas ligas são considerados materiais de baixa usinabilidade devido a diversas propriedades inerentes ao material, dentre elas pode-se citar a alta resistência mecânica em altas temperaturas, a baixa condutividade térmica, a alta reatividade química com os materiais de ferramentas e o baixo módulo de elasticidade (que é um fator incentivador de vibrações) (EZUGWU e WANG, 1997). Devido a essas características, esses materiais são geralmente difíceis de serem usinados em velocidades de corte acima de 30 m/min com ferramentas de aço rápido e acima de 60 m/min com ferramentas de metal duro, o que resulta em baixa produtividade (WANG, RAHMAN e WONG, 2005).

Devido à alta tendência à vibração que a usinagem (principalmente o fresamento) de titânio tem, para se usinar da maneira mais produtiva possível ligas de titânio, há que se lidar com a vibração da ferramenta e/ou da peça. Diversas estratégias podem ser utilizadas para se manter os níveis de vibração sob controle. Entre elas, pode-se citar a escolha de parâmetros de usinagem de maneira a se garantir um processo estável e a modificação de elementos do sistema máquina-ferramenta/ferramenta/peça/sistema de fixação (QUINTANA e CIURANA, 2011).

O presente trabalho busca aprofundar o estudo do fresamento da liga Ti-6Al-4V, tendo como objetivos: encontrar material de haste da ferramenta que diminua a vibração no processo de usinagem, para com isso aumentar a vida da ferramenta de corte, e encontrar condições de usinagem (velocidade de corte e avanço por dente) que proporcionem maior vida da ferramenta.

Os testes de fresamento foram planejados com o objetivo de se avaliar como os parâmetros de entrada do processo (tipo de haste da fresa e condições de usinagem) influenciam a

vida da ferramenta, a rugosidade do corpo de prova usinado e os esforços de corte. Também foram realizadas análises do espectro de frequência das forças de corte (medidas em dinamômetro piezoelétrico) para verificar como os parâmetros de entrada influenciam a vibração. Além disso, foram feitas análises da ferramenta desgastada em microscópio eletrônico de varredura procurando identificar os mecanismos de desgaste predominantes na ferramenta.

O Capítulo 2 apresenta a revisão teórica sobre o titânio e suas ligas, suas características metalúrgicas e sua usinabilidade, além de descrever o comportamento das forças em operações de fresamento e vibrações em processos de usinagem. O Capítulo 3 descreve os equipamentos e materiais utilizados, assim como o planejamento e os procedimentos experimentais realizados. No Capítulo 4 são feitas as análises e discussões dos resultados obtidos e no Capítulo 5 são apresentadas as principais conclusões do trabalho e as sugestões para trabalhos futuros relacionados ao tema abordado.

2. REVISÃO DA LITERATURA

2.1. Ligas de titânio

O titânio está presente na crosta terrestre em uma concentração de aproximadamente 0,6%, o que o classifica como o quarto metal estrutural mais abundante, sendo superado apenas pelo alumínio, ferro e magnésio. Na natureza, as principais fontes minerais de titânio são a ilmenita (FeTiO_3) e o rutilo (TiO_2) (LÜTJERING e WILLIAMS, 2003).

Embora se saiba da existência do titânio como elemento químico há mais de 200 anos, somente a partir da década de 1950 esse metal ganhou importância comercial. O crescimento da produção de titânio se deu, principalmente, pelo desenvolvimento de um método de produção relativamente seguro e econômico (processo Kroll) em Luxemburgo, no final da década de 1930 (DESTEFANI, 1990).

As propriedades mecânicas do titânio passaram a ganhar interesse no final da Segunda Guerra Mundial, entre o fim da década de 1940 e o início da década de 1950. O desenvolvimento de ligas de titânio se intensificou rapidamente nos EUA a partir de 1950, estimulado pelo reconhecimento da utilidade do alumínio como elemento de liga. A adição de alumínio juntamente com a adição de estanho levou ao desenvolvimento da liga Ti-5Al-2,5Sn, adequada para aplicações em alta temperatura. A adição de Mo resultou na liga Ti-7Al-4Mo para aplicações em que se exige alta resistência mecânica. Contudo, a descoberta mais importante foi a da liga Ti-6Al-4V (em 1954 nos EUA), que se tornou em pouco tempo a liga $\alpha+\beta$ mais utilizada, combinando excelentes propriedades mecânicas com boa capacidade de produção (LÜTJERING e WILLIAMS, 2003).

Quando obtido de fontes minerais, o titânio metálico apresenta uma estrutura porosa e, por isso, é denominado esponja de titânio. De acordo com Lütjering e Williams (2003), a extração do titânio a partir do minério e a consequente produção de esponja de titânio ocorrem em cinco estágios distintos, que podem ser descritos por:

- Cloração do minério para obtenção de TiCl_4 .
- Destilação do TiCl_4 para que haja um aumento do seu grau de pureza.

- Redução do $TiCl_4$ para produzir titânio metálico (processo Kroll).
- Purificação do titânio metálico (esponja) para remover subprodutos do processo de redução.
- Britagem e separação das partículas de titânio metálico para a subsequente fusão e processamento mecânico do titânio puro ou de ligas de titânio.

A Figura 2.1 mostra o custo relativo de diferentes materiais. A partir da Figura 2.1, é possível notar que as ligas de titânio apresentam um custo por unidade de massa consideravelmente alto quando comparadas aos demais metais considerados. Segundo Eylon, Newman e Thorne (1990), além do elevado valor do material bruto, os custos envolvidos na fabricação e na remoção de material para que o produto atinja a forma final desejada restringem o uso das ligas de titânio apenas para aplicações nas quais ligas de menor custo (como ligas de alumínio e aços inoxidáveis) não podem ser utilizadas.

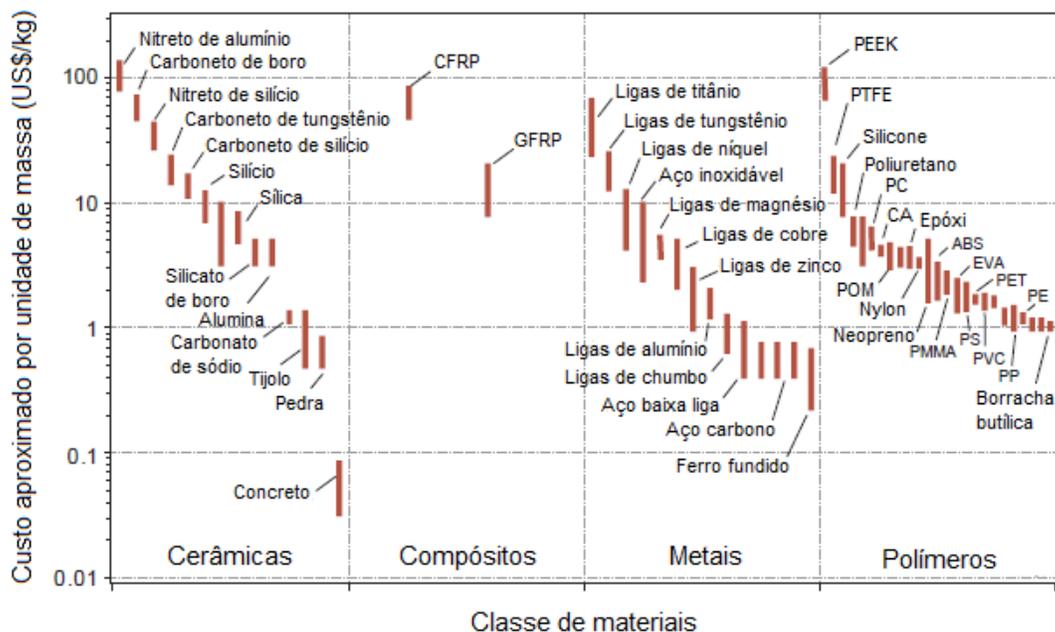


Figura 2.1 – Custo aproximado por unidade de massa para diferentes materiais (adaptado de ASHBY, 2005).

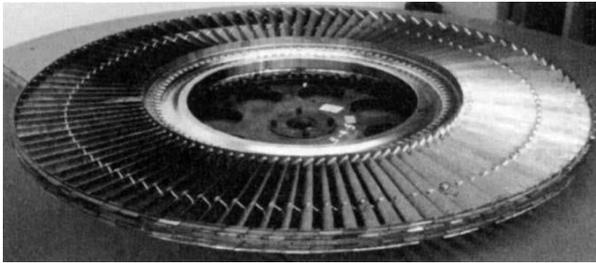
Assim como as ligas à base de níquel, as ligas de titânio possuem alta resistência específica (razão resistência mecânica/densidade), mantida mesmo em altas temperaturas. Essa

característica, aliada com boa resistência à fadiga e à fluência e boa tenacidade à fratura, torna essas ligas adequadas para a fabricação de componentes de motores de turbinas e de estruturas de aeronaves, apresentando um papel essencial na indústria aeroespacial (EZUGWU, BONNEY e YAMANE, 2003).

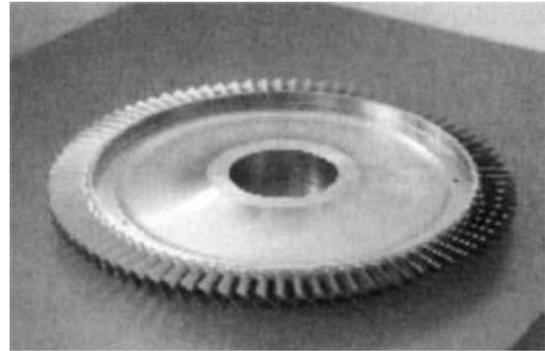
A utilização de materiais mais leves, como as ligas de titânio, em turbinas de aeronaves pode representar uma grande economia de combustível (MANTLE e ASPINWALL, 2001). Segundo Thomas, Turner e Jackson (2010) a próxima geração de aeronaves civis como o Boeing 787 e o Airbus A350 XWB apresentarão fuselagem, empenagem e estrutura da asa compostas basicamente de fibra de carbono. Além disso, essas aeronaves necessitarão de um aumento na utilização de ligas de titânio de cerca de 20% em peso, devido à excelente resistência à corrosão galvânica, coeficiente de expansão térmica linear e módulo de elasticidade que essas ligas apresentam quando combinadas com a fibra de carbono para formação de compósitos de matriz polimérica (CMP).

As ligas de titânio também possuem grande importância na indústria militar. De acordo com Eylon e Seagle (2001) a fuselagem dos caças F-22 apresenta 39% em peso de liga de titânio, sendo a maior parte (36%) composta pela liga Ti-6Al-4V e o restante pela liga Ti62222S. Além disso, o motor dos caças F-22 (motor F119 da Pratt & Whitney) contém aproximadamente 40% em peso de Ti. Esse uso intenso de ligas de Ti é necessário para a manutenção de velocidades supersônicas e alta capacidade de manobra (EYLON e SEAGLE, 2001).

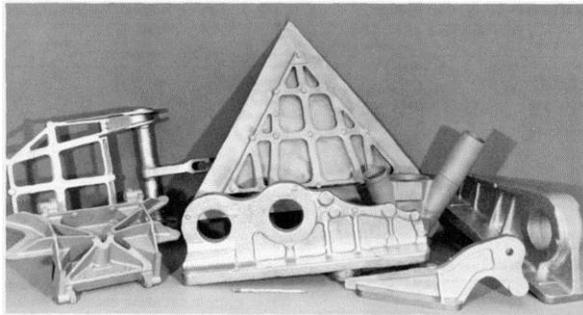
A Figura 2.2 mostra alguns exemplos de aplicações de ligas de titânio na indústria aeroespacial.



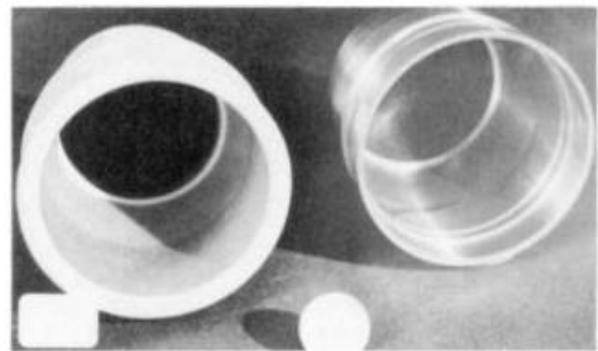
(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 2.2 – Exemplos de aplicações de ligas de titânio na indústria aeroespacial: (a) rotor de turbina de baixa pressão, (b) disco de lâminas (blisk) utilizado em compressores de alta pressão (LÜTJERING e WILLIAMS, 2003), (c) componentes da fuselagem (EYLON, NEW NEWMAN e THORNE, 1990) e (d) alojamento para mísseis (EYLON e FROES, 1990).

A Tabela 2.1 mostra as propriedades da liga Ti-6Al-4V comparada a um aço médio carbono. Comparadas com os aços, as ligas de titânio possuem propriedades mecânicas superiores até cerca de 540 °C. A Figura 2.3 mostra a variação de resistência específica em função da temperatura para alguns tipos de liga de titânio e alguns tipos de aços utilizados em turbinas a gás.

Tabela 2.1 – Propriedades da liga Ti-6Al-4V (adaptado de Machado e Wallbank (1990)).

Material	Limite de escoamento (MPa)	Limite de resistência à tração (MPa)	Módulo de elasticidade (GPa)	Dureza (H _v)	Densidade (g/cm ³)
Ti-6Al-4V (barra recozida)	825	895	110	340	4,43
Ti-6Al-4V (barra envelhecida)	965	1035	---	360	---
AISI-1045 (trefilada a frio)	530	625	207	179	7,84

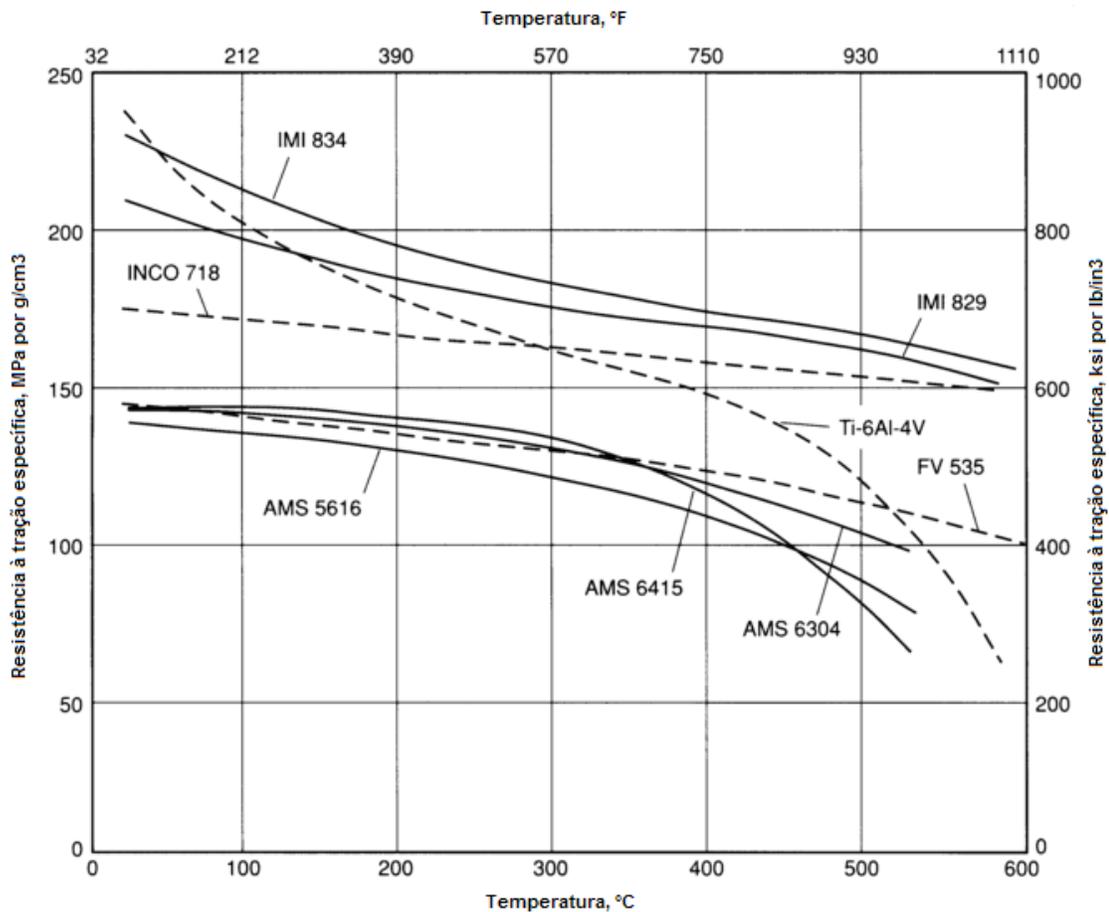


Figura 2.3 – Resistência específica de algumas ligas de titânio comparadas com aços utilizados em turbinas de aeronaves (adaptado de LAMPMAN, 1990).

Embora as ligas de titânio apresentem um papel importantíssimo na indústria aeroespacial devido às propriedades já citadas, sua excelente resistência a ambientes altamente corrosivos, particularmente ambientes oxidantes ou que contêm cloro, levou ao aumento de sua utilização em outras aplicações industriais (SCHUTZ, 2005). Assim, as ligas de titânio podem ser utilizadas em diversas aplicações, como no processamento químico, na indústria de papel e celulose, em aplicações marítimas e na produção e no armazenamento de energia (DESTEFANI, 1990).

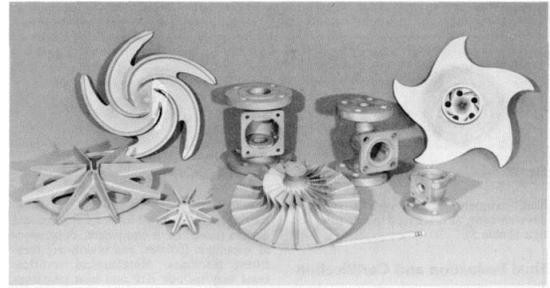
A utilização de ligas de titânio no último estágio de turbinas a vapor em geradores de potência representa um grande aumento da eficiência térmica, pois permite a elevação da temperatura e da pressão do vapor. Além disso, essas ligas apresentam grande aplicabilidade na indústria marítima, como em vasos de pressão, devido a sua excelente resistência à corrosão da água do mar. Algumas ligas, como a liga Ti-6Al-4V, também possuem aplicações em bens de consumo, como em utensílios de culinária eletromagnéticos (por causa da sua alta resistividade elétrica) e até mesmo em equipamentos esportivos, como cabeças de tacos de golfe (YAMADA, 1996). A Figura 2.4 mostra algumas aplicações industriais de ligas de titânio.

De acordo com Schutz (2005), a excelente resistência à corrosão que as ligas de titânio apresentam resulta da formação de uma camada de óxido bastante estável, contínua, altamente aderente e protetora na superfície do material. A alta reatividade do titânio e sua afinidade química com o oxigênio fazem com que esta camada protetora se forme espontaneamente e instantaneamente quando a superfície do material é exposta ao ar e/ou umidade.

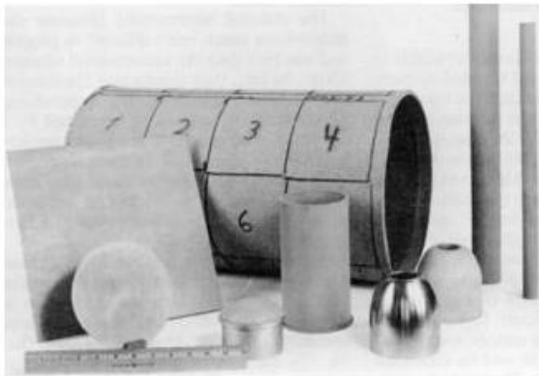
Devido às suas excelentes propriedades, as ligas de titânio também possuem grande importância para diversas aplicações especiais, como na indústria biomédica. Entre os biomateriais metálicos como aços inoxidáveis e ligas Co-Cr, o titânio e suas ligas exibem as melhores características para aplicações biomédicas (NIINOMI, 2008).



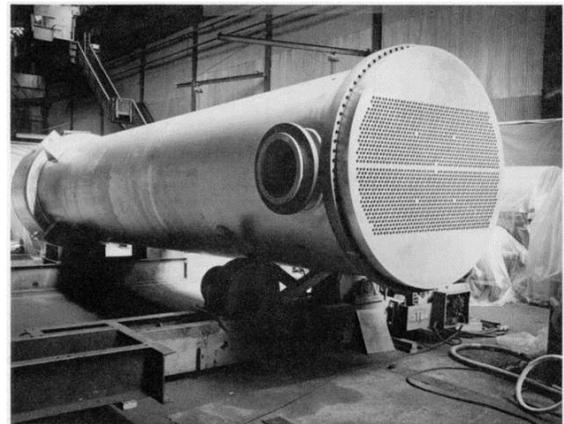
(a)



(b)



(c)



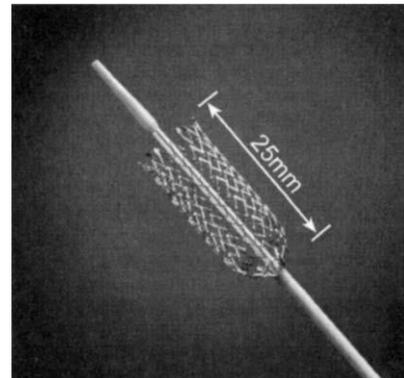
(d)

Figura 2.4 – Exemplos de aplicações industriais de ligas de titânio: (a) estrutura utilizada para branqueamento na produção de papel (LÜTJERING e WILLIAMS, 2003), (b) componentes utilizados em ambientes corrosivos (EYLON, NEWMAN e THORNE, 1990), (c) filtros porosos para processos eletroquímicos (EYLON e FROES, 1990) e (d) trocador de calor (LAMPMAN, 1990).

Embora a biocompatibilidade seja um requisito indispensável, os materiais para implantes cirúrgicos também devem ser mecanicamente compatíveis. Para aplicações ortopédicas é essencial que o material apresente alta resistência mecânica e baixo módulo de elasticidade (próximo ao módulo de elasticidade do osso humano) para se reduzir os efeitos de “*stress shielding*”, que consiste na perda de massa óssea devido à redução da tensão natural sobre o osso, ocasionada pelo implante. Para outras aplicações, como em *stents* cardiovasculares e pinos, os requisitos mais importantes são alta resistência mecânica e resistência à fadiga (KENT *et al*, 2011). A Figura 2.5 mostra exemplos de aplicações de ligas de titânio na área biomédica.



(a)



(b)

Figura 2.5 – Exemplos de aplicações de ligas de titânio na área biomédica: (a) prótese da articulação do quadril (CALLISTER, 2001) e (b) stent cardiovascular de TiNi (LÜTJERING e WILLIAMS, 2003).

Três diferentes grupos de titânio são utilizados na área biomédica: titânio comercialmente puro, ligas de titânio $\alpha+\beta$ e ligas de titânio β . Tradicionalmente, o titânio comercialmente puro e a liga Ti-6Al-4V (liga $\alpha+\beta$) foram os primeiros a serem utilizados em aplicações biomédicas e, mesmo hoje, esses dois grupos continuam sendo usados na maioria das aplicações (LÜTJERING e WILLIAMS, 2003). Contudo, a citotoxicidade de metais puros, a toxicidade dos elementos de liga como Al e V (presentes em ligas $\alpha+\beta$) e o módulo de elasticidade relativamente alto quando comparado ao do osso humano têm levado ao desenvolvimento de novas ligas β . Essas ligas, além de poderem ser compostas por elementos não tóxicos, apresentam menor módulo de elasticidade, representando grande vantagem em relação às ligas tradicionalmente utilizadas (NIINOMI *et al*, 1999).

2.2. Metalurgia das ligas de titânio

As ligas de titânio são classificadas em quatro grupos principais denominados α , quase- α , $\alpha-\beta$ e β , baseados na composição e nas fases estáveis em temperatura ambiente. A fase α possui uma estrutura hexagonal compacta (HC) e é a forma alotrópica estável em baixas temperaturas. A

uma temperatura de aproximadamente 882 °C ela se transforma na fase β , que possui uma estrutura cúbica de corpo centrado (CCC) (EZUGWU, BONNEY e YAMANE, 2003).

Os elementos químicos que quando dissolvidos no titânio produzem pequeno aumento na temperatura de transformação de fase (como Al, O, N e C) são denominados “estabilizadores α ” ou “alfagênicos” - eles são metais simples ou elementos intersticiais. Elementos de liga que diminuem a temperatura de transformação de fase são conhecidos como “estabilizadores β ” ou “betagênicos” (como Mo, V, Nb, Cu e Si) - eles geralmente são elementos de transição ou metais nobres (BOYER, WELSCH e COLLINGS, 1994).

2.2.1. Ligas α

Essas ligas contêm estabilizadores α , às vezes combinados com elementos neutros, e, portanto, possuem uma microestrutura constituída de fase α . A liga Ti-5Al-2,5Sn é um exemplo de liga α disponível comercialmente e é uma das poucas ligas desse tipo que continuam sendo utilizadas, além do titânio comercialmente puro. Essa liga possui excelente resistência à tração e resistência à fluência em temperaturas até 300 °C (EZUGWU e WANG, 1997).

As classes de ligas α comercialmente puras possuem resistência a tração de 170 a 480 MPa sendo que as classes de maior resistência contêm maiores teores de oxigênio e ferro. Suas principais características são boa conformabilidade, que diminui com o aumento da resistência mecânica, e excelente resistência à corrosão. As resistências mecânicas são comparáveis às dos aços inoxidáveis da série 300 recozidos, porém com uma densidade 40% menor. Segundo Boyer (1996), as ligas de titânio comercialmente puro não podem ser tratadas termicamente, mas exibem boa soldabilidade. Após o processamento, as ligas α apresentam grãos α recristalizados com uma fase β dispersa, como mostra a Figura 2.6. A presença da fase β ocorre devido à pequena quantidade de Fe, que possui uma baixa solubilidade na fase α e está presente em todas as classes de titânio comercialmente puro (LÜTJERING e WILLIAMS, 2003).

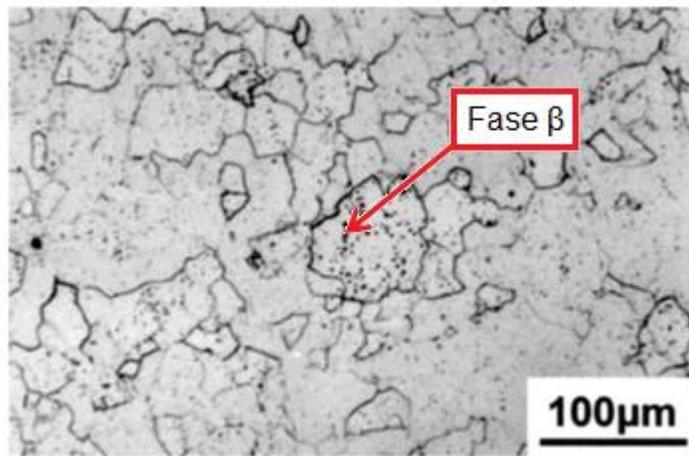


Figura 2.6 – Fase β dispersa no titânio comercialmente puro classe 3 (0,15% Fe) (adaptado de LÜTJERING e WILLIAMS, 2003).

As ligas α são utilizadas principalmente em componentes de equipamentos que trabalham em ambientes extremamente corrosivos. Além disso, a ausência de transição dúctil-frágil, característica de metais com estrutura cúbica de corpo centrado, torna essas ligas adequadas para aplicações criogênicas (BOYER, WELSCH e COLLINGS, 1994).

As propriedades das ligas α dependem da composição química (por exemplo, o teor de oxigênio no titânio comercialmente puro) e do histórico de processamento, pois o processamento mecânico modifica o tamanho de grãos e sua orientação preferencial (textura). Comparadas com as ligas $\alpha+\beta$ e β , as propriedades das ligas α possuem uma dependência mais direta da composição química (LÜTJERING e WILLIAMS, 2003).

2.2.2. Ligas quase- α

Essas ligas contêm estabilizadores α em grande quantidade e apenas uma quantidade limitada de estabilizadores β . Assim, as ligas quase- α são caracterizadas por uma microestrutura constituída de fase α contendo pequenas quantidades de fase β . Exemplos de ligas quase- α são a Ti-8-1-1 (Ti-8Al-1Mo-1V) e a liga Ti-6Al-5Zr-0,5Mo-0,25Si (IMI 685). Essas ligas possuem

propriedades parecidas com as das ligas α , porém são capazes de operar em temperaturas mais elevadas, entre 400 °C e 520 °C (EZUGWU e WANG, 1997).

2.2.3. Ligas $\alpha+\beta$

Este grupo de ligas contém estabilizadores α e estabilizadores β e, portanto, possui uma microestrutura constituída de uma mistura das fases α e β . Três tipos de microestruturas podem ser obtidas, dependendo do processamento termomecânico utilizado: estrutura completamente lamelar, estrutura completamente equiaxial e estrutura bimodal (duplex), contendo fase α primária (α_p) equiaxial em uma matriz $\alpha+\beta$ lamelar (LÜTJERING e WILLIAMS, 2003).

As ligas mais conhecidas deste grupo são a Ti-6-4 (Ti-6Al-4V, também denominada IMI 318) e a liga Ti-4Al-2Sn-4Mo-0,5Si (IMI 550). Elas podem sofrer tratamento térmico para aumento da resistência mecânica e são utilizadas principalmente em aplicações que exigem alta resistência mecânica em temperaturas elevadas, entre 350 e 400 °C (EZUGWU e WANG, 1997). A Figura 2.7 mostra a microestrutura da liga Ti-6Al-4V resfriada lentamente a partir da fase β .

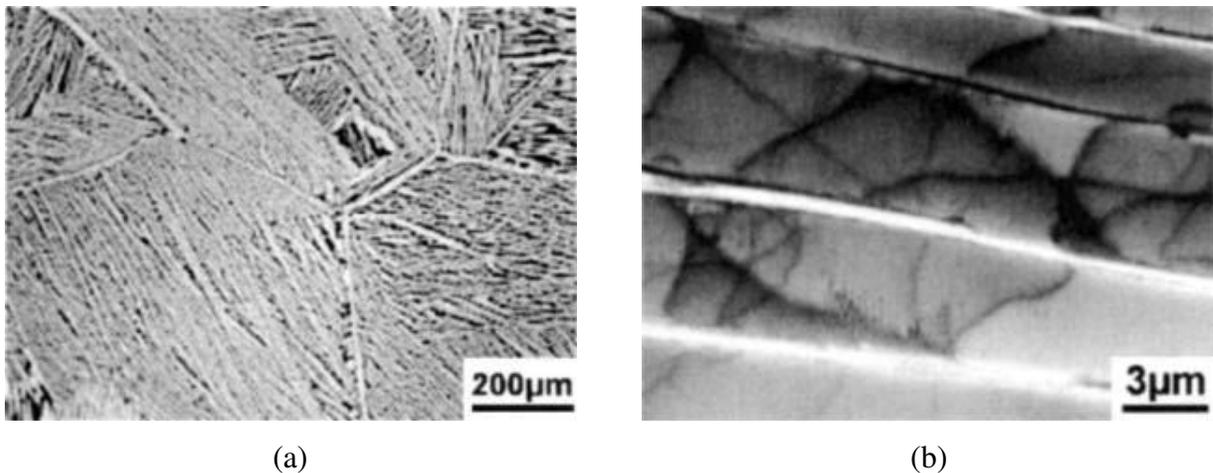


Figura 2.7 – Microestrutura $\alpha+\beta$ lamelar após resfriamento lento da liga Ti-6Al-4V a partir da fase β : (a) microscópio óptico e (b) microscópio de transmissão. (LÜTJERING e WILLIAMS, 2003).

2.2.4. Ligas β

Essa classe de ligas, que inclui as ligas Ti-10Al-2Fe-3Al (Ti-10-2-3), Ti-15V-3Cr-3-Al-3Sn (Ti-15-3), Ti-15Mo-2,7Nb-3Al-0,2Si e Ti-3Al-8V-6Cr-4Mo-4Zr, é capaz de ser tratada termicamente para se obter resistência mecânica acima de 1380 MPa (BOYER, 1996). A Figura 2.8 mostra a microestrutura típica de ligas β altamente estabilizadas após sofrer tratamento de envelhecimento.

Outra característica dessas ligas é que elas podem ser processadas em temperaturas mais baixas que as ligas $\alpha+\beta$, e algumas ligas β altamente estabilizadas são capazes de serem deformadas a frio. Além disso, a resistência à corrosão das ligas β é igual ou maior que a das ligas $\alpha+\beta$. As ligas β são especialmente boas em ambientes em que pode ocorrer absorção de hidrogênio, porque essas ligas possuem tolerância ao hidrogênio maior que as ligas α (LÜTJERING e WILLIAMS, 2003).

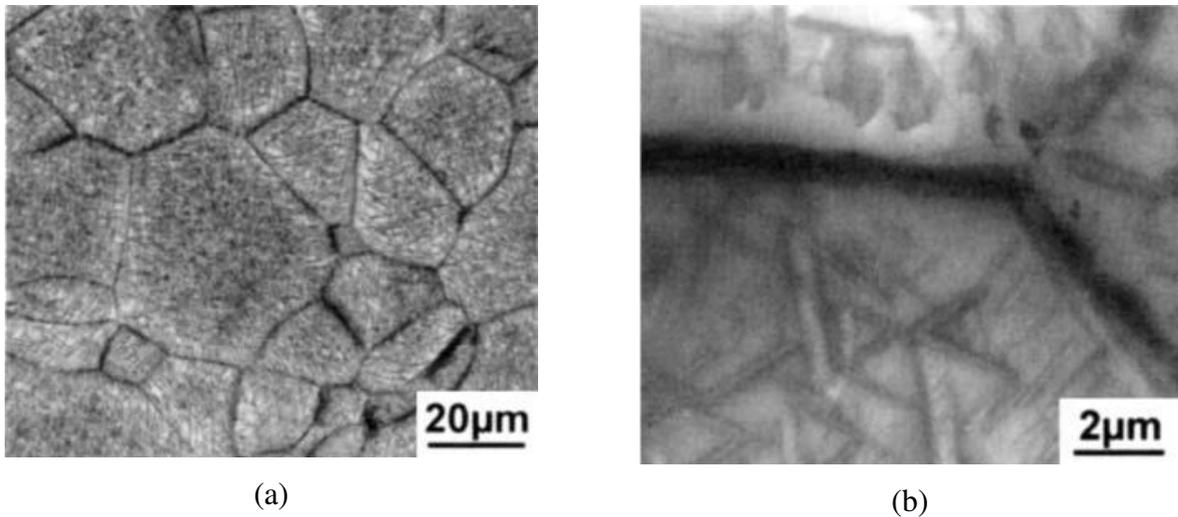


Figura 2.8 – Exemplo de microestrutura envelhecida de uma liga β altamente estabilizada – Beta 21S: (a) microscópio óptico e (b) microscópio de transmissão (LÜTJERING e WILLIAMS, 2003).

2.3. Usinabilidade das ligas de titânio

Segundo Childs *et al* (2000), a usinabilidade de um metal é sua facilidade de atingir um requisito de produção relacionado ao custo de produção, o que inclui: consumo de energia (ou potência), formação de cavaco, integridade e acabamento superficial e vida da ferramenta. Embora as ligas de titânio apresentem excelentes propriedades mecânicas, como citado anteriormente, essas ligas normalmente são consideradas materiais de baixa usinabilidade devido a diversas propriedades inerentes ao material (EZUGWU e WANG, 1997).

De acordo com Machado e Wallbank (1990), os principais fatores que contribuem para a baixa usinabilidade apresentada pelas ligas de titânio são:

- A alta resistência mecânica, que se mantém mesmo nas temperaturas elevadas geradas pela usinagem, dificulta a deformação plástica necessária para a formação do cavaco.
- A pequena espessura do cavaco depois de deformado, conseqüentemente com uma área de contato pequena com a ferramenta, causa altas tensões na superfície da ferramenta.
- O alto coeficiente de atrito entre o cavaco e a superfície da ferramenta.
- A alta reatividade química que o titânio apresenta com quase todos os materiais de ferramentas nas temperaturas corte ($> 500\text{ }^{\circ}\text{C}$).
- O processo de cisalhamento termoplástico adiabático na formação do cavaco de titânio – o baixo calor específico volumétrico do titânio (devido a sua baixa densidade) e a pequena área de contato com a presença de uma zona de fluxo bastante estreita entre o cavaco e a ferramenta (aproximadamente $8\text{ }\mu\text{m}$ comparados com $50\text{ }\mu\text{m}$ no corte de aço sob as mesmas condições) causam temperaturas de até $1100\text{ }^{\circ}\text{C}$ na ponta da ferramenta.
- A possibilidade de ocorrência de aresta postiça de corte (APC) em baixas velocidades de corte, levando a uma diminuição da qualidade do acabamento superficial.
- O baixo módulo de elasticidade.
- A tendência que o titânio apresenta de entrar em ignição, devido a sua alta reatividade e às elevadas temperaturas envolvidas no processo.
- Alta taxa de encruamento.

As ligas de titânio possuem baixa condutividade térmica, cerca de 7,3 W/m.K, 35 % menor que a condutividade térmica da liga Inconel 718 (11,2 W/m.K) e 86% menor que a do aço AISI 1045 (50,7 W/m.K) (EZUGWU *et al*, 2005). A Tabela 2.2 mostra algumas propriedades térmicas da liga Ti-6Al-4V comparadas com as do aço AISI 1045 . De acordo com Rahman, Wong e Zareena (2003), cerca de 80% do calor gerado durante a usinagem de titânio é conduzido para a ferramenta, pois a baixa condutividade térmica dificulta a distribuição do calor para o cavaco e para a peça.

Tabela 2.2 – Propriedades térmicas liga Ti-6Al-4V (adaptado de Machado e Wallbank (1990).

Material	Calor específico de 20-100 °C (J/kg.K)	Condutividade térmica (W/m.K)
Ti-6Al-4V (barra recozida)	580	7,3
Ti-6Al-4V (barra envelhecida)	---	7,5
AISI-1045 (trefilada a frio)	486	50,7

Devido às suas propriedades térmicas, especialmente sua baixa condutividade, o titânio apresenta cavacos tipicamente segmentados (*saw-tooth*), formados por bandas estreitas de material intensamente cisalhado separadas por bandas mais largas de material pouco cisalhado (Figura 2.9). Essas camadas intensamente cisalhadas são denominadas bandas de cisalhamento termoplástico, ou bandas de cisalhamento adiabático (TRENT e WRIGHT, 2000).

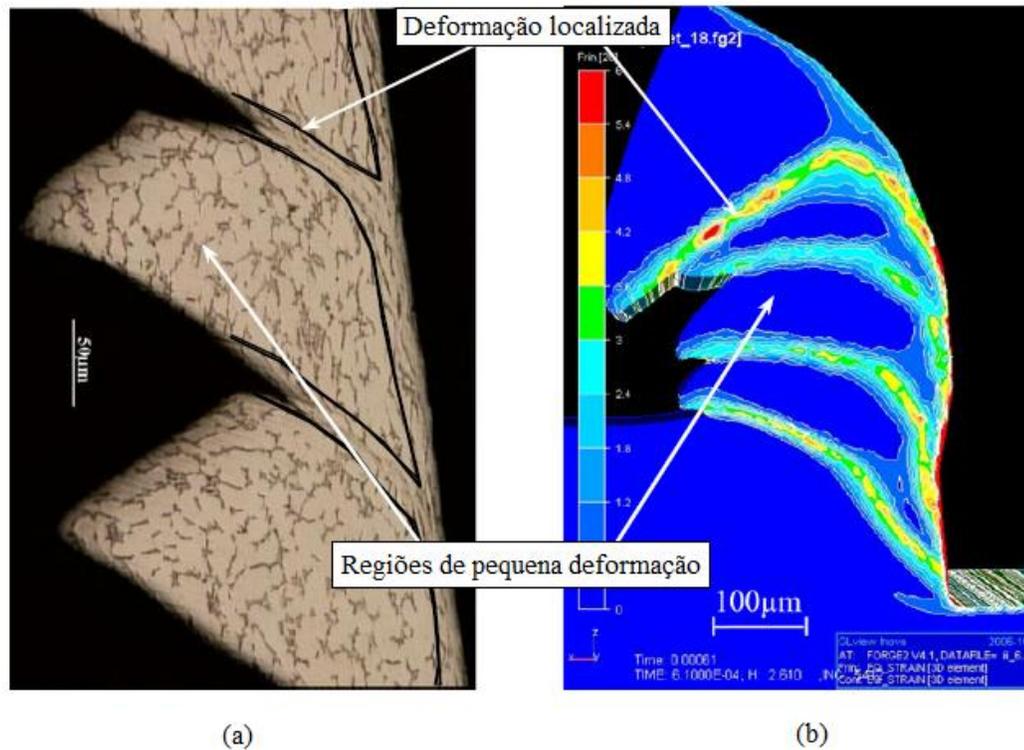


Figura 2.9 – Bandas de cisalhamento termoplástico em um cavaco da liga Ti-6Al-4V: (a) obtido experimentalmente e (b) obtido por simulação numérica (adaptado de CALAMAZ et al, 2011).

Segundo Bayoumi e Xie (1995), a deformação plástica no corte de metais é classificada em zona de deformação primária e secundária, como mostrado na Figura 2.10. A maior parte da deformação do material da peça durante a usinagem ocorre na zona de deformação primária. A porção de material na ponta da ferramenta e na sua superfície de saída (região OC na Figura 2.10) está sujeita a altas tensões compressivas, que podem superar o valor de resistência mecânica do material e causar algum tipo de instabilidade plástica na peça.

Como esquematizado na Figura 2.10, a deformação plástica se inicia aproximadamente ao longo da linha AO e o processo de cisalhamento na zona de cisalhamento primária termina aproximadamente ao longo da linha OB. Além disso, a deformação em cisalhamento aumenta gradualmente enquanto o material escoar pela zona de deformação primária (BAYOUMI e XIE, 1995).

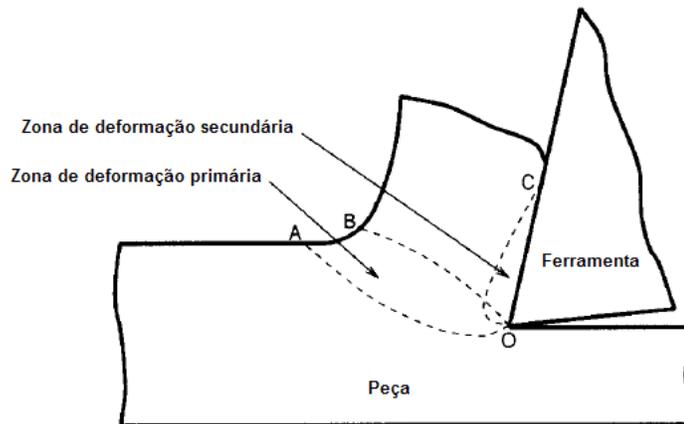


Figura 2.10 – Zonas de deformação primária e secundária na usinagem (adaptado de BAYOUMI e XIE, 1995).

A teoria de cisalhamento adiabático sugere que a instabilidade termoplástica catastrófica é a causa principal da formação do cavaco segmentado. Essa instabilidade ocorre quando a diminuição da resistência ao cisalhamento do material devido ao calor gerado associada com um aumento da deformação é maior que o aumento da resistência mecânica devido ao encruamento (SHAW, 2004).

Explicando melhor esse fenômeno, quando as forças geradas pelo processo de corte excedem o limite de escoamento do material da peça, o cisalhamento começa a ocorrer em um plano particular. A energia associada à deformação do material é convertida em calor, causando altas temperaturas de forma concentrada, devido às propriedades térmicas do material. Essas altas temperaturas causam um amolecimento localizado do material, gerando um plano de deslizamento, de maneira semelhante ao que ocorre na formação de cavacos contínuos. Com o prosseguimento da deformação, ocorre uma rotação no plano de cisalhamento, que começa a se afastar da ponta da ferramenta e a se movimentar sobre a superfície de saída. Essa rotação persiste até que o aumento da força, provocada pela rotação, exceda a força necessária para deformar um material em temperatura menor, em outro plano mais favorável (MACHADO *et al*, 2009).

Segundo Komanduri e Hou (2002), além da instabilidade termoplástica (encruamento x diminuição da resistência ao cisalhamento devido ao calor), existem outros mecanismos que podem gerar uma redução da resistência ao cisalhamento do material na banda de cisalhamento

sem o efeito do calor (por exemplo, a geração de microtrincas na banda de cisalhamento e uma redução na área real sujeita a tensão).

Para alguns materiais, como as ligas de titânio, o cisalhamento adiabático ocorre em baixas velocidades de corte, portanto para as velocidades de corte convencionalmente utilizadas o cavaco é predominantemente segmentado. Para outros materiais a velocidade de corte necessária para que ocorra cisalhamento adiabático é muito maior (KOMANDURI e HOU, 2002). De acordo com Sun, Brandt e Dargusch (2009), o cisalhamento adiabático resulta em uma variação cíclica das forças com uma significativa variação da magnitude, causando vibração. Essa vibração gerada pelo processo de corte limita a taxa de remoção de material e tem um papel importante na redução da vida da ferramenta.

Outra característica importante da usinagem de titânio é o alto coeficiente de atrito entre o cavaco e a superfície da ferramenta. Segundo Shaw (2004), a alta tendência que o titânio apresenta de formar uma camada de óxido sobre sua superfície e a dificuldade que os lubrificantes apresentam em absorver ou reagir com essa superfície oxidada torna as ligas de titânio bastante difíceis de serem lubrificadas, o que proporciona um alto coeficiente de atrito, aumentando a geração de calor.

De acordo com Trent e Wright (2000), o principal mecanismo de desgaste apresentado por ferramentas de aço rápido e de metal duro quando se usina titânio é a difusão. A Figura 2.11 mostra uma ferramenta de metal duro WC-Co que sofreu desgaste por difusão e deformação plástica da aresta de corte após o fresamento de topo da liga Ti-6Al-4V. Machado e Wallbank (1990) citam a deformação plástica da ferramenta como principal fator de influência para outros mecanismos de desgaste em ferramentas de aço rápido. Segundo os autores, as altas temperaturas na aresta de corte e as altas tensões compressivas podem provocar deformação plástica na aresta de corte ou na ponta da ferramenta, levando à sua quebra.

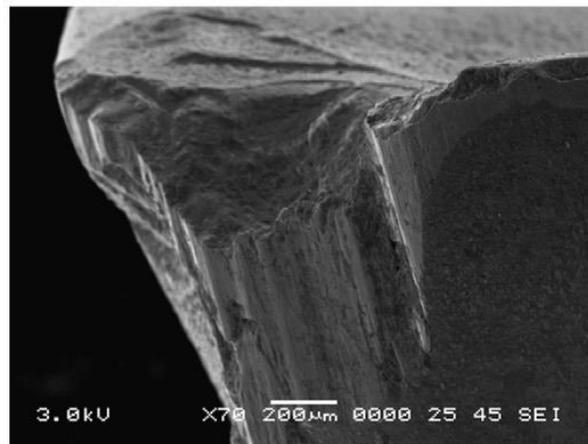


Figura 2.11 – Desgaste por difusão e deformação plástica da aresta de corte após a usinagem da liga Ti-6Al-4V com ferramentas de metal duro WC-Co (AMIN, ISMAIL e KHAIRUSSHIMA, 2007).

Durante o processo de difusão química os átomos de carbono da ferramenta se difundem para a superfície da peça em contato com a ferramenta e são carregados com o cavaco quando essa superfície é usinada (WANG e ZHANG, 1988). A Figura 2.12 mostra um modelo simplificado do mecanismo de difusão em ferramentas de metal duro.

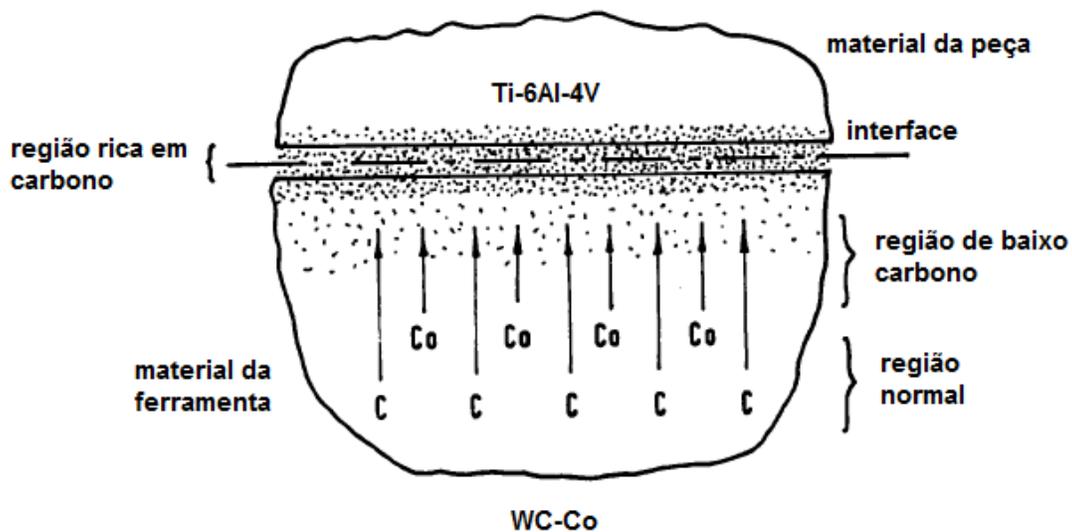


Figura 2.12 – Modelo de desgaste por difusão em ferramentas de metal duro (adaptado de WANG e ZHANG, 1988).

Jianxin, Yousheng e Wenlong (2008) estudaram o mecanismo de difusão entre a liga Ti-6Al-4V e ferramentas de metal duro WC-Co. No trabalho, os autores verificaram a ocorrência de outros mecanismos de desgaste durante a usinagem, incluindo desgaste abrasivo e desgaste por *attrition*. Os autores também constataram que a difusão química pode alterar a composição do substrato da ferramenta, principalmente em temperaturas acima de 400 °C, o que pode acelerar o desgaste da ferramenta.

As classes de metal duro que contêm TiC e TaC tendem a apresentar um acelerado desgaste por difusão (TRENT e WRIGHT, 2000). Por outro lado, as classes de metal duro constituídas de WC-Co são conhecidas como os materiais para ferramentas mais adequados para a usinagem de ligas de titânio (JIANXIN, YOUSHENG e WENLONG, 2008).

Segundo Ezugwu e Wang (1995), as ferramentas de cerâmica também apresentam grande tendência a sofrer desgaste por difusão, com exceção das ferramentas de *sialon*, nas quais o mecanismo de desgaste predominante é o *attrition*. Além disso, ferramentas de metal duro com cobertura de TiN, TiC, Al₂O₃ e HfN apresentam desgaste nas superfícies de folga e de saída de forma mais pronunciada que as ferramentas de metal duro WC-Co sem cobertura.

Jawaid, Sharif e Koksai (2000) avaliaram os mecanismos de desgaste de ferramentas de metal duro recobertas por processo PVD (TiN) e recobertas por processo CVD (TiCN+Al₂O₃) no fresamento da liga Ti-6Al-4V. As ferramentas recobertas por processo CVD apresentaram vida maior. Os mecanismos de falha dominantes em ambas as ferramentas foram lascamento da aresta de corte e lascamento e/ou fratura escamosa na superfície de saída. Além disso, os mecanismos de desgaste verificados foram aderência/*attrition* e difusão, sendo que também foram constatadas avarias, como deslocamento do revestimento, deformação plástica da aresta de corte e trincas térmicas.

Nos experimentos de Jawaid, Sharif e Koksai (2000) o deslocamento do revestimento foi a primeira avaria a ocorrer, deixando o substrato da ferramenta exposto ao desgaste químico e *attrition* e acelerando o desgaste de ambas as ferramentas. Segundo os autores, após o deslocamento ou desgaste do revestimento da ferramenta ocorre aderência de material da peça no substrato da ferramenta, que passa a sofrer desgaste por *attrition* e difusão química.

Antonialli, Diniz e Pederiva (2010) mostraram que quando a vibração da ferramenta no fresamento de titânio ocorre em frequências distantes da frequência natural do sistema, a ferramenta se desgasta devido aos mecanismos comuns de desgaste (difusão e *attrition*). No

entanto, quando a vibração da ferramenta ocorre em faixas de frequências próximas à frequência natural do sistema, o fim de vida da ferramenta se dá por quebra da aresta de corte, reduzindo consideravelmente o tempo de vida. A Figura 2.13 mostra as fotos das ferramentas desgastadas nos testes de Antonialli, Diniz e Pederiva (2010).

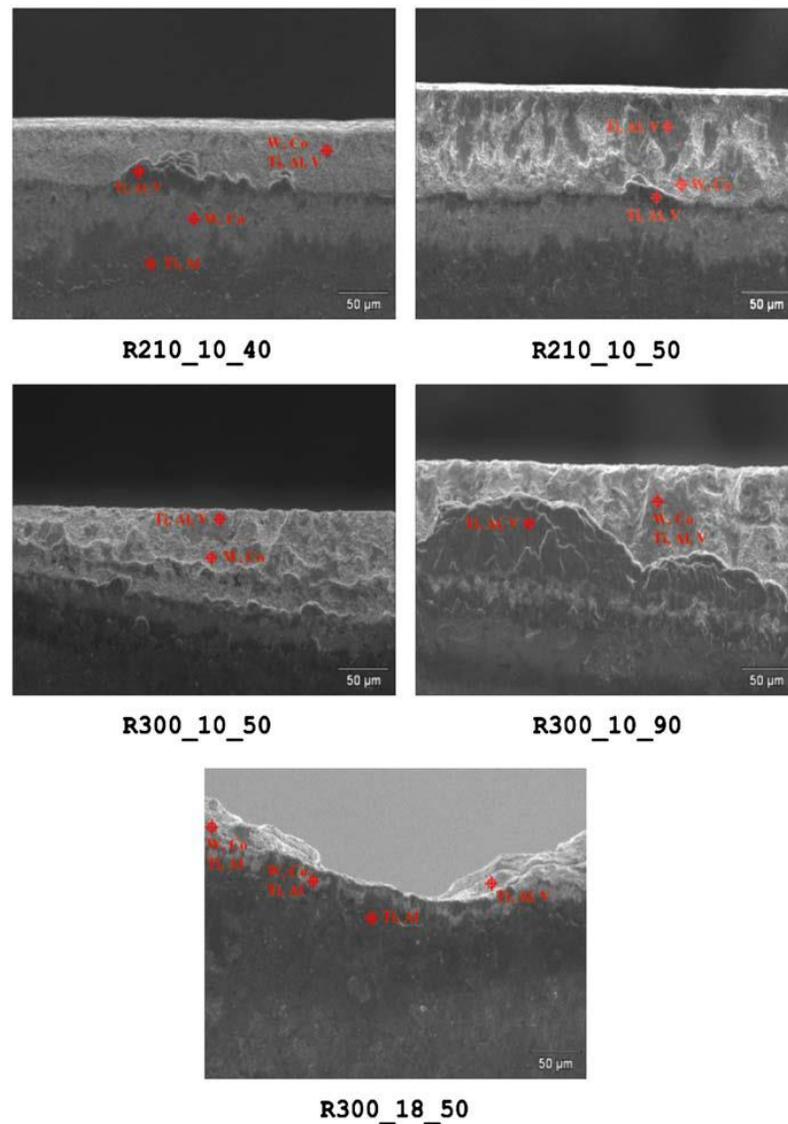


Figura 2.13 – Fotos das ferramentas desgastadas obtidas em microscópio eletrônico de varredura (ANTONIALLI, DINIZ e PEDERIVA, 2010).

Por meio da análise da função resposta em frequência das ferramentas de corte, Antonialli, Diniz e Pederiva (2010) verificaram que as vibrações eram amplificadas em

frequências acima de 400 Hz. A análise dos esforços de corte no domínio da frequência mostrou que a ferramenta R300_18_50 apresentou a maior carga radial em frequências entre 400 Hz e 1 kHz, sendo que foi a única que sofreu quebra da aresta de corte. Nas outras ferramentas, que sofreram menor carga radial nesta faixa de frequências, foram constatados apenas desgastes por difusão e *attrition* (Figura 2.13).

Özel *et al* (2010) compararam o desempenho de ferramentas de metal duro WC-Co sem cobertura, com cobertura de TiAlN, com cobertura simples de CBN (do inglês *cubic boron nitride*) e com cobertura multicamada de CBN+TiAlN no torneamento da liga Ti-6Al-4V. Os resultados indicaram que embora as coberturas de CBN e multicamada de CBN+TiAlN gerem maiores esforços em altas velocidades de corte, elas prolongam a vida da ferramenta, sendo que a ferramenta com cobertura simples de CBN apresentou os menores níveis de desgaste.

Nabhani (2001) avaliou o desempenho de ferramentas de CBN e PCD (do inglês *polycrystalline diamond*) na usinagem de ligas de titânio. Ambas as ferramentas apresentaram vida maior que as ferramentas de metal duro com cobertura, sendo que a ferramenta de PCD gerou melhores resultados e também proporcionou melhor acabamento superficial. Contudo, deve-se ressaltar que devido ao seu custo elevadíssimo, a utilização de ferramentas de PCD se justifica apenas quando o acabamento superficial e a redução do número de trocas de ferramenta são os requisitos mais importantes.

Comparadas com a usinagem de aço ou mesmo de cobre, as forças de corte e a potência consumida durante a usinagem de ligas de titânio é consideravelmente menor (TRENT e WRIGHT, 2000). Contudo, ocorrem altas tensões mecânicas próximas à aresta de corte, principalmente devido à pequena área de contato entre o cavaco e a ferramenta (cerca de 1/3 da área de contato quando se usina aço nas mesmas condições de corte), decorrente da segmentação do cavaco no processo de cisalhamento adiabático, e também devido à elevada resistência mecânica que as ligas de titânio apresentam em altas temperaturas (EZUGWU e WANG, 1997).

As ligas de titânio apresentam módulo de elasticidade relativamente baixo quando comparadas com outros metais que possuem alta resistência mecânica. Segundo Boyer, Welsch e Collings (1994) a liga Ti-6Al-4V pode ser encontrada com uma ampla faixa de módulos de elasticidade, variando de 100 a 130 GPa. Esse baixo módulo de elasticidade pode causar vibrações auto-excitadas (*chatter vibrations*), além de problemas de deflexão da peça e aumento do atrito (MACHADO e WALLBANK, 1990). As forças na direção perpendicular à peça podem

aumentar de três a quatro vezes devido à aderência do titânio na superfície desgastada da ferramenta e isso, aliado com o baixo módulo de elasticidade do titânio, pode causar a deflexão da peça (YANG e LIU, 1999). Segundo Ezugwu e Wang (1997), o baixo módulo de elasticidade das ligas de titânio proporcionam maiores variações na espessura do cavaco, decorrentes da deflexão da peça, gerando altos níveis de vibrações auto-excitadas, podendo causar microlascamento da aresta de corte e quebra prematura da ferramenta.

Para se garantir a confiabilidade de componentes aeronáuticos, a integridade superficial das ligas de titânio deve ser satisfeita. Contudo, a integridade superficial de componentes de titânio obtidos por processos de fresamento diminui rapidamente devido à baixa usinabilidade do titânio e ao carregamento cíclico inerente ao processo de fresamento (SUN e GUO, 2008).

Os processos de usinagem podem afetar vários parâmetros de integridade superficial das peças. De acordo com Ulutan e Ozel (2011), esses parâmetros podem ser agrupados em: (a) características topográficas - como textura, ondulação e rugosidade superficial, (b) propriedades mecânicas - como tensões residuais e dureza, e (c) estado metalúrgico - como microestrutura, transformação de fase, tamanho e forma dos grãos, inclusões etc.

Durante a usinagem, o material da peça sofre cargas térmicas, mecânicas e químicas, que podem ocasionar envelhecimento por deformação a frio ou recristalização do material. Assim, após a usinagem, a superfície da peça pode apresentar uma camada branca (*white layer*) de maior dureza, devido à alterações microestruturais, mudanças de fase e aderência de partículas de cavaco (ULUTAN e OZEL, 2011).

Che-Haron e Jawaid (2005) avaliaram a integridade superficial na usinagem em desbaste da liga Ti-6Al-4V utilizando ferramentas de metal duro sem cobertura. No trabalho, os autores verificaram a formação de camada branca e um aumento de 20% da microdureza em distâncias até 10 μm da superfície da peça.

Sun e Guo (2008) realizaram uma série de experimentos no fresamento em acabamento da liga Ti-6Al-4V. Os resultados mostraram que tensões residuais compressivas ocorrem em ambas as direções de corte e de avanço. Naquele trabalho a análise microestrutural mostrou que a fase β se tornou menor e severamente deformada próximo à superfície com o aumento da velocidade de corte, mas nenhuma transformação de fase ocorreu. Além disso, a microdureza da superfície foi de 70-90% maior que no material bruto. Contudo, Mantle e Aspinwall (2001) afirmam que a

presença de tensões residuais compressivas pode resultar em um aumento da vida em fadiga da peça, já que tende a diminuir o pico de carregamento em tração.

2.4. Forças em operações de fresamento

Durante o fresamento, a espessura do cavaco varia periodicamente. No caso de operações de fresamento frontal assimétrico concordante com penetração de trabalho (a_e) maior que a metade do diâmetro efetivo de corte (D), o corte se inicia com uma espessura de cavaco (h) diferente de zero, varia até um valor máximo e diminui até apresentar valor zero na saída da ferramenta (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2006). Nesse caso, a espessura máxima do cavaco pode ser dada por:

$$h_{D,máx} = f_z \cdot \text{sen}(\chi_r) \quad \text{Equação 2.1 (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2006)}$$

Onde χ_r é o ângulo de posição da ferramenta. Por outro lado, quando se tem $a_e < D/2$, a espessura máxima do cavaco é dada por:

$$h_{D,máx} = f_z \cdot \text{sen}(\chi_r) \cdot \text{sen}(\varphi_0) \quad \text{Equação 2.2 (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2006)}$$

Sendo f_z o avanço por dente, dado em mm/rev.dente, e φ_0 o ângulo de contato quando a ferramenta entra em contato com a peça, obtido da equação:

$$\cos(\varphi_0) = \frac{D - 2 \cdot a_e}{D} = 1 - \frac{2 \cdot a_e}{D} \rightarrow \varphi_0 = \arccos\left(1 - \frac{2 \cdot a_e}{D}\right) \quad \text{Equação 2.3 (adaptado de DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2006)}$$

Assim, quando $a_e < D/2$, a espessura máxima do cavaco pode ser calculada como:

$$h_{D,máx} = f_z \cdot \text{sen}(\chi_r) \cdot \text{sen}(\varphi_0) = f_z \cdot \text{sen}(\chi_r) \cdot 2 \cdot \left(\frac{a_e}{D} - \left(\frac{a_e}{D} \right)^2 \right)^{\frac{1}{2}}$$

Equação 2.4 (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2006)

Em processos de fresamento, é possível decompor a força de usinagem em três componentes principais: força tangencial (F_t), força radial (F_r) e força axial (F_a). Essas componentes podem ser escritas em função da área variável do cavaco ($b \cdot h(\varphi)$) e do comprimento de contato da ferramenta (b) como segue:

$$\begin{aligned} F_t(\varphi) &= K_{tc} \cdot b \cdot h(\varphi) + K_{te} \cdot b \\ F_r(\varphi) &= K_{rc} \cdot b \cdot h(\varphi) + K_{re} \cdot b \\ F_a(\varphi) &= K_{ac} \cdot b \cdot h(\varphi) + K_{ae} \cdot b \end{aligned}$$

Equação 2.5 (adaptado de ALTINTAS, 2000)

Onde φ é o ângulo de contato instantâneo da ferramenta, K_{tc} , K_{rc} e K_{ac} são os coeficientes da força de corte relacionados ao cisalhamento nas direções tangencial, radial e axial, respectivamente, e K_{te} , K_{re} e K_{ae} são constantes da aresta de corte. Fazendo a mudança de coordenadas:

$$\begin{aligned} F_x &= -F_t \cdot \cos(\varphi) - F_r \cdot \text{sen}(\varphi) \\ F_y &= +F_t \cdot \text{sen}(\varphi) - F_r \cdot \cos(\varphi) \\ F_z &= +F_a \end{aligned}$$

Equação 2.6 (ALTINTAS, 2000)

Com $\varphi_{entrada} \leq \varphi \leq \varphi_{saída}$

A Figura 2.14 (ALTINTAS, 2000) mostra a variação cíclica da força de corte durante a operação de fresamento com uma fresa de 4 dentes, $a_p = 2$ mm, $f_z = 0,1$ mm e $a_e = D/2$. A Figura 2.14a mostra a variação da força para o fresamento discordante, a Figura 2.14b, para o fresamento concordante, e a Figura 2.14c para o fresamento simétrico.

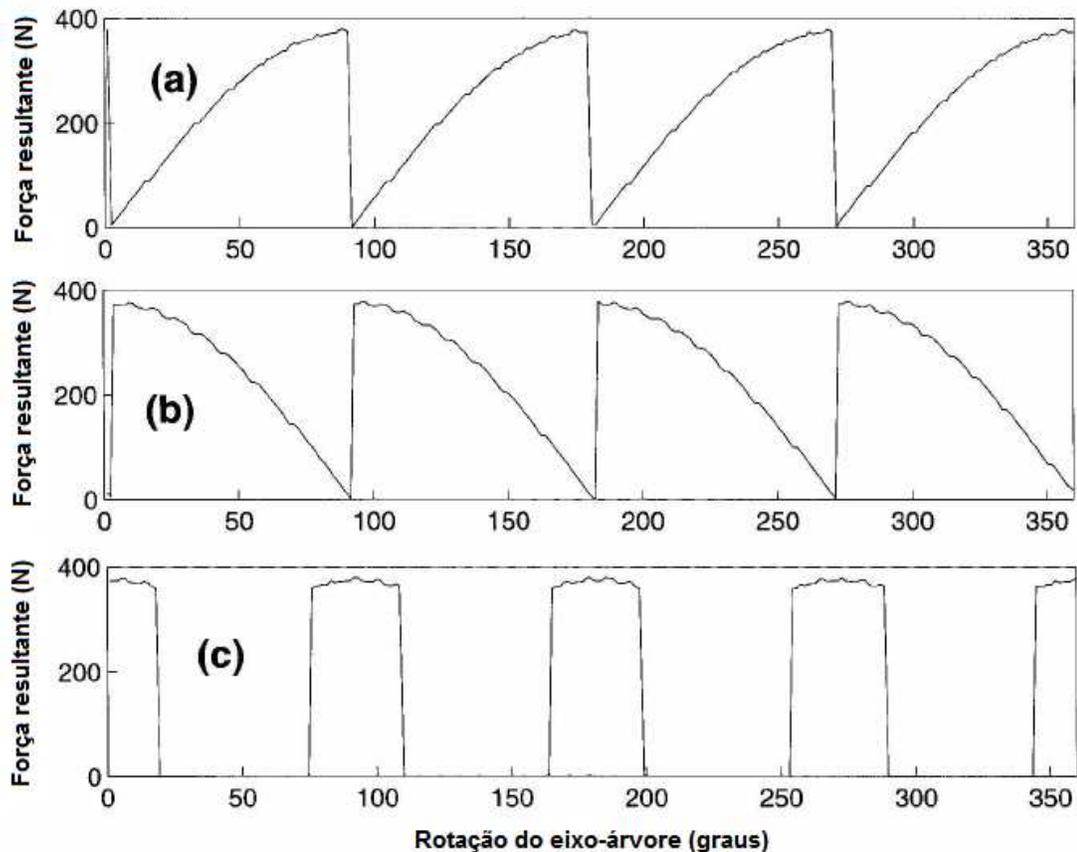


Figura 2.14 – Variação da força de corte para: (a) fresamento discordante, (b) fresamento concordante e (c) fresamento simétrico (adaptado de ALTINTAS, 2000).

2.5. Vibrações em operações de usinagem

As vibrações do sistema máquina/ferramenta de corte podem causar uma série de problemas durante as operações de usinagem, entre eles: aumento do desgaste da ferramenta, quebra da ferramenta, desgaste e falha dos rolamentos do eixo-árvore, péssimo acabamento superficial, menor qualidade do produto e alto consumo de energia. Essas vibrações podem ser classificadas como vibrações livres, vibrações forçadas e vibrações auto-excitadas, de acordo com a fonte de energia (HUO e CHENG, 2009).

As vibrações livres ocorrem quando um sistema mecânico é deslocado do seu equilíbrio e pode vibrar livremente (QUINTANA e CIURANA, 2011). Na ausência de forças não conservativas, as vibrações livres se mantêm e são periódicas. Em sistemas reais, a amplitude das vibrações diminui com o tempo em função da constante de amortecimento do sistema. A frequência das vibrações é dominada principalmente pela rigidez e a massa do sistema e é levemente influenciada pela constante de amortecimento, a qual é bastante pequena para estruturas mecânicas (ALTINTAS, 2000).

As vibrações da máquina ferramenta devido a excitações pulsantes podem ser consideradas vibrações livres. De acordo com Huo e Cheng (2009) essas excitações pulsantes incluem:

- Forças de contato da ferramenta em operações de fresamento
- Forças de inércia de partes móveis
- Vibrações transmitidas pelo solo
- Imperfeições dos materiais.

Segundo Quintana e Ciurana (2011), as vibrações forçadas decorrem de excitações externas. Os tipos de excitação externa podem ser harmônicas; periódicas, mas não harmônicas; degrau; impulso e força arbitrária (HUO e CHENG, 2009).

Huo e Cheng (2009) descrevem que as vibrações forçadas na máquina ferramenta podem ter origem de dois tipos de fontes de energia: interna e externa. As fontes externas, como ondas sísmicas, transmitem vibrações para a estrutura da máquina ferramenta por meio da base. Neste caso, o projeto e a utilização de absorvedores de vibração são capazes de minimizar e até mesmo isolar vibrações forçadas causadas por fontes externas, como a vibração gerada por prensas ou outras máquinas próximas à máquina-ferramenta e transmitidas pelo solo. Entre as fontes internas, pode-se destacar o desbalanceamento do eixo-árvore, as forças de impacto em processos de usinagem e as forças de inércia causadas pelo movimento dos componentes da máquina.

As principais fontes de vibrações forçadas em operações de fresamento são a entrada e a saída da aresta de corte da peça durante a usinagem (QUINTANA e CIURANA, 2011). No processo de fresamento, quando o dente da fresa entra em contato com a peça ela recebe um choque seguido de uma força de corte variável (decorrente da variação da espessura do cavaco). O choque cíclico e a variação da força de corte induzem vibrações entre a ferramenta e a peça, as quais excitam modos naturais do sistema, diminuindo a precisão da usinagem e o acabamento superficial (LIU, 2009).

As vibrações auto-excitadas (*chatter*) são um tipo de vibração cuja fonte está dentro do próprio sistema (HUO e CHENG, 2009). De acordo com Quintana e Ciurana (2011), as vibrações auto-excitadas podem ser classificadas em duas categorias: primária e secundária. As vibrações auto-excitadas primárias são causadas pelo próprio processo de usinagem (como pelo atrito entre a ferramenta e a peça e pelos efeitos termomecânicos na formação do cavaco). As vibrações auto-excitadas secundárias podem ser causadas pela regeneração das ondulações na superfície da peça, sendo que este efeito regenerativo é a principal causa de deste tipo de vibração. De acordo com Quintana e Ciurana (2011), os efeitos negativos ocasionados pelas vibrações auto-excitadas são:

- Baixa qualidade superficial.
- Precisão inaceitável.
- Ruído sonoro excessivo.
- Desgaste da ferramenta desproporcional.
- Dano à máquina-ferramenta.
- Baixa taxa de remoção de material.
- Aumento dos custos com tempo de produção.
- Desperdício de material.
- Desperdício de energia.

As vibrações auto-excitadas que ocorrem nas máquinas-ferramenta são originadas da auto-excitação gerada durante o mecanismo de formação do cavaco na usinagem. A Figura 2.15 mostra o modelo dinâmico do processo de fresamento proposto por Altintas e Weck (2004). Segundo Altintas (2000), as forças de corte inicialmente excitam um dos modos estruturais menos amortecidos do sistema máquina-ferramenta/peça. As ondulações deixadas pelo dente da fresa na superfície da peça são removidas pelo dente subsequente, o qual gera novamente uma superfície ondulada, decorrente das vibrações estruturais. Assim, dependendo da diferença de fase entre duas ondulações sucessivas, a espessura do cavaco pode aumentar exponencialmente enquanto oscila em uma frequência de vibrações auto-excitadas, a qual é próxima a um modo dominante do sistema.

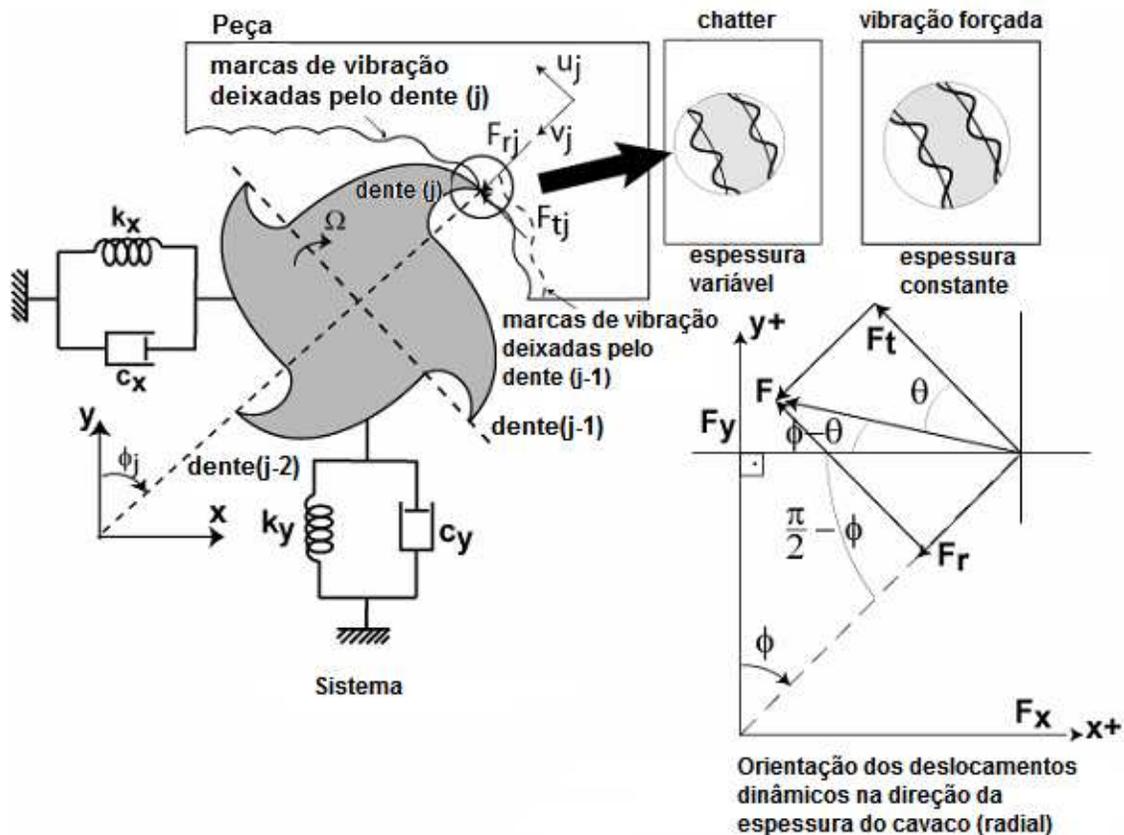


Figura 2.15 – Dinâmica do processo de fresamento (adaptado de ALTINTAS e WECK, 2004).

Segundo Liu (2009), as vibrações auto-excitadas podem ser distinguidas das vibrações forçadas, pois as frequências das vibrações forçadas são iguais a algum múltiplo da velocidade de rotação do eixo-árvore e da frequência de entrada de dentes no caso de operações de fresamento, enquanto isso pode não ocorrer para as vibrações auto-excitadas. Contudo, as frequências naturais de um sistema podem estar distribuídas em uma ampla banda de frequências. Assim poderá haver uma ou mais frequências múltiplas da velocidade de rotação do eixo árvore dentro da banda de frequência natural do sistema. Portanto, além das vibrações forçadas, muito provavelmente poderão ocorrer vibrações auto-excitadas.

Peng *et al* (2010) avaliaram os efeitos da folga dos mancais, a qual é uma falha comum em máquinas, na estabilidade à vibrações auto-excitadas durante o processo de fresamento. No trabalho, os autores verificaram que a presença de folga nos mancais pode facilitar que o processo de fresamento entre em instabilidade e é capaz de alterar a frequência das vibrações auto-excitadas. Além disso, a folga nos mancais pode introduzir outros componentes em

frequência. Segundo os autores, a análise desses componentes em frequência pode ser utilizada como método para se verificar se existe folga excessiva nos mancais da máquina-ferramenta.

Várias técnicas foram desenvolvidas para garantir a estabilidade do processo de usinagem. Segundo Quintana e Ciurana (2011) essas técnicas podem ser separadas em dois grupos: (a) seleção de combinações de parâmetros de corte na região estável do diagrama de estabilidade e (b) modificar as características do sistema alterando a fronteira de estabilidade.

O primeiro grupo (grupo (a)) pode ser dividido em métodos realizados antes do processo de usinagem (*out-of-process*) e durante o processo de usinagem (*in-process*). Os métodos realizados antes do processo de usinagem consistem na previsão da localização da região estável de corte, para que seja escolhida a combinação correta de parâmetros de usinagem (QUINTANA e CIURANA, 2011). A Figura 2.16 mostra o diagrama de estabilidade de um processo de usinagem.

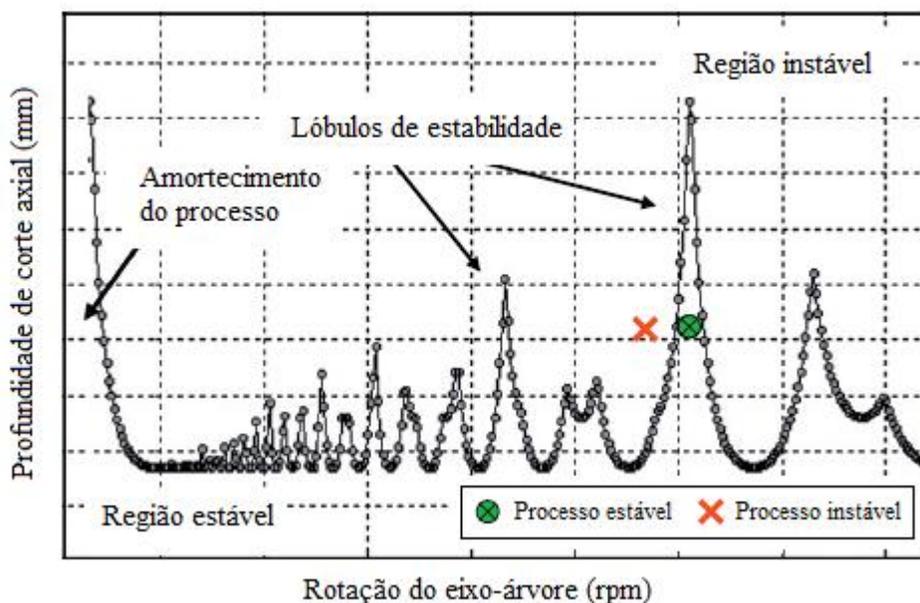


Figura 2.16 – Diagrama de estabilidade de um processo de usinagem (adaptado de QUINTANA e CIURANA, 2011).

Os métodos *in-process* são aqueles utilizados para detectar vibrações auto-excitadas durante o corte, permitindo que os parâmetros de usinagem sejam corrigidos rapidamente a fim de se garantir um processo estável. Esses métodos incluem a utilização de acelerômetros,

dinamômetros e sensores de emissão acústica, como esquematizado na Figura 2.17 (QUINTANA e CIURANA, 2011).

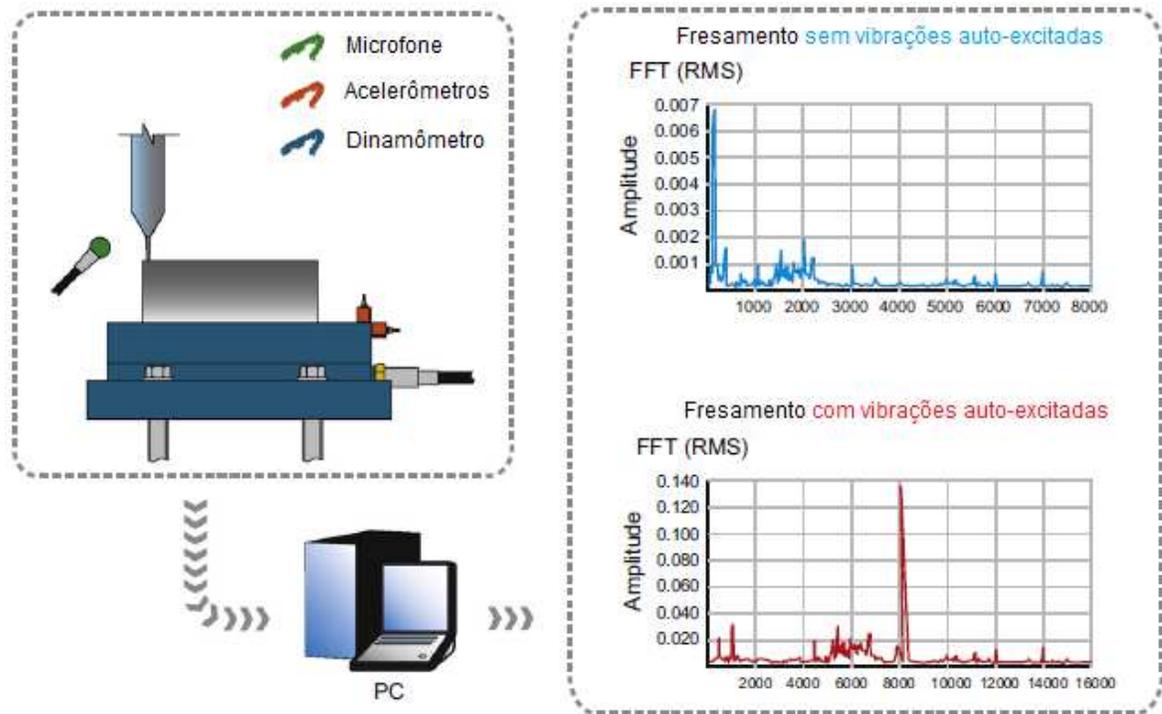


Figura 2.17 – Utilização de sensores para monitoramento de vibrações auto-excitadas (adaptado de QUINTANA e CIURANA, 2011).

A Figura 2.17 mostra que quando não ocorrem vibrações auto excitadas, os picos de amplitude ocorrem em frequências mais baixas, relativas à rotação da ferramenta e à frequência de entrada de dentes no caso de operações de fresamento. Por outro lado, quando ocorrem vibrações auto-excitadas, os picos de amplitude ocorrem em frequências mais altas, normalmente próximas a um dos modos dominantes do sistema (ALTINTAS, 2000).

O segundo grupo (grupo (b)) pode ser dividido em métodos ativos e passivos. Os métodos passivos consistem na modificação de certos elementos da máquina ferramenta para alterar passivamente o comportamento dinâmico do sistema composto por máquina, ferramenta de corte e suporte de fixação. Por outro lado, os métodos ativos utilizam elementos capazes de alterar ativamente a quantidade de trabalho fornecido ou absorvido com o objetivo de modificar a fronteira de estabilidade (QUINTANA e CIURANA, 2011).

Os métodos passivos são baseados na melhoria do projeto da máquina ferramenta para alterar seu desempenho contra vibração ou na utilização de equipamentos para absorver ou interromper o efeito regenerativo. Esses métodos contemplam a utilização de amortecedores de atrito, amortecedores de impacto e amortecedores sintonizados, além de ferramentas não-convencionais como fresas com passo e/ou ângulo de hélice variável (QUINTANA e CIURANA, 2011).

Na análise do processo de fresamento, além de se levar em consideração a frequência natural dos sistemas envolvidos (porta-ferramentas e peça), deve-se também avaliar a deflexão sofrida pelo porta-ferramentas devidos aos esforços de usinagem. Para uma viga em balanço, com uma carga transversal aplicada na sua extremidade, a deflexão máxima é dada por:

$$y_{m\acute{a}x} = \frac{F.L^3}{3.E.I} \quad \text{Equação 2.7 (SHIGLEY *et al*, 2004)}$$

Onde $y_{m\acute{a}x}$ é a deflexão máxima da viga, F é a força aplicada, L é o comprimento em balanço, E é o módulo de elasticidade da viga e I, o seu momento de inércia de área.

A utilização de porta-ferramentas com hastes de materiais diferentes pode reduzir as vibrações e a deflexão da ferramenta devido à modificação do comportamento dinâmico do sistema. Pires (2011) comparou a utilização de porta-ferramentas com haste de metal duro e com haste de aço. Embora tenha havido diferença na frequência natural dos dois sistemas, ambos apresentaram comportamento semelhante em frequências até 600 Hz (ver Figura 2.18) e, portanto, nas condições de corte utilizadas naquele trabalho não houve diferenças significativas em termos de desgaste da ferramenta.

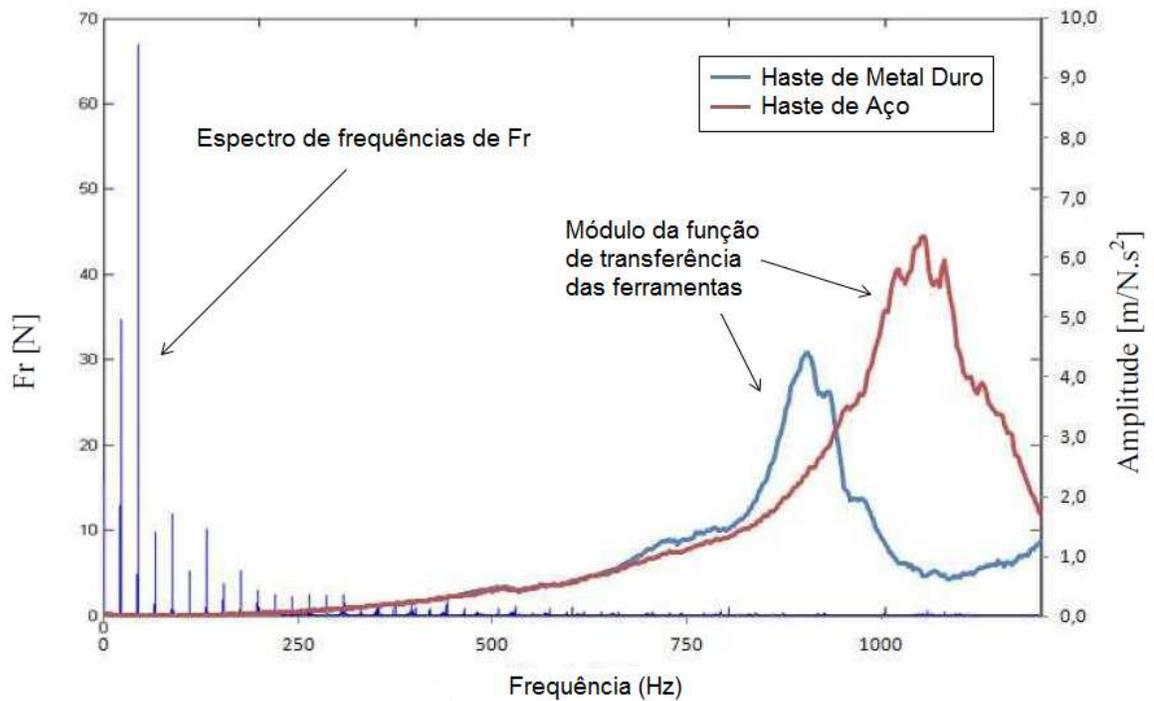


Figura 2.18 – Sobreposição do módulo da função de transferência das ferramentas e espectro de frequências de Fr (força radial) de 0-1200 Hz (adaptado de PIRES, 2011).

Kim, Won e Ziegert (2006) introduziram um amortecedor no interior de uma fresa de topo padrão. O amortecedor consistia em um cilindro seccionado, de maneira que as partes que o compunham podiam dissipar a energia da vibração auto-excitada por atrito devido ao movimento relativo entre a ferramenta e o amortecedor quando esses sofrem flexão durante o processo de corte (Figura 2.19). Semercigil e Chen (2002) propuseram a utilização de um amortecedor de impacto no interior de uma fresa de topo. A análise computacional mostrou que o uso desse tipo de amortecedor pode ser viável, desde que a folga entre o amortecedor e a ferramenta seja controlada.

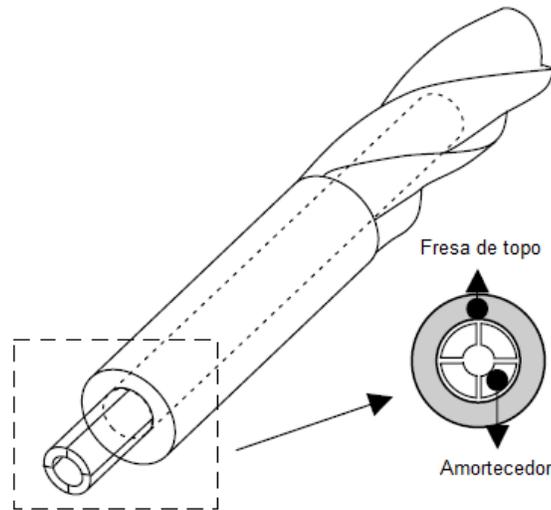


Figura 2.19 – Amortecedor utilizado para reduzir as vibrações da ferramenta (adaptado de KIM, WON e ZIEGERT, 2006).

Lang, Hansmaier e Brindasu (2010) testaram barras de mandril de aço com núcleo preenchido com concreto polimérico a fim de aumentar o amortecimento da ferramenta e reduzir as vibrações na usinagem. A utilização das barras preenchidas com concreto polimérico proporcionou vida média de ferramenta até 24 % maior que em ferramentas do mesmo tipo utilizadas em barras de mandril de aço.

Yang, Muñoa e Altintas (2010) avaliaram a viabilidade da utilização de múltiplos absorvedores de vibração sintonizados para reduzir as vibrações auto-excitadas da máquina ferramenta. Os resultados mostram que com a utilização desses absorvedores a profundidade de corte da região estável do diagrama de estabilidade aumenta, contudo a rigidez e a frequência natural desses absorvedores devem ser ajustadas de maneira mais precisa do que quando se utiliza um único absorvedor, a fim de se garantir resultados satisfatórios.

3. MATERIAIS E MÉTODOS

A descrição detalhada de todos os experimentos realizados é de fundamental importância para a compreensão do trabalho científico. Essas informações possibilitam a reprodução dos testes e podem sugerir alternativas na realização de experimentos por outros pesquisadores. Nesse capítulo são apresentados os equipamentos, os materiais e a metodologia utilizada em todo o trabalho.

3.1. Equipamentos

3.1.1. Máquina-ferramenta

Os ensaios de fresamento foram realizados no centro de usinagem vertical Mori Seiki SV-40 (Figura 3.1) do Laboratório de Usinagem dos Materiais da Faculdade de Engenharia Mecânica da UNICAMP. A máquina-ferramenta possui três eixos de programação, sendo o eixo-árvore vertical com potência máxima de 22 kW, rotação máxima de 12.000 rpm, sistema de fixação da ferramenta por cone ISO 40 e comando numérico computadorizado GE Fanuc MSC-518.



Figura 3.1 – Máquina-ferramenta utilizada nos ensaios de fresamento.

3.1.2. Microscópio óptico

O acompanhamento do desgaste de flanco para se determinar o fim de vida das ferramentas foi realizado com um microscópio estereoscópico trinocular Quimis Q714ZT2 equipado com uma câmera fotográfica digital Moticom® 2000 de 2.0 megapixels. O microscópio proporcionava ampliação de 20x. A análise das imagens foi feita por meio do aplicativo Moticom Images Plus 2.0. A montagem utilizada está mostrada na Figura 3.2.



Figura 3.2 – Montagem utilizada para medição do desgaste das ferramentas.

3.1.3. Microscópio eletrônico

Ao fim dos ensaios de fresamento as ferramentas desgastadas foram analisadas em um microscópio eletrônico de varredura ZEISS modelo EVO MA15 pertencente ao Departamento de Engenharia de Materiais da Faculdade de Engenharia Mecânica da UNICAMP. O microscópio possui o recurso de espectrometria de energia dispersiva (EDS), que permite a identificação semi-quantitativa dos elementos químicos presentes na superfície analisada. Esta análise foi feita com o fim de se tentar compreender os mecanismos de desgaste das ferramentas.

3.1.4. Rugosímetro

A análise do perfil de rugosidade da superfície fresada foi realizada com um rugosímetro portátil Mitutoyo SJ-201P conectado a um computador contendo o aplicativo SurfTest® SJ210 SerialCommunication 2.0. Assim, tinha-se não somente os valores dos parâmetros de rugosidade, mas também seu perfil armazenado no computador.

3.1.5. Dinamômetro

As forças nas direções X, Y e Z foram medidas utilizando um dinamômetro piezelétrico estacionário Kistler modelo 9257B fixado na mesa da máquina-ferramenta. O dinamômetro foi ligado a um condicionador de sinais Kistler modelo 5019B, conectado a um computador equipado com o programa National Instruments LabVIEW® 8.5 por meio de uma placa de aquisição A/D National Instruments PCI-6025E.

3.1.6. Análise modal

Para a realização da análise modal das barras de aço preenchidas com diferentes materiais foi utilizado um acelerômetro DeltaTron® modelo 4508 B da Brüel & Kjaer, com sensibilidade de $10,03 \text{ mV/m.s}^{-2}$. A excitação foi feita por um excitador eletromagnético (*shaker*) modelo 4809 da Brüel & Kjaer, com capacidade de carga dinâmica de 45 N, banda de frequência de 10 Hz a 20 kHz e aceleração máxima de 736 m/s^2 . O *shaker* estava equipado com um *stinger* delgado e um transdutor de força tipo 8200 da Brüel & Kjaer, com sensibilidade de $3,84 \text{ pC/N}$. Foi utilizado um gerador de sinal aleatório Random-Noise Generator modelo 1381 da General Radio Company e um amplificador de potência modelo 2706 da Brüel & Kjaer.

Tanto o acelerômetro quanto o transdutor de força foram conectados a um analisador de sinais PHOTON+ da Brüel & Kjaer, que também possui função de condicionador e placa de aquisição de sinais e é controlado pelo aplicativo RT Pro Sinal Analysis software BZ-8007 da LDS.

A análise modal das ferramentas acopladas na máquina, nas condições em que os ensaios de vida foram feitos, foi realizada com os mesmos equipamentos, com exceção da excitação, que foi feita com um martelo instrumentado tipo 8206-001 da Brüel & Kjaer.

3.2. Materiais

3.2.1. Corpos de prova

A liga Ti-6Al-4V foi o material escolhido para realização dos testes de fresamento, visto que esta é uma das mais utilizadas na indústria aero espacial. O corpo de prova utilizado nos ensaios de vida da ferramenta possuía dimensões de 440x240x80 mm com quatro furos de 11 mm de diâmetro para fixação por parafuso na mesa da máquina ferramenta. O corpo de prova utilizado para medição dos esforços de corte possuía dimensões de 170x102x102 mm, com dois furos de 9 mm de diâmetro para fixação por parafuso no dinamômetro. A Figura 3.3 mostra a montagem dos corpos de prova para realização dos ensaios de fresamento.

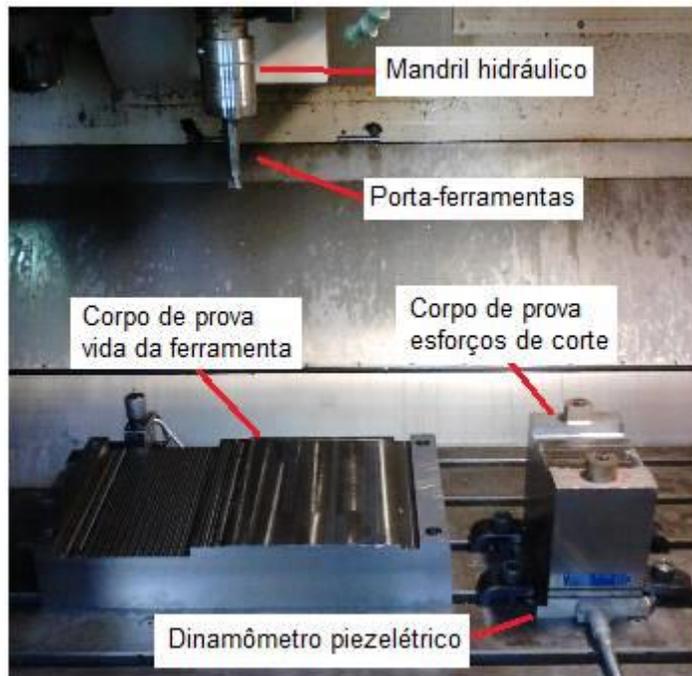


Figura 3.3 - Montagem dos corpos de prova para realização dos ensaios de fresamento.

3.2.2. Ferramentas

Nos ensaios de fresamento foi utilizado um porta-ferramentas de aço código R300-016A20L-08L e um porta ferramentas composto de uma haste de metal duro código 393.T-16 08 110 e uma cabeça com acoplamento roscado código R300-016T08-08L (Figura 3.4a). Foram escolhidos insertos de metal duro redondos de 8 mm de diâmetro com ângulo de saída neutro código R300-0828E-MM classe GC2040 (classe ISO S30). Ambos os porta-ferramentas foram fixados em mandril hidráulico de forma que apresentassem balanço (distância entre o fim do mandril e a ponta da ferramenta) igual a 85 mm. A Figura 3.4b mostra o esquema do porta-ferramentas de aço modificado, que foi utilizados nos testes que serão descritos no item 3.3.2.

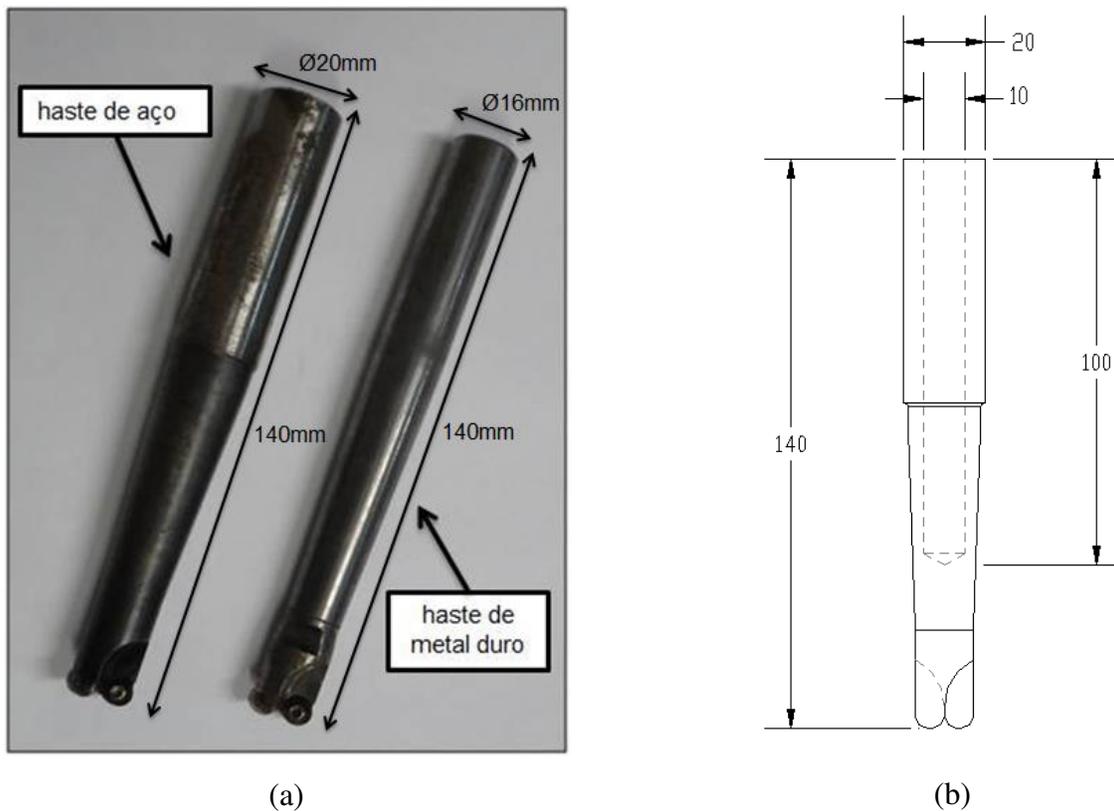


Figura 3.4 – Porta-ferramentas utilizados nos testes de fresamento: (a) foto dos porta-ferramentas e (b) esquema do porta-ferramentas modificado.

A classe de metal duro escolhida possui cobertura multicamada aplicada por processo CVD. A primeira camada aplicada sobre o substrato da ferramenta é composta por TiCN, que proporciona resistência ao desgaste por abrasão. A camada intermediária é composta por Al₂O₃, que confere proteção contra altas temperaturas, e a camada externa é composta por TiN, sendo que a espessura final é de cerca de 4 μ m (SANDVIK COROMANT, 2005).

3.2.3. Barras confeccionadas para realização da análise modal

A fim de se determinar os materiais que poderiam ser utilizados como absorvedores de vibração em ferramentas de usinagem, foram confeccionadas oito barras cilíndricas (cilindros maciços) de aço AISI 1045 com dimensões de 16x140 mm de comprimento. Em sete barras

foram realizados furos de 10x120 mm de comprimento, sendo que seis delas foram preenchidas com: poliuretano, baquelite, resina epóxi, mistura de 50% - 50% em massa de resina epóxi e areia, areia verde utilizada em moldes para fundição e barra cilíndrica de 10x115 mm de ferro fundido inserida com prensa hidráulica. A escolha desses materiais foi baseada nos trabalhos de Kim, Won e Ziegert (2006), Lang, Hansmaier e Brindasu (2010) e em materiais encontrados em outras aplicações para redução de vibração. Dessa maneira obteve-se uma barra maciça, uma barra oca e seis barras preenchidas com diferentes materiais, que foram utilizadas nos ensaios de análise modal descritos no item 3.1.6.

3.2.4. Fluido de corte

Em todos os experimentos de usinagem utilizou-se como fluido de corte óleo miscível de base vegetal Vasco 1000®, fornecido pela Blaser Swissslube, em uma concentração de 10% brix e vazão de aproximadamente 45 l/min.

3.3. Planejamento e procedimentos experimentais

3.3.1. Análise modal experimental

A primeira etapa do trabalho experimental consistiu na realização da análise modal das barras de aço preenchidas com os diferentes materiais. Essa análise teve por objetivo identificar entre os materiais testados aquele com melhores características amortecedoras e que proporcionasse aumento da frequência natural do sistema, para que pudesse ser utilizado como elemento de preenchimento do suporte da ferramenta de usinagem. Os experimentos foram feitos no Laboratório de Vibrações e Controle da Faculdade de Engenharia Mecânica da UNICAMP.

A bancada em que a montagem dos experimentos foi realizada estava isolada do solo. Em cada análise a barra foi suspensa por fios de nylon em uma estrutura metálica, a fim de se simular a condição de extremidades livres (livre-livre). A excitação foi feita pelo excitador eletromagnético (*shaker*), com sinal de entrada fornecido pelo gerador de sinal aleatório e amplificado pelo amplificador de potência. O *shaker* estava equipado com um *stinger* delgado conectado ao transdutor de força, que foi colado diretamente na barra de aço. Segundo Inman (2001), o *stinger* tem a função de isolar o *shaker* da estrutura, reduzindo a massa que este adiciona ao sistema e fazendo com que a força seja transmitida axialmente ao longo do *stinger*, controlando a força aplicada de forma mais precisa. O acelerômetro uniaxial também foi colado diretamente na barra. A posição em que o acelerômetro foi colado e a posição em que a excitação foi realizada foram iguais em todos os testes. A partir da relação entre a amplitude de oscilação ($X(s)$) captada pelo acelerômetro e a amplitude da força ($F(s)$) aplicada pelo excitador eletromagnético e o transdutor de força, obteve-se a função de transferência em frequência ($H(s)$) (Equação 3.1) das barras, com o auxílio do analisador de sinais. A taxa de aquisição de sinais utilizada foi de 20 kHz.

$$[H(s)] = \frac{\{X(s)\}}{\{F(s)\}} \quad \text{Equação 3.1 (ALTINTAS, 2000)}$$

Antes de realização dos ensaios de fresamento, também foram realizadas as análises modais dos corpos de prova e dos porta-ferramentas fixados na máquina-ferramenta, para se identificar a frequência natural e os principais harmônicos desses sistemas. Para os corpos de prova, o acelerômetro uniaxial foi colado em cada uma das direções do plano horizontal (x e y) e a excitação foi feita com o martelo instrumentado. Para os porta-ferramentas a análise foi feita em apenas uma das direções, visto que não foi verificada nenhuma diferença entre os resultados para as direções x e y. A posição em que o acelerômetro foi fixado e a posição em que a excitação foi feita foram iguais em todos os ensaios. A taxa de aquisição de sinais utilizada foi de 20 kHz. A representação esquemática da análise modal com martelo instrumentado está mostrada na Figura 3.5.

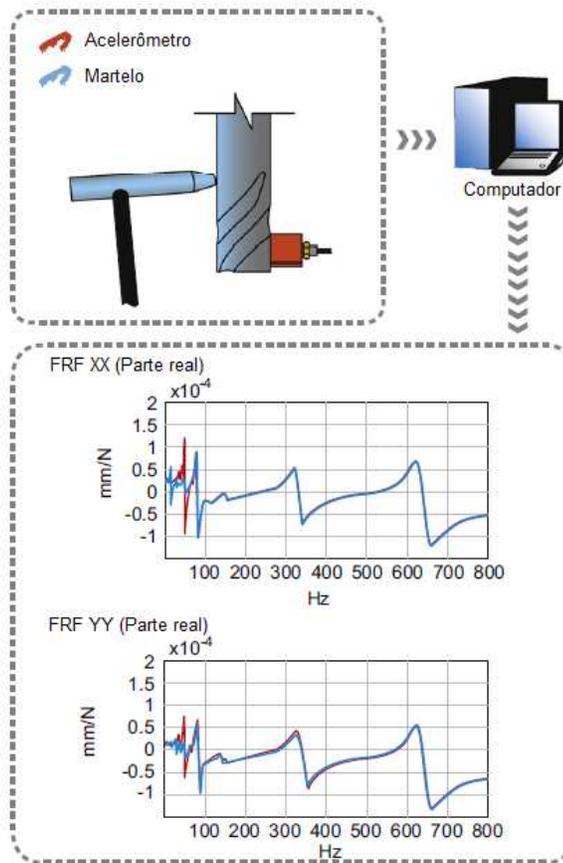


Figura 3.5 – Representação esquemática do ensaio com martelo instrumentado (adaptado de QUINTANA e CIURANA, 2011).

3.3.2. Ensaios de vida da ferramenta e medição dos esforços de corte

Na segunda etapa do trabalho, foram realizados testes de usinagem preliminares, em que se buscou verificar a influência da frequência de entrada de dentes, do avanço por dente, da velocidade de corte e do sentido de corte (concordante ou discordante) nos esforços de fresamento. Com isso pôde-se ter uma base para definir os parâmetros de usinagem que seriam utilizados nos ensaios de vida e na avaliação do desempenho em relação à vibração dos porta-ferramentas. Os testes foram realizados no corpo de prova preso ao dinamômetro piezelétrico.

Em cada teste a ferramenta executava passes de fresamento frontal no corpo de prova preso ao dinamômetro e os esforços de corte eram medidos no corte concordante e no corte

discordante. A taxa de aquisição utilizada foi de 5 kHz, com filtro passa-baixa analógico de 1 kHz. Durante o corte, a ferramenta avançava em uma direção paralela ao eixo x da máquina-ferramenta, sendo que entre um teste e outro a ferramenta era deslocada na direção y no valor de um a_e . Depois da remoção de toda área do corpo de prova numa determinada coordenada z da máquina, a ferramenta era deslocada na direção z no valor de um a_p , para que se desse prosseguimento nos ensaios utilizando-se o mesmo corpo de prova. Além disso, para o corte da primeira e da última passada num determinado nível “z”, foram utilizadas outras ferramentas (semelhantes às utilizadas no experimento), para se garantir que a penetração de trabalho (a_e) se mantivesse constante em todos os testes. A Figura 3.6 mostra a representação esquemática dos testes preliminares.

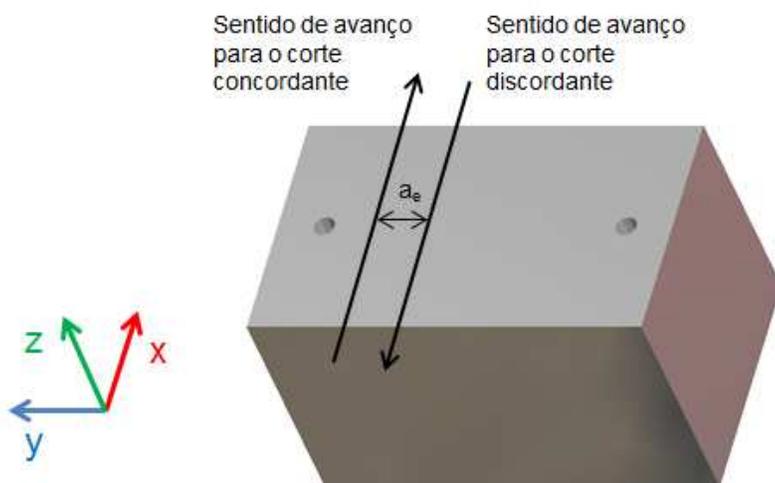


Figura 3.6 – Representação esquemática dos testes preliminares.

Para cada sentido de corte, o teste foi repetido três vezes, sendo que foram utilizadas ferramentas novas em cada réplica. A Tabela 3.1 apresenta os parâmetros de corte utilizados nessa etapa de testes. Tais parâmetros foram escolhidos de tal maneira que os testes A e B tivessem mesmo volume de material removido por minuto e diferentes frequências de entrada de dentes, os testes C e D tivessem também o mesmo volume de material removido, mesma frequência de entrada de dentes, mas velocidades de corte diferentes, os testes B e C tivessem a mesma frequência de entradas de dentes, porém f_z e v_c diferentes, e os testes A e D tivessem

frequência de entrada de dentes diferentes, porém f_z e v_c idênticos. Os testes A a D foram realizados tanto no sentido concordante como no sentido discordante.

Tabela 3.1 – Parâmetros de usinagem utilizados nos testes preliminares.

Teste	v_c (m/min)	f_z (mm/dente)	z	a_p (mm)	a_e (mm)	ϕ_0 (°)	$\chi_{r,máx}$ (°)	γ_0
A	45	0,2	1	1	9,3	113,5	41,4	neutro
B	45	0,1	2					
C	90	0,2	1					
D	45	0,2	2					

Na terceira etapa do trabalho foram realizados os ensaios de vida da ferramenta e medição dos esforços de corte. Nessa etapa foi avaliada a influência da velocidade de corte, do material da haste do porta-ferramentas e do avanço por dente na vida da ferramenta.

Os parâmetros de usinagem foram escolhidos de maneira que para cada velocidade de corte fossem testadas duas frequências de entrada de dentes, com combinações de parâmetros de corte que proporcionassem mesmo volume de material removido por minuto. Os experimentos seguiram um planejamento fatorial completo 2^3 , tendo como variáveis de influência a velocidade de corte (v_c), o material da haste do porta-ferramentas e o avanço por dente (f_z). Os parâmetros de corte testados estão mostrados na Tabela 3.2. Todos os testes foram feitos com corte concordante.

Tabela 3.2 – Parâmetros de usinagem utilizados nos testes de vida da ferramenta e medição dos esforços de corte.

Teste	v_c (m/min)	Haste	f_z (mm/dente)	z	a_p (mm)	a_e (mm)	ϕ_0 (°)	$\chi_{r,máx}$ (°)	γ_0
1	78	Aço	0,2	1	1	9,3	113,5	41,4	neutro
2			0,1	2					
3		Metal duro	0,2	1					
4			0,1	2					
5	65	Aço	0,2	1					
6			0,1	2					
7		Metal duro	0,2	1					
8			0,1	2					

Nos ensaios de vida da ferramenta o corte era executado até que a ferramenta atingisse o critério de fim de vida, estabelecido como desgaste de flanco máximo ($VB_{Bmáx}$) de 0,2 mm. A

Figura 3.7 mostra uma representação esquemática do ensaio. Os ensaios de vida seguiram o mesmo método aplicado nos ensaios preliminares, com exceção do avanço da ferramenta, que se dava em uma direção paralela ao eixo y da máquina-ferramenta. Além disso, para se evitar que o choque da ferramenta na entrada e na saída do corpo de prova causasse avarias à aresta de corte, o avanço foi reduzido pela metade na entrada e na saída da peça.

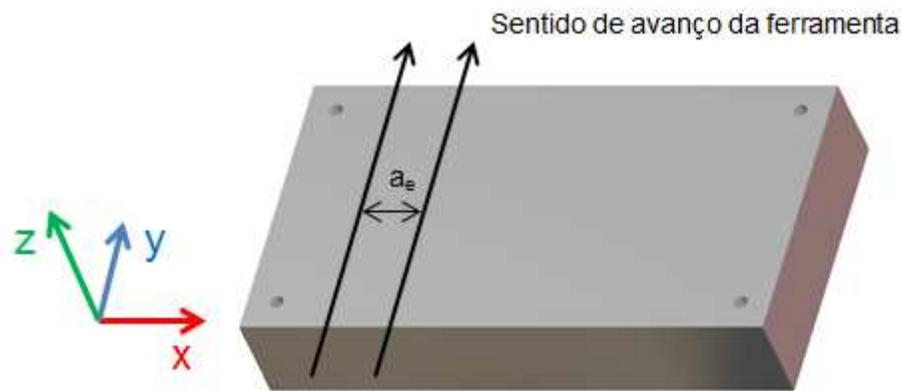


Figura 3.7 – Representação esquemática do ensaio de vida da ferramenta.

Ao longo de cada ensaio, o corte era interrompido periodicamente para aferição do desgaste da ferramenta no microscópio óptico e medição da rugosidade da peça. Em cada interrupção do ensaio de vida, a ferramenta executava um passe (mantendo-se os mesmos parâmetros de corte) no corpo de prova montado sobre o dinamômetro piezelétrico e os esforços de corte eram medidos. As medições dos esforços de corte seguiram o mesmo método aplicado nos ensaios preliminares. A taxa de aquisição utilizada foi de 10 kHz, com filtro passa-baixa de 3 kHz. A taxa de aquisição utilizada foi maior que a dos testes preliminares para que se obtivesse maior resolução no tempo. A Figura 3.8 mostra a representação esquemática da medição dos esforços de corte.

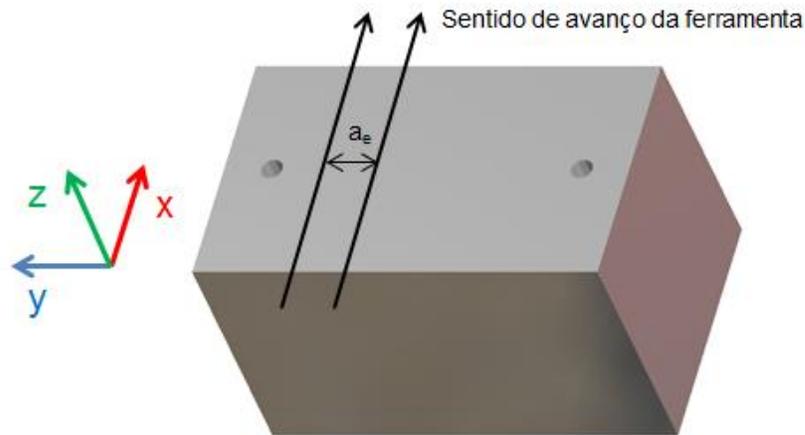


Figura 3.8 – Representação esquemática da medição dos esforços de corte.

Para a análise dos esforços de corte, as componentes da força de usinagem F_x , F_y e F_z , medidas com o dinamômetro, foram transformadas em força tangencial (F_t , correspondente à força de corte), força radial (F_r) e força axial (F_a), em função do ângulo instantâneo de contato (φ) (Equação 3.2).

$$\begin{Bmatrix} F_t \\ F_r \\ F_a \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \text{sen}(\varphi) & -\text{cos}(\varphi) & 0 \\ \text{cos}(\varphi) & \text{sen}(\varphi) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{Bmatrix} \quad \text{Equação 3.2 (adaptado de ALTINTAS, 2000).}$$

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

Após atingir o fim de vida, as ferramentas foram limpas em um equipamento de ultrassom e foram levadas ao Microscópio Eletrônico de Varredura para verificação do desgaste com grande ampliação e realização da análise de EDS a fim de se avaliar os mecanismos de desgaste.

Na quarta etapa foram realizados testes com a haste de aço modificada, baseados nos resultados obtidos dos experimentos descritos no item 3.2.3 e que serão discutidos no Capítulo 4. Assim, foi testada a haste de aço com um furo de 10x100 mm e a mesma haste, porém com o furo preenchido com poliuretano.

O objetivo de se modificar a haste de aço foi o de se obter uma redução da vibração da ferramenta e aumento de sua vida com um menor custo, comparado à aquisição de uma haste de

metal duro, ou outras soluções disponíveis comercialmente. Os parâmetros de corte testados estão mostrados na Tabela 3.3. O procedimento experimental foi o mesmo aplicado aos testes 1 a 8.

Tabela 3.3 – Parâmetros de usinagem utilizados nos testes de vida da ferramenta e medição dos esforços de corte com as hastes modificadas.

Teste	v_c (m/min)	Haste (aço)	f_z (mm/dente)	z	a_p (mm)	a_e (mm)	ϕ_0 (°)	$\chi_{r,máx}$ (°)	γ_0
9	78	Furada	0,1	2	1	9,3	113,5	41,4	neutro
10		Poliuretano							

3.3.3. Medição do desgaste das ferramentas

Durante os ensaios de vida da ferramenta, a usinagem era interrompida aproximadamente a cada três minutos para medição do desgaste de flanco no microscópio óptico. A superfície de folga da ferramenta era fotografada e o desgaste era medido com o auxílio do aplicativo Motic Images Plus 2.0. Quando a ferramenta atingisse $VB_{Bmáx}$ igual a 0,2 mm, o ensaio terminava e o tempo de usinagem decorrido correspondia à vida da ferramenta.

3.3.4. Medições de rugosidade

Os parâmetros de rugosidade avaliados durante os ensaios de vida da ferramenta foram a rugosidade média (R_a) e a rugosidade de profundidade média (R_z). As medidas foram realizadas na direção de avanço da ferramenta, sendo que o comprimento de amostragem l_r (ou *cutoff*) utilizado em todas as medições foi de 0,8 mm.

3.3.5. Verificação dos mecanismos de desgaste

Após a realização dos ensaios de vida da ferramenta, as ferramentas desgastadas foram observadas em um microscópio eletrônico de varredura (MEV), as regiões desgastadas foram fotografadas e realizou-se a análise de espectrometria de energia dispersiva (EDS). A análise de EDS permite a identificação semi-quantitativa dos elementos químicos na superfície de interesse, permitindo verificar, por exemplo, a ocorrência de aderência de material da peça na ferramenta ou o nível de exposição do substrato da ferramenta. Assim, esse recurso possibilita a formulação de hipóteses para os mecanismos de desgaste da ferramenta.

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1. Análise modal experimental

As Figuras 4.1 e 4.2 mostram os resultados da análise modal experimental das barras de aço preenchidas com diferentes materiais. A Figura 4.1 apresenta a função resposta em frequência (FRF) das barras no intervalo de 0-6000 Hz, enquanto a Figura 4.2 apresenta a FRF das barras no intervalo em que se concentram os picos de amplitude (que corresponde à frequência natural dos sistemas) de 3000-4500 Hz.

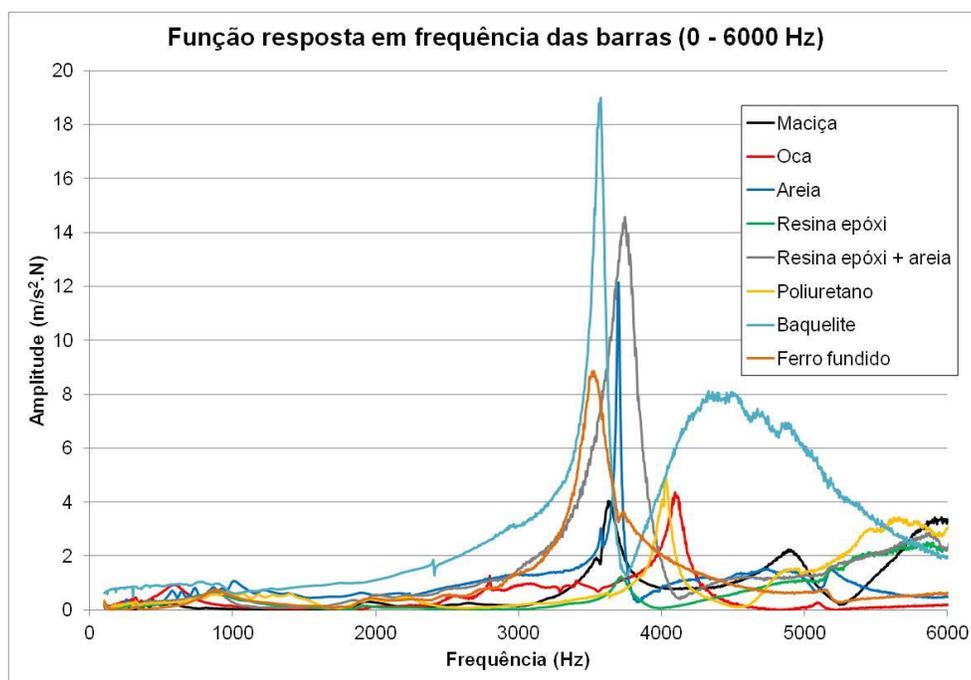


Figura 4.1 – Função resposta em frequência das barras preenchidas com diferentes materiais (0-6000 Hz).

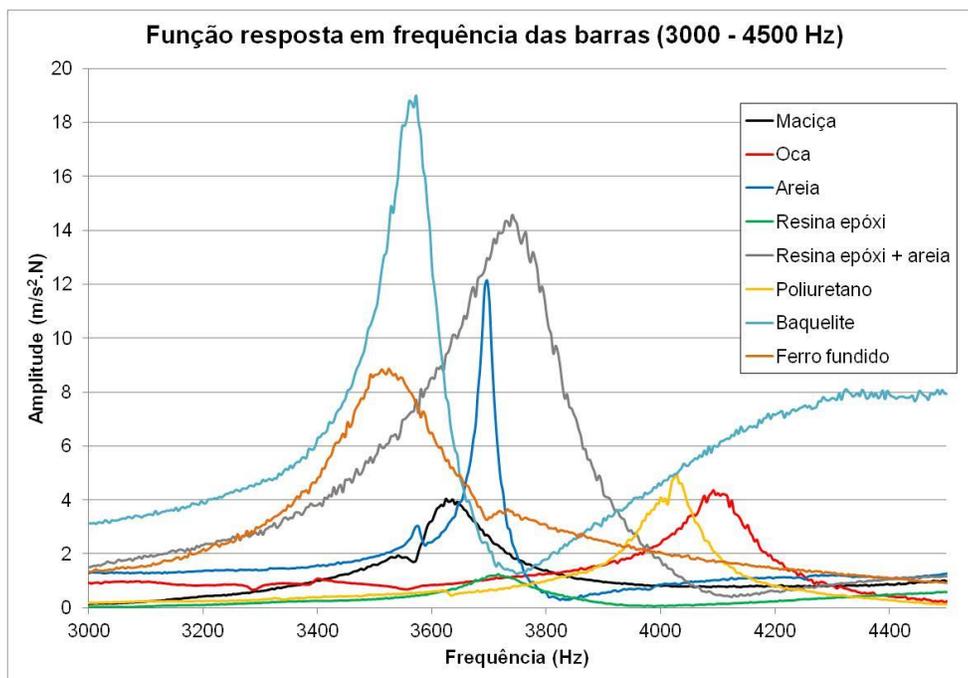


Figura 4.2 – Função resposta em frequência das barras preenchidas com diferentes materiais (3000-4500 Hz).

A partir da Figura 4.2, é possível verificar que quando comparadas com a barra de aço maciça, as barras preenchidas com baquelite e ferro fundido causaram diminuição da frequência natural. Além disso, as barras oca e preenchida com poliuretano apresentaram os melhores resultados, apresentando além de maiores frequências naturais em relação à barra maciça, menores amplitudes de vibração até cerca de 3800 Hz. Dessa forma, ao final dos testes com as hastes de aço e de metal duro (testes 1 a 8), realizou-se testes de fresamento com porta-ferramentas com haste furada e haste preenchida com poliuretano e verificou-se seu desempenho quanto à vibração.

Antes de se iniciar os ensaios de fresamento, foi realizada também a análise modal experimental dos porta-ferramentas e dos corpos de prova (ambos fixados na máquina-ferramenta), a fim de se identificar as frequências naturais de vibração desses sistemas. A Figura 4.3 apresenta a função resposta em frequência dos porta-ferramentas com haste aço, com haste de metal duro e com as hastes modificadas. A faixa de frequências de 0 a 5 kHz apresenta a função resposta em frequência dos porta-ferramentas correspondentes às direções x e y do centro de

usinagem, considerando-se que não foram observadas diferenças significativas na resposta do sistema para excitações em ambas as direções.

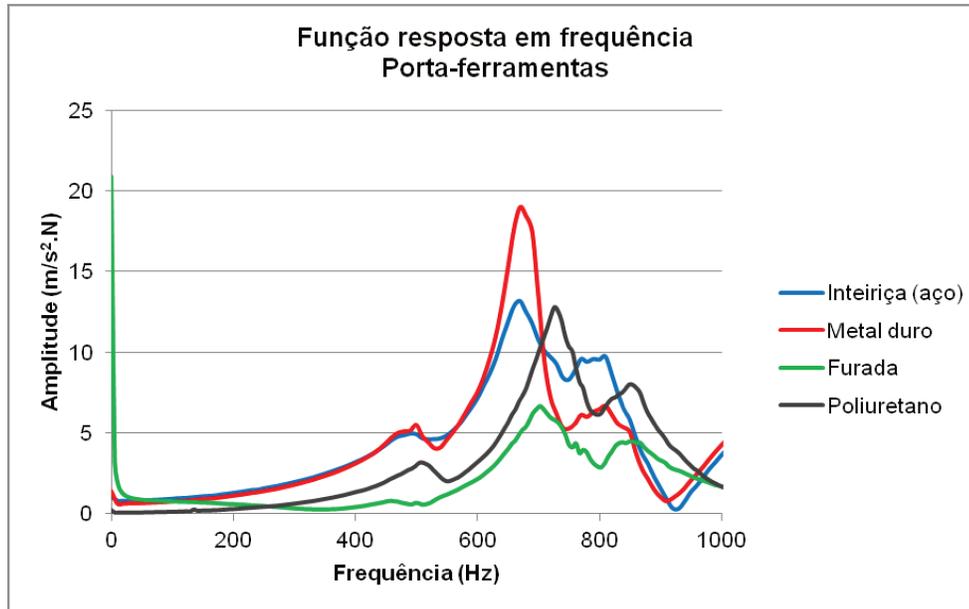


Figura 4.3 – Módulo da função de transferência dos porta-ferramentas.

Pode-se observar pela Figura 4.3 que os porta-ferramentas com haste de aço e haste de metal duro apresentaram frequência natural praticamente igual (670 Hz). Conforme esperado, os porta-ferramentas com as hastes furada e preenchida com poliuretano apresentaram maior frequência natural: 703 Hz e 726 Hz, respectivamente. As Figuras 4.4 e 4.5 apresentam os resultados da análise modal experimental dos corpos de prova utilizados para medição dos esforços de corte e nos ensaios de vida da ferramenta, respectivamente.

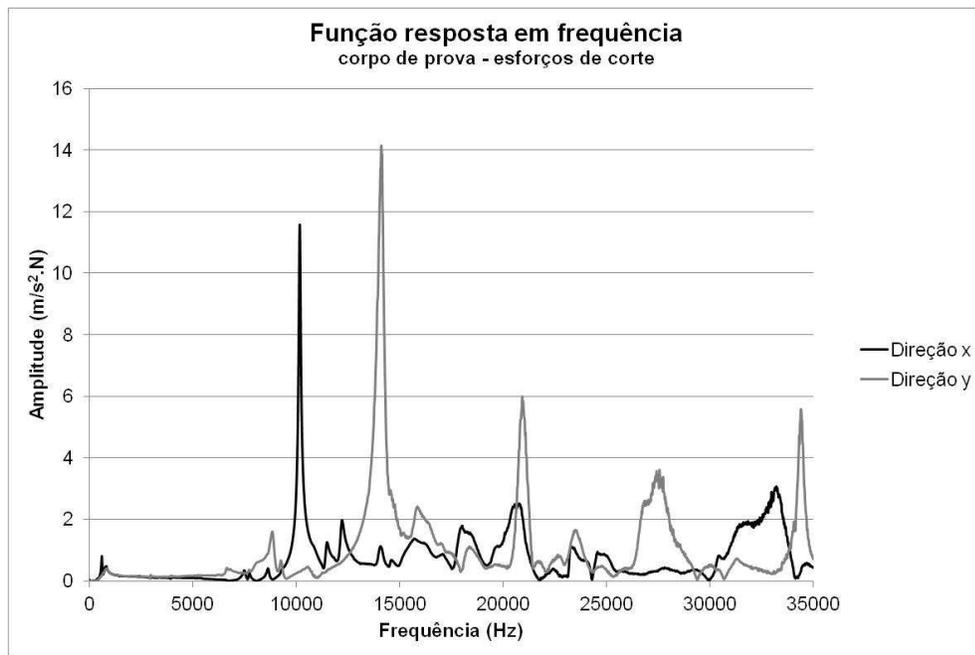


Figura 4.4 – Função resposta em frequência do corpo de prova utilizado para medição dos esforços de corte.

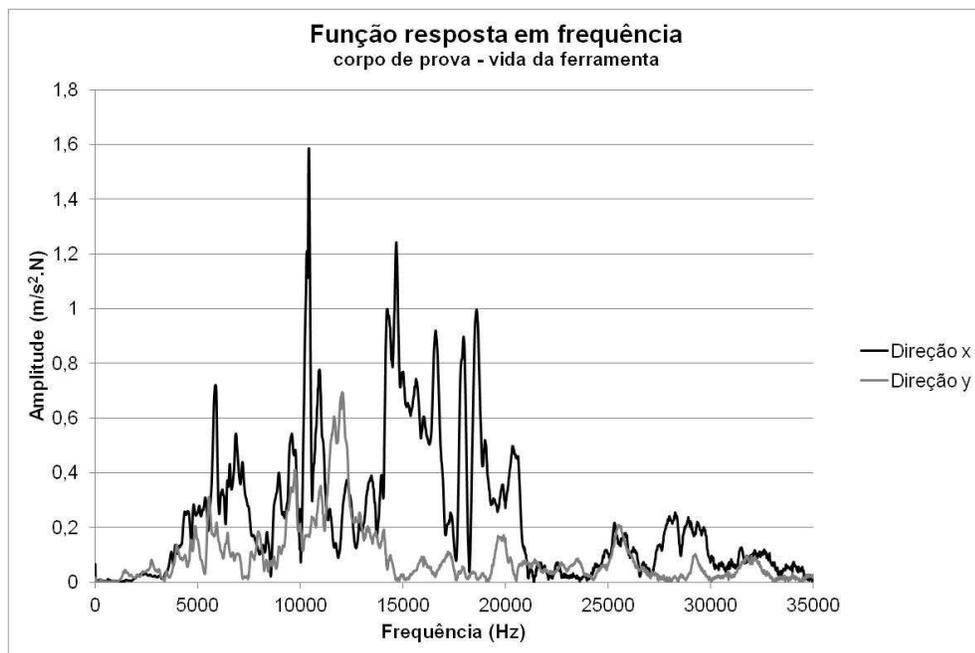


Figura 4.5 – Função resposta em frequência do corpo de prova utilizado nos ensaios de vida da ferramenta.

As Figuras 4.4 e 4.5 mostram que os corpos de prova possuem maiores frequências naturais que os porta-ferramentas.

4.2. Testes preliminares

As Figuras 4.6 e 4.7 mostram os gráficos de força ao longo do tempo do teste A nas direções x e y com corte concordante e discordante, respectivamente. Os resultados indicam que o corte concordante apresentou uma oscilação dos esforços de corte na direção x (direção de avanço da ferramenta) e esforços em um único sentido na direção y (direção perpendicular ao avanço da ferramenta). Por outro lado, o corte discordante apresentou oscilação dos esforços de corte entre valores positivos e negativos em ambas as direções.

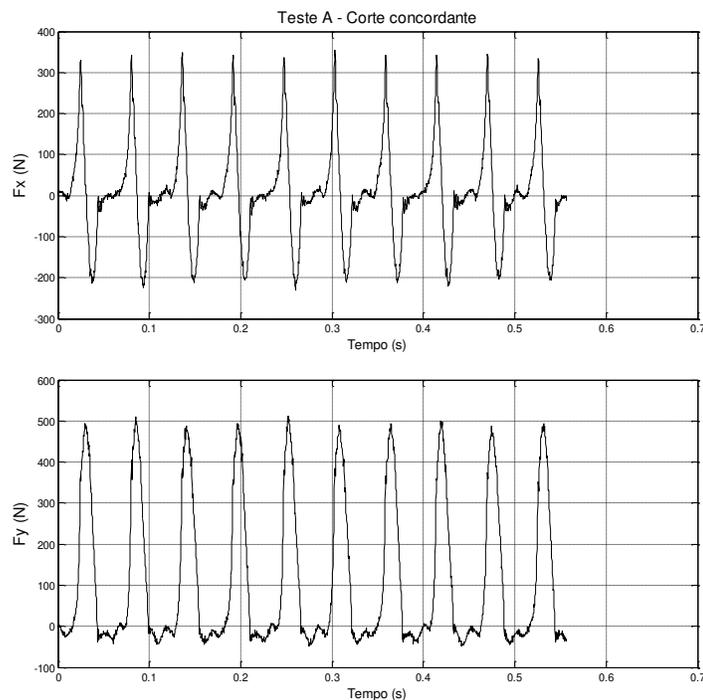


Figura 4.6 – Sinais de força do teste A com corte concordante.

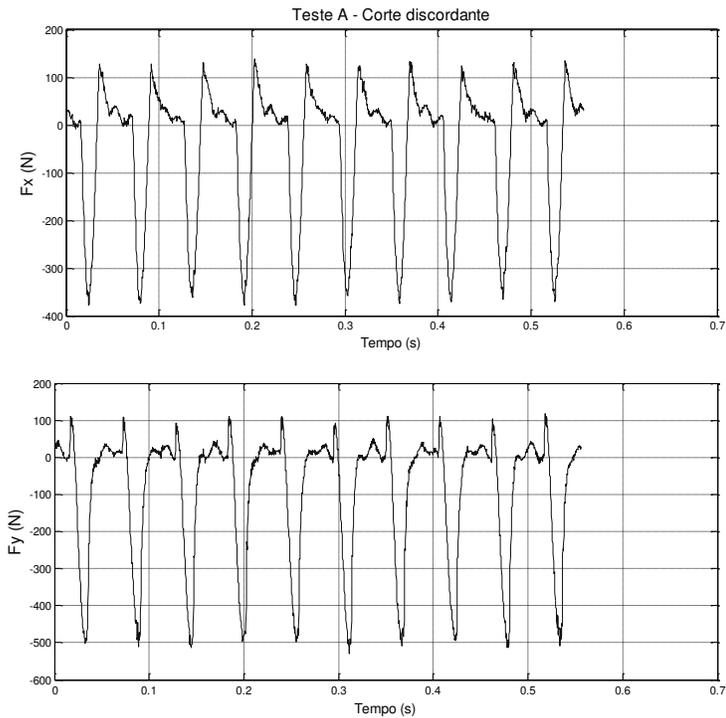


Figura 4.7 – Sinais de força do teste A com corte discordante.

Para que o instante de tempo em que não existe contato entre a ferramenta e a peça não interferisse nos resultados, optou-se por primeiramente realizar a análise das médias dos picos de maior amplitude em cada volta da ferramenta, ou seja, a média das componentes x e y da força de usinagem na espessura máxima de cavaco. As Figuras 4.8 a 4.10 mostram as médias dos valores dos picos do sinal de força em 10 rotações da ferramenta para cada condição de corte testada.

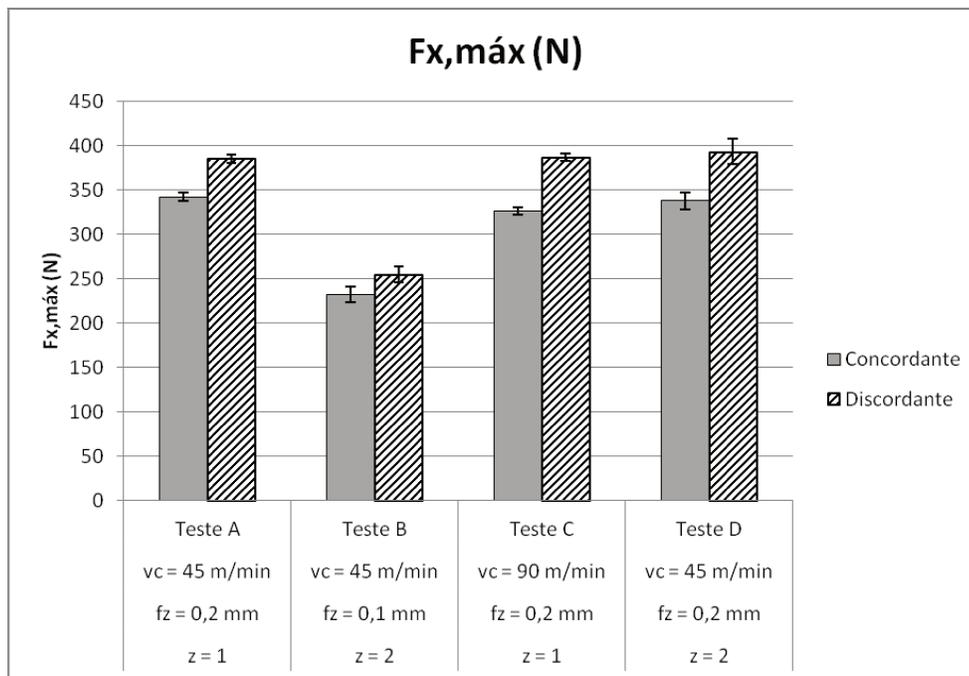


Figura 4.8 – Média dos picos do sinal de força na direção x.

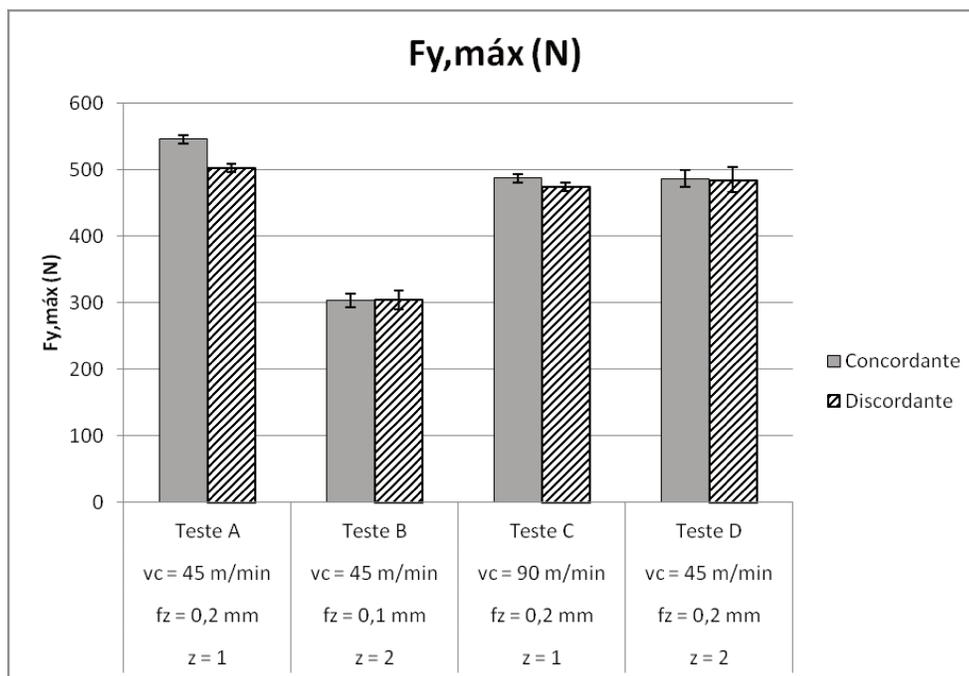


Figura 4.9 – Média dos picos do sinal de força na direção y.

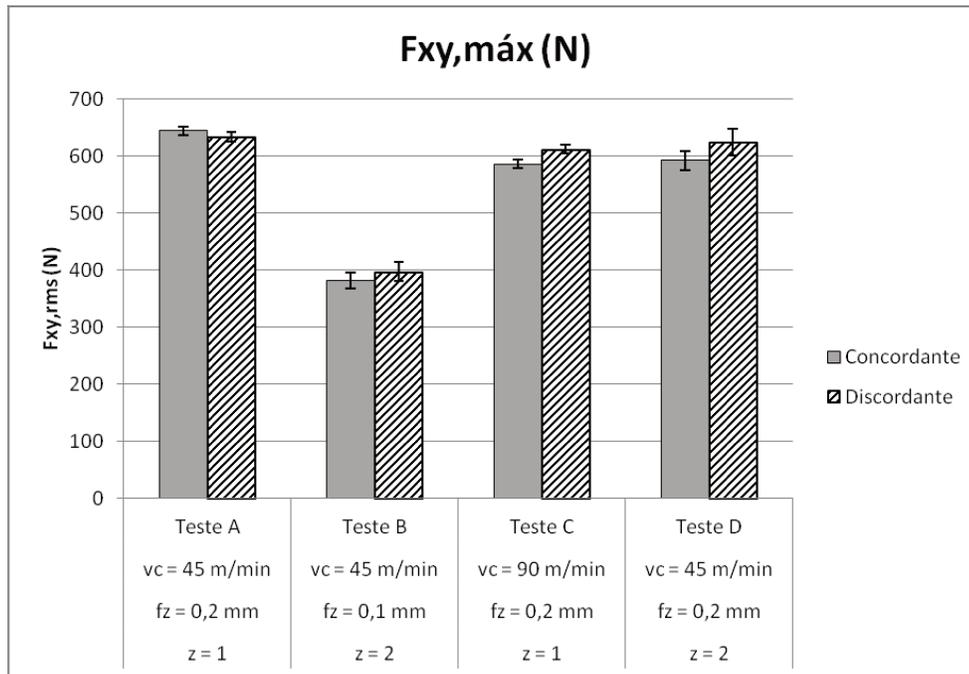


Figura 4.10 – Média dos picos do sinal de força resultante no plano xy (plano horizontal).

Comparando-se o fresamento concordante com o fresamento discordante a partir das Figuras 4.8 a 4.10, é possível verificar que embora o fresamento discordante tenha apresentado valores de força maiores na direção x (direção de avanço da ferramenta), não houve diferença significativa na componente da força de usinagem no plano xy, como mostra a Figura 4.10.

Os testes C e D apresentam mesma frequência de entrada de dentes ($z \cdot n(rps)$), mesmo avanço por dente (f_z) e apenas velocidade de corte diferente. A partir da análise das Figuras 4.8 a 4.10, pode-se notar que a velocidade de corte não teve influência nos esforços de corte, visto que os testes C e D apresentaram resultados semelhantes. Esse resultado está de acordo com a literatura. Segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2006), a força de corte pode ser expressa pela relação:

$$F_c = K_s \cdot A \quad \text{Equação 4.1 (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2006)}$$

onde K_s é a pressão específica de corte e A , a área da secção de corte.

Como a área da secção de corte não depende da velocidade de corte e a pressão específica de corte só é afetada pela velocidade quando existe formação de aresta postiza de corte, era esperado que não houvesse influência da velocidade de corte nas componentes da força máxima de usinagem no plano xy.

Quando se compara os testes B e D, é possível concluir que o aumento do avanço por dente proporciona um aumento nos esforços de corte devido à maior espessura do cavaco. Contudo, como ocorre uma redução da pressão específica de corte, o aumento da força não é diretamente proporcional ao aumento de f_z . O mesmo pode ser verificado entre os testes B e C, já que, como mostrado, a velocidade de corte não influencia os esforços de corte.

Os testes A e D apresentam apenas a frequência de entrada de dentes diferente. Dessa forma, os resultados obtidos indicam que a alteração da frequência de entrada de dentes não modifica o valor das componentes da força máxima de usinagem no plano xy (valor dos picos de amplitude). Logicamente, o teste D consome mais energia que o teste A, já que tem velocidade de avanço maior, mas em termos de força máxima não existe diferença, já que f_z e h_m são idênticos nas duas situações.

Os testes A e B apresentam frequência de entrada de dentes e avanço por dente diferentes e velocidades de avanço iguais. Contudo, como já foi mostrado que a frequência de entrada de dentes não possui influência nos esforços de corte, conclui-se que a diferença verificada se deve à diferença no valor de f_z . Os testes A e C apresentam mesma frequência de entrada de dentes, mesmo avanço por dente e velocidade de corte diferente e, portanto, não apresentaram diferença significativa no valor de força. Porém, como o teste C tem velocidade de avanço maior e, portanto, maior volume de cavaco removido por unidade de tempo, em termos de energia consumida este teste deve apresentar maiores valores.

As Figura 4.11 a 4.26, mostradas a seguir, apresentam o sinal de força em 10 rotações da ferramenta e o espectro de frequência resultante em frequências de 0 a 1000 Hz para cada teste realizado. Conforme já comentado, analisando-se os sinais no domínio do tempo, pode-se verificar que enquanto no fresamento concordante a força na direção x oscila entre valores positivos e negativos e a força na direção y oscila em valores predominantemente positivos, ambas as componentes de força oscilam entre valores positivos e negativos no fresamento discordante. Além disso, o espectro de frequência resultante mostra que em todos os testes os

picos de amplitude ocorreram em múltiplos da frequência de entrada de dentes, indicando que este é o principal fator de influência para vibração.

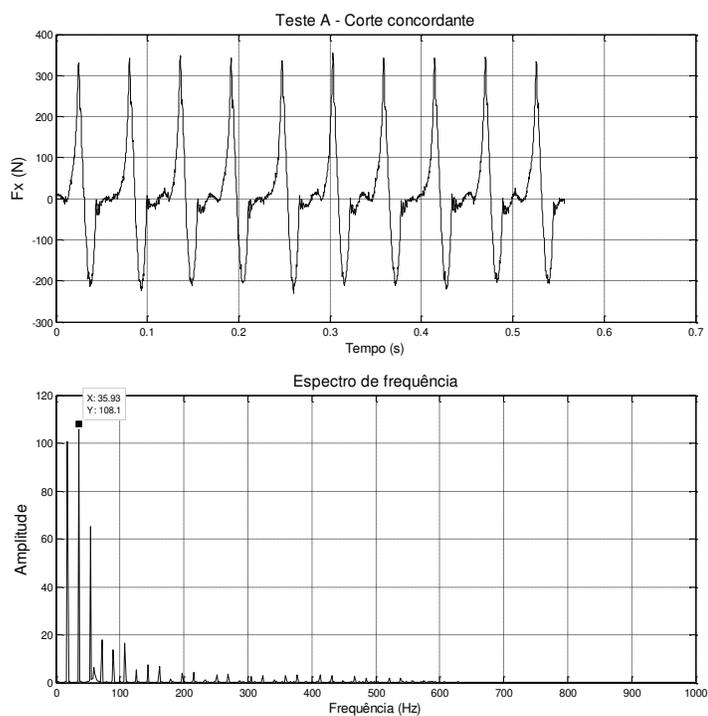


Figura 4.11 – Sinal de força na direção x e espectro de frequência resultante no teste A com corte concordante.

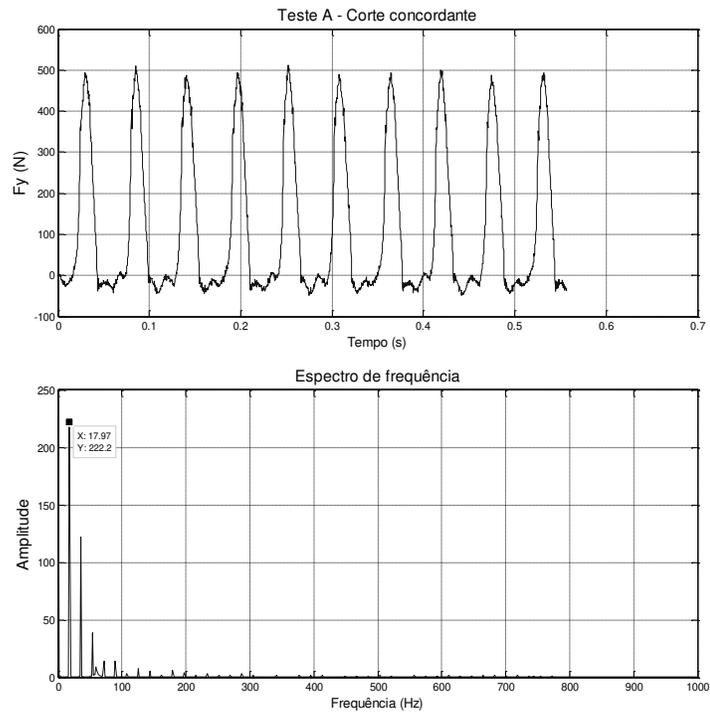


Figura 4.12 – Sinal de força na direção y e espectro de frequência resultante no teste A com corte concordante.

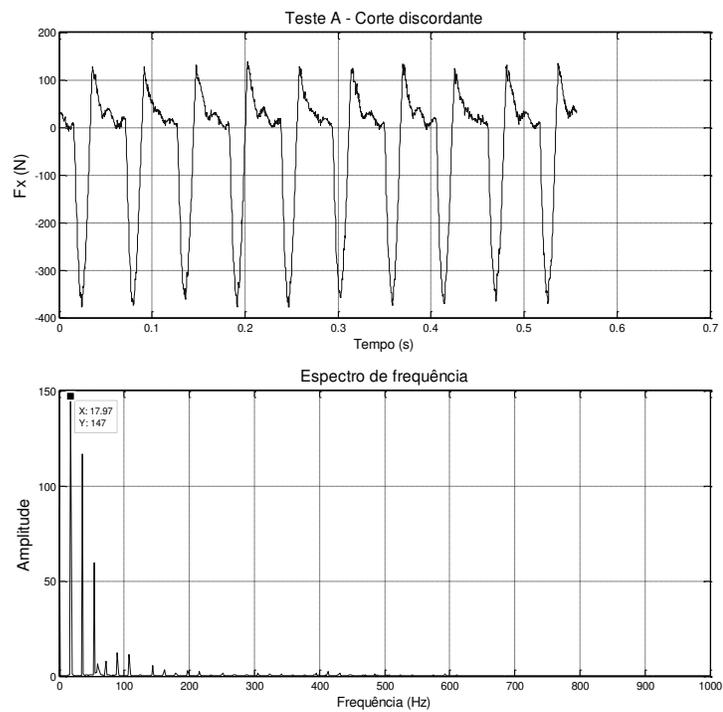


Figura 4.13 – Sinal de força na direção x e espectro de frequência resultante no teste A com corte discordante.

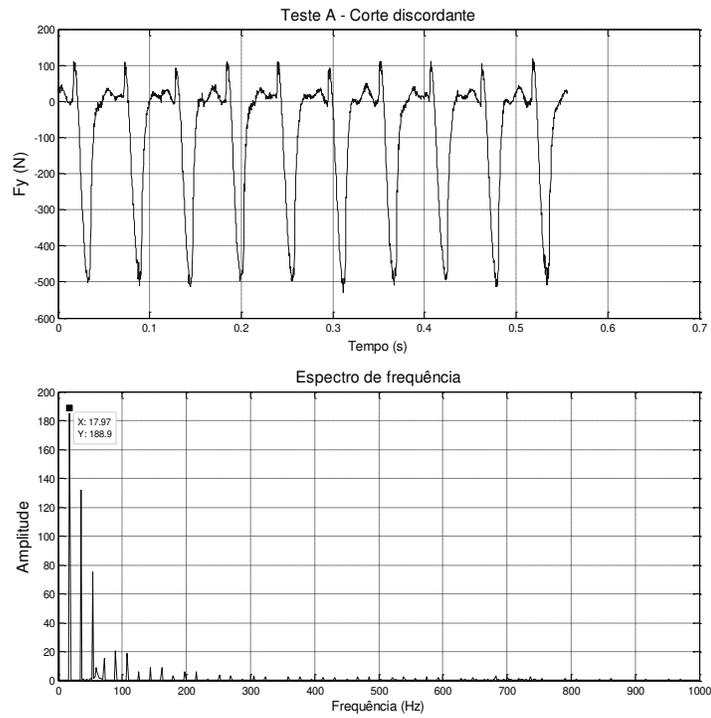


Figura 4.14 – Sinal de força na direção y e espectro de frequência resultante no teste A com corte discordante.

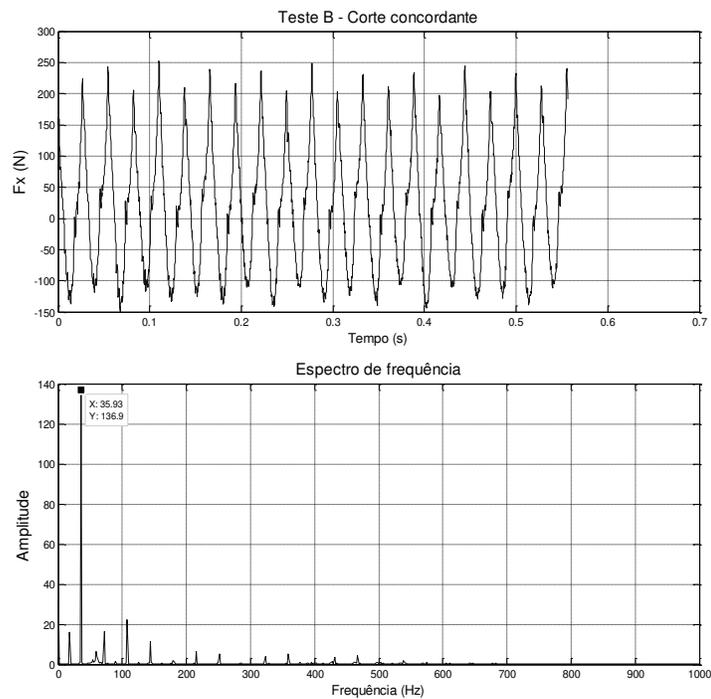


Figura 4.15 – Sinal de força na direção x e espectro de frequência resultante no teste B com corte concordante.

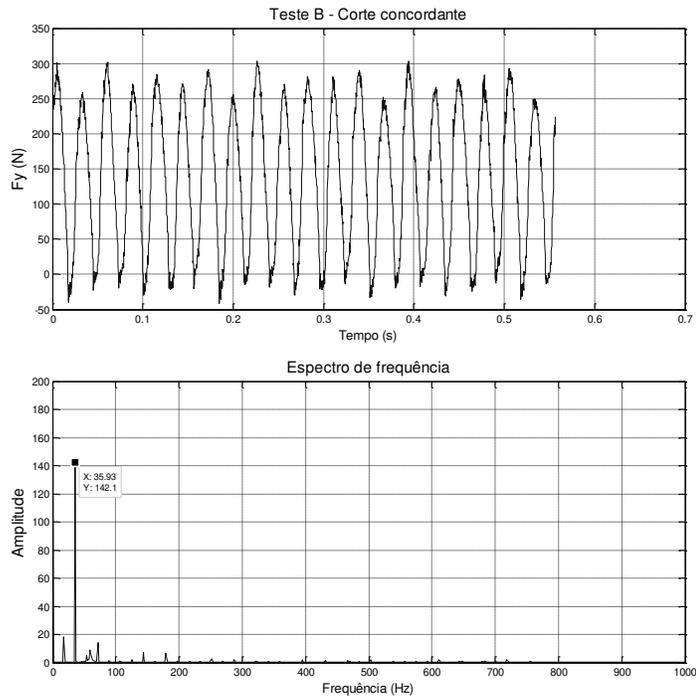


Figura 4.16 – Sinal de força na direção y e espectro de frequência resultante no teste B com corte concordante.

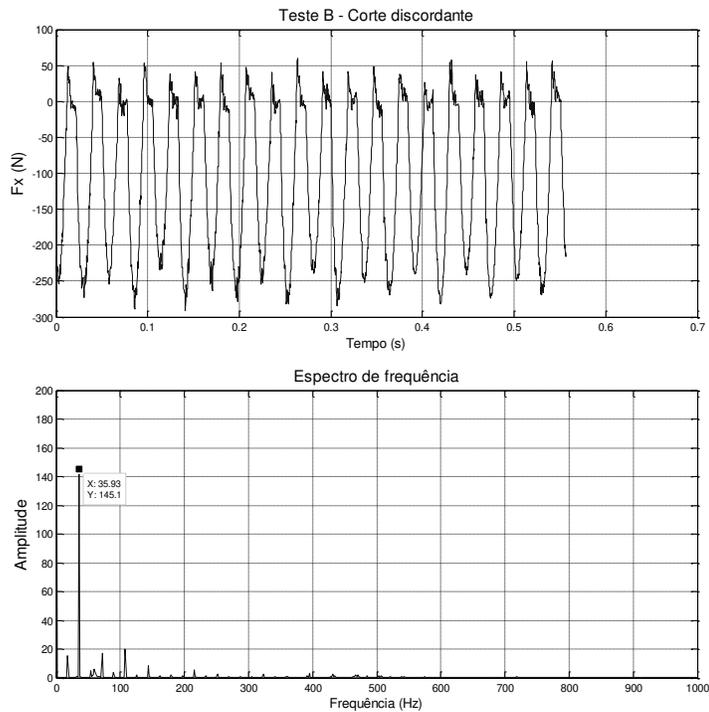


Figura 4.17 – Sinal de força na direção x e espectro de frequência resultante no teste B com corte discordante.

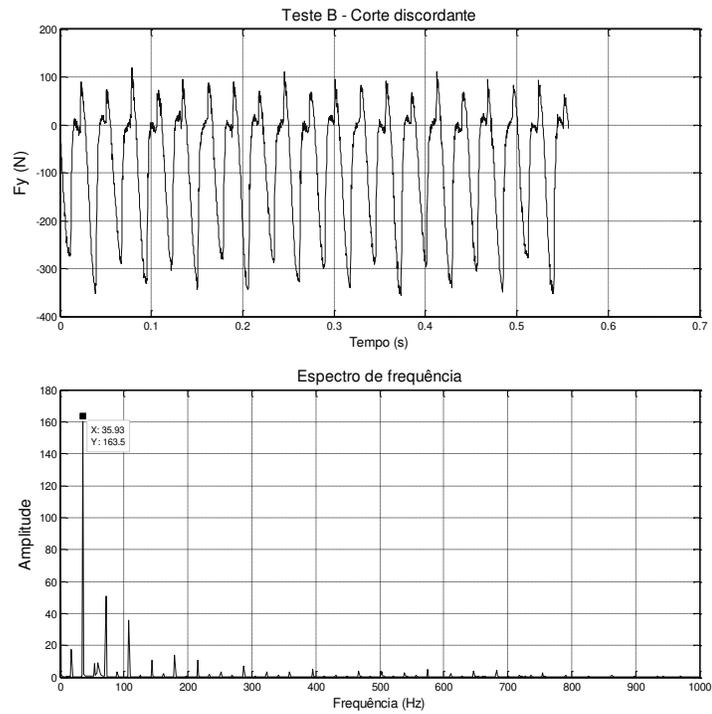


Figura 4.18 – Sinal de força na direção y e espectro de freqüência resultante no teste B com corte discordante.

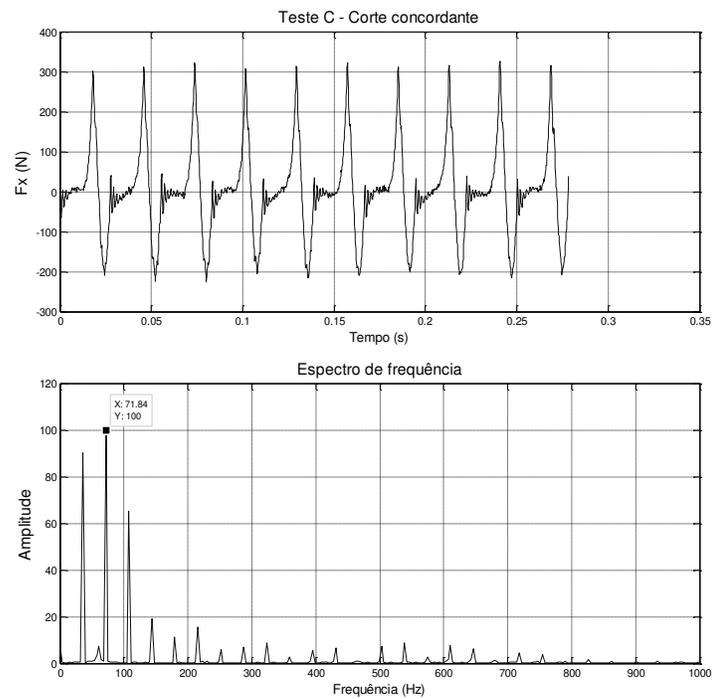


Figura 4.19 – Sinal de força na direção x e espectro de freqüência resultante no teste C com corte concordante.

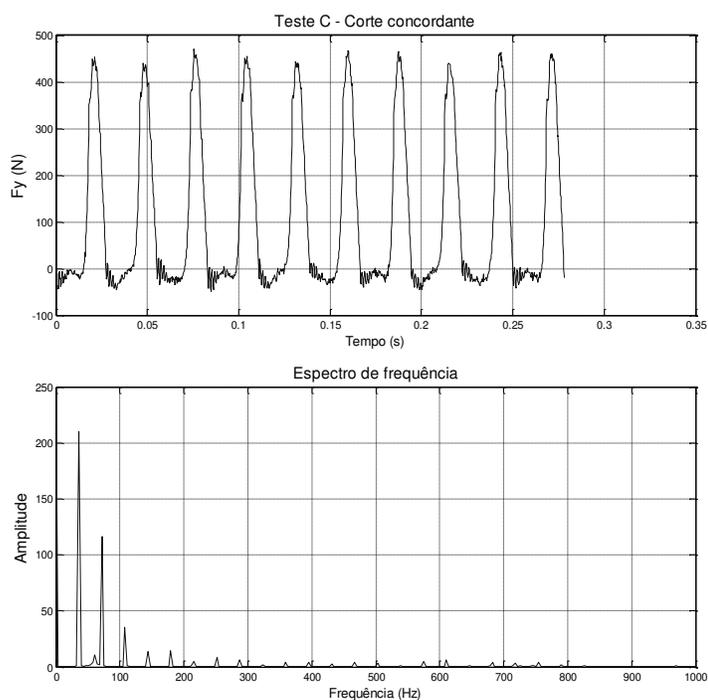


Figura 4.20 – Sinal de força na direção y e espectro de frequência resultante no teste C com corte concordante.

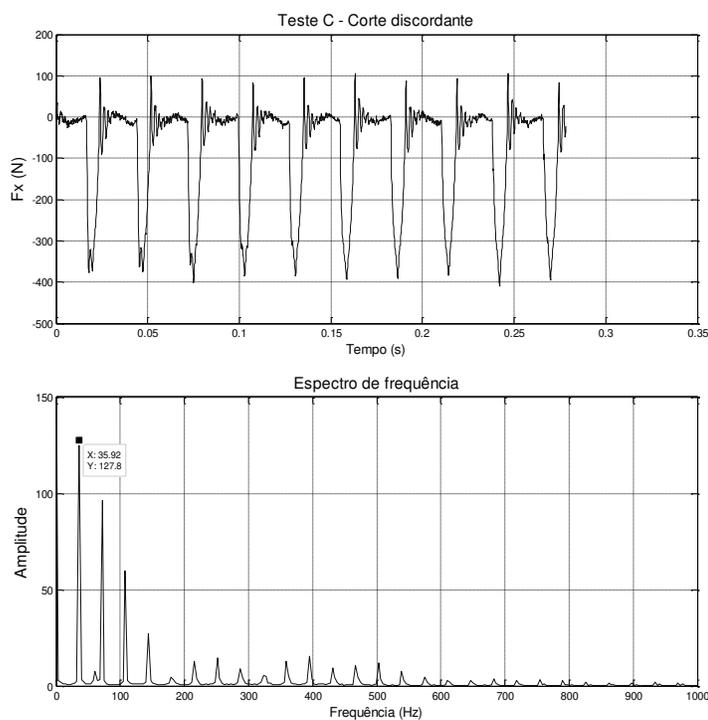


Figura 4.21 – Sinal de força na direção x e espectro de frequência resultante no teste C com corte discordante.

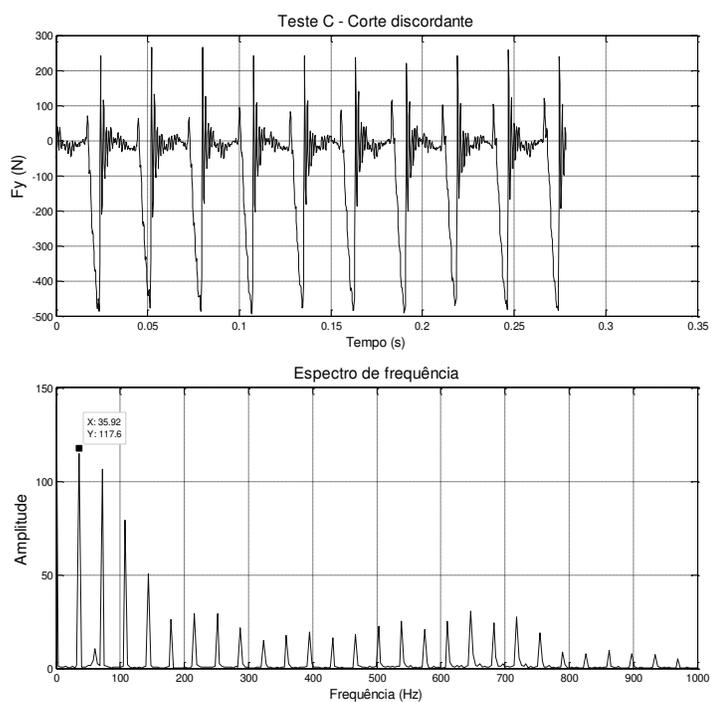


Figura 4.22 – Sinal de força na direção y e espectro de frequência resultante no teste C com corte discordante.

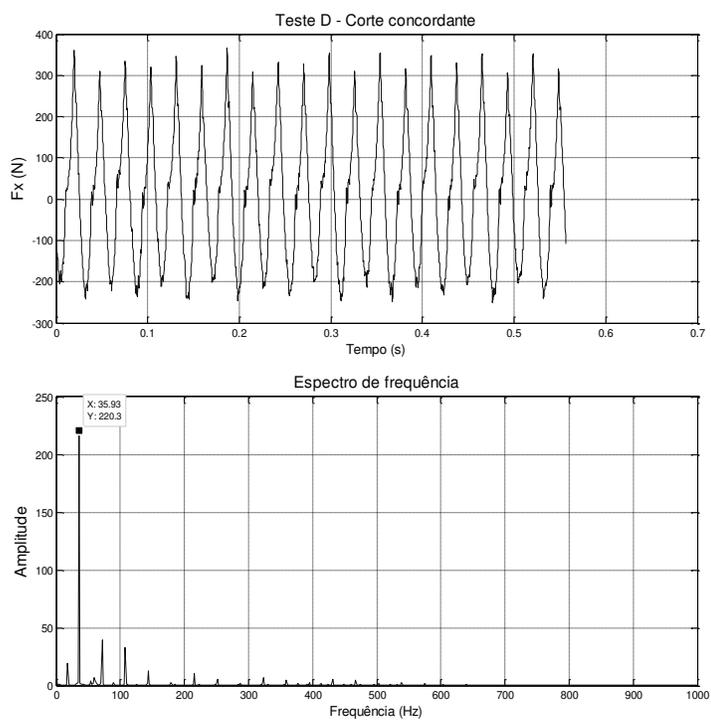


Figura 4.23 – Sinal de força na direção x e espectro de frequência resultante no teste D com corte concordante.

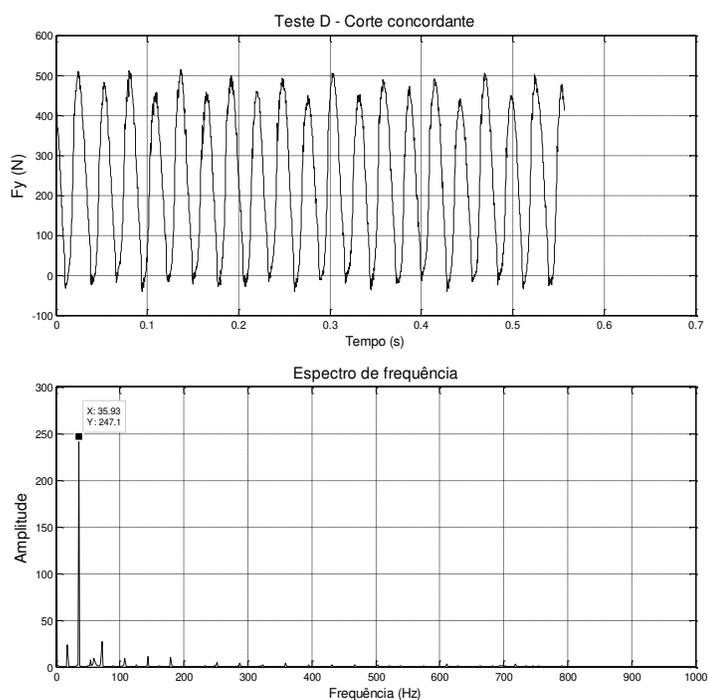


Figura 4.24 – Sinal de força na direção y e espectro de frequência resultante no teste D com corte concordante.

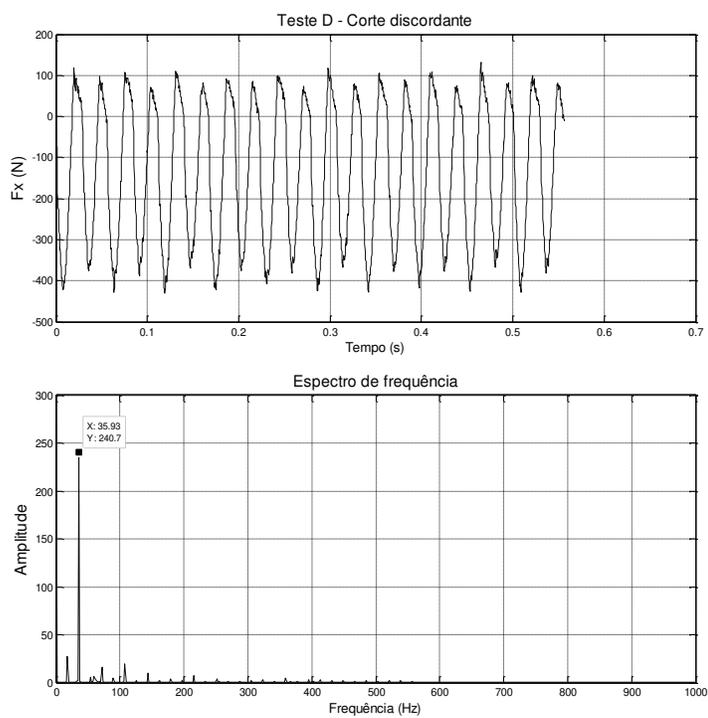


Figura 4.25 – Sinal de força na direção x e espectro de frequência resultante no teste D com corte discordante.

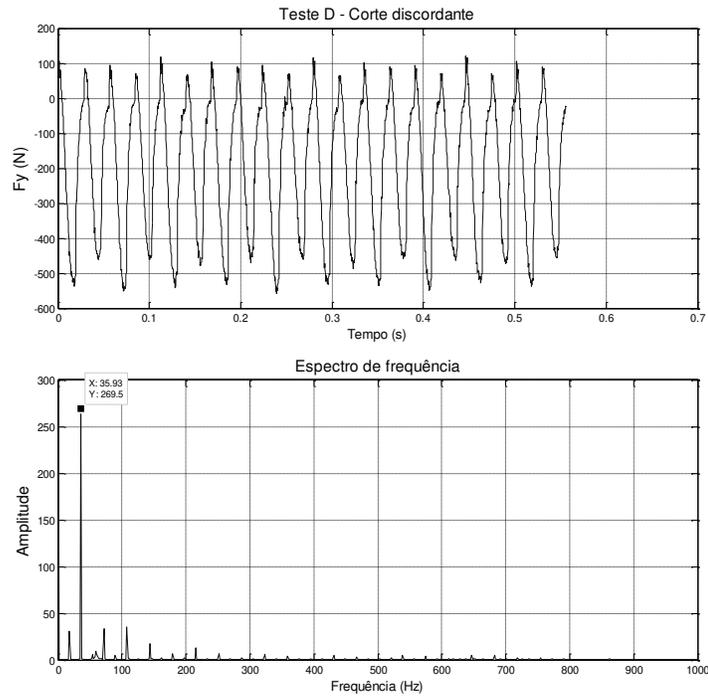


Figura 4.26 – Sinal de força na direção y e espectro de frequência resultante no teste D com corte discordante.

As Figuras 4.27 a 4.29, a seguir, mostram a média do valor RMS dos sinais de força após filtragem com filtro passa-alta com frequência de corte de 250 Hz. Foi utilizada a frequência de corte de 250 Hz, pois, como mostra a Figura 4.3, a função resposta em frequência dos porta-ferramentas com haste de aço e de metal-duro apresentam valor diferente de zero em frequências acima de 250 Hz. Isso sugere que as vibrações do porta-ferramenta podem ser amplificadas quando excitado em frequências acima desse valor.

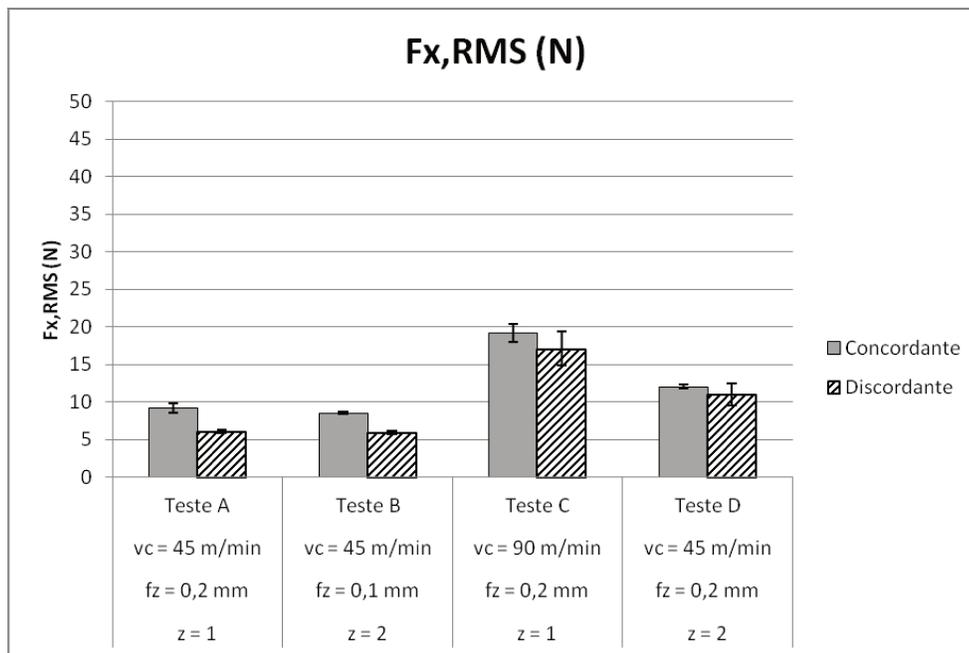


Figura 4.27 – Valores RMS de força na direção x após filtragem do sinal com filtro passa-alta com frequência de corte de 250 Hz.

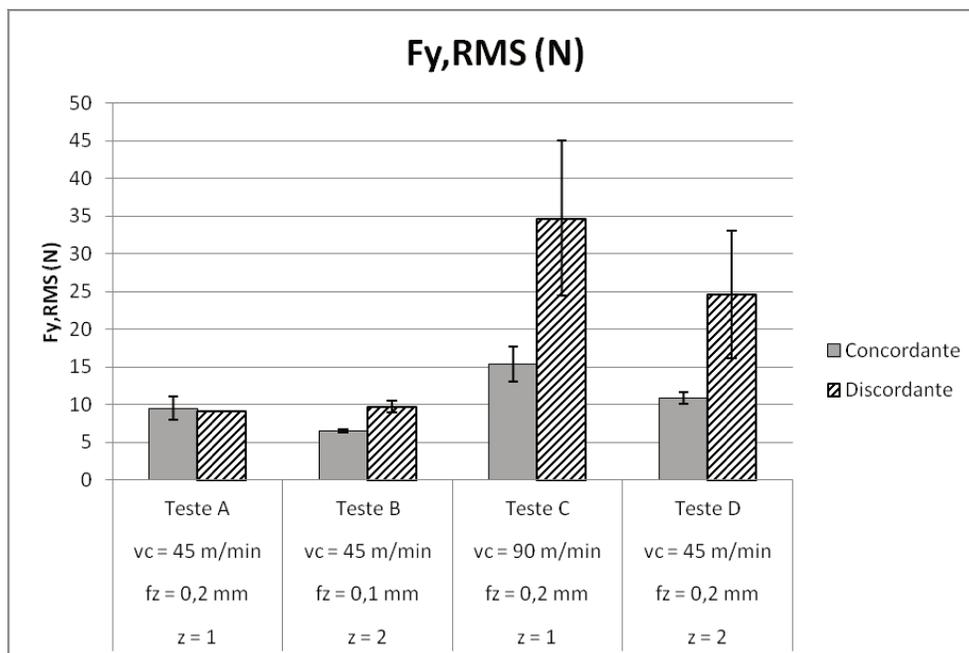


Figura 4.28 – Valores RMS de força na direção y após filtragem do sinal com filtro passa-alta com frequência de corte de 250 Hz.

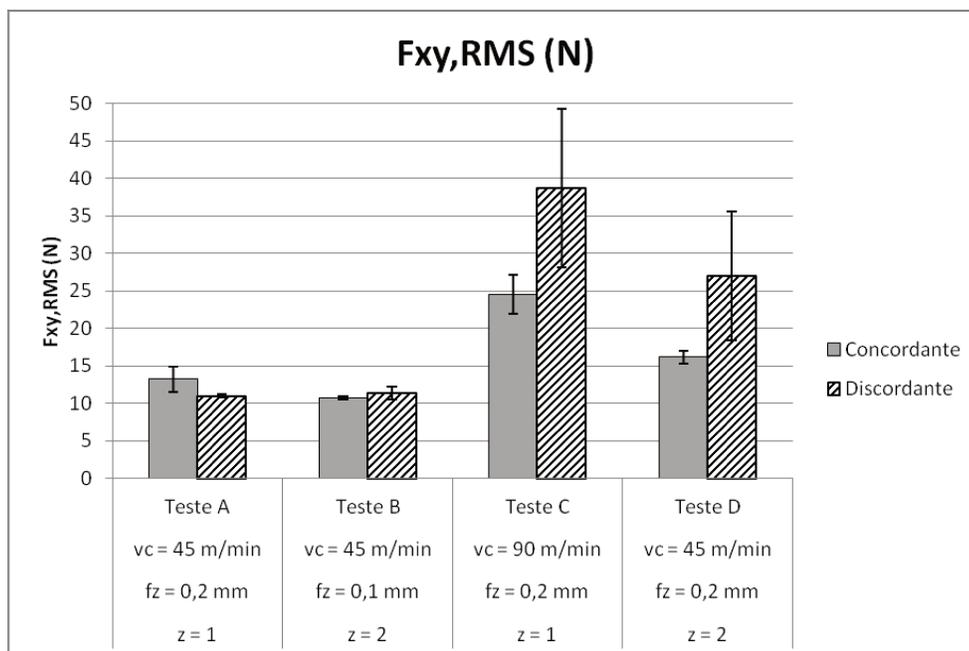


Figura 4.29 – Valores RMS de força resultante no plano xy após filtragem do sinal com filtro passa-alta com frequência de corte de 250 Hz.

A análise da média dos valores RMS dos sinais de força (Figuras 4.27 a 4.29) mostra que praticamente não houve diferença entre os testes A e B, enquanto os testes C e D apresentaram maior energia no sinal de força em frequências acima de 250 Hz. Isto foi devido ao aumento da frequência de entrada de dentes (os testes C e D tem frequência de entradas de dentes idênticas e o dobro do valor dos testes A e B) que gerou energia do sinal de força em um valor mais alto de frequência e também valores de energia de seus harmônicos em valores mais altos de frequência. Contudo, nos testes C e D a velocidade de avanço utilizada foi maior. Assim, esses resultados indicam que o aumento da velocidade de avanço (que gera um aumento na energia consumida pela máquina-ferramenta) pode causar um aumento na vibração da ferramenta de corte. Pode-se ver também nestas figuras que, em termos de geração de energia em frequências mais altas e, conseqüentemente, resistência à vibração em condições de maior taxa de remoção de cavaco (testes C e D), é melhor se utilizar velocidade de corte baixa e número de dentes alto (teste D) que o contrário (teste C).

A Figura 4.29, que é uma resultante das Figuras 4.27 e 4.28, mostra que em frequências acima de 250 Hz o corte discordante gera energia do sinal de força, em geral, bem maior que o corte concordante. Este resultado está de acordo com Diniz *et al* (2006) que afirmam que a

vibração tende a ser maior no corte discordante quando a máquina possui fuso de esferas recirculantes (que é o caso da máquina utilizada nestes ensaios).

4.3. Análise da vida das ferramentas de corte

Baseando-se nos resultados dos testes preliminares, os parâmetros de usinagem dos ensaios de vida da ferramenta foram escolhidos de tal maneira que se obtivesse condições com diferentes frequências de entrada de dentes (para cada material de haste), com v_c igual (mas z e f_z diferentes) e com z e f_z iguais (mas v_c diferente). A Figura 4.30 apresenta os resultados dos ensaios de vida da ferramenta utilizando as hastes de aço e de metal duro (MD). A média foi obtida a partir de uma réplica de cada ensaio, sendo que em todos os testes o desvio padrão não foi maior que 10% da média.

Como se deseja analisar a influência dos parâmetros de usinagem (v_c e f_z) e do material da haste sobre a vida da aresta de corte, será considerado o volume de cavaco removido por aresta. A análise da Figura 4.30 isoladamente poderia gerar a incorreção de se pensar que o aumento do número de dentes (ou a diminuição do avanço por dentes) trouxe aumento da vida da ferramenta, o que pode não ser verdade, já que a aresta da fresa com um dente pode ter cortado até mais material do que cada aresta da fresa com 2 dentes. A Figura 4.31 mostra a vida das ferramentas de corte expressa em volume de material removido por aresta.

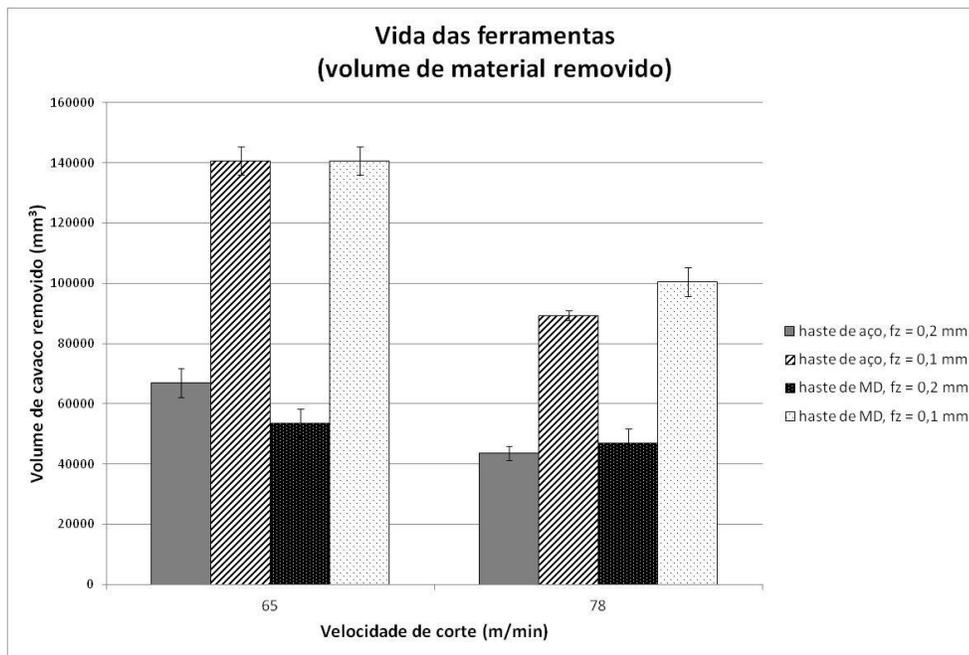


Figura 4.30 – Vida das ferramentas expressa em função do volume de material removido.

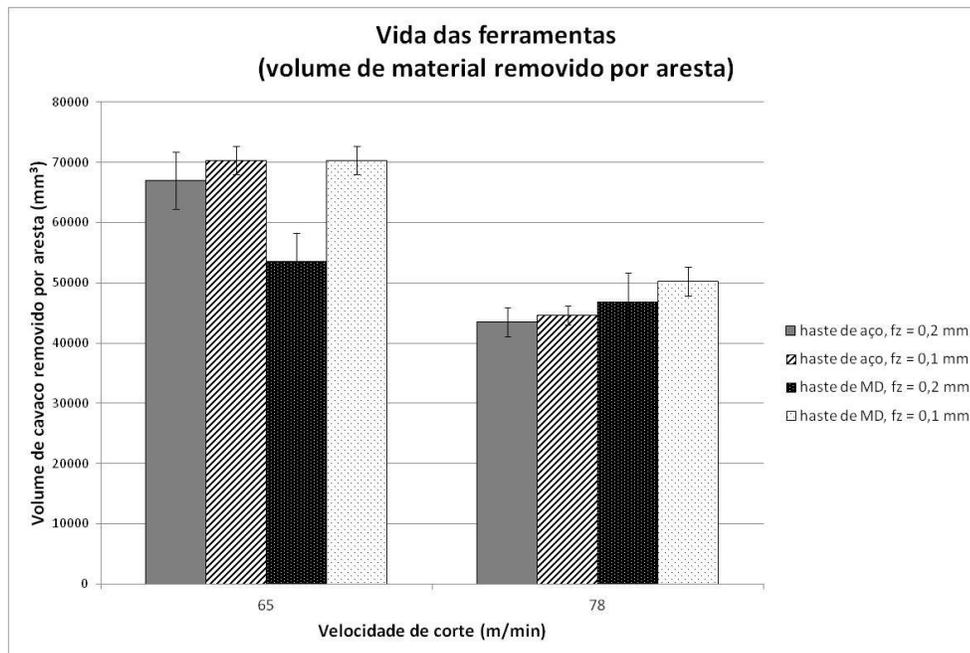


Figura 4.31– Vida das ferramentas expressa em função do volume de material removido por aresta.

Analisando-se a Figura 4.31 é possível verificar que a vida das ferramentas diminuiu quando se utilizou velocidade de corte mais alta (78 m/min). Além disso, pode-se verificar que embora a haste de metal duro tenha apresentado melhor resultado no teste com $v_c = 65$ m/min, $f_z = 0,2$ mm e $z = 1$, não houve diferença significativa entre as hastes com relação à vida da ferramenta nas outras condições testadas. A discussão desses resultados será apresentada a seguir, com a análise de variância.

As Figuras 4.32 e 4.33 mostram a evolução do desgaste das ferramentas em função do volume de cavaco removido por aresta para as velocidades de corte de 78 e 65 m/min, respectivamente, em uma das réplicas dos ensaios realizados com essas velocidades.

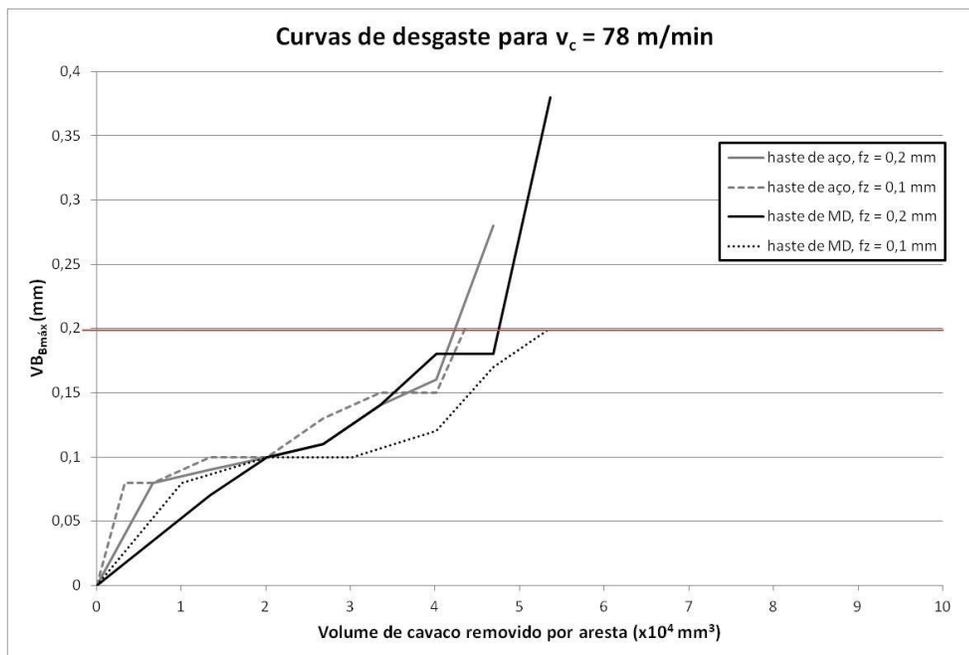


Figura 4.32 – Evolução do desgaste das ferramentas para $v_c = 78$ m/min.

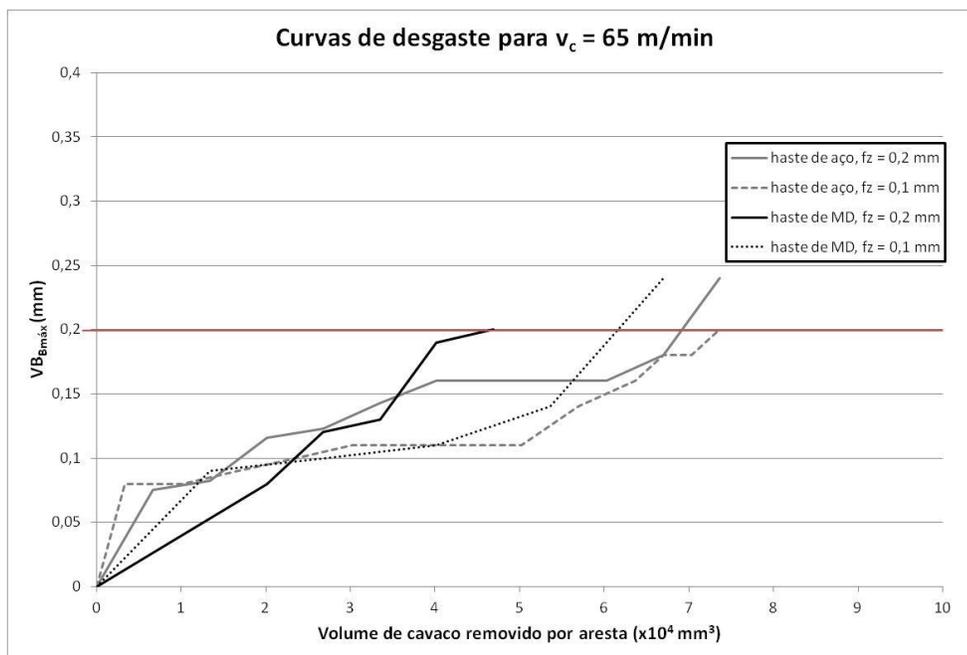


Figura 4.33 – Evolução do desgaste das ferramentas para $v_c = 65$ m/min.

As Figuras 4.32 e 4.33 mostram que somente houve aumento súbito do desgaste da ferramenta na $v_c = 78$ m/min (tanto quando se utilizou haste de aço como quando se utilizou haste de metal duro), quando as ferramentas já estavam próximas ao seu desgaste limite (Figura 4.32). Excetuando-se estes pontos, vê-se que o aumento do desgaste das ferramentas foi sempre gradual. O crescimento do desgaste em patamares, mostrado nas Figuras 4.32 e 4.33, deve-se à resolução da medição no microscópio ótico. Isto demonstra que não houve lascamento da aresta (macrolascamento), nem remoção súbita das coberturas das ferramentas, como pôde ser comprovado pela análise das ferramentas no microscópio eletrônico.

A análise de variância foi realizada com a ajuda do programa computacional *Minitab*®. A Figura 4.34 mostra o diagrama de Pareto dos efeitos padronizados para a vida da ferramenta. A partir do diagrama de Pareto é possível verificar quais das variáveis de entrada possuem influência significativa na resposta, que no caso é a vida da ferramenta expressa em volume de cavaco removido por aresta.

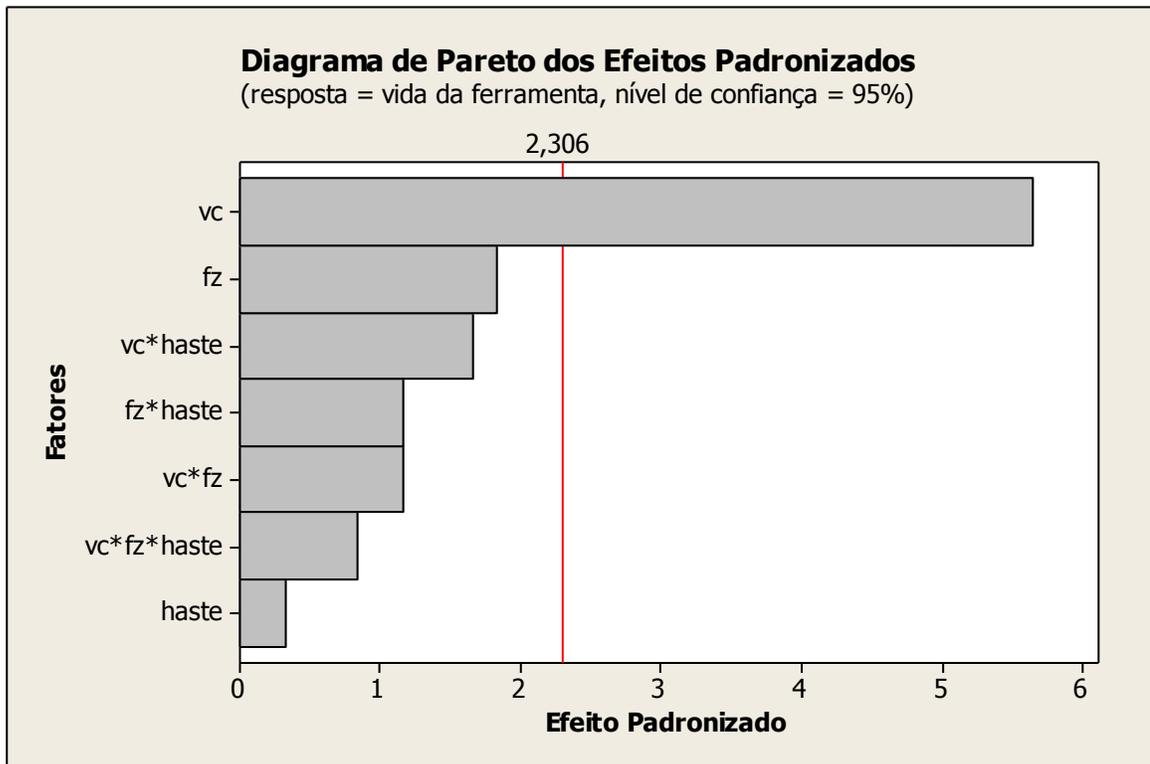


Figura 4.34 – Diagrama de Pareto dos efeitos padronizados.

A análise do diagrama de Pareto mostrado na Figura 4.34 permite identificar que o fator de influência para a vida da ferramenta nos ensaios realizados foi apenas a velocidade de corte (v_c). Essa grande influência da velocidade de corte já era esperada, pois, segundo Diniz *et al* (2006), a velocidade de corte é o parâmetro de usinagem que exerce a maior influência sobre a vida da ferramenta. Contudo, nos ensaios realizados o material da haste não influenciou a vida das ferramentas (considerando-se a análise estatística) e a escolha da haste de metal duro, ao contrário do que se esperava, não contribuiu para o aumento da vida da ferramenta. Isto se deve ao fato de que, como visto na Figura 4.3, as funções resposta em frequência (FRFs) de ambas as hastes são muito similares. Assim, a diferença de vida da ferramenta que supostamente deveria ser causada pelas diferentes hastes dada a suposta maior rigidez do porta-ferramentas com haste de metal duro, não ocorreu. A Figura 4.35 mostra os efeitos principais do material da haste, avanço por dente (f_z) e velocidade de corte (v_c) sobre a vida da ferramenta.

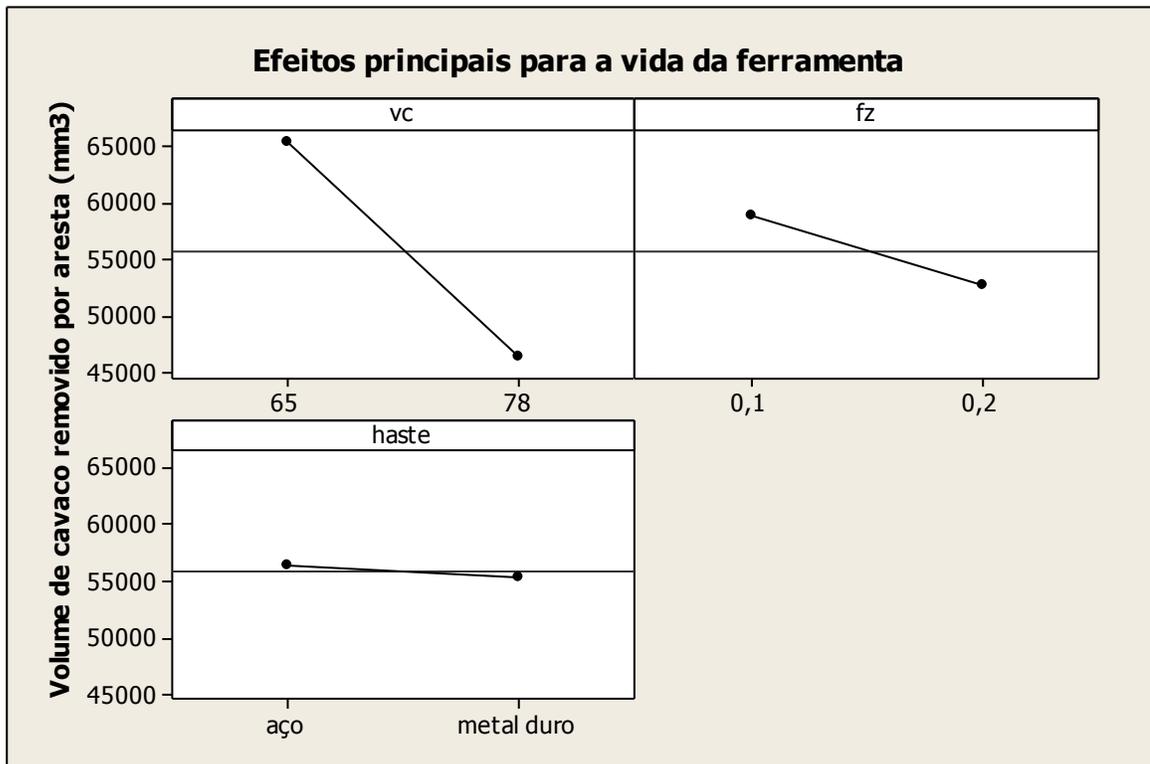


Figura 4.35 – Gráfico de efeitos principais para a vida da ferramenta.

Pode-se verificar a partir da Figura 4.35 que embora apenas a velocidade de corte tenha sido significativa para a vida da ferramenta, existe uma tendência de aumento da vida da ferramenta com a redução do avanço por dente, possivelmente decorrente da redução dos esforços de corte e conseqüente redução da deflexão da ferramenta e da tendência ao lascamento. Esta hipótese poderá ser comprovada quando da análise dos esforços de corte e dos mecanismos de desgaste da ferramenta, que serão discutidos mais a frente.

A Figura 4.36 mostra a comparação entre as vidas das ferramentas utilizando-se as hastes modificadas e as hastes de aço (maciça) e de metal duro com $v_c = 78$ m/min e $z = 2$.

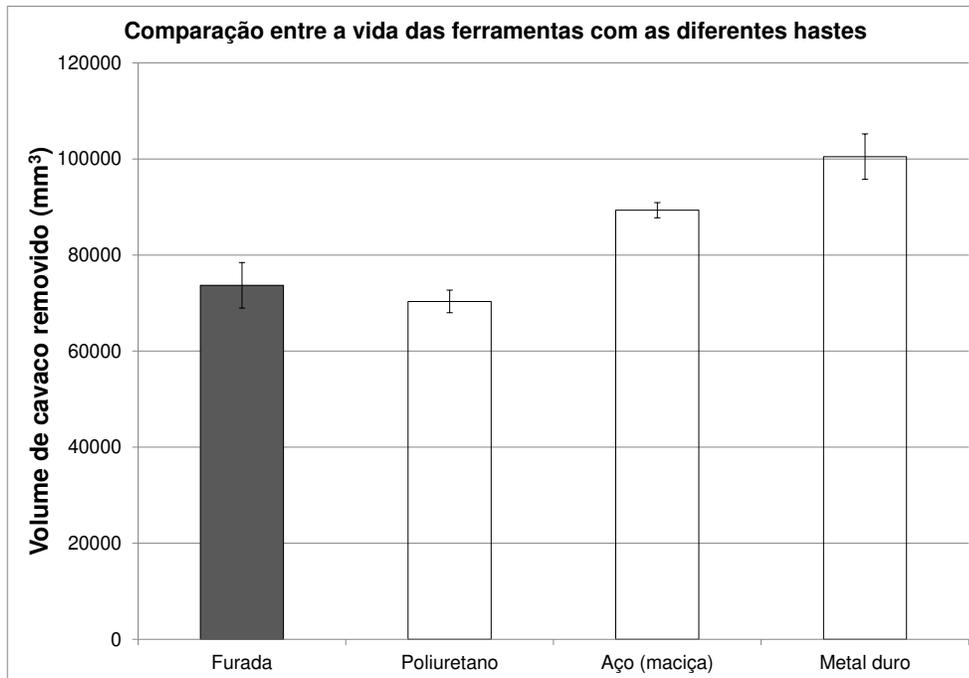


Figura 4.36 – Comparação entre as vidas das ferramentas com as diferentes hastes testadas.

A Figura 4.36 mostra que a haste de metal duro (Teste 4) apresentou desempenho um pouco superior nas condições de usinagem consideradas. Contudo, não houve diferença significativa entre o desempenho da haste de aço furada (Teste 9) e da haste de aço preenchida com poliuretano (Teste 10), sendo que em ambas as condições a vida da ferramenta foi menor que quando se utilizou as hastes de aço (maciça) (Teste 2) e de metal duro, disponíveis comercialmente. As explicações para essa menor vida de ferramenta serão apresentadas com a análise dos esforços de corte e dos mecanismos de desgaste.

4.4. Medições de rugosidade

As Figuras 4.37 a 4.40 apresentam a evolução dos parâmetros de rugosidade R_a e R_z ao longo da vida das ferramentas (expressa em volume de cavaco removido por aresta) para os testes com $v_c = 65$ m/min (Figuras 4.37 e 4.38) e $v_c = 78$ m/min (Figuras 4.39 e 4.40). Os pontos

representam a média de medições realizadas entre as réplicas de cada teste e as barras de erro estão associadas ao desvio padrão entre as medidas.

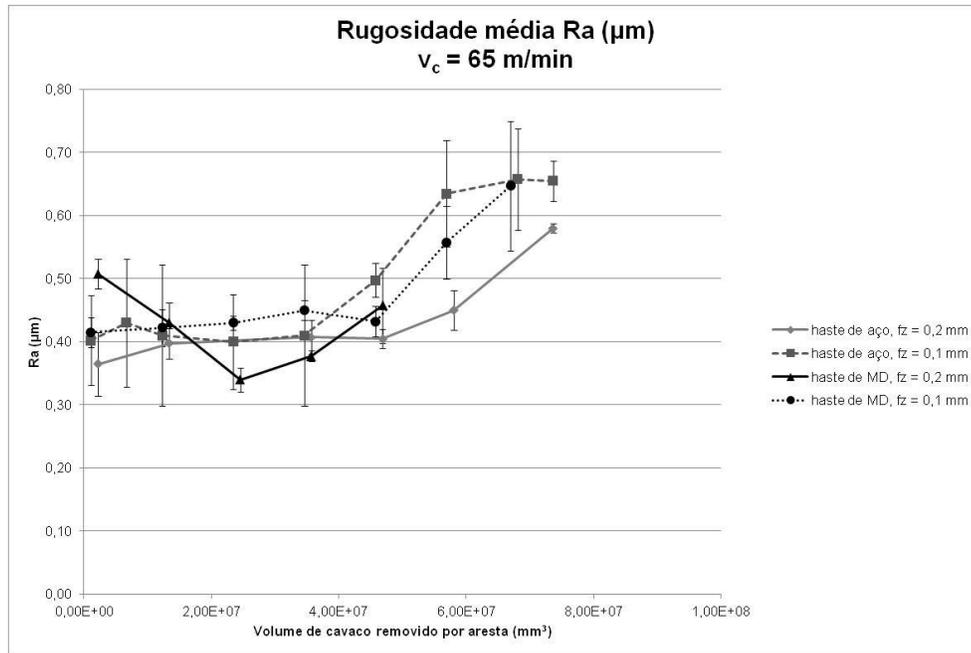


Figura 4.37 – Rugosidade média R_a ao longo da vida da ferramenta para os testes com $v_c = 65 \text{ m/min}$.

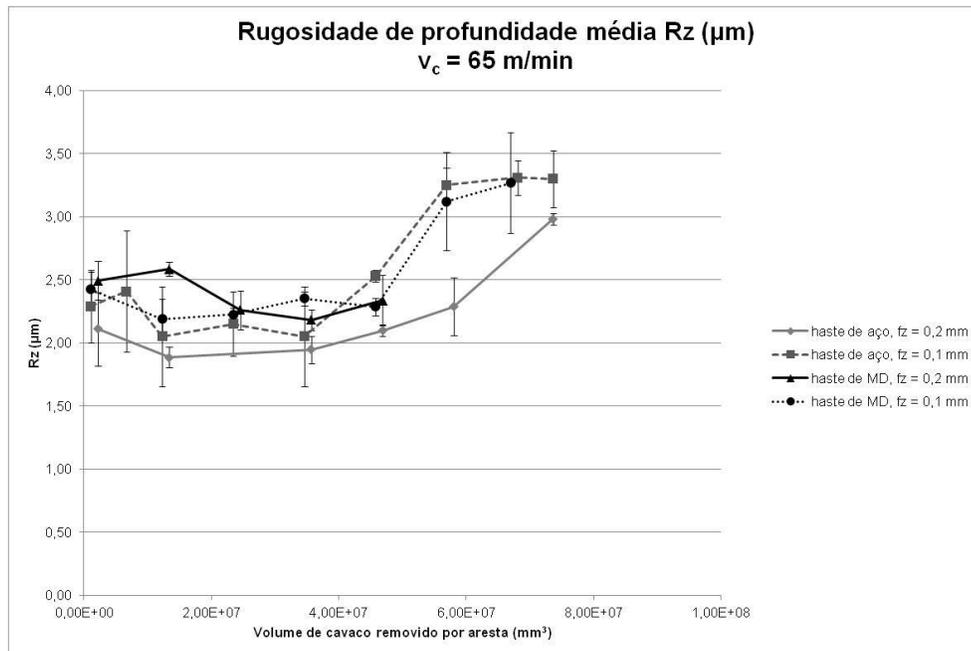


Figura 4.38 – Rugosidade de profundidade média R_z ao longo da vida da ferramenta para os testes com $v_c = 65 \text{ m/min}$.

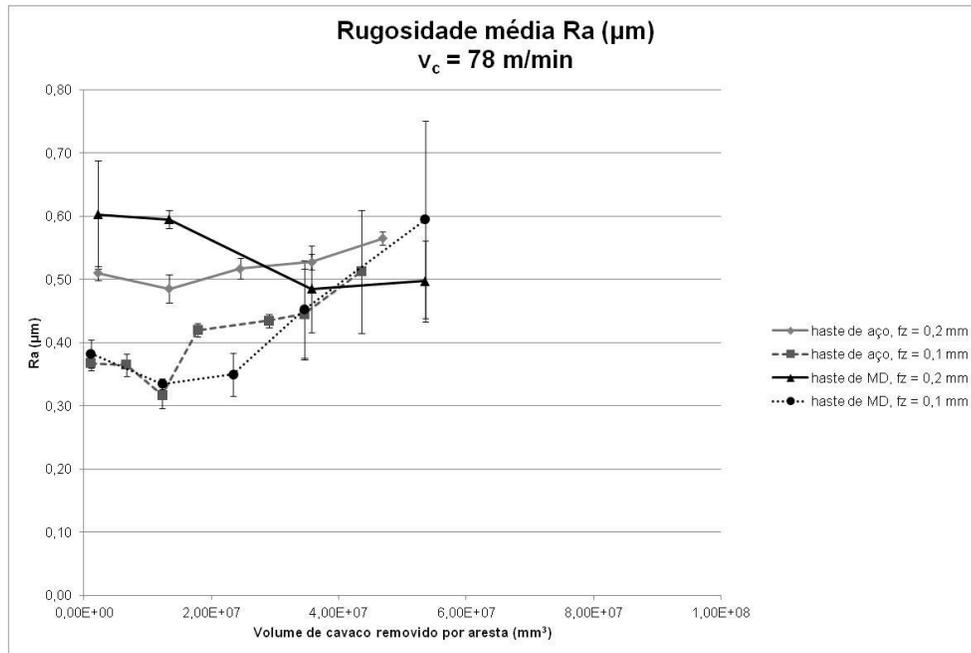


Figura 4.39 – Rugosidade média R_a ao longo da vida da ferramenta para os testes com $v_c = 78$ m/min.

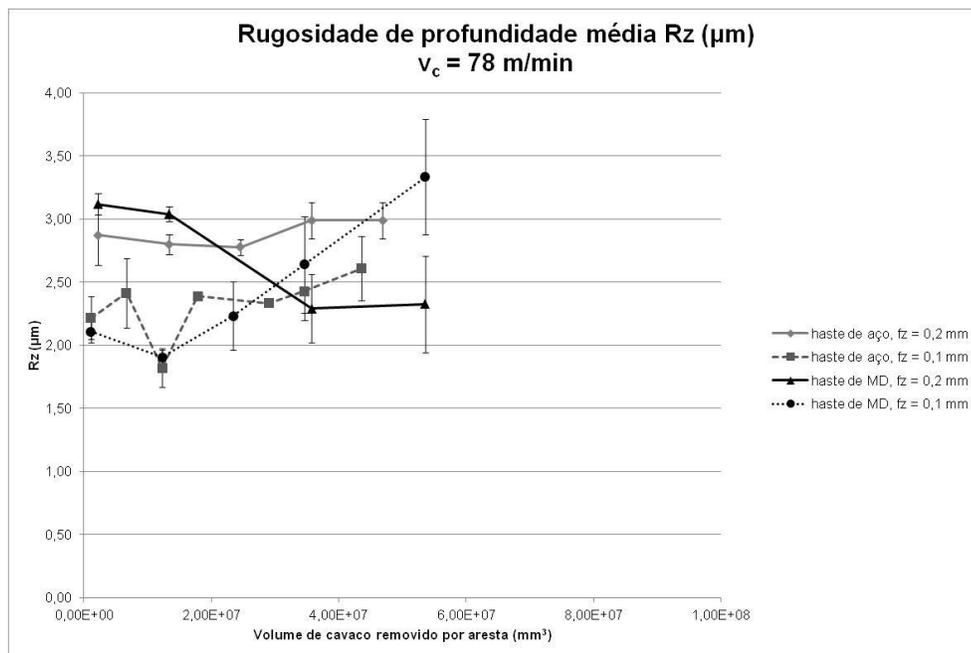


Figura 4.40 – Rugosidade de profundidade média R_z ao longo da vida da ferramenta para os testes com $v_c = 78$ m/min.

Pode-se observar que houve variação dos parâmetros de rugosidade ao longo da vida das ferramentas, com valores de R_a variando entre 0,3 e 0,7 μm e de R_z entre 1,75 e 3,5 μm . Contudo, considerando-se os erros associados às medições, pode-se dizer que de maneira geral não houve diferença significativa entre os testes. Além disso, ao contrário do esperado, os testes em que se utilizou menor f_z ($f_z = 0,1$ mm e $z = 2$) não proporcionaram melhor acabamento. Segundo Diniz *et al* (2006), a rugosidade máxima teórica é dada pela equação:

$$R_{\text{máx,teórico}} = \frac{f_z^2}{4 \cdot D} \quad \text{Equação 4.2 (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2006).}$$

onde D é o diâmetro do inserto, quando se utiliza insertos redondos.

Como se utilizou avanços iguais a 0,1 mm (para $z = 2$) e 0,2 mm (para $z = 1$), a diferença de rugosidade máxima teórica é de apenas 1 μm . Porém, como sempre existe diferença no batimento das ferramentas quando se utiliza mais de um inserto e, neste caso, apenas uma aresta é responsável por gerar a rugosidade na peça (embora as duas arestas realizem o corte), deve-se considerar o avanço por volta quando se considera a influência do avanço na rugosidade, que é igual em todos os testes (0,2 mm/volta). Os resultados também mostram que os parâmetros de rugosidade, em alguns pontos, diminuem com o aumento do desgaste das ferramentas. Isso pode acontecer quando o desgaste progride sem que haja alteração da forma da ponta da ferramenta. Assim, a ferramenta se torna mais afiada e o processo de corte é facilitado, gerando uma superfície com melhor acabamento.

A Figura 4.41 mostra a média dos valores de rugosidade média (R_a) da peça para os testes com as hastes modificadas. Os resultados mostram que com as ferramentas novas, as hastes modificadas proporcionaram rugosidade pouco maior que a obtida com as hastes de aço e de metal duro. Porém, quando as ferramentas atingem o fim de vida, a rugosidade obtida com as hastes modificadas é praticamente igual à obtida com as hastes de aço e de metal duro, considerando-se a dispersão entre as medidas obtidas. Isso ocorre porque, à medida que o desgaste aumenta, o batimento existente entre as ferramentas tende a diminuir. Assim, as hastes modificadas não apresentaram vantagem sobre as hastes disponíveis comercialmente quanto à rugosidade da peça.

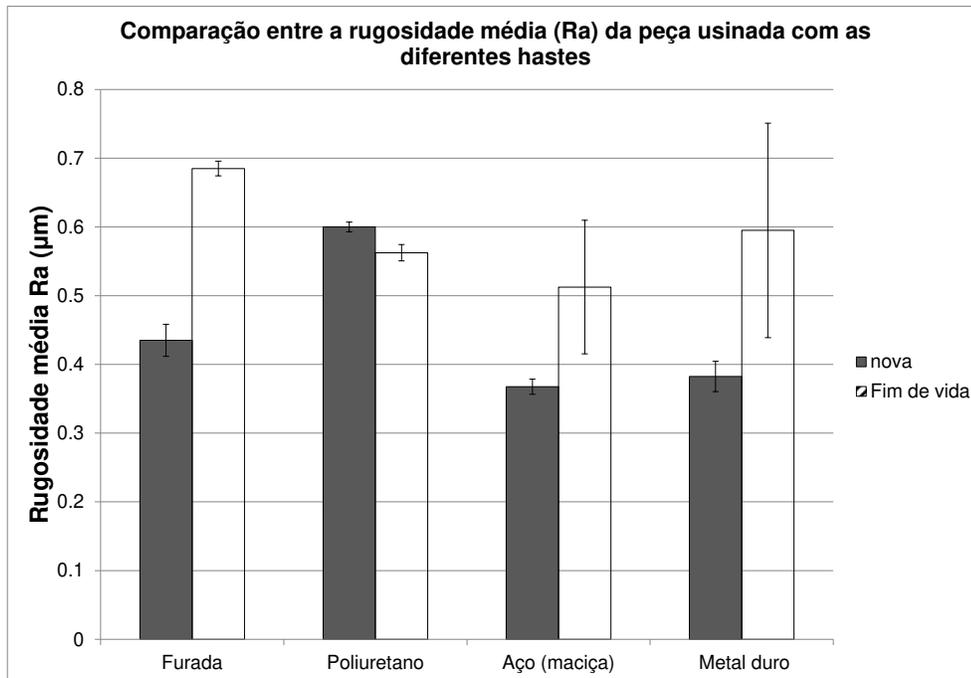
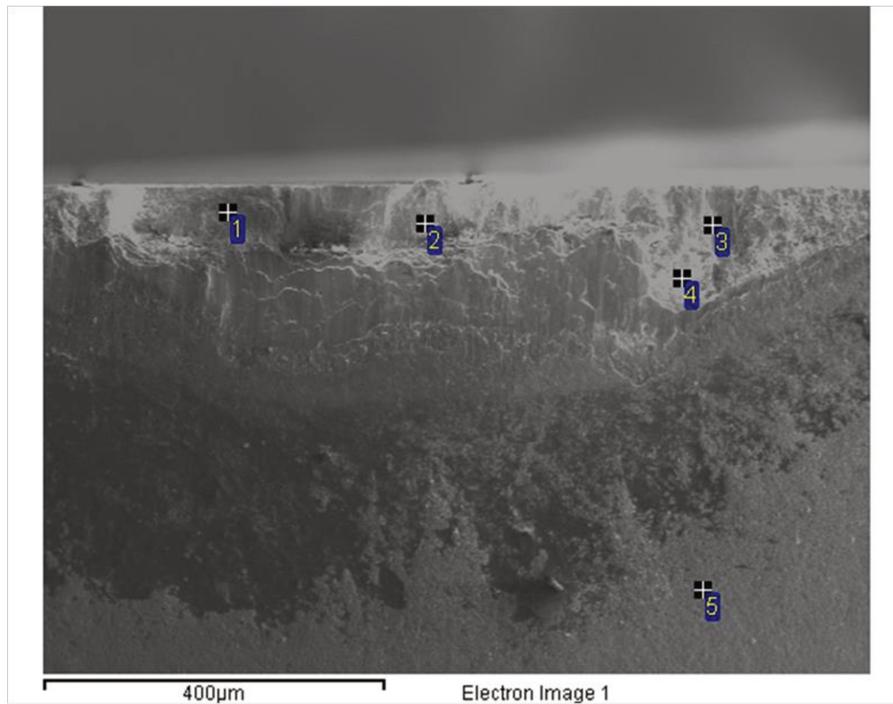


Figura 4.41 – Comparação entre a rugosidade média (Ra) da peça usinada com as diferentes hastes.

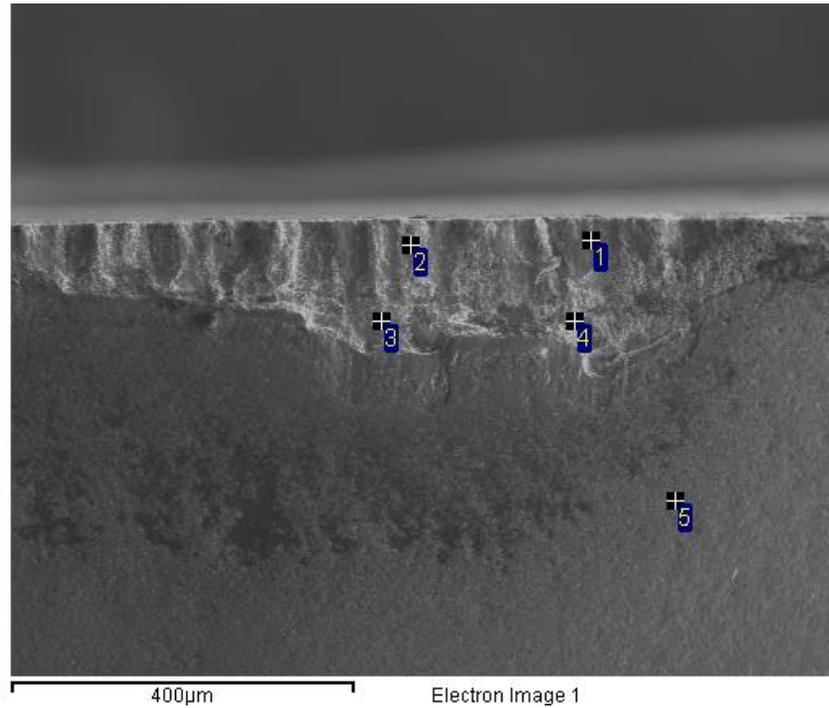
4.5. Mecanismos de desgaste

As Figuras 4.42 a 4.50 mostram o desgaste das ferramentas observado em microscópio eletrônico de varredura (MEV), assim como a análise de EDS realizada nas regiões desgastadas das ferramentas.



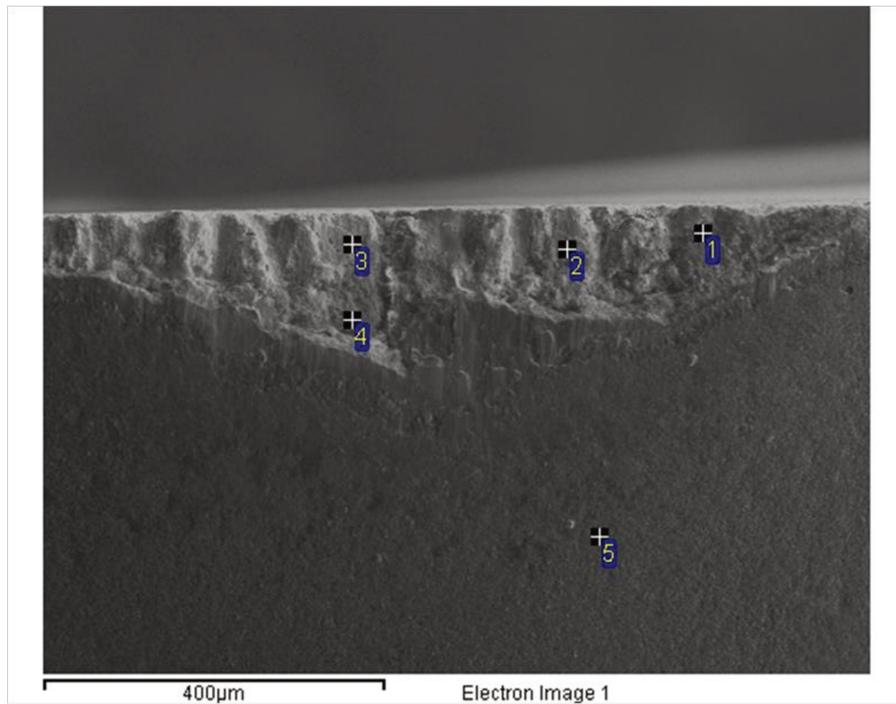
Spectrum	Al	Ti	V	Co	W
Spectrum 1	4.66	42.14	2.41	10.24	40.56
Spectrum 2	3.11	41.77	2.53	2.72	49.87
Spectrum 3	8.36	86.88	4.76		
Spectrum 4		1.00		1.64	97.36
Spectrum 5	9.00	91.00			
Max.	9.00	91.00	4.76	10.24	97.36
Min.	3.11	1.00	2.41	1.64	40.56

Figura 4.42 – Foto do desgaste da ferramenta e análise de EDS da superfície de folga da ferramenta do teste com haste de aço, $v_c = 78$ m/min e $f_z = 0,2$ mm.



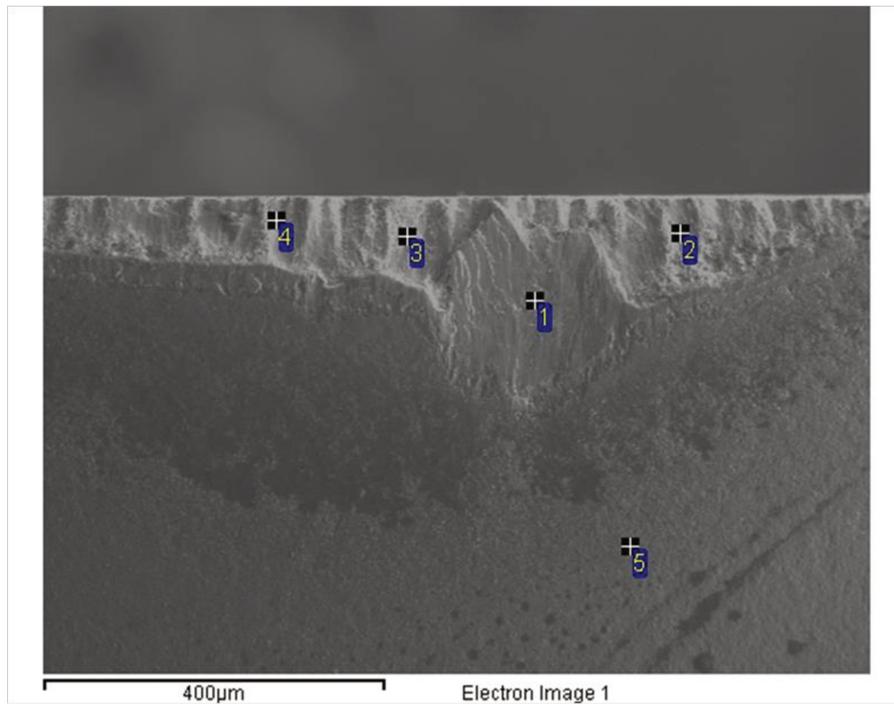
Spectrum	Al	Si	Ti	V	Co	W
Spectrum 1	7.61		87.33	5.06		
Spectrum 2	5.50		59.77	2.16	2.46	30.11
Spectrum 3	4.68		61.68	3.30	6.31	24.03
Spectrum 4			6.08		0.93	92.99
Spectrum 5	9.34	0.46	90.20			
Max.	9.34	0.46	90.20	5.06	6.31	92.99
Min.	4.68	0.46	6.08	2.16	0.93	24.03

Figura 4.43 – Foto do desgaste da ferramenta e análise de EDS da superfície de folga da ferramenta do teste com haste de aço, $v_c = 78$ m/min e $f_z = 0,1$ mm.



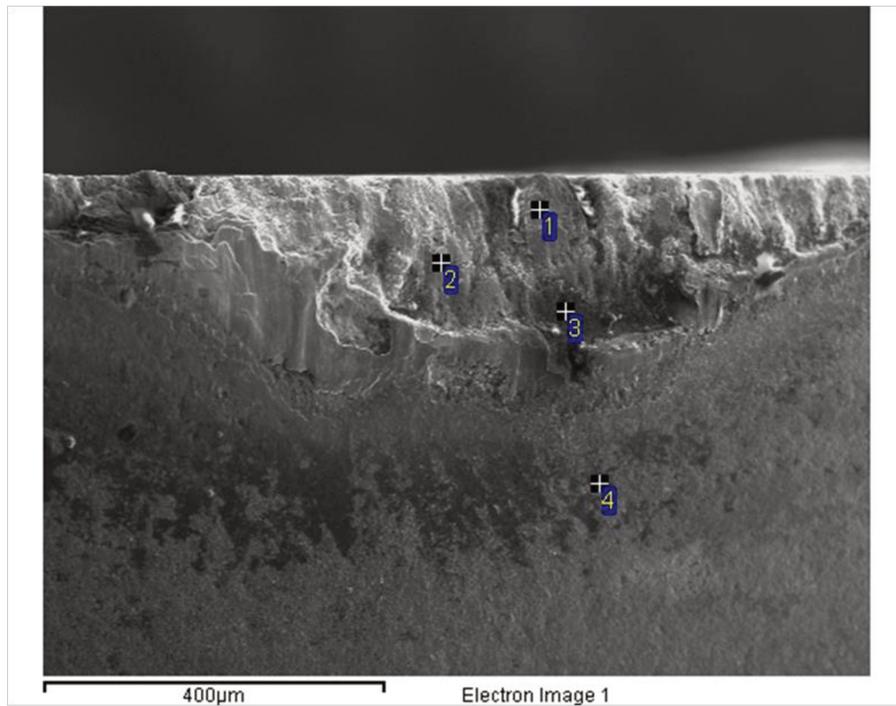
Spectrum	Al	Ti	V	Co	W
Spectrum 1	5.02	48.81	2.43	40.56	3.18
Spectrum 2	7.52	87.36	3.82	0.39	0.92
Spectrum 3	8.53	86.34	4.08	0.52	0.53
Spectrum 4		3.68		4.15	92.17
Spectrum 5	8.50	91.50			
Max.	8.53	91.50	4.08	40.56	92.17
Min.	5.02	3.68	2.43	0.39	0.53

Figura 4.44 – Foto do desgaste da ferramenta e análise de EDS da superfície de folga da ferramenta do teste com haste de MD, $v_c = 78$ m/min e $f_z = 0,2$ mm.



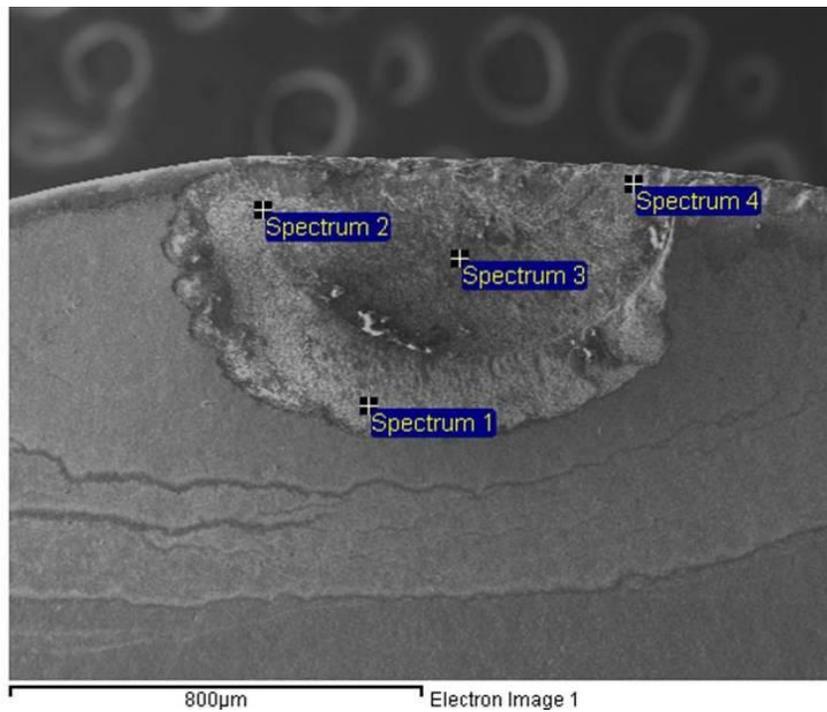
Spectrum	Al	Si	S	Ti	V	Co	W
Spectrum 1	5.94			89.65	4.41		
Spectrum 2	1.54			18.06	0.89	6.37	73.14
Spectrum 3	9.41			86.33	4.26		
Spectrum 4	9.56			88.41	2.03		
Spectrum 5	13.40	0.45	0.82	85.33			
Max.	13.40	0.45	0.82	89.65	4.41	6.37	73.14
Min.	1.54	0.45	0.82	18.06	0.89	6.37	73.14

Figura 4.45 – Foto do desgaste da ferramenta e análise de EDS da superfície de folga da ferramenta do teste com haste de MD, $v_c = 78$ m/min e $f_z = 0,1$ mm.



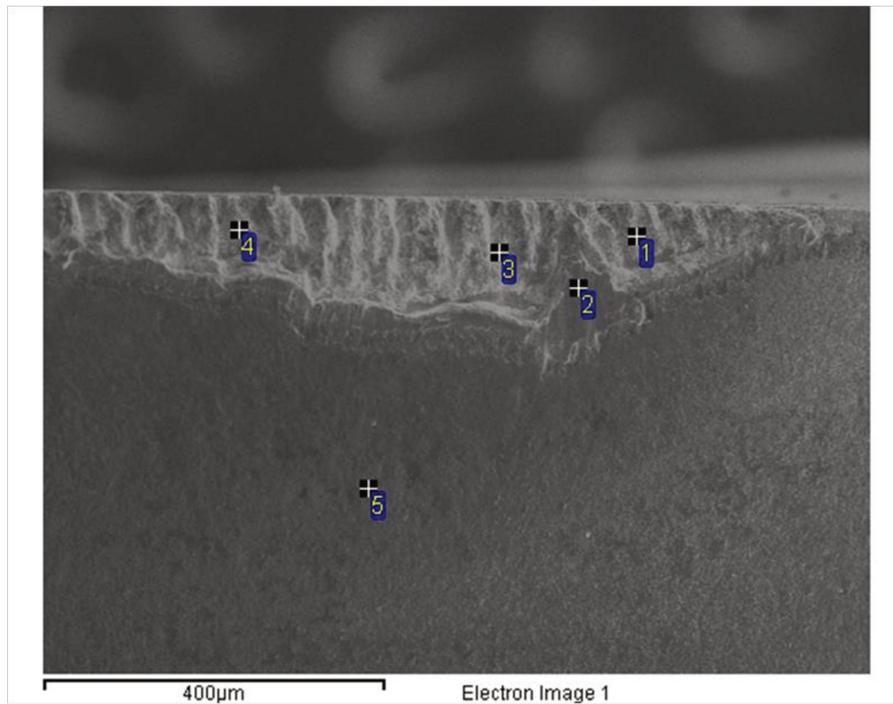
Spectrum	Al	Si	Ti	V	Fe	Co	W
Spectrum 1	4.23		50.18	2.27		5.72	37.61
Spectrum 2	6.54		86.42	4.33		0.82	1.89
Spectrum 3	5.56	0.40	86.43	3.83	2.79	0.99	
Spectrum 4	1.12	0.47	91.82		6.58		
Max.	6.54	0.47	91.82	4.33	6.58	5.72	37.61
Min.	1.12	0.40	50.18	2.27	2.79	0.82	1.89

Figura 4.46 – Foto do desgaste da ferramenta e análise de EDS da superfície de folga da ferramenta do teste com haste de aço, $v_c = 65$ m/min e $f_z = 0,2$ mm.



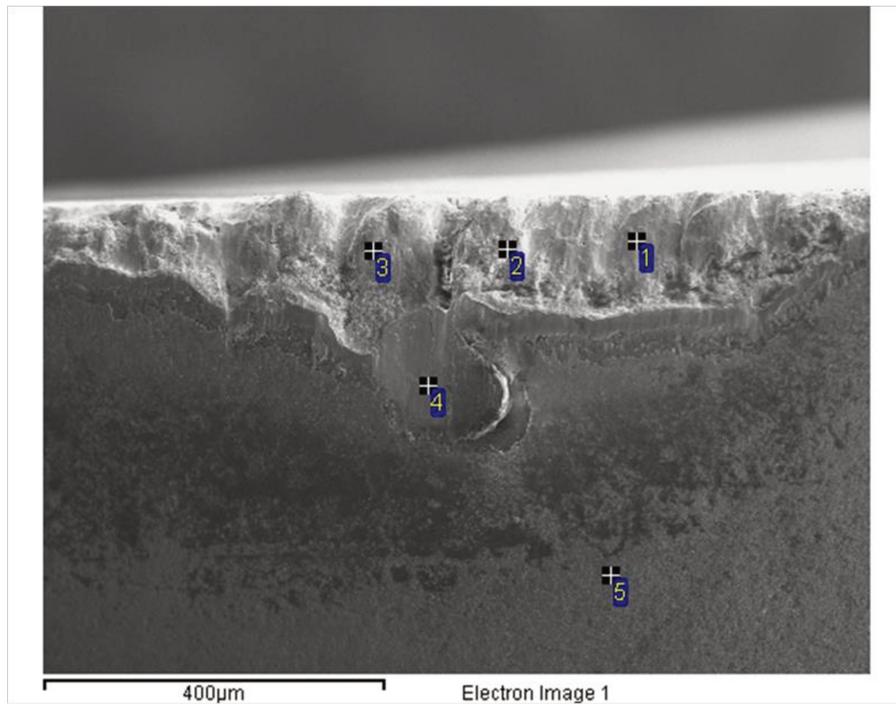
Spectrum	Na	Al	Ti	V	Fe	Co	W
Spectrum 1	0.36					2.32	97.33
Spectrum 2		3.01	46.08	2.10		2.16	46.65
Spectrum 3			0.75		1.55	30.96	66.74
Spectrum 4		4.93	90.53	4.54			
Max.	0.36	4.93	90.53	4.54	1.55	30.96	97.33
Min.	0.36	3.01	0.75	2.10	1.55	2.16	46.65

Figura 4.47 – Foto do desgaste da ferramenta e análise de EDS da superfície de saída do teste com haste de aço, $v_c = 65$ m/min e $f_z = 0,1$ mm.



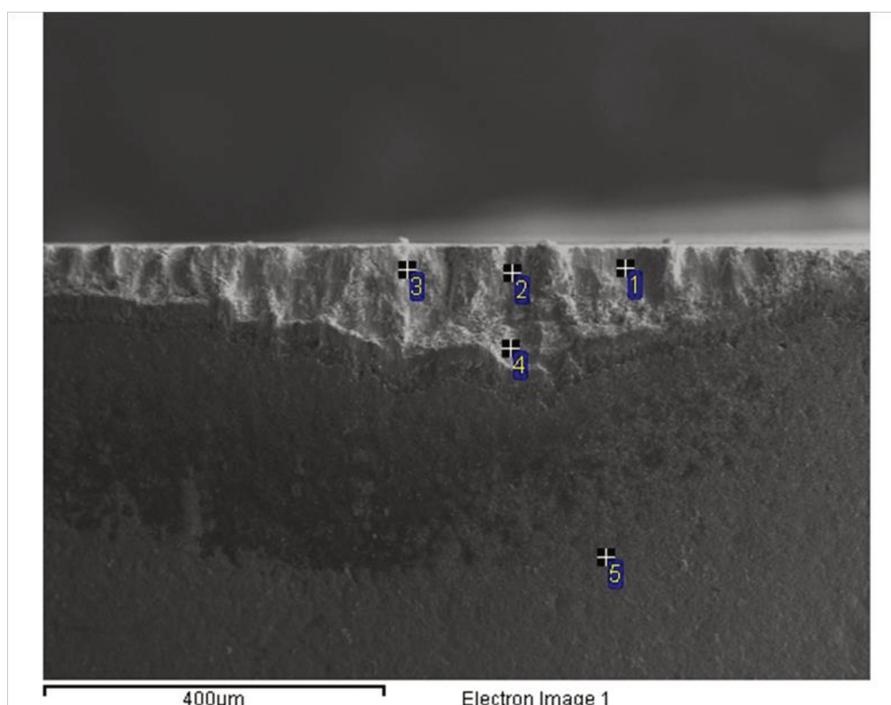
Spectrum	Al	Ti	V	Fe	Co	Cu	W
Spectrum 1	1.14	14.75	0.71		1.15		82.25
Spectrum 2	6.69	89.13	4.18				
Spectrum 3		8.64			6.94	0.72	83.71
Spectrum 4	1.89	24.17	1.49		1.70		70.74
Spectrum 5	6.54	92.93		0.52			
Max.	6.69	92.93	4.18	0.52	6.94	0.72	83.71
Min.	1.14	8.64	0.71	0.52	1.15	0.72	70.74

Figura 4.48 – Foto do desgaste da ferramenta e análise de EDS da superfície de folga da ferramenta do teste com haste de aço, $v_c = 65$ m/min e $f_z = 0,1$ mm (réplica).



Spectrum	Al	Ti	V	Fe	Co	W
Spectrum 1	8.13	87.88	4.00			
Spectrum 2	0.76	10.01			2.51	86.72
Spectrum 3	5.37	72.21	4.78	0.51	2.72	14.42
Spectrum 4	6.06	89.62	3.96	0.35		
Spectrum 5	5.76	94.24				
Max.	8.13	94.24	4.78	0.51	2.72	86.72
Min.	0.76	10.01	3.96	0.35	2.51	14.42

Figura 4.49 – Foto do desgaste da ferramenta e análise de EDS da superfície de folga da ferramenta do teste com haste de MD, $v_c = 65$ m/min e $f_z = 0,2$ mm.



Spectrum	Al	Ti	V	Fe	Co	Ta	W
Spectrum 1	7.46	79.22	4.51	0.39	4.06		4.36
Spectrum 2	3.95	42.63	2.07		5.47		45.88
Spectrum 3	8.87	88.01	3.12				
Spectrum 4	5.07	69.20	3.17		0.59	3.89	18.27
Spectrum 5	3.50	96.50					
Max.	8.87	96.50	4.51	0.39	5.47	3.89	45.88
Min.	3.50	42.63	2.07	0.39	0.59	3.89	4.36

Figura 4.50 – Foto do desgaste da ferramenta e análise de EDS da superfície de folga da ferramenta do teste com haste de MD, $v_c = 65$ m/min e $f_z = 0,1$ mm.

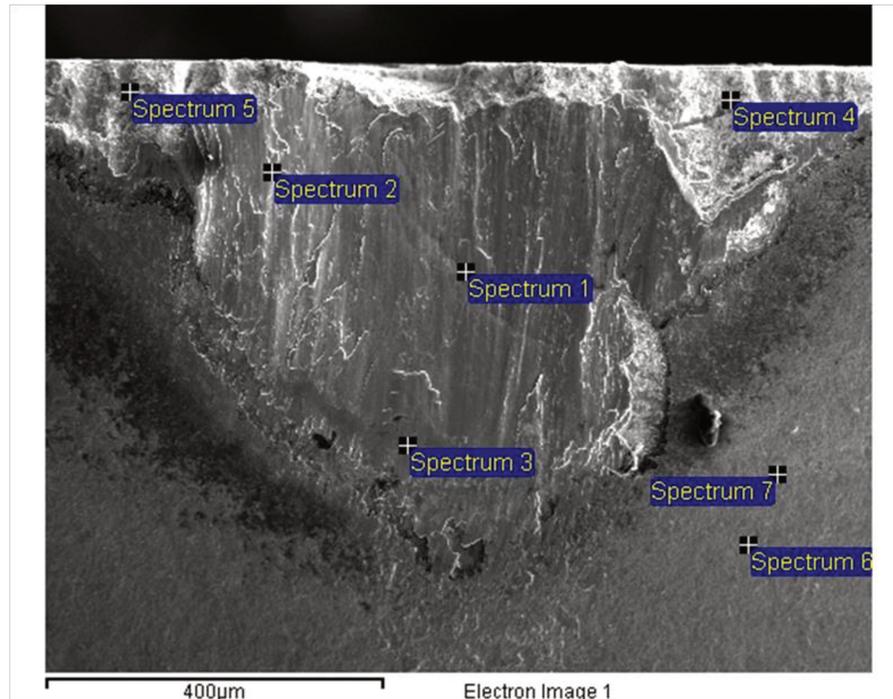
A partir dos resultados da análise de EDS das ferramentas desgastadas, é possível concluir que o principal mecanismo de desgaste verificado em todos os testes foi o *attrition*, devido à grande quantidade de material da peça aderido à ferramenta (Ti, Al e, principalmente, V, elemento que compõe apenas o material da peça). Em todos os testes foi constatado também microlascamento da aresta de corte, caracterizado pela superfície irregular da região desgastada da ferramenta, sendo que este pode ter sido um fator incentivador para o desgaste por *attrition*. Segundo Trent e Wright (2000), e também verificado por Antonialli *et al* (2010), o desgaste por *attrition* é intensificado quando existe vibração severa devido à falta de rigidez do sistema. Isso

sugere que quando as amplitudes de vibração da ferramenta são altas, o desgaste da ferramenta pode progredir de forma mais rápida, o que, de fato, foi constatado nos testes com as hastes modificadas, que serão discutidos mais adiante. Antonialli *et al* (2010) constataram que, quando se tem vibração da ferramenta em frequências na faixa de ressonância da mesma, a aresta da ferramenta logo se quebra e sua vida é muito curta. Por outro lado, quando pouca energia do sinal de vibração é concentrada nas faixas de ressonância, mas existe alta energia em faixas de frequência abaixo da ressonância, o *attrition* é incentivado e se torna o principal mecanismo de desgaste da ferramenta.

Em uma das réplicas do teste 6 (Figura 4.47) ocorreu desgaste de origem difusiva, causando o surgimento de uma cratera na superfície de saída da ferramenta. Pode-se perceber que o desgaste teve origem difusiva pelo aspecto liso da cratera (Figura 4.47) e pela presença de Ti numa região da ferramenta em que com certeza já não existe mais cobertura. Portanto, este Ti é proveniente do cavaco. Dado o aspecto liso desta superfície, supõe-se que o depósito de tal elemento ocorreu por difusão. Esse desgaste de origem difusiva pode ter sido causado pelo deslocamento prematuro do revestimento da ferramenta, visto que esse fenômeno não se repetiu para as outras réplicas do teste (Figura 4.48). Além disso, no Teste 1 (Figura 4.42) parece ter ocorrido lascamento da aresta de corte, pois o desgaste não aumentou continuamente ao longo da aresta de corte como seria esperado (e como ocorreu em quase todas as arestas dos outros experimentos), devido à variação da velocidade de corte decorrente da geometria da ferramenta (inserto redondo), apresentando uma região em que o desgaste é mais pronunciado.

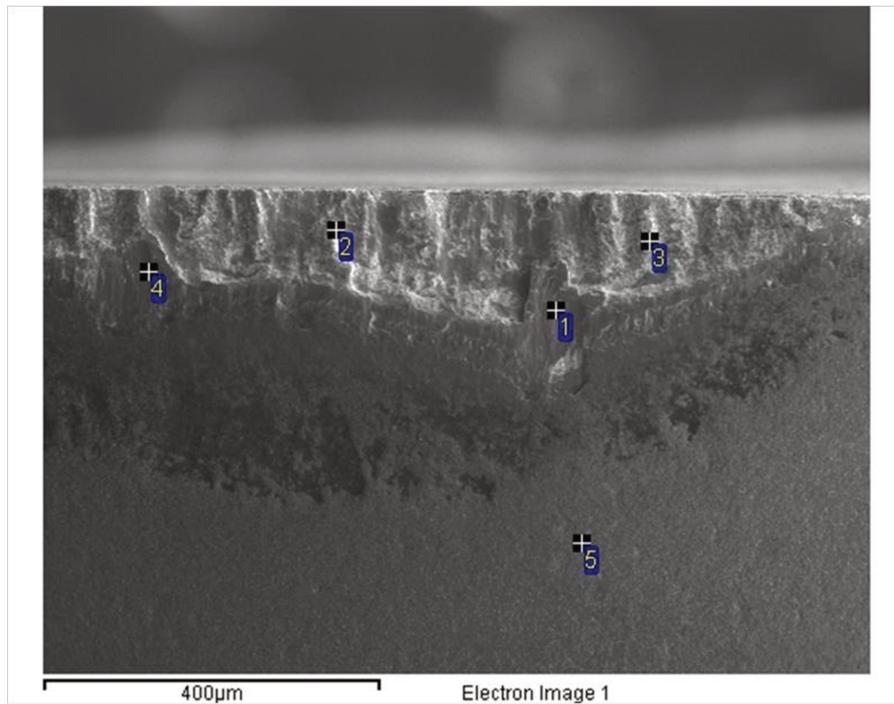
Também ocorreu lascamento da aresta de corte nos testes com a haste de aço furada, como mostra a Figura 4.51 a seguir. Tanto nos testes com a haste de aço furada quanto naqueles com a haste preenchida com poliuretano, o principal mecanismo de desgaste verificado foi o *attrition*, ocorrendo também microlascamento da aresta de corte. Em uma das réplicas do Teste 10 (haste com poliuretano) ocorreu grande aderência de material da peça na superfície de saída da ferramenta (Figura 4.53). Dessa forma, as modificações na haste de aço não proporcionaram redução da vibração da ferramenta, visto que o mecanismo de desgaste (*attrition*, que é incentivado pela vibração) se manteve e se tornou mais acelerado, diminuindo a vida da ferramenta em relação à haste de aço maciça. A análise dos esforços de corte, que será discutida no item 4.6, mostrou que, ao contrário do esperado, a variação dos esforços de corte foi maior com as hastes modificadas e por isso a vida da ferramenta foi menor, já que o *attrition* acelera o

desgaste da ferramenta quando a vibração no processo de usinagem é intensificada (TRENT e WRIGHT, 2000).



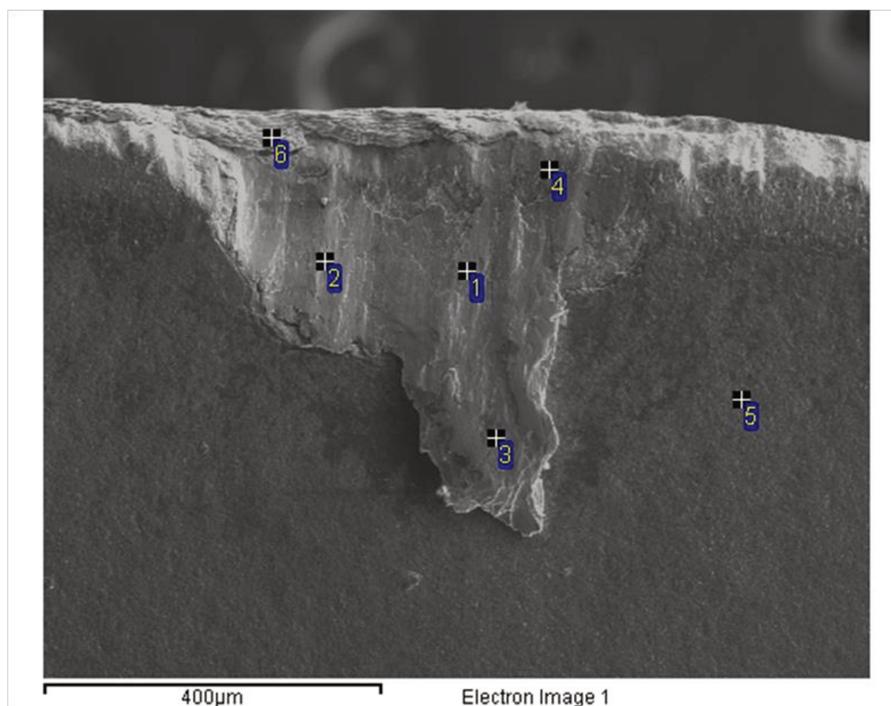
Spectrum	Al	Ti	V	Fe	Co	Cu	W
Spectrum 1	6.36	89.95	3.69				
Spectrum 2	6.94	89.54	3.52				
Spectrum 3	1.38	98.24			0.37		
Spectrum 4		7.92			8.02		84.05
Spectrum 5	7.89	84.10	4.50	0.33	0.75		2.43
Spectrum 6	5.92	94.08					
Spectrum 7	5.47	94.11				0.41	
Max.	7.89	98.24	4.50	0.33	8.02	0.41	84.05
Min.	1.38	7.92	3.52	0.33	0.37	0.41	2.43

Figura 4.51 – Foto do desgaste da ferramenta e análise de EDS da superfície de folga da ferramenta do teste com haste de aço furada, $v_c = 78$ m/min e $f_z = 0,1$ mm.



Spectrum	Al	Ti	V	Fe	Co	Cu	W
1	6.29	90.59	3.12				
2	2.85	34.02	1.30	2.04	7.95		51.83
3		9.86		0.62	0.65		88.86
4	6.86	89.38	3.77				
5	8.07	90.86				1.07	
Max.	8.07	90.86	3.77	2.04	7.95	1.07	88.86
Min.	2.85	9.86	1.30	0.62	0.65	1.07	51.83

Figura 4.52 – Foto do desgaste da ferramenta e análise de EDS da superfície de folga da ferramenta do teste com haste de aço preenchida com poliuretano, $v_c = 78$ m/min e $f_z = 0,1$ mm.



Spectrum	Al	Ti	V	Fe	Co	Cu
1	8.19	88.08	3.73			
2	7.67	88.34	3.71	0.27		
3	6.19	89.35	4.21	0.24		
4	7.27	87.97	4.42	0.34		
5	18.89	76.18		0.84	0.36	3.72
6	8.62	86.79	3.82	0.34		0.43
Max.	18.89	89.35	4.42	0.84	0.36	3.72
Min.	6.19	76.18	3.71	0.24	0.36	0.43

Figura 4.53 – Foto do desgaste da ferramenta e análise de EDS da superfície de saída do teste com haste de aço preenchida com poliuretano, $v_c = 78$ m/min e $f_z = 0,1$ mm (réplica).

4.6. Medições dos esforços de corte

As Figuras 4.54 e 4.55 apresentam as médias dos valores dos picos do sinal de força em 10 rotações da ferramenta para cada condição de corte testada (testes 1 a 8), seguindo o mesmo método utilizado na análise dos resultados dos testes preliminares. Nesse caso, as componentes x e y da força de usinagem foram transformadas em força tangencial (F_t), que corresponde à força de corte, e força radial (F_r), que representa a componente da força de usinagem responsável pela deflexão da ferramenta, de acordo com a Equação 2.6.

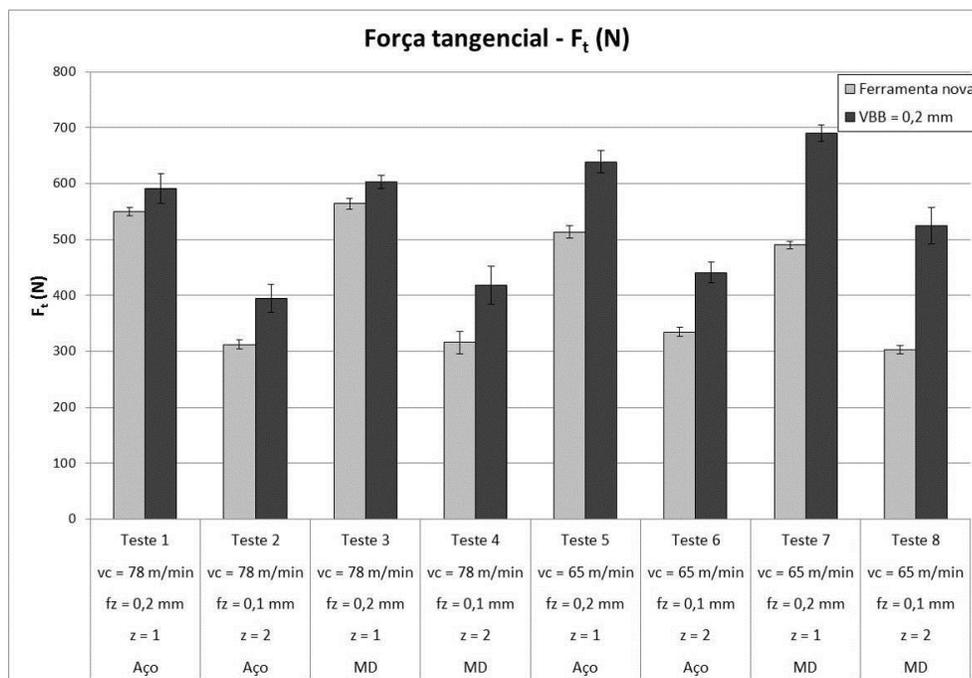


Figura 4.54 – Média dos picos da força de corte (F_t).

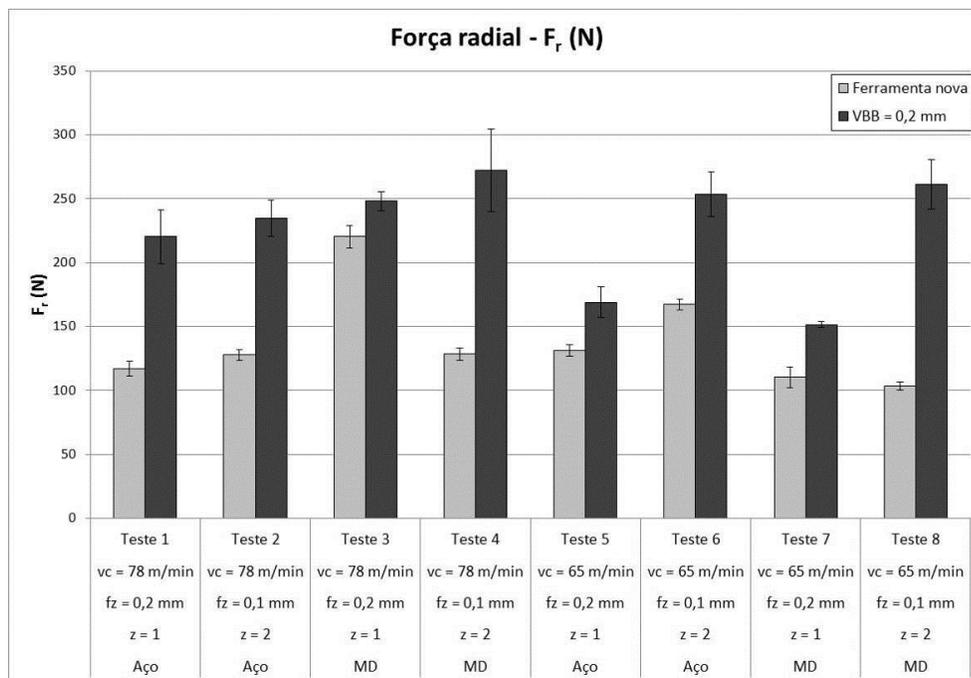


Figura 4.55 – Média dos picos da força radial (F_r).

As Figuras 4.54 e 4.55 mostram que o aumento do desgaste da ferramenta causa um aumento em ambas as componentes da força de usinagem, indicando que podem ocorrer maiores amplitudes de vibração da ferramenta no fim da vida da ferramenta. Além disso, os testes realizados com dois insertos, mas com menor avanço por dente, (testes 2, 4, 6 e 8) apresentaram menor força de corte (F_t) que os testes em que se utilizou um inserto, com maior avanço por dente. A explicação para esse resultado é a mesma discutida nos testes preliminares: o aumento do avanço por dente proporciona um aumento nos esforços de corte devido à maior espessura do cavaco. Contudo, como ocorre uma redução da pressão específica de corte, o aumento da força não é diretamente proporcional ao aumento de f_z .

Em relação à força radial (F_r), pode-se dizer que o teste 3 apresentou os maiores valores com a ferramenta ainda nova. Contudo, não foi verificada grande diferença para as ferramentas ao final de suas vidas (ver Figura 4.55), com exceção dos testes 5 e 7, que apresentaram baixos valores de F_r mesmo no final da vida das ferramentas. Pode-se notar que os valores de força tangencial foram bastante superiores aos valores de força radial. Isso se deve ao pequeno ângulo de posição da ferramenta (embora o ângulo de posição máximo seja de $41,4^\circ$, o ângulo de posição médio é menor devido à geometria circular do inserto).

As figuras a seguir apresentam a análise de variância realizada com a ajuda do programa computacional *Minitab*®. A Figura 4.56 mostra o Diagrama de Pareto para a força radial. Esse diagrama permite que se identifique quais das variáveis de entrada exercem influência significativa sobre a força radial.

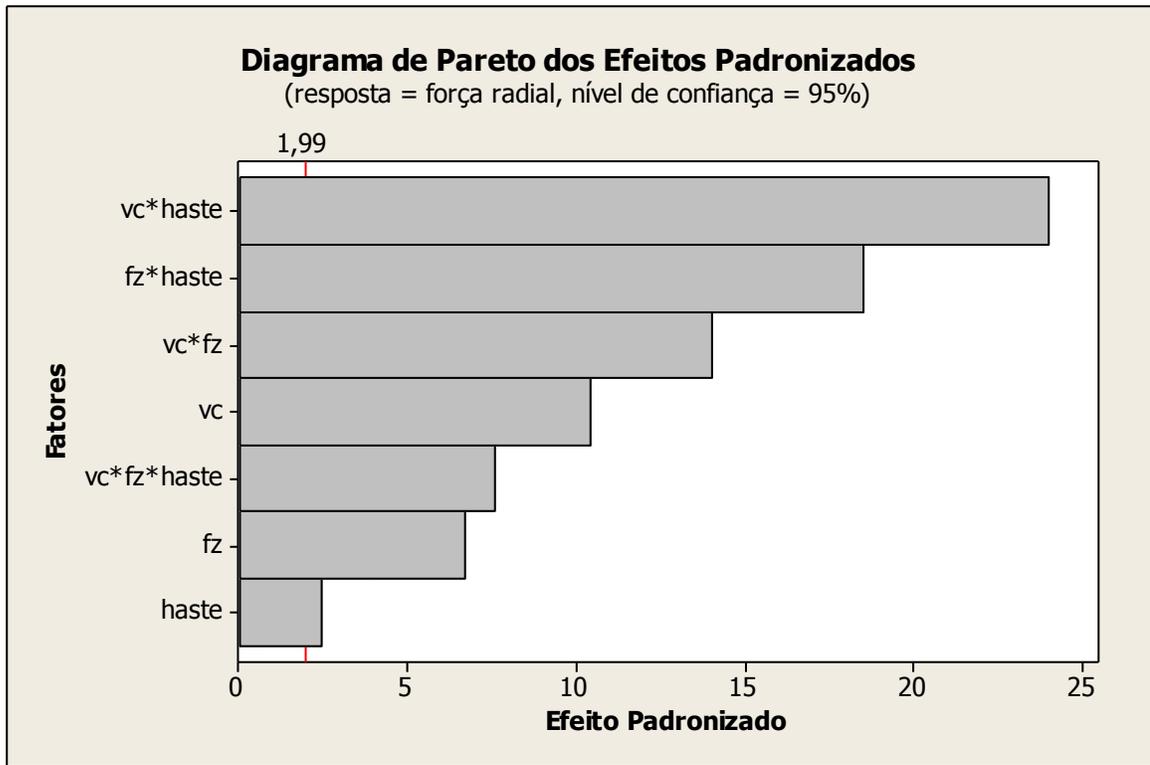


Figura 4.56 – Diagrama de Pareto dos efeitos padronizados para a força radial.

A Figura 4.56 mostra que todas as variáveis de entrada e a combinação entre elas exercem influência sobre a força radial. A Figura 4.57 apresenta os efeitos principais do material da haste, do avanço por dente (f_z) e da velocidade de corte (v_c) sobre a força radial.

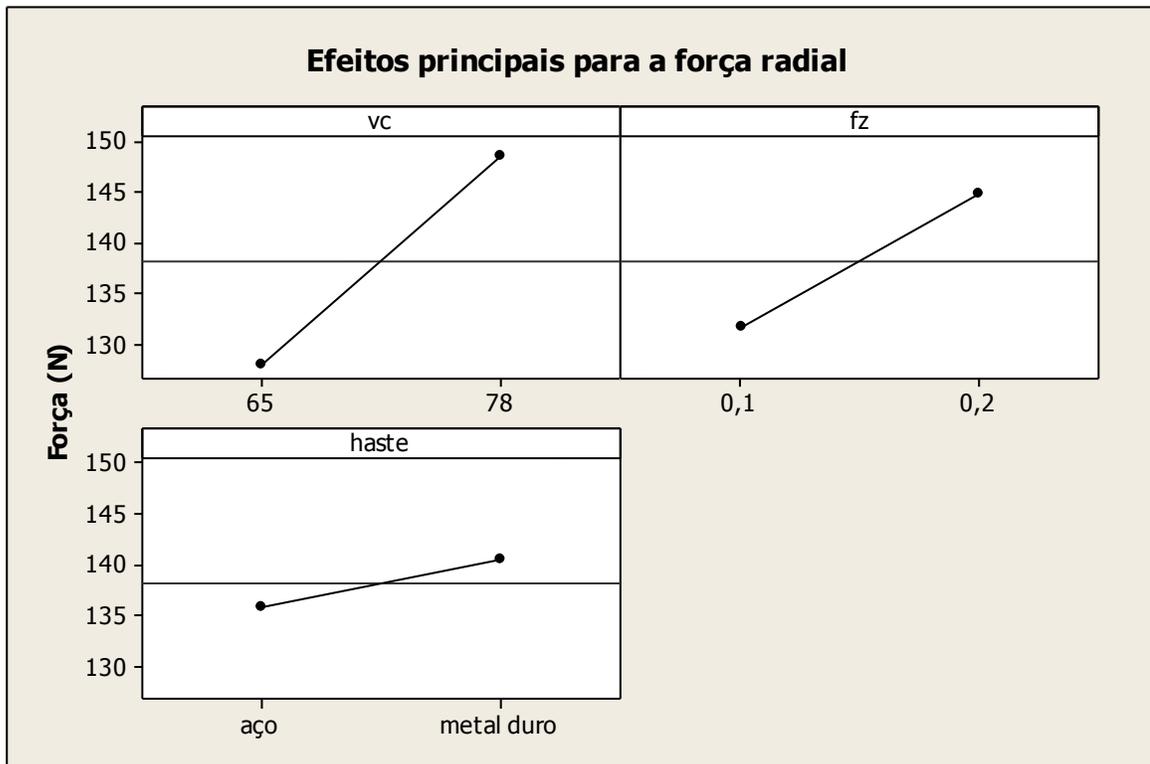


Figura 4.57 – Gráfico de efeitos principais para a força radial.

A partir da Figura 4.57 pode-se verificar que houve pouca influência do material da haste sobre a vida da ferramenta, sendo verificada uma diferença de esforços na direção radial da fresa de apenas cerca de 5 N. Por outro lado, o aumento da velocidade de corte causou um aumento da força radial, enquanto o aumento do avanço por dente (com menor número de dentes) aumentou os esforços radiais, possivelmente devido a maior espessura de cavaco. A Figura 4.58 mostra o Diagrama de Pareto para a força tangencial (força de corte).

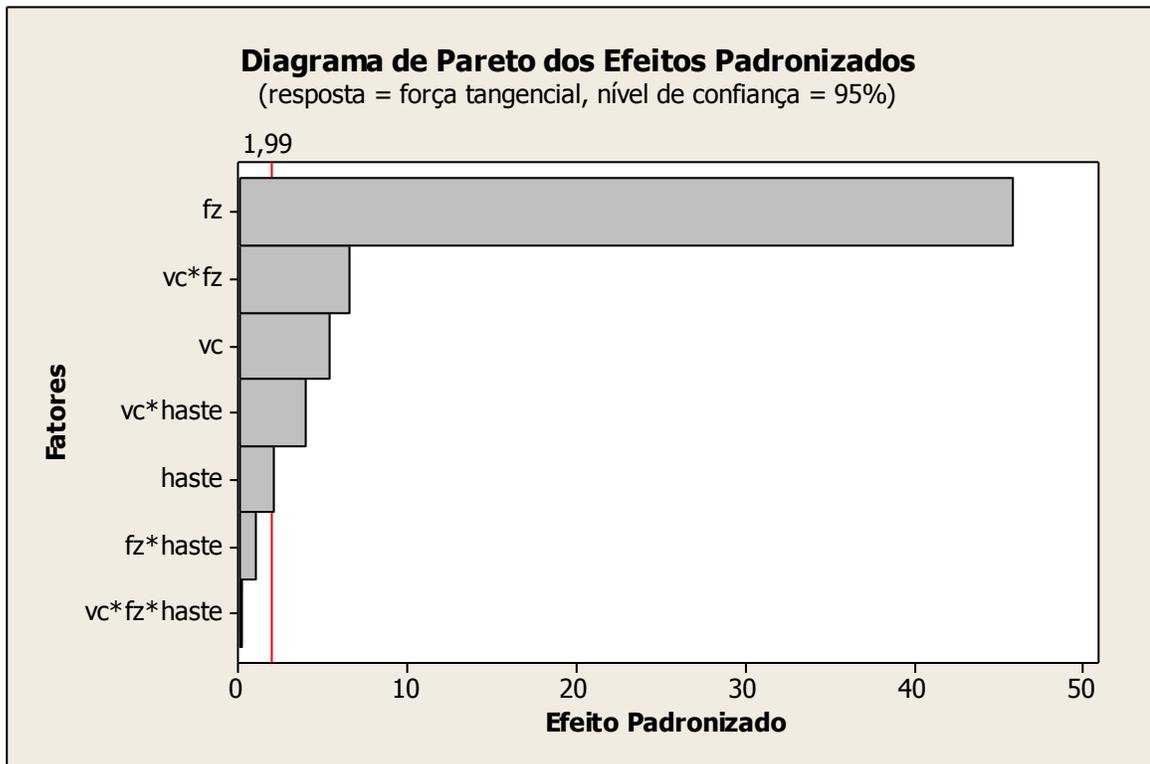


Figura 4.58 – Diagrama de Pareto dos efeitos padronizados para a força tangencial.

A Figura 4.58 mostra que o material da haste da fresa e o efeito combinado do material da haste com as outras variáveis de entrada não apresentaram influência significativa sobre a força na direção tangencial (força de corte). A Figura 4.59 apresenta os efeitos principais das variáveis de entrada nos esforços de corte na direção tangencial da fresa.

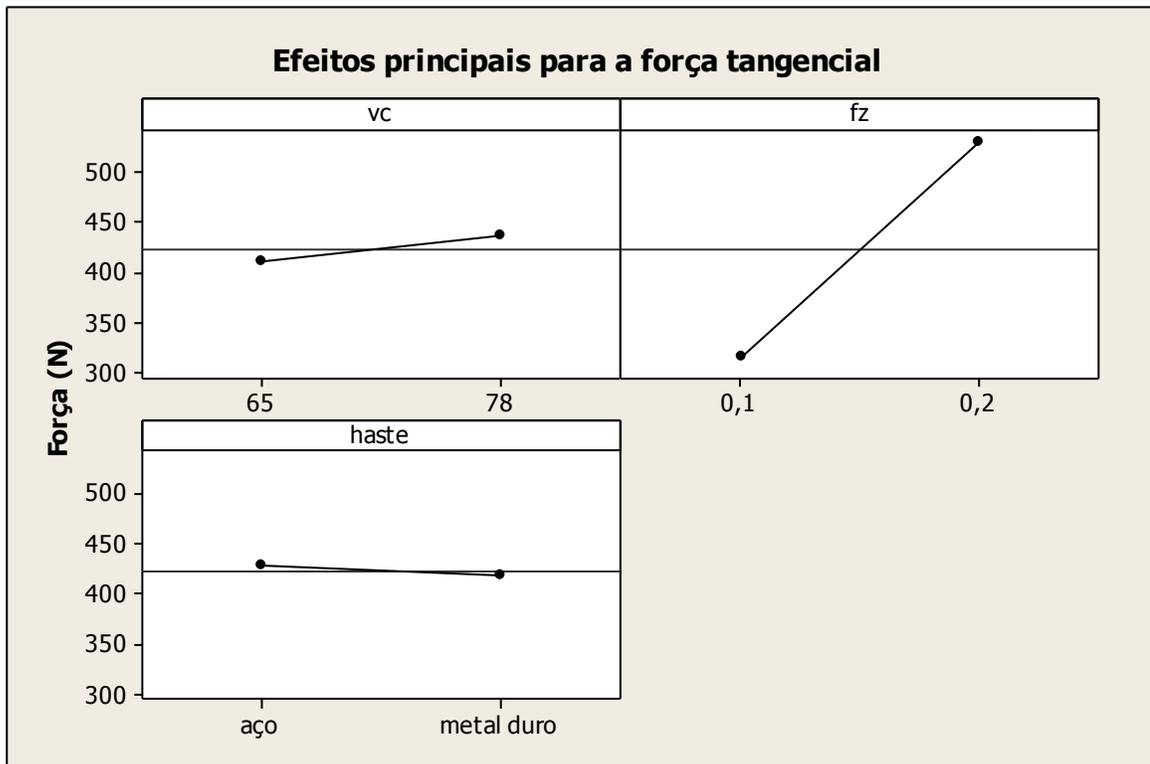
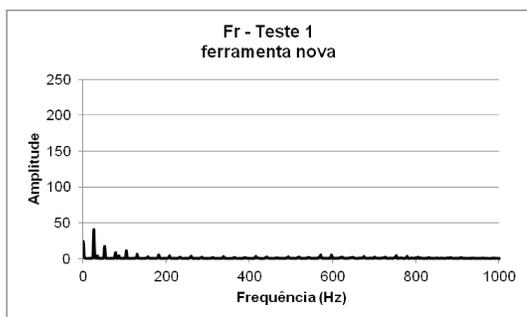


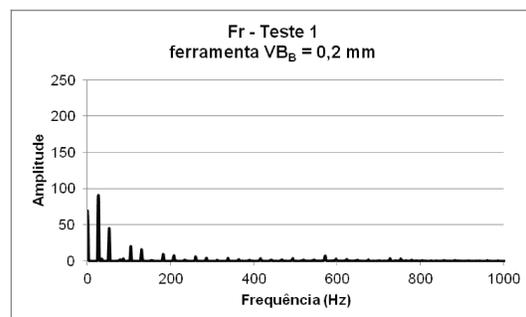
Figura 4.59 – Gráfico de efeitos principais para a força tangencial.

A Figura 4.59 indica que o efeito do aumento do avanço por dente tem uma influência maior sobre a força tangencial (força de corte) que o aumento da velocidade de corte, sendo que a força de corte aumentou com o aumento da velocidade de corte e diminuiu com a redução do avanço por dente (e aumento do número de dentes).

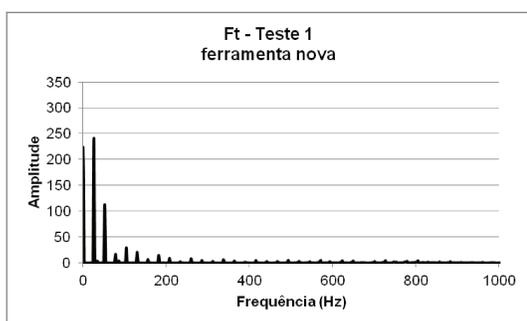
As Figuras 4.60 a 4.69 mostram os sinais de força no domínio da frequência para as ferramentas novas e no fim de suas vidas ($VB_{Bmáx} = 0,2$ mm). A análise dos sinais permitiu concluir que o desgaste apenas causou um aumento da amplitude do sinal de força, sendo que o desgaste não introduziu componentes em alta frequência no sinal. Além disso, em todos os testes os maiores picos de amplitude ocorreram na frequência de entrada de dentes, indicando que o choque do dente com a peça no início do corte é a principal fonte de vibração do sistema.



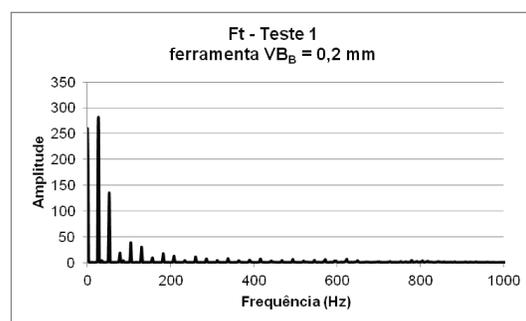
(a)



(b)

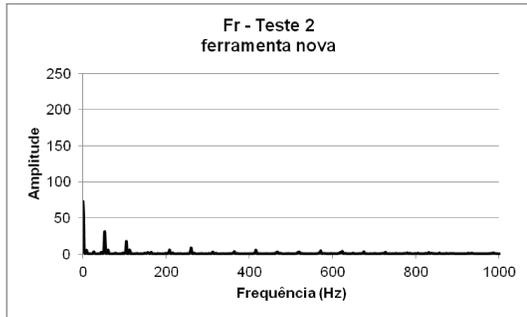


(c)

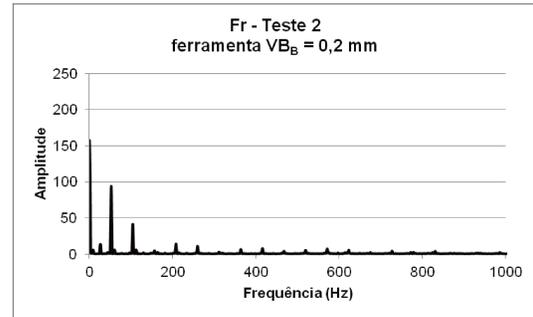


(d)

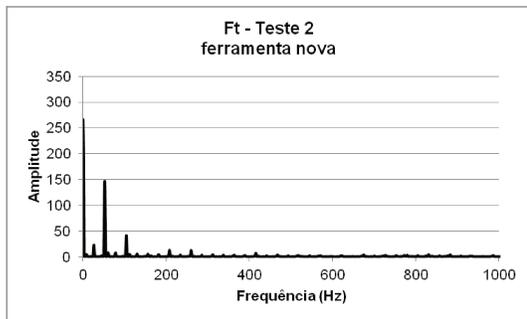
Figura 4.60 – Componentes da força de usinagem no plano horizontal do Teste 1 no domínio da frequência: (a) F_r – ferramenta nova, (b) F_r – ferramenta $VB_{B\text{máx}} = 0,2$ mm, (c) F_t – ferramenta nova, (d) F_t – ferramenta $VB_{B\text{máx}} = 0,2$ mm.



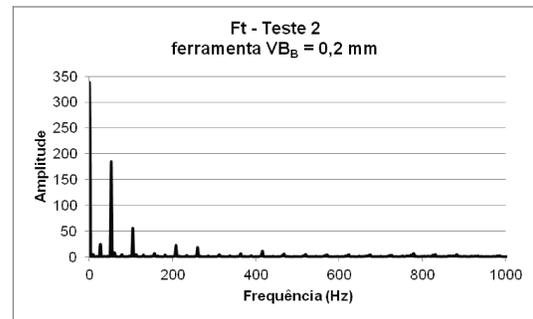
(a)



(b)

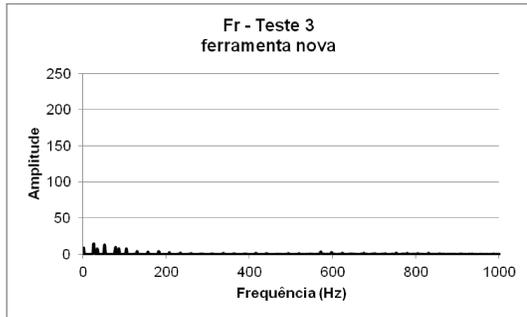


(c)

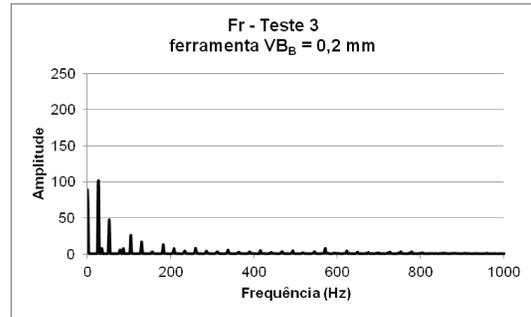


(d)

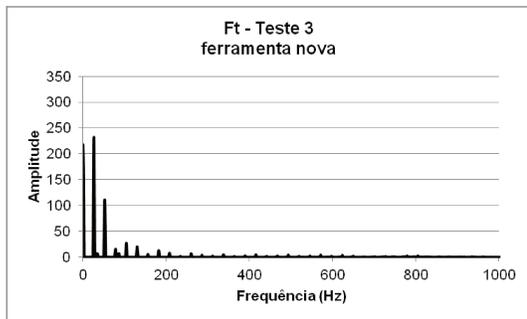
Figura 4.61 – Componentes da força de usinagem no plano horizontal do Teste 2 no domínio da frequência: (a) F_r – ferramenta nova, (b) F_r – ferramenta $VB_{Bmáx} = 0,2$ mm, (c) F_t – ferramenta nova, (d) F_t – ferramenta $VB_{Bmáx} = 0,2$ mm.



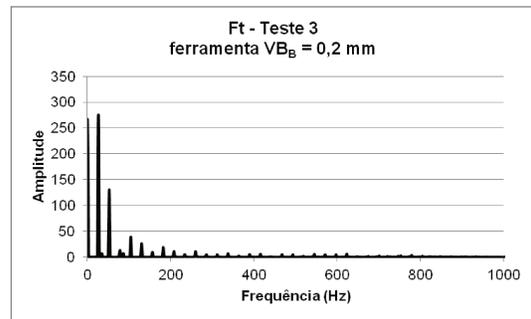
(a)



(b)

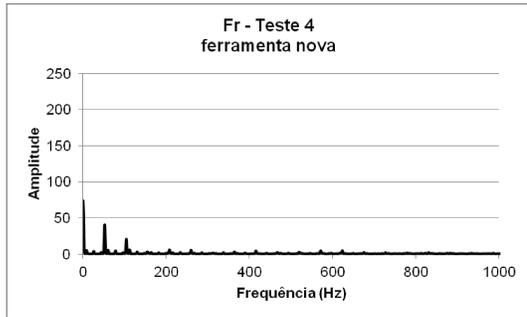


(c)

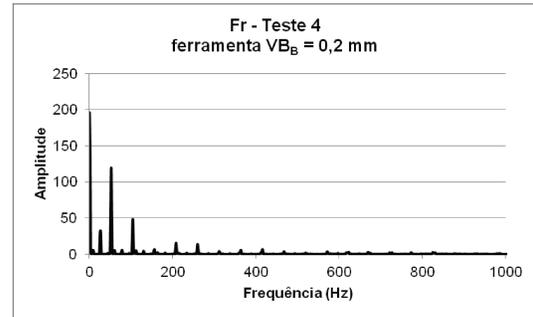


(d)

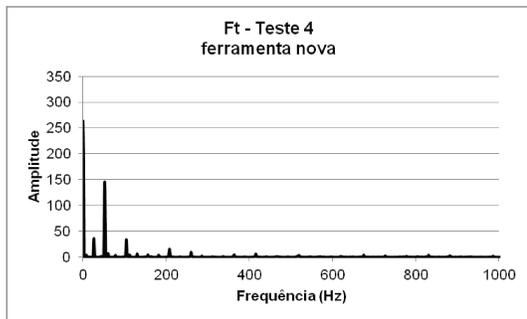
Figura 4.62 – Componentes da força de usinagem no plano horizontal do Teste 3 no domínio da frequência: (a) F_r – ferramenta nova, (b) F_r – ferramenta $VB_{B\text{máx}} = 0,2$ mm, (c) F_t – ferramenta nova, (d) F_t – ferramenta $VB_{B\text{máx}} = 0,2$ mm.



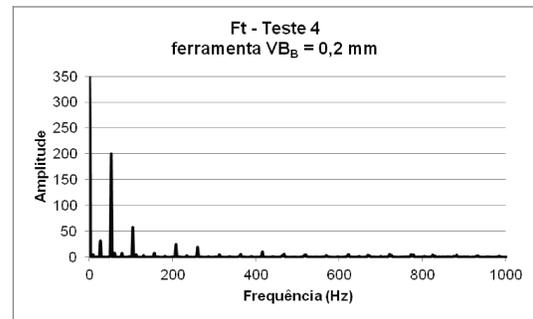
(a)



(b)

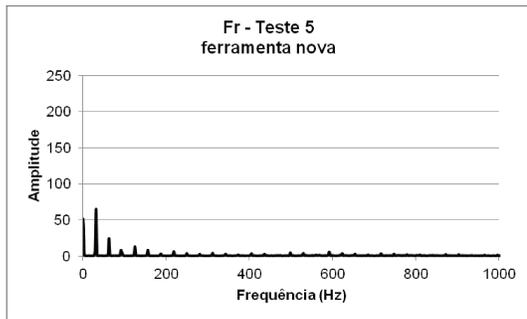


(c)

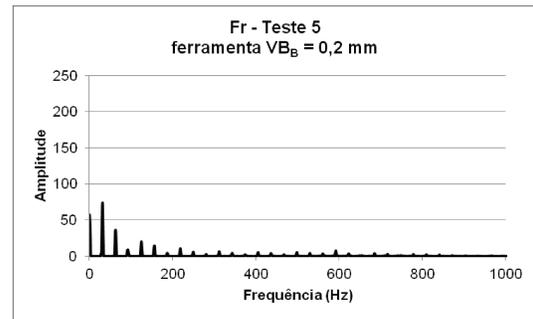


(d)

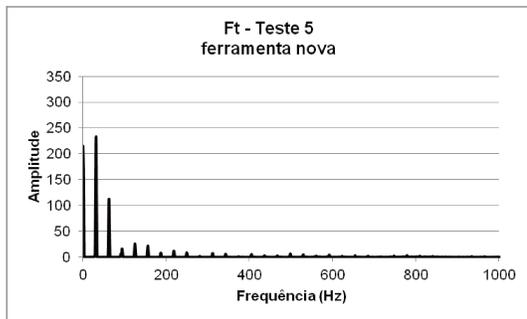
Figura 4.63 – Componentes da força de usinagem no plano horizontal do Teste 4 no domínio da frequência: (a) F_r – ferramenta nova, (b) F_r – ferramenta $VB_{B\text{máx}} = 0,2$ mm, (c) F_t – ferramenta nova, (d) F_t – ferramenta $VB_{B\text{máx}} = 0,2$ mm.



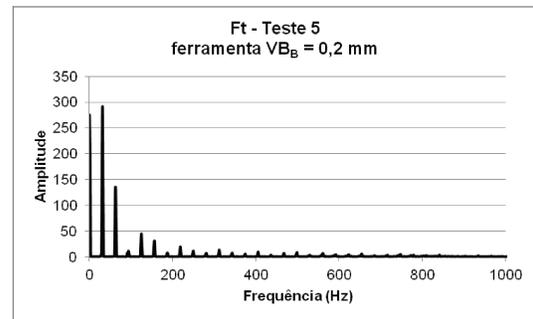
(a)



(b)

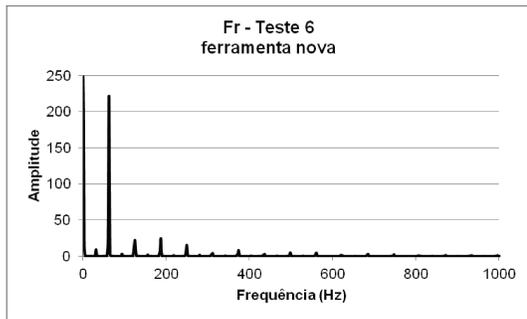


(c)

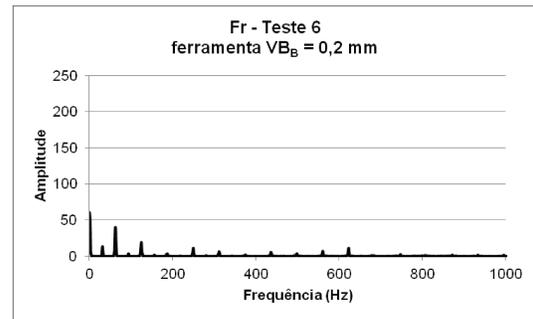


(d)

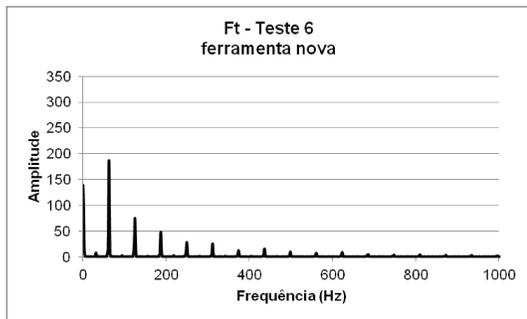
Figura 4.64 – Componentes da força de usinagem no plano horizontal do Teste 5 no domínio da frequência: (a) F_r – ferramenta nova, (b) F_r – ferramenta $VB_{B\text{máx}} = 0,2$ mm, (c) F_t – ferramenta nova, (d) F_t – ferramenta $VB_{B\text{máx}} = 0,2$ mm.



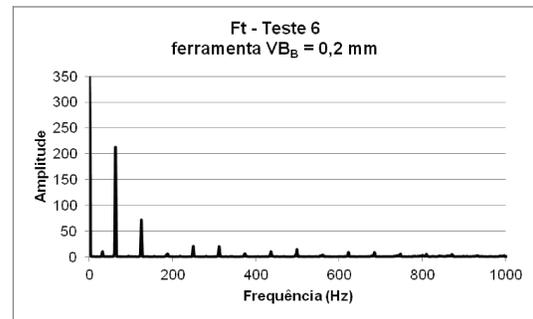
(a)



(b)

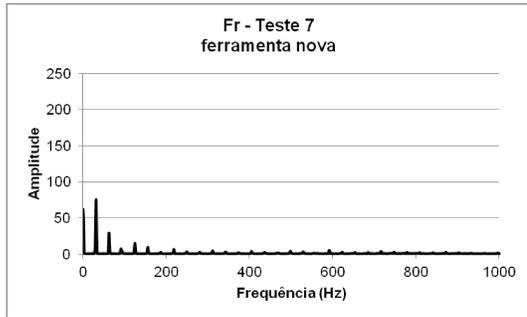


(c)

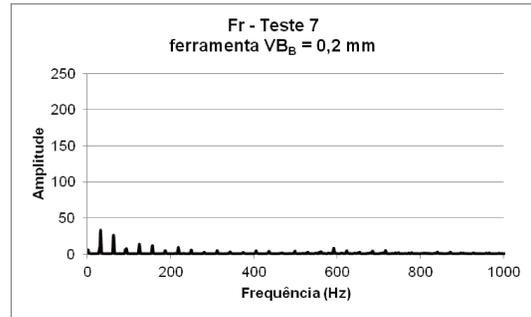


(d)

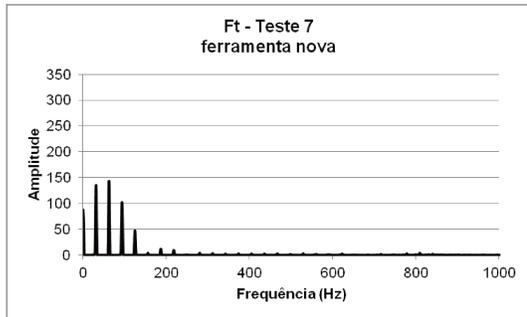
Figura 4.65 – Componentes da força de usinagem no plano horizontal do Teste 6 no domínio da frequência: (a) F_r – ferramenta nova, (b) F_r – ferramenta $VB_{Bmáx} = 0,2$ mm, (c) F_t – ferramenta nova, (d) F_t – ferramenta $VB_{Bmáx} = 0,2$ mm.



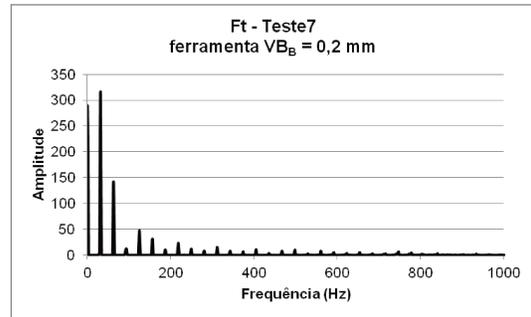
(a)



(b)

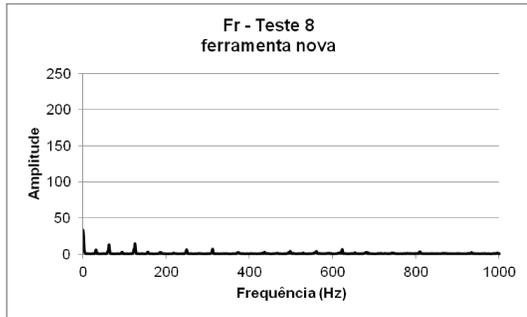


(c)

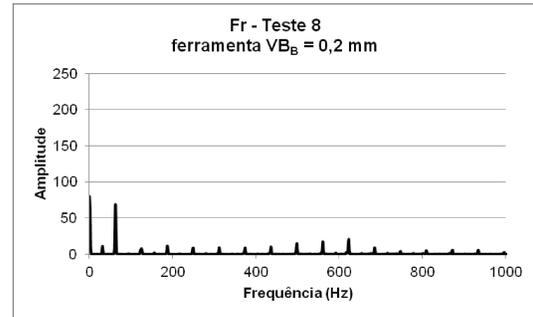


(d)

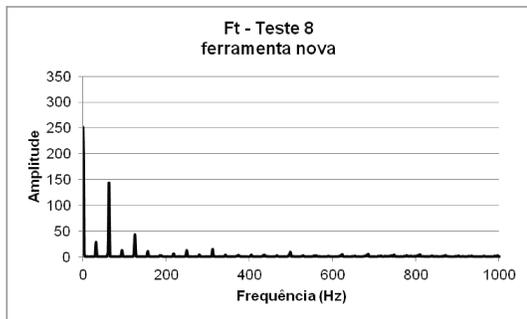
Figura 4.66 – Componentes da força de usinagem no plano horizontal do Teste 7 no domínio da frequência: (a) F_r – ferramenta nova, (b) F_r – ferramenta $VB_{B\text{máx}} = 0,2$ mm, (c) F_t – ferramenta nova, (d) F_t – ferramenta $VB_{B\text{máx}} = 0,2$ mm.



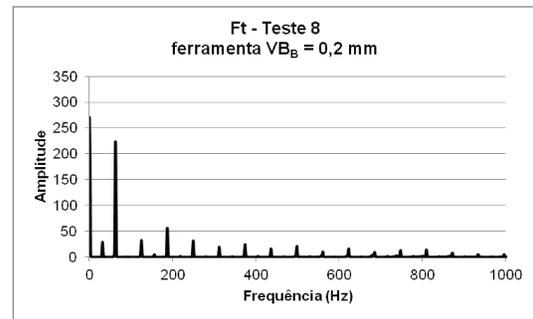
(a)



(b)

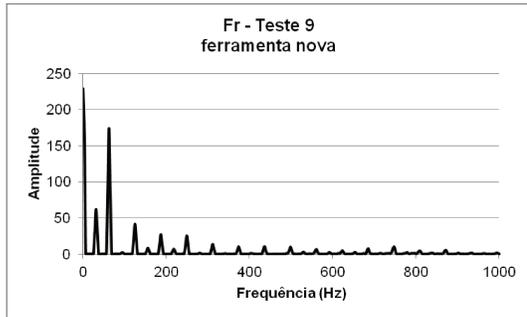


(c)

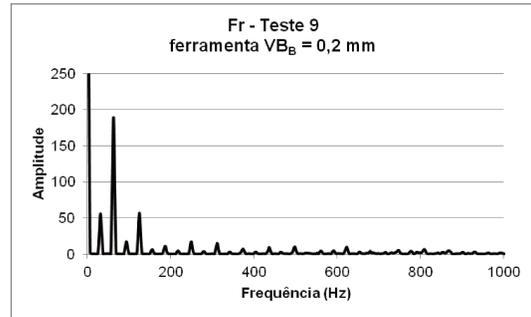


(d)

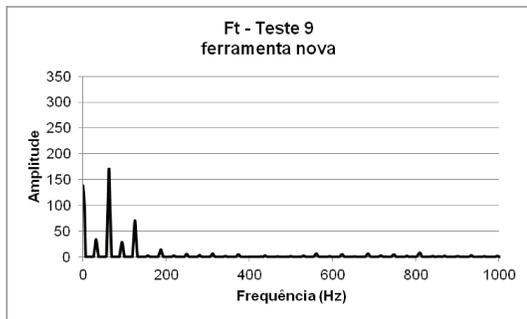
Figura 4.67 – Componentes da força de usinagem no plano horizontal do Teste 8 no domínio da frequência: (a) F_r – ferramenta nova, (b) F_r – ferramenta $VB_{B_{\text{máx}}} = 0,2$ mm, (c) F_t – ferramenta nova, (d) F_t – ferramenta $VB_{B_{\text{máx}}} = 0,2$ mm.



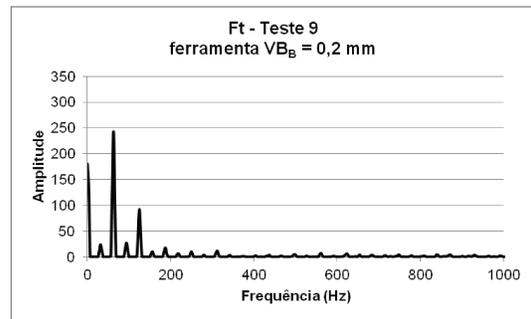
(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 4.68 – Componentes da força de usinagem no plano horizontal do Teste 9 no domínio da frequência: (a) F_r – ferramenta nova, (b) F_r – ferramenta $VB_{Bmáx} = 0,2$ mm, (c) F_t – ferramenta nova, (d) F_t – ferramenta $VB_{Bmáx} = 0,2$ mm.

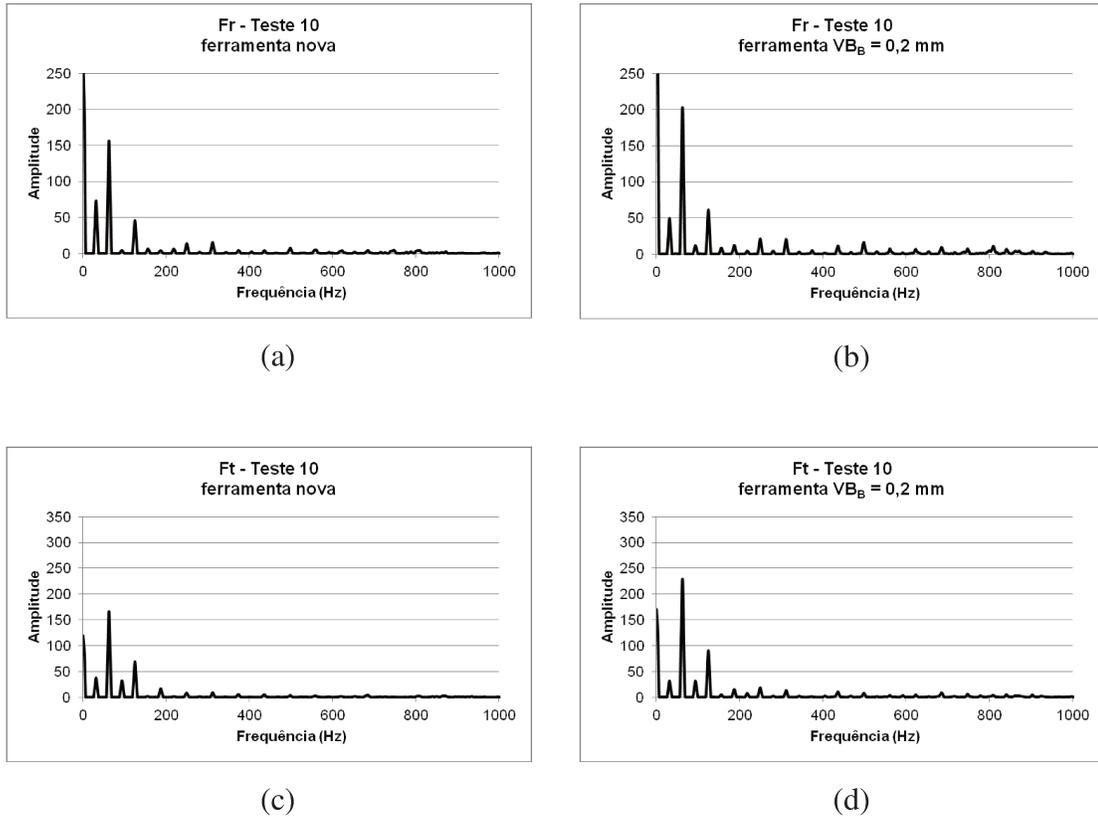
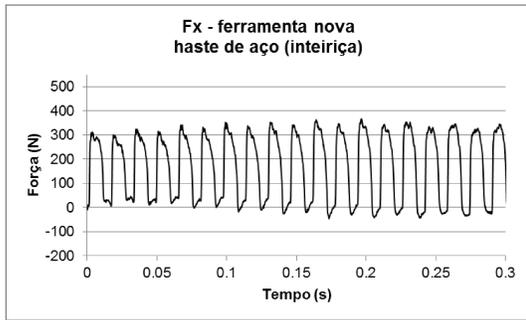
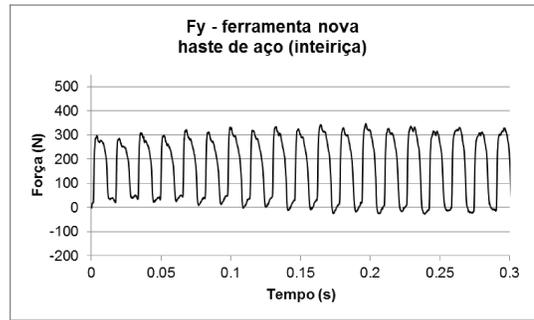


Figura 4.69 – Componentes da força de usinagem no plano horizontal do Teste 10 no domínio da frequência: (a) F_r – ferramenta nova, (b) F_r – ferramenta $VB_{Bmáx} = 0,2$ mm, (c) F_t – ferramenta nova, (d) F_t – ferramenta $VB_{Bmáx} = 0,2$ mm.

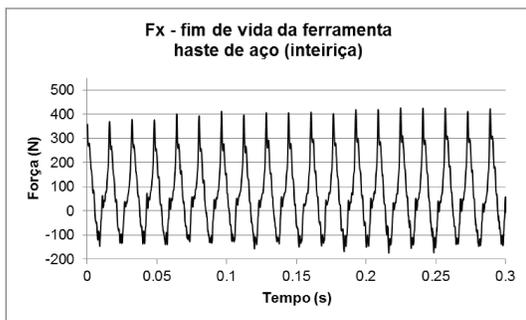
As Figuras 4.70 a 4.73, mostradas a seguir, apresentam o sinal de força no domínio do tempo dos testes 2 (haste de aço), 4 (haste de metal duro), 9 (haste de aço furada) e 10 (haste de aço preenchida com poliuretano) com as ferramentas novas e no fim de suas vidas ($VB_{Bmáx} = 0,2$ mm) em 0,3 segundos.



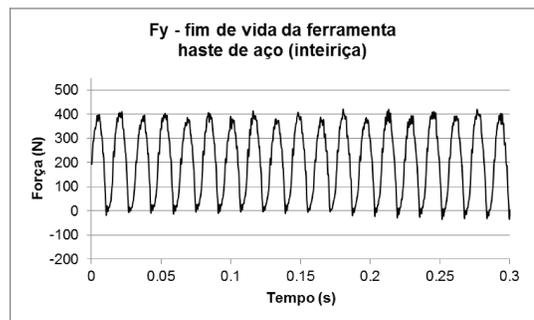
(a)



(b)

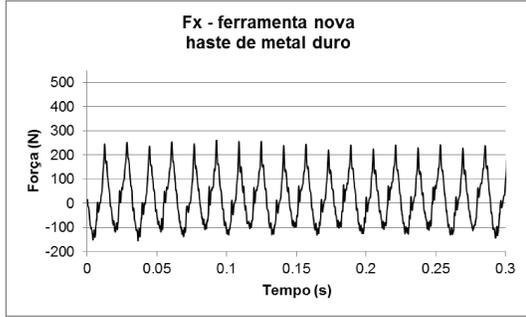


(c)

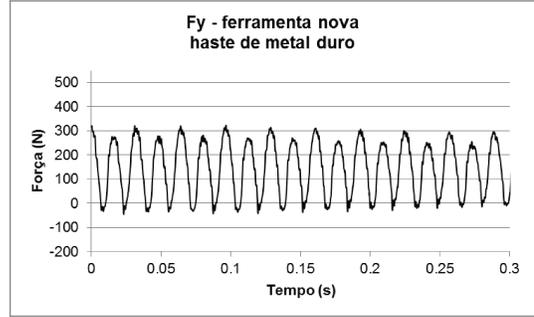


(d)

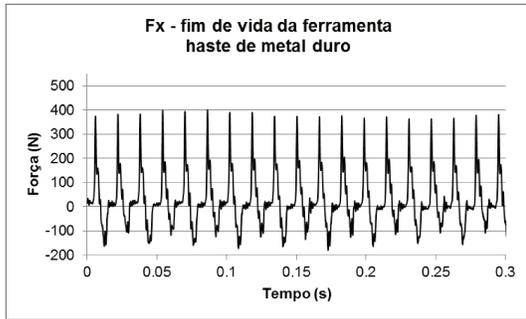
Figura 4.70 – Sinais de força do teste 2 no domínio do tempo: (a) F_x – ferramenta nova, (b) F_y – ferramenta nova, (c) F_x – fim de vida da ferramenta, (d) F_y – fim de vida da ferramenta.



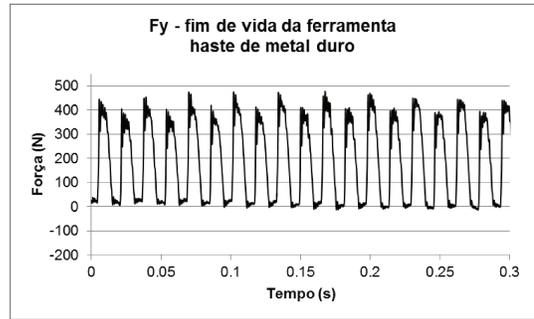
(a)



(b)

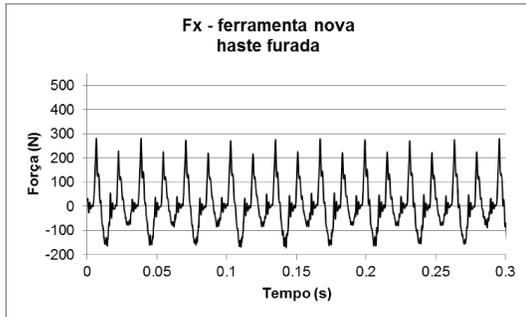


(c)

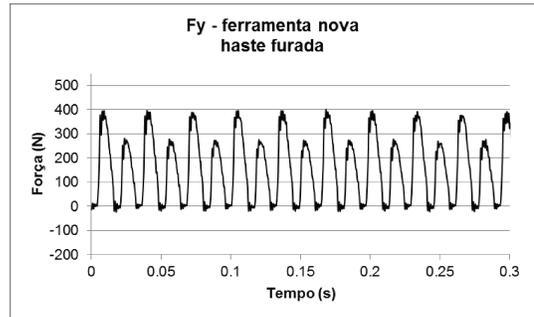


(d)

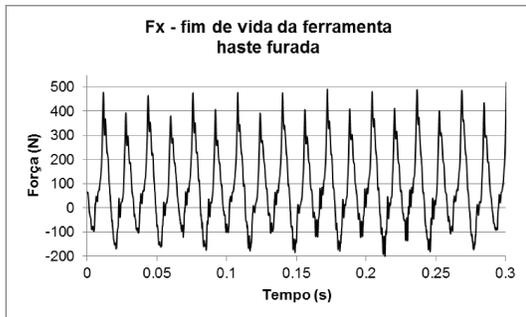
Figura 4.71 – Sinais de força do teste 4 no domínio do tempo: (a) F_x – ferramenta nova, (b) F_y – ferramenta nova, (c) F_x – fim de vida da ferramenta, (d) F_y – fim de vida da ferramenta.



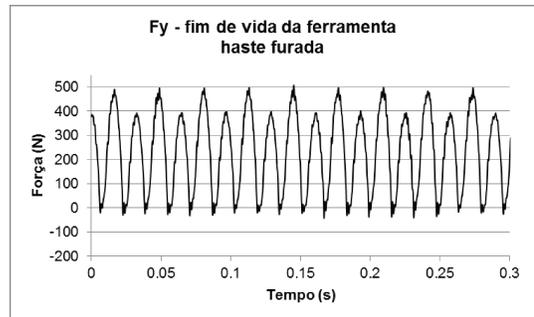
(a)



(b)

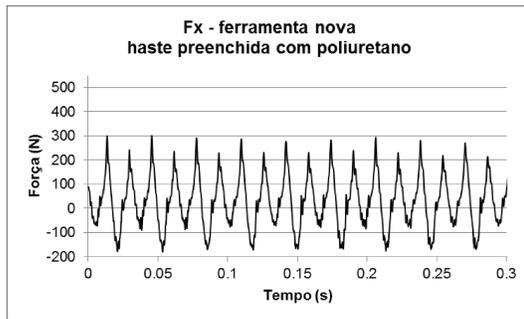


(c)

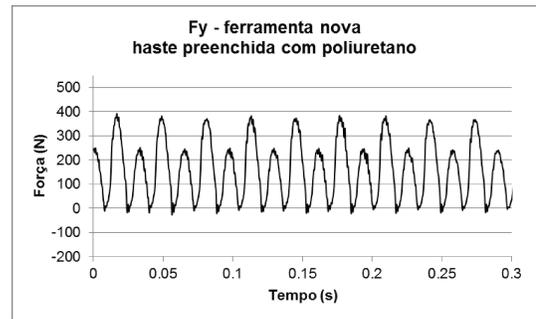


(d)

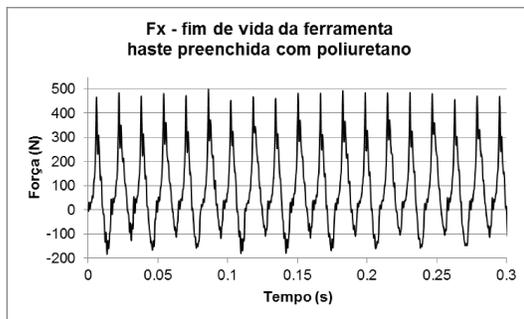
Figura 4.72 – Sinais de força do teste 9 no domínio do tempo: (a) F_x – ferramenta nova, (b) F_y – ferramenta nova, (c) F_x – fim de vida da ferramenta, (d) F_y – fim de vida da ferramenta.



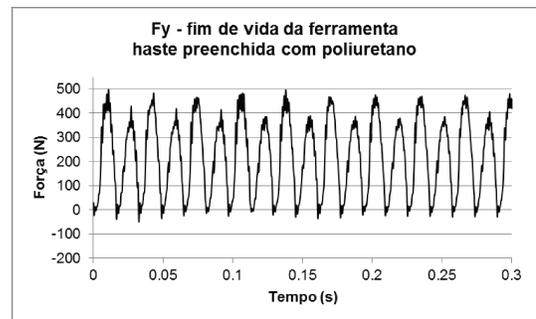
(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 4.73 – Sinais de força do teste 10 no domínio do tempo: (a) F_x – ferramenta nova, (b) F_y – ferramenta nova, (c) F_x – fim de vida da ferramenta, (d) F_y – fim de vida da ferramenta.

Nas Figuras 4.70 a 4.73 cada pico no sinal de força representa a atuação de um dos insertos. Assim, comparando-se cada pico do sinal de força com o pico subsequente, pode-se avaliar a diferença de força exercida pelos dois insertos. As Figuras 4.74 e 4.75 apresentam a diferença de força entre os dois insertos (ΔF (N)) obtida a partir da análise de dez picos do sinal de força, comparados dois a dois.

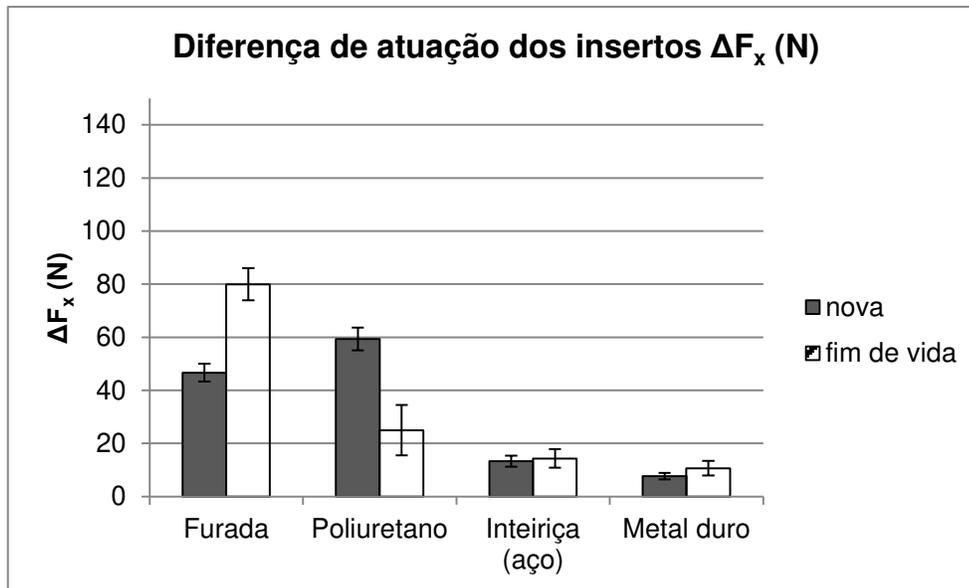


Figura 4.74 – Diferença de atuação entre os dois insertos (ΔF_x (N)).

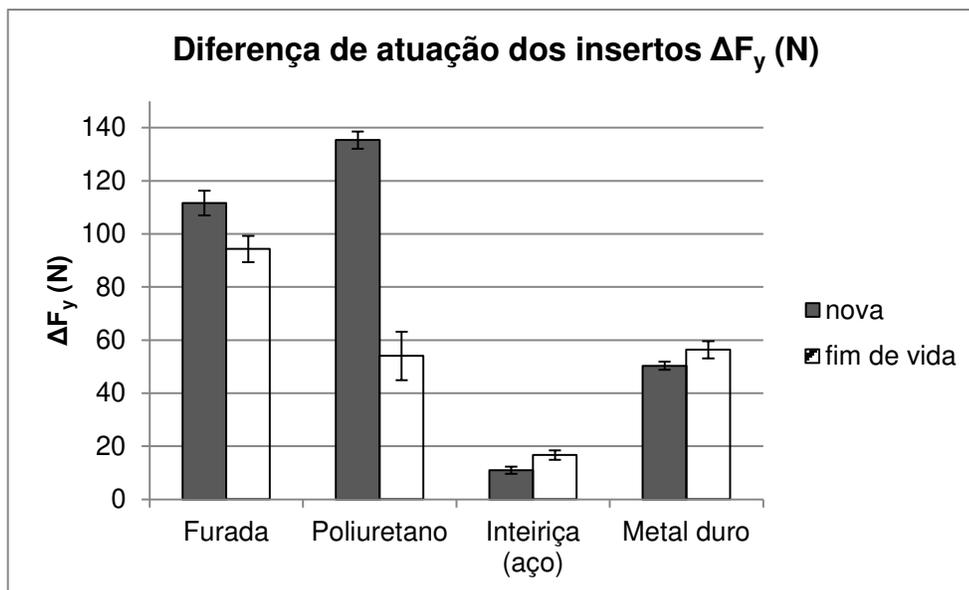


Figura 4.75 – Diferença de atuação entre os dois insertos (ΔF_y (N)).

Pode-se observar nas Figuras 4.74 e 4.75 que as hastes modificadas (haste furada e haste preenchida com poliuretano) apresentaram maior diferença entre a força exercida por cada inserto, sendo que a haste furada apresentou os maiores valores no fim de vida da ferramenta, principalmente quando se leva em conta o ΔF_x . Em alguns testes a diferença de força entre os

insertos foi menor no fim de vida da ferramenta. Isso pode ter acontecido porque a progressão do desgaste tende a diminuir o batimento das ferramentas.

Os resultados sugerem que as vidas das ferramentas podem ter sido menores com as hastes modificadas não devido ao aumento da vibração gerada pelas componentes de força em alta frequência (próximas à frequência natural dos porta-ferramentas), mas devido à maior deflexão dos porta-ferramentas favorecida pela redução da sua rigidez com a inserção do furo na haste. Se a vibração tivesse ocorrido em altas frequências, as ferramentas com hastes modificadas (furada e preenchida com poliuretano) teriam melhor desempenho, já que possuem faixas de ressonância em frequências mais altas (Figura 4.3). Esta maior deflexão dos porta-ferramentas, que causou diferença de atuação dos insertos superior a 100 N e, portanto, maior oscilação dos esforços de corte, deve ter contribuído para intensificar a vibração da ferramenta (amplitude de vibração) e o processo de microlascamento da aresta de corte, também acelerando o desgaste por *attrition*. A análise dos sinais de força no domínio da frequência comprovam isto, pois foi verificada uma maior amplitude da força radial (responsável pela deflexão da ferramenta) na frequência de entrada de dentes para os testes 9 (haste furada – Figura 4.68) e 10 (haste preenchida com poliuretano – Figura 4.69), quando se comparou os testes com $v_c = 78$ m/min, $f_z = 0,1$ mm e $z = 2$ (testes 2, 4, 9 e 10). Já em frequências maiores que 400 Hz (valor a partir do qual se começa a ter alguma ressonância nas hastes furada e com poliuretano – Figura 4.3) a energia dos sinais de força mostrada nos gráficos no domínio da frequência (Figuras 4.68 e 4.69) já é bastante baixa.

Os resultados apresentados indicam que quando se utiliza baixas rotações, portanto baixa frequência de entrada de dentes, a deflexão da ferramenta passa a ser o fator de maior contribuição para o fim de vida da ferramenta, visto que a análise dos sinais de força no domínio da frequência mostrou que as harmônicas da frequência de entrada de dentes (que é a frequência de maior excitação no sistema) possuem baixa amplitude em altas frequências (próximas a frequência natural dos porta-ferramentas). Dessa maneira, apesar de se ter conseguido um ligeiro aumento da frequência natural com os porta-ferramentas modificados, as modificações propostas, ao contrário do esperado, acabaram reduzindo a vida das ferramentas devido à diminuição da rigidez das hastes, que causou maior variação da força de corte.

5. CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Os resultados do presente trabalho permitem concluir que:

- Os testes preliminares mostraram que o aumento da taxa de remoção de material e/ou o aumento da velocidade de corte causam maior energia do sinal de força em altas frequências. Além disso, o corte concordante apresentou menores esforços de corte que o corte discordante.
- Para mesma velocidade de corte e de avanço, as maiores vidas de ferramenta e os menores esforços de corte foram obtidos com diminuição do avanço por dente e aumento do número de dentes da fresa.
- A rugosidade média (R_a) manteve-se em valores inferiores a $0,8 \mu\text{m}$ em todos os teste, mesmo quando as ferramentas apresentavam desgaste de flanco máximo ($VB_{B\text{máx}}$) próximo a $0,2 \text{ mm}$.
- A haste de aço furada e a haste de aço preenchida com poliuretano proporcionaram aumento da frequência natural do porta-ferramentas. Entretanto, acredita-se que houve uma diminuição da rigidez do porta-ferramentas, que gerou grande variação dos esforços de corte e maior carregamento radial, reduzindo a vida da ferramenta.
- O mecanismo de desgaste verificado em todos os testes foi *attrition*, com microlascamento da aresta de corte, sendo que o desgaste foi mais pronunciado nos testes com as hastes modificadas, em que houve maior variação dos esforços de corte.
- No fresamento com baixa frequência de entrada de dentes, a diminuição da rigidez da ferramenta foi determinante para o fim de vida das ferramentas, superando o efeito positivo de se aumentar a frequência natural do porta-ferramentas.

Como sugestão para trabalhos futuros, pode-se citar:

- Avaliar o efeito de se aumentar a frequência natural do porta-ferramentas no fresamento em altas velocidades (*high speed milling*) da liga Ti-6Al-4V.

- Encontrar material de haste que diminua a deflexão do porta-ferramentas no fresamento com baixa frequência de entrada de dentes.
- Avaliar a influência da relação L/D na estabilidade do processo de fresamento da liga Ti-6Al-4V.

Referências

- ALTINTAS, Y. *Manufacturing automation: metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design*. 1 ed. New York: Cambridge University Press, 2000. 286 p.
- ALTINTAS, Y.; WECK, M. Chatter Stability of Metal Cutting and Grinding. *Annals of the CIRP*, v. 53, n. 2, p. 619-642, 2004.
- AMIN, A. K. M. N.; ISMAIL, A. F.; KHAIRUSSHIMA, M. K. N. Effectiveness of uncoated WC-Co and PCD inserts in end milling of titanium alloy – Ti-6Al-4V. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 192-193, p. 147-158, 2007.
- ANTONIALLI, A. Í. S.; DINIZ, A. E.; PEDERIVA, R. Vibration analysis of cutting force in titanium alloy milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 50, p. 65-74, 2010.
- ASHBY, M. F. Material Property Charts. In: *Materials Selection in Mechanical Design*, 3 ed. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2005. cap. 4, p. 57-90.
- BAYOUMI, A. E.; XIE, J. Q. Some metallurgical aspects of chip formation in cutting Ti-6wt.%Al-4wt.%V alloy. *Materials Science and Engineering A*, v. 190, p. 173-180, 1995.
- BOYER, R. R. An overview on the use of titanium in the aerospace industry. *Materials Science and Engineering A*, v. 213, p. 103-114, 1996.
- BOYER, R. R.; WELSCH, G.; COLLINGS, E. W. *Materials Properties Handbook: Titanium Alloys*. 1 ed. Materials Park: ASM International, 1994. 1176 p.
- CALAMAZ, M.; COUPARD, D.; NOUARI, M.; GIROT, F. Numerical analysis of chip formation and shear localization processes in machining the Ti-6Al-4V titanium alloy. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. v. 52, p. 887-895, 2011.

CALLISTER JR, W. D. Materials Selection and Design Considerations. In: *Fundamentals of Material Science and Engineering*, 5 ed. New York: John Wiley & Sons, 2001. cap. 20, p. S 326 – S 365.

CHE-HARON, C. H.; JAWAID, A. The effect of machining on surface integrity of titanium alloy Ti-6%Al-4%V. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 166, p. 188-192, 2005.

CHILDS, T. H. C.; MAEKAWA, K.; OBIKAWA, T.; YAMANE, Y. *Metal Machining: Theory and Applications*, 1. ed. Woburn: Butterworth- Heinemann, 2000. 408 p.

DESTEFANI, J. D. Introduction to Titanium and Titanium Alloys. In: *Metals Handbook*, v. 2 – Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials, 10 ed. Materials Park: ASM International, 1990. p. 586-591.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. *Tecnologia da Usinagem dos Materiais*. 5. ed, São Paulo: Artliber Editora, 2006.

EYLON, D.; FROES, F. H. Titanium Powder Metallurgy Products. In: *Metals Handbook*, v. 2 - Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials, 10 ed. Materials Park: ASM International, 1990, p. 647–660.

EYLON, D.; NEWMAN, J. R.; THORNE, J. K. Titanium and Titanium Alloy Castings. In: *Metals Handbook*, v. 2 - Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials, 10 ed. Materials Park: ASM International, 1990. p. 634-646.

EYLON, D.; SEAGLE, S. R. Titanium technology in the USA – an overview. *Journal of Materials Science Technology*, v. 17, n. 4, p. 439-443, 2001.

EZUGWU, E. O.; BONNEY, J.; YAMANE, Y. An overview of the machinability of aeroengine alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 134, p. 233-253, 2003.

EZUGWU, E. O.; DA SILVA, R. B.; BONNEY, J.; MACHADO, Á. R. Evaluation of the performance of CBN tools when turning Ti-6Al-4V alloy with high pressure coolant supplies. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 45, n. 9, p. 1009-1014, 2005.

EZUGWU, E. O.; WANG, Z.M. Titanium alloys and their machinability – a review. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 68, p. 262-274, 1997.

HUO, D.; CHENG, K. Basic Concepts and Theory. In: CHENG, K (Ed), *Machining Dynamics: Fundamentals, Applications and Practices*. 1. Ed. London: Springer-Verlag, 2009, cap. 2, p. 7-20.

INMAN, D. J. *Engineering Vibration*. 2 ed. New Jersey: Prentice Hall, 2001. 621p.

JAWAID, A.; SHARIF, S.; KOKSAL, S. Evaluation of wear mechanisms of coated carbide tools when face milling titanium alloy. *Journal of Materials Processing Technology*. v. 99, p. 266-274, 2000.

JIANXIN, D.; YOUSHENG, L.; WENLONG, S. Diffusion wear in dry cutting of Ti-6Al-4V with WC/Co carbide tools. *Wear*, v. 265, p. 1776-1783, 2008.

KENT, D.; WANG, G.; YU, Z.; MA, X.; DARGUSCH, M. Strength enhancement of biomedical titanium alloy through a modified accumulative roll bonding technique. *Journal of the Mechanical Behavior of Biomedical Material*, v. 4, p. 405-416, 2011.

KIM, N. H.; WON, D.; ZIEGERT, J. C. Numerical analysis and parameter study of a mechanical damper for use in long slender endmills. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 46, p. 500-507, 2006.

KOMANDURI, R.; HOU, Z. On Thermoplastic Shear Instability in the Machining of a Titanium Alloy (Ti-6Al-4V). *Metallurgical and Materials Transactions A*, v 33A, p. 2995-3010, 2002.

LAMPMAN, S. Wrought Titanium and Titanium Alloys. In: *Metals Handbook*, v. 2 - Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials, 10 ed. Materials Park: ASM International, 1990. p. 592-633.

LANG, J.; HANSMAIER, H.; BRINDASU, P. D. Concreto polimérico ajuda a reduzir vibrações em barras de mandrilar. *Máquinas e Metais*, n. 534, p. 52-65, 2010.

LIU, X. Machining Dynamics in Milling Processes. In: CHENG, K (Ed), *Machining Dynamics: Fundamentals, Applications and Practices*. 1. Ed. London: Springer-Verlag, 2009, cap. 7, p. 167-231.

LÜTJERING, G.; WILLIAMS, J. C. *Titanium*, 1 ed. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag, 2003. 406 p.

MACHADO, Á. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO, R. T.; SILVA, M. B. *Teoria da Usinagem dos Materiais*. 1 ed. São Paulo: Editora Edgard Blücher, 2009.

MACHADO, Á. R.; WALLBANK, J. Machining of titanium and its alloys: A review. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, v. B204, n. 1, p 53-60, 1990.

MANTLE, A. L.; ASPINWALL, D. K. Surface integrity of a high speed milled gamma titanium aluminide. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 118, p. 143-150, 2001.

NABHANI, F. Machining of aerospace titanium alloys. *Robotics and Computer Integrated Manufacturing*, v. 17, p. 99-106, 2001.

NIINOMI, M. Mechanical biocompatibilities of titanium alloys for biomedical applications. *Journal of the Mechanical Behavior of Biomedical Materials*, v. 1, p. 30-42, 2008.

NIINOMI, M.; KURODA, D.; FUKUNAGA, K.; MORINAGA, M.; KATO, Y.; YASHIRO, T.; SUZUKI, A. Corrosion wear fracture of new β type biomedical titanium alloys. *Materials Science and Engineering A*, v. 263, p. 193-199, 1999.

ÖZEL, T.; SIMA, M.; SRIVASTAVA, A. K.; KAFTANOGLU, B. Investigations on the effect of multi-layered coated inserts in machining Ti-6Al-4V alloy with experiments and finite element simulations. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*. v. 59, p. 77-82, 2010.

PENG, Z. K.; JACKSON, M. R.; GUO, L. Z.; PARKIN, R. M.; MENG, G. Effects of bearing clearance on the chatter stability of milling process. *Nonlinear Analysis: Real World Applications*, v. 11, p. 3577-3589, 2010.

PIRES, B. J. *Estudo das forças, vibrações e desgaste das ferramentas no fresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V*. 2011. 100 p. Dissertação (Mestrado) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

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

RAHMAN, M.; WONG, Y. S.; ZAREENA, A. R. Machinability of titanium alloys. *JSME International Journal*, v. 46, n. 1, p. 107-115, 2003.

SANDVIK COROMANT. *Manual Técnico de Usinagem*. São Paulo, 2005. 600 p.

SCHUTZ, R. W. Corrosion of Titanium and Titanium Alloys. In: *Metals Handbook*, v. 13B - Corrosion: Materials. Materials Park: ASM International, 2005, p. 252–299.

SEMERCIGIL, S. E.; CHEN, L. A. Preliminary computations for chatter control in end milling. *Journal of Sound and Vibration*, v. 249, n. 3, p. 622-633, 2002.

SHAW, M. C. *Metal cutting principles*. 2 ed. New York: Oxford University Press, 2004. 651 p.

SHIGLEY, J. E.; MISCHKE, C. R.; BUDYNAS, R. G. *Projeto de engenharia mecânica*. 7. ed, São Paulo: Artmed Editora, 2004.

SUN, S.; BRANDT, M.; DARGUSCH, M. S. Characteristics of cutting forces and chip formation in machining of titanium alloys. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 49, p. 561-568, 2009.

SUN, J.; GUO, Y. B. A comprehensive experimental study on surface integrity by end milling Ti-6Al-4V. *Journal of Materials Processing Technology*, 2008.

THOMAS, M.; TURNER, S.; JACKSON, M. Microstructural damage during high-speed milling of titanium alloys. *Scripta Materialia*, v. 62, p. 250-253, 2010.

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

ULUTAN, D.; OZEL, T. Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloy: a review. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 51, p. 250-280, 2011.

WANG, Z. G.; RAHMAN, M.; WONG, Y. S. Tool wear characteristics of binderless CBN tools used in high-speed milling of titanium alloys. *Wear*, v. 258, p. 752-758, 2005.

WANG, M.; ZHANG, Y. Diffusion wear in milling titanium alloys. *Materials Science and Technology*, v. 4, p. 548-553, 1988.

YAMADA, M. An overview on the development of titanium alloys for non-aerospace application in Japan. *Materials Science and Engineering A*, v. 213, p. 8-15, 1996.

YANG, X.; LIU, C. R. Machining titanium and its alloys. *Machining Science and Technology*, v. 3, n. 1, p. 107-139, 1999.

YANG, Y.; MUÑOA, J.; ALTINTAS, Y. Optimization of multiple tuned mass dampers to suppress machine tool chatter. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. v. 50, p. 834-842, 2010.