ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE A REDAÇÃO FINAL DA TESE DEFENDIDA POR Armando Ítalo Sette Antonialli E APROVADA PELA COMISSÃO JULGADORA EM 05 / 02 / 2009

ORIENTADOR

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS

FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

Uma contribuição ao fresamento frontal da liga de titânio Ti-6Al-4V

Autor: Armando Ítalo Sette Antonialli
Orientador: Anselmo Eduardo Diniz

16/2009

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

Uma contribuição ao fresamento frontal da liga de titânio Ti-6Al-4V

Autor: Armando Ítalo Sette Antonialli
Orientador: Anselmo Eduardo Diniz

Curso: Mestrado em Engenharia Mecânica
Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Dissertação de mestrado acadêmico apresentada à comissão de Pós-Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica, como requisito para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Campinas, 2009
SP – Brasil

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

An88c

Antonialli, Armando Ítalo Sette
Uma contribuição ao fresamento frontal da liga de titânio Ti-6Al-4V / Armando Ítalo Sette Antonialli. -- Campinas, SP: [s.n.], 2009.

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

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

Título em Inglês: A contribution to Ti-6Al-4V titanium alloy face milling
Palavras-chave em Inglês: Machining, Titanium alloys, Tool wear, Cutting forces
Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação
Titulação: Mestre em Engenharia Mecânica
Banca examinadora: Reginaldo Teixeira Coelho, Robson Pederiva
Data da defesa: 05/02/2009
Programa de Pós Graduação: Engenharia Mecânica

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS

FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DA FABRICAÇÃO

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO ACADÊMICO

Uma contribuição ao fresamento frontal da liga de titânio Ti-6Al-4V

Autor: Armando Ítalo Sette Antonialli
Orientador: 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. Reginaldo Teixeira Coelho
Escola de Engenharia de São Carlos - USP

Prof. Dr. Robson Pederiva
Faculdade de Engenharia Mecânica - UNICAMP

Campinas, 05 de fevereiro de 2009

Dedicatória

Este trabalho é dedicado à minha namorada Karina, fonte maior de inspiração e perseverança, estando sempre ao meu lado, ainda que distante, a compartilhar sonhos e compactuar planos.

Agradecimentos

A Deus, pela saúde, pela sorte e pelo talento.

Ao professor Anselmo Eduardo Diniz, pela amizade, pelas inúmeras oportunidades, pelos ensinamentos e, principalmente, pelo exemplo humano e profissional.

Aos amigos Adilson José de Oliveira e Aldo Braghini Jr, grandes mentores durante os anos de iniciação científica, pelos muitos conhecimentos compartilhados.

Aos amigos Carlos, Bruno, Daniel, Davi, Douglas, Edson, Germano, Henrique, José Manuel, Leandro, Luciano, Marcelo, Mario, Neto, Rafael, Renato, Sílvia e Vanderlei, pela companhia e solicitude ao longo desta jornada.

Aos funcionários Aristides, Vera, Claudenete, José Luiz, Ferreira, Mauro e Maria Elena, pela ajuda indispensável em muitos momentos.

Aos professores Amauri Hassui, Olívio Novaski, Reginaldo Teixeira Coelho e Robson Pederiva, pelas sugestões e colaborações.

À minha família, Haydée, Carlos, Rosa e Maria Amélia, pelo esteio incondicional e irrestrito nos momentos de alegria ou de incerteza.

Às empresas Blaser Swisslube, Embraer e Sandvik Coromant, pelo fornecimento de insumos e apoio técnico-financeiro a este projeto.

Ao CNPq, pela concessão da bolsa de estudos.

"Para ser grande, sê inteiro: nada
teu exagera ou exclui.
Sê todo em cada coisa. Põe quanto és
no mínimo que fazes.
Assim em cada lago a lua toda
brilha, porque alta vive."

Ricardo Reis, 14-2-1933

Resumo

ANTONIALLI, Armando Ítalo Sette, Uma contribuição ao fresamento frontal da liga de titânio Ti-6Al-4V, Campinas,: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2009. 116 p. Dissertação (Mestrado).

As ligas de titânio apresentam baixa usinabilidade devido à reduzida condutividade térmica, à manutenção de suas propriedades mecânicas em altas temperaturas, à elevada afinidade química com os materiais de ferramentas e ao baixo módulo de elasticidade. Esta última característica promove instabilidade da espessura de corte, o que se traduz em altos níveis de vibração, especialmente em processos de usinagem caracterizados por corte interrompido. Este trabalho trata da otimização do fresamento frontal da liga de titânio Ti-6Al-4V a partir da minimização da vibração da ferramenta através de variações do ângulo de posição da ferramenta e do ângulo de contato entre o inserto e o corpo de prova. Os resultados mostram que a utilização de um ângulo de posição reduzido prolonga a vida da ferramenta por associar a maior parte do carregamento radial a freqüências muito baixas, nas quais a ferramenta se comporta como um corpo rígido. O emprego de um ângulo de contato reduzido, por outro lado, é extremamente danoso à vida da ferramenta, pois a entrada do inserto no corpo de prova se dá em condições adversas. *Attrition* seguido de microlascamentos da aresta, nas condições em que houve vibração excessiva ou intenso choque na entrada do inserto, e difusão, nas condições dinamicamente mais estáveis, foram os principais mecanismos de desgaste de ferramenta verificados neste trabalho.

Palavras-chave

usinagem, ligas de titânio, desgaste de ferramenta, esforços de corte

Abstract

ANTONIALLI, Armando Ítalo Sette, A contribution to Ti-6Al-4V titanium alloy face milling, Campinas,: Mechanical Engineering Faculty, State University of Campinas, 2009. 116 p. Thesis (MSc).

Titanium alloys present poor machinability because of their low thermal conductivity, their ability to keep good mechanical properties at high temperatures, their high chemical affinity to tool materials and their low Young modulus. This last characteristic generates instabilities of cutting thickness, which means high vibration levels, especially in machining processes involving interrupted cutting. This work studies Ti-6Al-4V titanium alloy face milling optimization by tool vibration reduction using different tool entering angles and different radial immersion angles between tool and workpiece. Results show that using low entering angle do extends tool life due to associating most radial load with very low frequencies, in which tool behaves like a rigid body. On the other hand, using low radial immersion angle extremely impairs tool life, as tool insert enters the workpiece on adverse conditions. Attrition followed by cutting edge microchipping, on experiments in which high vibration levels or intense shock on tool insert enter where found, and diffusion, on experiments dynamically more stable, were the main tool wear mechanisms observed in this work.

Key words

machining, titanium alloys, tool wear, cutting forces

Sumário

Dedicatória iv
Agradecimentos v
Resumo vii
Abstract viii
Sumário ix
Lista de Figuras xi
Lista de Tabelas xvi
Lista de Equações xvii
Nomenclatura xviii

Capítulo 1

Introdução 1

Capítulo 2

Ligas de Titânio 4
2.1 – Metalurgia das ligas de titânio 9
2.1.1 – Ligas alfa (α) 10
2.1.2 – Ligas beta (β) 11
2.1.3 – Ligas alfa-beta ($\alpha+\beta$) 13
2.2 – Usinabilidade das ligas de titânio 16
2.2.1 – Problemas associados à usinagem de ligas de titânio 18
2.2.2 – Avaliação dinâmica da usinagem de ligas de titânio 24
2.2.3 – Mecanismos de desgaste de ferramenta na usinagem de ligas de titânio 27
2.2.4 – Estado da arte na usinagem de ligas de titânio 29

Capítulo 3

Materiais e Métodos 34

3.1 – Equipamentos 34
3.1.1 – Máquina-ferramenta 34
3.1.2 – Microscópio Óptico 35
3.1.3 – Microscópio Eletrônico 36
3.1.4 – Rugosímetro 36
3.1.5 – Dinamômetro, acelerômetro e afins 36

3.2 – Materiais 38
3.2.1 – Corpos de prova 38
3.2.2 – Ferramentas 40
3.2.3 – Fluido de corte 41

3.3 – Planejamento experimental 41

3.4 – Procedimentos experimentais 48
3.4.1 – Ensaios de vida de ferramenta e esforços de corte 48
3.4.2 – Medição do desgaste de flanco e determinação da vida da ferramenta 50
3.4.3 – Identificação dos mecanismos de desgaste 50
3.4.4 – Medição dos parâmetros de rugosidade 51
3.4.5 – Medição dos esforços de corte 52

Capítulo 4

Resultados e Discussão 55

4.1 – Vida de ferramenta 55

4.2 – Mecanismos de desgaste de ferramenta 63

4.3 – Rugosidade da superfície usinada 70

4.4 – Esforços de corte 76

Capítulo 5

Conclusões e Sugestões para trabalhos posteriores 103

Referências Bibliográficas 105

Lista de Figuras

Figura 2.1 – Principais produtos da indústria aeroespacial fabricados em ligas de titânio: (a) fuselagem, (b) freios e trem de pouso, (c) tubulação hidráulica e (d) turbinas a gás (adaptado de EYLON, NEWMAN e THORNE, 1990) 5

Figura 2.2 – Porcentagem em massa dos principais materiais utilizados na fabricação da fuselagem de aeronaves comerciais de grande porte (adaptado de PETERS *et al.*, 2003) 6

Figura 2.3 – Modelo estrutural do compósito laminado híbrido de titânio (adaptado de RHYMER e JOHNSON, 2002) 6

Figura 2.4 – Evolução da porcentagem em massa das ligas de titânio nas turbinas fabricadas a partir dos anos 50 (adaptado de PETERS *et al.*, 2003) 7

Figura 2.5 – Principais produtos da indústria biomédica fabricados em ligas de titânio: (a) *stents* cardiovasculares, (b) implante dentário (c) placa e parafusos para osteossíntese e (d) prótese da articulação coxofemural (adaptado de LIU, CHU e DING, 2004) 8

Figura 2.6 – Principais características das diferentes classes de ligas de titânio (adaptado de LAMPMAN, 1990) 10

Figura 2.7 – Micrografia da liga Ti-5Al-2.5Sn recozida e resfriada ao ar (GAMMON *et al.*, 1990) 10

Figura 2.8 – Micrografias da liga Ti-15V-3Cr-3Al-3Sn (a) solubilizada e (b) após envelhecimento por 2 h a 540 °C (adaptado de GAMMON *et al.*, 1990) 12

Figura 2.9 – Modificação da microestrutura da liga de titânio Ti-6Al-4V em função do tratamento térmico utilizado (adaptado de BOYER, WELSCH e COLLINGS, 1994) 14

Figura 2.10 – Micrografia da liga Ti-6Al-4V submetida a recozimento de recristalização (GAMMON *et al.*, 1990) 14

Figura 2.11 – Propriedades do material de trabalho associadas a problemas na usinagem (adaptado de YAMANE *et al.*, 2006) 17

Figura 2.12 – Comparação entre a dificuldade de usinagem apresentada pela liga de titânio Ti-6Al-4V e pelo aço AISI 1045 (baseado em YAMANE *et al.*, 2006; LAMPMAN, 1990 e BOARDMAN, 1990) 17

Figura 2.13 – Comparação entre a distribuição de calor na usinagem de aço 1045 e da liga de titânio Ti-6Al-4V (adaptado de KONIG, 1979 *apud* EZUGWU e WANG, 1997) 19

Figura 2.14 – Efeito da elevação da temperatura sobre a resistência específica à tração de diversos materiais (adaptado de LAMPMAN, 1990).....19

Figura 2.15 – Modelo de desgaste de ferramentas de metal duro por difusão de carbono (adaptado de WANG e ZHANG, 1988).....20

Figura 2.16 – Curvas tensão-deformação para a liga de titânio Ti-6Al-4V e o aço AISI 1045 (baseado em LAMPMAN, 1990 e BOARDMAN, 1990).....21

Figura 2.17 – Formação de cavaco segmentado na usinagem da liga de titânio Ti-6Al-4V (adaptado de CALAMAZ, COUPARD e GIROT, 2008) 22

Figura 2.18 – Ignição do cavaco durante a usinagem da liga de titânio Ti-6Al-4V (CANTERO *et al.*, 2005) 24

Figura 2.19 – Efeito regenerativo da vibração auto-excitada em processos de fresamento (adaptado de GANGULI, 2005).....26

Figura 2.20 – Desgastes de ferramenta típicos da usinagem de ligas de titânio (adaptado de EZUGWU, 2007) 28

Figura 3.1– Centro de Usinagem Vertical.....35

Figura 3.2 – Medição do desgaste de flanco ao longo da vida das ferramentas 35

Figura 3.3 – Aferição do perfil de rugosidade da superfície usinada.....36

Figura 3.4 – Sistema de medição dos esforços de corte (adaptado de KISTLER, 2008) 37

Figura 3.5 – Sistema de medição das funções de transferência correspondentes às ferramentas e aos corpos de prova utilizados nos ensaios (adaptado de ALTINTAS, 2000).....37

Figura 3.6 – Micrografia da liga de titânio Ti-6Al-4V recristalizada 38

Figura 3.7 – Corpo de prova utilizado nos ensaios de vida de ferramenta 39

Figura 3.8 – Corpo de prova utilizado nos ensaios de esforços de corte 40

Figura 3.9 – Mandril ISO 40, fresas com acoplamento roscado e insertos intercambiáveis 41

Figura 3.10 – Ângulo de posição da ferramenta (a) R210 e (b) R300 (adaptado de SANDVIK COROMANT, 2005).....42

Figura 3.11 – Ângulo de contato entre inserto e corpo de prova em (a) pequena profundidade radial de usinagem e (b) grande profundidade radial de usinagem.....42

Figura 3.12 – Diâmetro efetivo para as ferramentas (a) R210 e (b) R300 (adaptado de SANDVIK COROMANT, 2005).....43

Figura 3.13 – Variação da pressão específica de corte em função da espessura de corte (FERRARESI, 1977).....44

Figura 3.14 – Ensaio de vida de ferramenta.....49

Figura 3.15 – Ensaio de esforços de corte.....49

Figura 3.16 – Medição do desgaste de flanco máximo 50

Figura 3.17 – Insertos fotografados em MEV (a) superfícies envolvidas e (b) análise EDS.....51

Figura 3.18 – Altura dos elementos do perfil (ISO, 1997).....51

Figura 3.19 – Módulo da função de transferência de um sistema com múltiplos graus de liberdade (INMAN, 1996).....53

Figura 3.20 – Componentes tangencial e radial da força de usinagem no fresamento frontal (adaptado de ALTINTAS, 2000) 54

Figura 4.1 – Vida de ferramenta em função das variáveis κ_r e φ_0 55

Figura 4.2 – Efeitos principais de κ_r e φ_0 sobre a vida de ferramenta 56

Figura 4.3 – Diagrama de Pareto de κ_r e φ_0 para a vida de ferramenta.....56

Figura 4.4 – Posicionamento da aresta de corte no momento do choque com o corpo de prova em função de φ_0 (adaptado de DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2006) 57

Figura 4.5 – Distribuição dos esforços de corte em função de κ_r (adaptado de SANDVIK, 2005) 58

Figura 4.6 – Vida de ferramenta, volume de material removido e área usinada nos experimentos da segunda fase em função das variáveis κ_r e v_c 59

Figura 4.7 – Área usinada em cada um dos experimentos da segunda fase (a) Efeitos principais de κ_r e v_c e (b) Diagrama de Pareto de κ_r e v_c.....60

Figura 4.8 – Vida de ferramenta, volume de material removido e área usinada nos experimentos da terceira fase em função das variáveis κ_r e v_c 61

Figura 4.9 – Área usinada em cada um dos experimentos da terceira análise (a) Efeitos principais de κ_r e v_c e (b) Diagrama de Pareto de κ_r e v_c 62

Figura 4.10 – Vida de ferramenta, volume de material removido e área usinada em função da ferramenta utilizada.....63

Figura 4.11 – Superfície de folga da ferramenta utilizada no teste com R210, κ_r = 10 ° e φ_0 = 36 °: (a) visão geral da aresta desgastada, (b) detalhe I ampliado e (c) detalhe II ampliado 64

Figura 4.12 – Superfície de folga da ferramenta utilizada no teste com R210, κ_r = 10 ° e φ_0 = 110 °: (a) visão geral da aresta desgastada, (b) detalhe I ampliado e (c) detalhe II ampliado 65

Figura 4.13 – Superfície de folga da ferramenta utilizada no teste com R300, κ_r = 18 ° e φ_0 = 36 °: (a) visão geral da aresta desgastada, (b) detalhe I ampliado e (c) detalhe II ampliado 66

Figura 4.14 – Superfície de folga da ferramenta utilizada no teste com R300, κ_r = 18 ° e φ_0 = 110 °: (a) visão geral da aresta desgastada, (b) detalhe I ampliado e (c) detalhe II ampliado 67

Figura 4.15 – Superfície de folga da ferramenta utilizada no teste com R210, κ_r = 10 ° e v_c = 50 m/min: (a) visão geral da aresta desgastada, (b) detalhe I ampliado e (c) detalhe II ampliado 68

Figura 4.16 – Superfície de folga da ferramenta utilizada no teste com R300, κ_r = 10 ° e v_c = 50 m/min: (a) visão geral da aresta desgastada, (b) detalhe I ampliado e (c) detalhe II ampliado 69

Figura 4.17 – Superfície de folga da ferramenta utilizada no teste com R300, κ_r = 10 ° e v_c = 90 m/min: (a) visão geral da aresta desgastada, (b) detalhe I ampliado e (c) detalhe II ampliado 70

Figura 4.18 – Rugosidade média em função das variáveis κ_r e φ_0 71

Figura 4.19 – Efeitos principais de κ_r e φ_0 sobre a rugosidade média 72

Figura 4.20 – Diagrama de Pareto de κ_r e φ_0 para a rugosidade média 72

Figura 4.21 – Experimentos da segunda fase: (a) Rugosidade média, (b) Efeitos principais de κ_r e v_c e (c) Diagrama de Pareto 73

Figura 4.22 – Experimentos da terceira fase: (a) Rugosidade média, (b) Efeitos principais de κ_r e v_c e (c) Diagrama de Pareto 74

Figura 4.23 – Área da seção transversal de corte para a ferramenta R300 75

Figura 4.24 – Rugosidade média em função da ferramenta utilizada 75

Figura 4.25 – Módulo da função de transferência para os corpos de prova utilizados na faixa de freqüências (a) de 0 a 10000 Hz e (b) de 0 a 1000 Hz 76

Figura 4.26 – Módulo da função de transferência para as ferramentas utilizadas na faixa de freqüências (a) de 0 a 10000 Hz e (b) de 0 a 1000 Hz 77

Figura 4.27 – Força de usinagem ao longo dos experimentos da primeira fase variando κ_r e φ_0 .. 78

Figura 4.28 – Força de usinagem nos experimentos da primeira fase: (a) valor eficaz (b) Efeitos principais de κ_r e φ_0 e (c) Diagrama de Pareto 79

Figura 4.29 – Componentes da força de usinagem ao longo dos experimentos da primeira fase variando κ_r e φ_0: (a) força tangencial, (b) força radial e (c) força axial 81

Figura 4.30 – Força tangencial de usinagem nos experimentos da primeira fase: (a) valor eficaz (b) Efeitos principais de κ_r e φ_0 e (c) Diagrama de Pareto 82

Figura 4.31 – Força radial de usinagem nos experimentos da primeira fase: (a) valor eficaz (b) Efeitos principais de κ_r e φ_0 e (c) Diagrama de Pareto 83

Figura 4.32 – Força axial de usinagem nos experimentos da primeira fase: (a) valor eficaz (b) Efeitos principais de κ_r e φ_0 e (c) Diagrama de Pareto 84

Figura 4.33 – Solicitações a que é submetida uma ferramenta em operação de fresamento (adaptado de KIRCHHEIM *et al.*, 2008) 85

Figura 4.34 – Componente radial da força de usinagem no domínio da freqüência ao longo dos experimentos da primeira fase variando κ_r e φ_0 86

Figura 4.35 – Taxa de carregamento radial associada a freqüências na faixa de 400 a 1000 Hz ao longo dos experimentos da primeira fase variando κ_r e φ_0 87

Figura 4.36 – Forças ao longo dos experimentos da segunda fase variando κ_r e v_c: (a) força de usinagem, (b) componente tangencial, (c) componente radial e (d) componente axial 88

Figura 4.37 – Força de usinagem nos experimentos da segunda fase: (a) valor eficaz (b) Efeitos principais de κ_r e v_c e (c) Diagrama de Pareto 89

Figura 4.38 – Força tangencial de usinagem nos experimentos da segunda fase: (a) valor eficaz (b) Efeitos principais de κ_r e v_c e (c) Diagrama de Pareto 90

Figura 4.39 – Força radial de usinagem nos experimentos da segunda fase: (a) valor eficaz (b) Efeitos principais de κ_r e v_c e (c) Diagrama de Pareto 91

Figura 4.40 – Força axial de usinagem nos experimentos da segunda fase: (a) valor eficaz (b) Efeitos principais de κ_r e v_c e (c) Diagrama de Pareto 92

Figura 4.41 – Componente radial da força de usinagem no domínio da freqüência ao longo dos experimentos da segunda fase variando κ_r e v_c 93

Figura 4.42 – Taxa de carregamento radial associada a freqüências na faixa de 400 a 1000 Hz ao longo dos experimentos da segunda análise variando κ_r e v_c 93

Figura 4.43 – Forças ao longo dos experimentos da terceira fase variando κ_r e v_c: (a) força de usinagem, (b) componente tangencial, (c) componente radial e (d) componente axial 94

Figura 4.44 – Força de usinagem nos experimentos da terceira fase: (a) valor eficaz (b) Efeitos principais de κ_r e v_c e (c) Diagrama de Pareto 95

Figura 4.45 – Força tangencial de usinagem nos experimentos da terceira fase: (a) valor eficaz (b) Efeitos principais de κ_r e v_c e (c) Diagrama de Pareto 96

Figura 4.46 – Força radial de usinagem nos experimentos da terceira fase: (a) valor eficaz (b) Efeitos principais de κ_r e v_c e (c) Diagrama de Pareto 97

Figura 4.47 – Força axial de usinagem nos experimentos da terceira fase: (a) valor eficaz (b) Efeitos principais de κ_r e v_c e (c) Diagrama de Pareto 98

Figura 4.48 – Componente radial da força de usinagem no domínio da freqüência ao longo dos experimentos da terceira fase variando κ_r e v_c 99

Figura 4.49 – Taxa de carregamento radial associada a freqüências na faixa de 400 a 1000 Hz ao longo dos experimentos da terceira fase variando κ_r e v_c 99

Figura 4.50 – Forças ao longo dos experimentos da última fase variando a ferramenta: (a) força de usinagem, (b) componente tangencial, (c) componente radial e (d) componente axial 100

Figura 4.51 – Valor eficaz dos esforços de corte na última análise: (a) força de usinagem, (b) componente tangencial, (c) componente radial e (d) componente axial 101

Figura 4.52 – Componente radial da força de usinagem no domínio da freqüência ao longo dos experimentos da última fase variando a ferramenta 102

Figura 4.53 – Taxa de carregamento radial associada a freqüências na faixa de 400 a 1000 Hz ao longo dos experimentos da última fase variando a ferramenta 102

Lista de Tabelas

Tabela 2.1 – Composição química da liga de titânio Ti-6Al-4V 15
Tabela 2.2 – Propriedades mecânicas da liga de titânio Ti-6Al-4V na condição solubilizada 15
Tabela 3.1 – Propriedades mecânicas da liga de titânio Ti-6Al-4V 38
Tabela 3.2 – Planejamento Fatorial 2^2 completo da primeira fase 45
Tabela 3.3 – Variáveis, parâmetros de usinagem e grandezas constantes na primeira fase 45
Tabela 3.4 – Planejamento Fatorial 2^2 incompleto da segunda fase 46
Tabela 3.5 – Variáveis, parâmetros de usinagem e grandezas constantes na segunda fase 46
Tabela 3.6 – Planejamento Fatorial 2^2 incompleto da terceira fase 47
Tabela 3.7 – Variáveis, parâmetros de usinagem e grandezas constantes na terceira fase 47
Tabela 3.8 – Planejamento Aleatorizado por Níveis da última fase 47
Tabela 3.9 – Variáveis, parâmetros de usinagem e grandezas constantes na última fase 47

Lista de Equações

Equação 2.1 23
Equação 3.1 42
Equação 3.2 43
Equação 3.3 43
Equação 3.4 44
Equação 3.5 51
Equação 3.6 52
Equação 3.7 53
Equação 3.8 54
Equação 4.1 79
Equação 4.2 80
Equação 4.3 85
Equação 4.4 86

Nomenclatura

Letras Latinas

(F_x,F_y,F_z)	componentes da força de usinagem na ferramenta	
$(F_x,F_y,F_z)_{cdp}$	componentes da força de usinagem no corpo de prova	
A	área da seção transversal de corte	[mm^2]
a_e	penetração de trabalho	[mm]
a_p	profundidade de usinagem	[mm]
b	largura de corte	[mm]
c	calor específico	[J/kg.K]
D_e	diâmetro de corte efetivo	[mm]
E	módulo de elasticidade (de Young)	[GPa]
El_u	alongamento uniforme	[%]
F(s)	amplitude da força no domínio da freqüência	[N]
F_a	componente axial da força de usinagem	[N]
$F_{a\ RMS}$	valor eficaz da componente axial	[N]
F_i	valor instantâneo da medição de força	[N]
F_r	componente radial da força de usinagem	[N]
$F_{r\ RMS}$	valor eficaz da componente radial	[N]
F_t	componente tangencial da força de usinagem	[N]
$F_{t\ RMS}$	valor eficaz da componente tangencial	[N]
F_u	força de usinagem	[N]
$F_{u\ RMS}$	valor eficaz da força de usinagem	[N]
$F_{r\ (\omega i-\omega f)}$	taxa de carregamento radial associada a freqüências na faixa de ω_i a ω_f	[N/s]

f_z	avanço por inserto	[mm]
h	espessura de corte	[mm]
h_m	espessura média de corte	[mm]
h’	espessura do cavaco	[mm]
H(s)	função de transferência no domínio da freqüência	[m/N.s^2]
iC	diâmetro do inserto	[mm]
k	condutividade térmica	[W/m.K]
k_s	pressão específica de corte	[kg/mm^2]
l_r	comprimento de amostragem	[mm]
N	número de medições de força	[ ]
Q	taxa de remoção de material	[mm^3/min]
R_a	rugosidade média	[μm]
R_c	grau de recalque	[ ]
$VB_{Bmáx}$	desgaste de flanco máximo	[mm]
v_c	velocidade de corte	[m/min]
(x,y,z)	eixo de coordenadas da máquina-ferramenta	
X(s)	oscilação/aceleração no domínio da freqüência	[m/s^2]
z	número de dentes	[ ]
Z(y)	altura dos elementos do perfil	[μm]

Letras Gregas

α	fase alfa/ liga alfa	
$\alpha+\beta$	liga alfa-beta	
α_o	ângulo de folga da ferramenta	[°]
β	fase beta/ liga beta	
ϕ	ângulo de cisalhamento	[°]
γ_o	ângulo de saída da ferramenta	[°]
φ	ângulo instantâneo da direção de avanço	[°]
φ_0	ângulo de contato entre inserto e corpo de prova	[°]
σ_e	limite de escoamento	[MPa]
σ_u	limite de resistência à tração	[MPa]
κ_r	ângulo de posição da ferramenta	[°]

$\kappa_r*\varphi_0$	interação estatística entre κ_r e φ_0	
λ_s	ângulo de inclinação da ferramenta (de hélice)	[°]
ρ	densidade	[kg/m^3]
ω	freqüência de excitação	[Hz]
ω_1, ω_2 e ω_3	freqüências naturais	[Hz]
ω_f	freqüência final do intervalo de estudo	[Hz]
ω_i	freqüência inicial do intervalo de estudo	[Hz]

Siglas

AISI	*American Iron and Steel Institute*
APU	*auxiliary power unit*
ASTM	*American Society for Testing and Materials*
BCBN	*binderless cubic boron nitride*
CBN	*cubic boron nitride*
CCC	estrutura cúbica de corpo centrado
CDP	corpo de prova
CMP	compósito de matriz polimérica
DTCR	*difficult-to-cut rating*
EDS	*Energy Dispersive x-ray Spectrometer*
FFT	*fast Fourier transform*
HC	estrutura hexagonal compacta
HSM	*high speed machining*
HTCL	*hybrid titanium composite laminate*
ISO	*International Organization for Standardization*
MEV	Microscópico Eletrônico de Varredura
MQF	mínima quantidade de fluido
NNS	*near-net shape*
PCD	*polycrystalline diamond*
PH	*precipitation hardenable*
PVD	*physical vapour deposition*
ZAC	zona afetada pelo calor

Capítulo 1

Introdução

As ligas de titânio apresentam elevadas temperaturas de fusão, alta dureza a quente, excelentes propriedades mecânicas, alta resistência à corrosão, ótima razão resistência-peso e biocompatibilidade, características que as fazem materiais ideais para aplicações na indústria aeroespacial, automotiva, petroquímica e biomédica (RAHMAN, WANG e WONG, 2006). Frente a outros materiais comumente utilizados pela indústria aeroespacial, as ligas de titânio apresentam, em média, resistência mecânica comparável à dos aços, com cerca de metade de sua densidade e resistência mecânica quatro vezes maior que as ligas de alumínio, com densidade apenas 50 % superior. Outras vantagens das ligas de titânio sobre estes materiais relacionam-se à maior resistência à corrosão e menor perda de propriedades em temperaturas de trabalho elevadas (BOYER, 1996).

Estes materiais apresentam, entretanto, baixíssima condutividade térmica, de modo que, quando usinados, resultam em altíssimas temperaturas na região de corte (VENUGOPAL, PAUL e CHATTOPADHYAY, 2007). Outra característica peculiar é a elevada afinidade química com todos os materiais comumente utilizados para ferramentas de usinagem que, associada ao intenso calor gerado na usinagem, estimula o desgaste por difusão (WANG e ZHANG, 1988). Como se não bastasse, as ligas de titânio apresentam ainda baixíssimo módulo de elasticidade (EZUGWU *et al.*, 2005) que, aliado à instabilidade termoplástica decorrente da baixa condutividade térmica (TRENT e WRIGHT, 2000), gera variações na espessura de corte, flutuações na força de usinagem e, portanto, altos níveis de vibração (RAHMAN, WONG e ZAREENA, 2003).

Estas características são responsáveis pela drástica redução na vida da ferramenta em usinagem, de modo que não se utilizam velocidades de corte da ordem de grandeza daquelas utilizadas para a usinagem de aços, mas cerca de 50 m/min no caso de ferramentas de metal duro (BYRNE, DORNFELD e DENKENA, 2003). Sendo assim, a baixa produtividade dos processos de usinagem envolvendo ligas de titânio as classifica como materiais de reconhecida baixa usinabilidade (SHARMAN *et al.*, 2001).

Enquanto as elevadas temperaturas da região de corte podem ser atenuadas com a ajuda dos mais diversos tipos de fluidos de corte (SANDVIK COROMANT, 2004), e o desgaste por difusão pode ser minimizado a partir da utilização de novos materiais para ferramentas (WANG, RAHMAN e WONG, 2005), menores níveis de vibração durante a usinagem de ligas de titânio podem ser obtidos simplesmente por meio da utilização de técnicas de usinagem, geometrias de ferramentas e parâmetros de corte otimizados, que propiciem um corte com maior estabilidade.

Tendo em vista o elevado custo das ligas de titânio, conseqüência tanto da complexidade dos processos de redução para obtenção de titânio puro, como das altíssimas temperaturas envolvidas nos processos de fundição, é fundamental que os processos de usinagem sejam os mais econômicos possíveis, de modo a permitir que o custo final do produto seja competitivo (EZUGWU e WANG, 1997). Do contrário, a utilização de ligas de titânio, principalmente em aeronaves, poderá não ser vantajosa, especialmente frente a materiais concorrentes de mercado, como aços e ligas de alumínio, que possuem propriedades térmicas e mecânicas inferiores, porém elevada usinabilidade e custo muito mais acessível.

Este trabalho objetiva, portanto, estudar alternativas para a otimização do fresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V, com foco especialmente direcionado ao ângulo de posição da ferramenta e ao ângulo de contato ferramenta-peça, que afetam fortemente os níveis de vibração envolvidos. As variáveis de resposta analisadas ao longo deste estudo incluem vida de ferramenta, mecanismos de desgaste envolvidos, rugosidade da superfície usinada e esforços de corte durante o processo.

O Capítulo 2 contém uma revisão teórica sobre ligas de titânio, suas especificidades metalúrgicas e, principalmente, sua usinabilidade. No Capítulo 3, faz-se o levantamento de todos os equipamentos e materiais utilizados neste trabalho além, é claro, da descrição do planejamento

experimental e dos procedimentos realizados. O Capítulo 4 abrange todos os resultados obtidos, bem como a discussão cabível. Por fim, no Capítulo 5, são destacadas as principais conclusões deste trabalho e também enumeradas algumas sugestões para trabalhos posteriores.

Capítulo 2

Ligas de Titânio

Ligas resistentes ao calor, com altíssimos pontos de fusão, são, atualmente, os materiais mais utilizados na fabricação de componentes na indústria aeroespacial. Conhecidas como superligas, do inglês *superalloys*, podem ser agrupadas em quatro grandes categorias: ligas à base de níquel, ferro, cobalto ou titânio (EZUGWU, 2004). Estas ligas são capazes de manter excelentes propriedades químicas e mecânicas mesmo em temperaturas elevadas, o que justifica a sua utilização em elementos rotativos ou estacionários de turbinas; além disso, possuem baixíssima densidade quando comparadas aos aços, garantindo sensível redução no consumo de combustível e na emissão de poluentes por parte das aeronaves (EZUGWU, 2005).

No caso específico das ligas de titânio, a excelente relação resistência-peso combinada à altíssima resistência à corrosão e às propriedades mecânicas em alta temperatura conduziram, a partir da década de 1950, à sua ampla e crescente aplicação pela indústria aeroespacial, apesar dos custos relativamente altos para sua obtenção (SILVA e MEI, 2006). O encarecimento das ligas de titânio é conseqüência da complexidade de extração do material, das dificuldades de fundição e da sua baixíssima usinabilidade além, é claro, da atual demanda de mercado. Entretanto, a produção destas ligas continua a crescer ano a ano, sendo que a maioria dos componentes fabricados a partir delas são usinados, devido, principalmente, às inúmeras exigências de projeto da indústria aeroespacial que, geralmente, não são atendidas por processos de conformação plástica (RIBEIRO, MOREIRA e FERREIRA, 2003).

De acordo com Boyer (1996), as principais razões que justificam a utilização de ligas de titânio pela indústria aeroespacial são: redução de massa e volume dos componentes, alta compatibilidade com materiais compósitos e possibilidade de operação em ambientes altamente corrosivos ou sob altas temperaturas. A Figura 2.1 apresenta diversos componentes da indústria aeroespacial tipicamente fabricados com ligas de titânio.

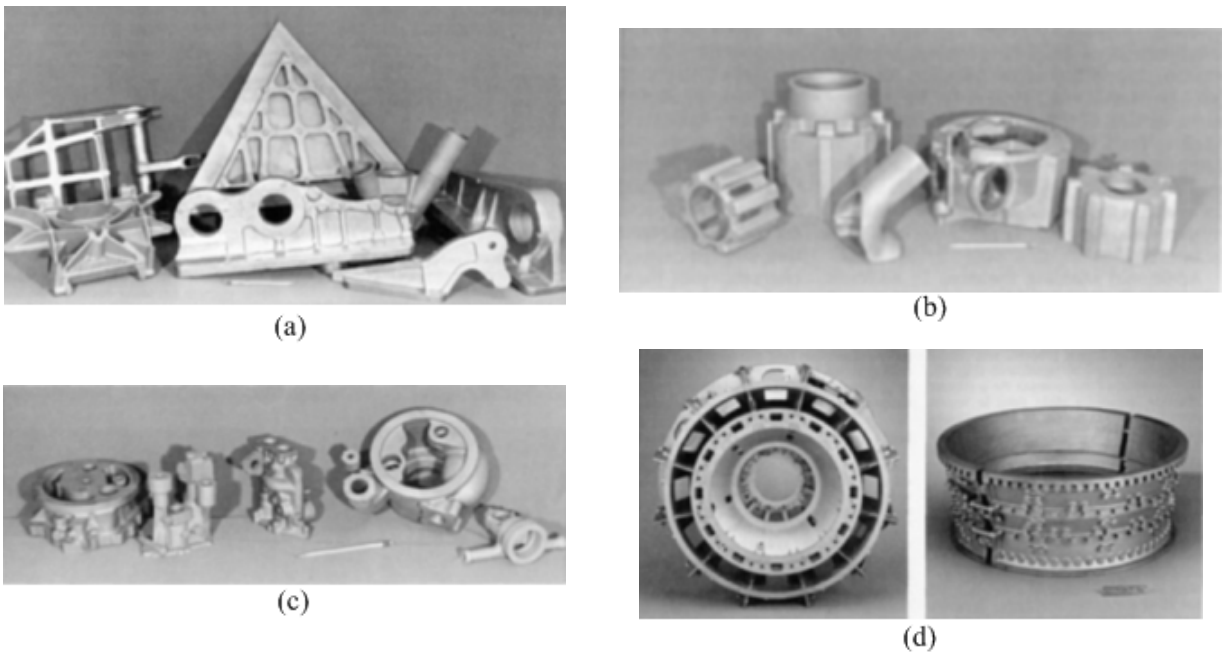


Figura 2.1 – Principais produtos da indústria aeroespacial fabricados em ligas de titânio: (a) fuselagem, (b) freios e trem de pouso, (c) tubulação hidráulica e (d) turbinas a gás (adaptado de EYLON, NEWMAN e THORNE, 1990)

Dotadas de alta razão resistência-peso, as ligas de titânio podem substituir os aços sem perda relevante de resistência mecânica e com sensível redução da massa do componente, graças à sua baixa densidade. Da mesma forma, podem substituir as ligas de alumínio com redução de volume do componente, pois, apesar de possuírem densidade um pouco maior, sua resistência mecânica é muitíssimo superior (BOYER, 1996). Peças menores e mais leves fabricadas com titânio, como componentes da fuselagem de aeronaves (Figura 2.1 (a)) e do trem de pouso (Figura 2.1 (b)), garantem uma economia sensível no consumo de combustível.

Como pode ser visto na Figura 2.2, as ligas de titânio já correspondiam, no início do século 21, a 7 % da massa total da fuselagem de aeronaves comerciais de grande porte, uma participação comparável à participação dos aços. Em comparação com o mercado de aeronaves comerciais, a utilização de ligas de titânio é consideravelmente maior na construção aeronaves militares

(caças), uma exigência de projeto decorrente dos maiores carregamentos térmicos e mecânicos a que estão sujeitas. Nestes casos, a proporção em massa das ligas de titânio na fuselagem pode ultrapassar 50 % (PETERS *et al.*, 2003).

Figura 2.2 – Porcentagem em massa dos principais materiais utilizados na fabricação da fuselagem de aeronaves comerciais de grande porte (adaptado de PETERS *et al.*, 2003)

As ligas de titânio podem também ser aplicadas para a construção de compósitos de matriz polimérica (CMP) por apresentarem alta compatibilidade com as fibras de carbono (ao contrário das ligas de alumínio que impõem elevado potencial galvânico à ligação) e coeficiente de expansão térmica similar ao da matriz polimérica. Um exemplo é o compósito laminado híbrido de titânio (ou HTCL, do inglês *hybrid titanium composite laminate*) (Figura 2.3), que possui altíssima resistência à fadiga mesmo em temperaturas elevadas. Este material estrutural foi desenvolvido para garantir o aumento da longevidade da estrutura das aeronaves mesmo operando em velocidades cada mais altas (RHYMER e JOHNSON, 2002).

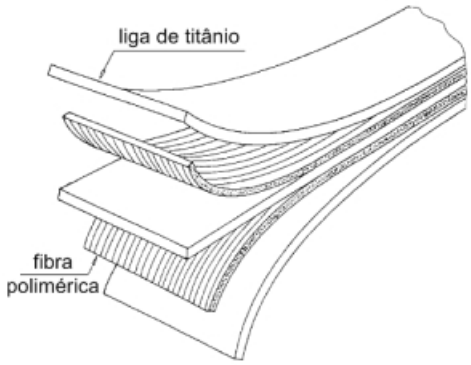


Figura 2.3 – Modelo estrutural do compósito laminado híbrido de titânio (adaptado de RHYMER e JOHNSON, 2002)

No caso de espaçonaves, as ligas de titânio têm substituído com sucesso aços de alta resistência na fabricação de tanques de combustível e tubulação hidráulica (Figura 2.1 (c)), graças à sensível redução de massa sem perda de resistência ou estabilidade química (PETERS *et al.*, 2003).

Mesmo com a crescente utilização das ligas de titânio nos mais diversos componentes fabricados pela indústria aeroespacial, sua principal aplicação continua sendo nas turbinas a gás (Figura 2.1 (d)). Nesta situação, a temperatura de operação é superior a 500 °C, o que impede a utilização de outros materiais além das superligas de titânio ou níquel. Discos, lâminas, pás e estatores de compressores de alta ou baixa pressão e componentes do bocal são algumas peças fabricadas freqüentemente em titânio (PETERS *et al.*, 2003). A Figura 2.4 ilustra o aumento da participação das ligas de titânio na massa total das turbinas fabricadas a partir dos anos 50 do século 20. Previa-se que, no início do século 21, a proporção em massa de ligas de titânio nas turbinas de aeronaves comerciais chegue a 40 %.

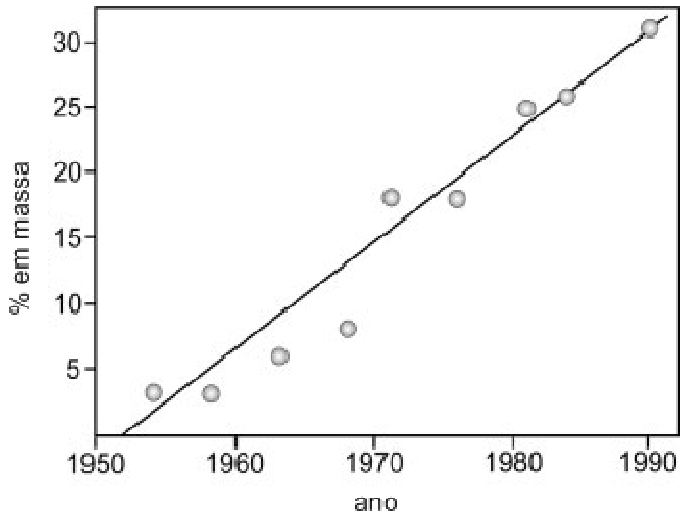


Figura 2.4 – Evolução da porcentagem em massa das ligas de titânio nas turbinas fabricadas a partir dos anos 50 (adaptado de PETERS *et al.*, 2003)

Embora as ligas de titânio sejam extensivamente utilizadas pela indústria aeroespacial, vale salientar que, graças à sua excelente biocompatibilidade, boa parte da aplicação das mesmas está associada à indústria biomédica (RACK e QAZI, 2006). A crescente utilização das ligas de titânio como biomateriais pode ser atribuída à sua excelente resistência à corrosão, ao seu baixo módulo de elasticidade, à sua atoxidade e, principalmente, à ausência de reação alérgica quando em contato com tecidos vivos (NIINOMI, 1998). Sendo assim, as ligas de titânio são

biocompatíveis (ou bioinertes) e, portanto, resistentes ao ataque químico por fluidos corporais (DESTEFANI, 1990). Na Figura 2.5 podem ser vistos diversos produtos típicos da indústria biomédica comumente fabricados em ligas de titânio.

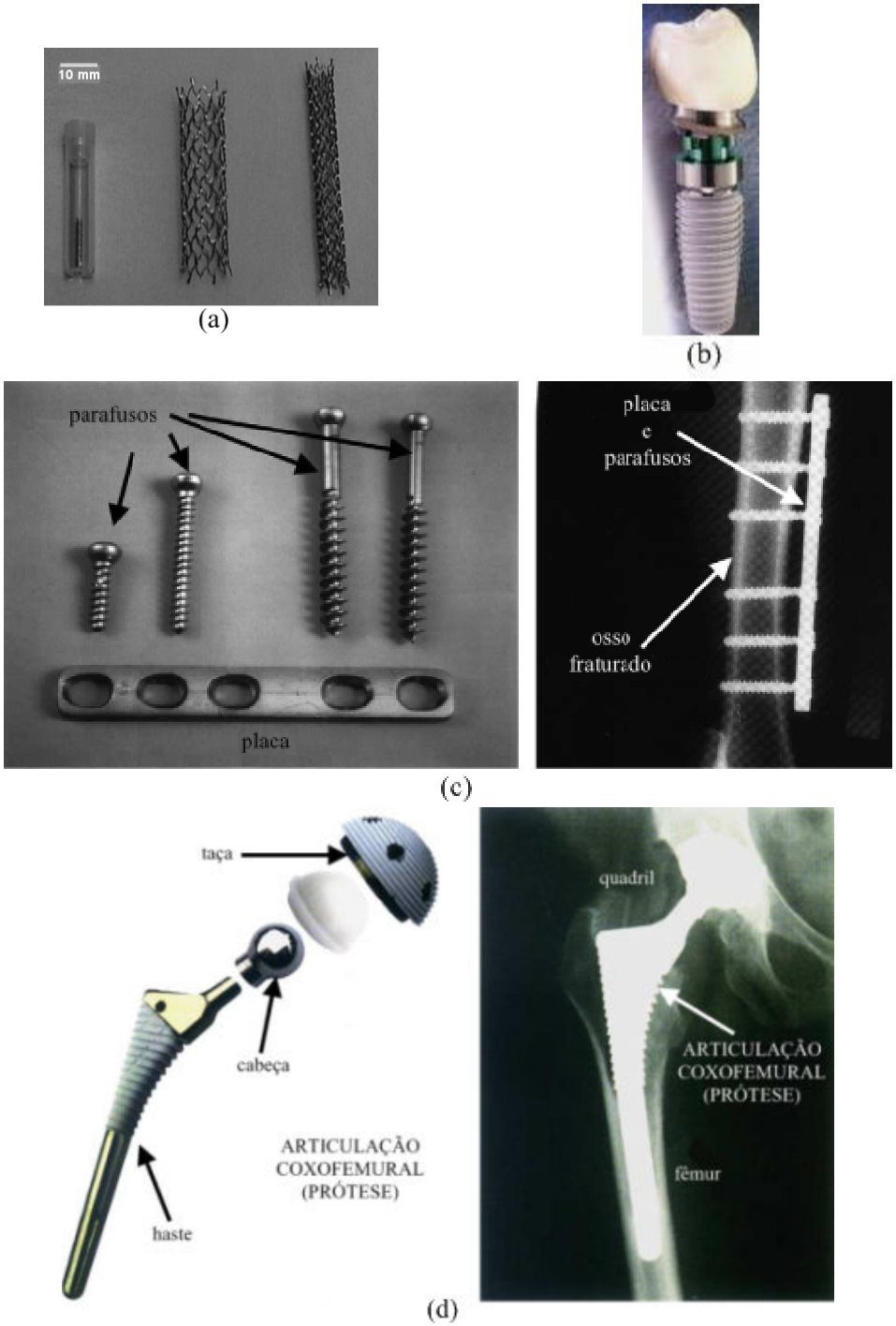


Figura 2.5 – Principais produtos da indústria biomédica fabricados em ligas de titânio: (a) *stents* cardiovasculares, (b) implante dentário (c) placa e parafusos para osteossíntese e (d) prótese da articulação coxofemural (adaptado de LIU, CHU e DING, 2004)

Titânio comercialmente puro já vem sendo utilizado há muito tempo na fabricação de dispositivos como *stents* cardiovasculares (Figura 2.5 (a)) e catéteres, além de placas e parafusos para osteossíntese (Figura 2.5 (c)). A utilização do mesmo em substituição aos aços inoxidáveis, de preço mais acessível, justifica-se pelo fato de apresentarem estabilidade química e resistência à corrosão muito mais elevadas (RACK e QAZI, 2006).

A liga Ti-6Al-4V é hoje a liga de titânio mais utilizada na fabricação de componentes biomecânicos, especialmente articulações (Figura 2.5 (d)), por possuir um excelente compromisso entre resistência à corrosão e resistência mecânica, especialmente em termos de resistência à fadiga (OH, SHIM e KIM, 2005). Outras ligas também vêm sendo utilizadas na indústria biomédica por possuírem baixo módulo de elasticidade (bastante similar ao módulo de elasticidade dos ossos) além da possibilidade do aumento da resistência mecânica através do tratamento de envelhecimento (NIINOMI, HATTORI e NIWA, 2003). A liga Ti-11.5Mo-6Zr-4.5Sn é também utilizada para a fabricação de implantes dentários (Figura 2.4 (b)) (BOYER, WELSCH e COLLINGS, 1994).

2.1 – Metalurgia das ligas de titânio

Em temperatura ambiente, o titânio comercialmente puro apresenta uma estrutura hexagonal compacta (HC), conhecida como fase alfa (α). Entretanto, a 883 °C, o titânio assume uma estrutura cúbica de corpo centrado (CCC), conhecida como fase beta (β). A manipulação destas variações cristalográficas através de tratamentos termomecânicos e da adição de elementos de liga constitui a base para o desenvolvimento de uma extensa gama de ligas com as mais diversas propriedades.

Levando em consideração as fases presentes, as ligas de titânio podem ser classificadas em: ligas alfa (α), ligas beta (β) e ligas alfa-beta ($\alpha+\beta$) (DESTEFANI, 1990). É importante ressaltar que, além da classificação baseada na presença das fases HC ou CCC, existem outras duas classificações, relacionadas com as linhas de transformação martensítica e com a aplicação das ligas, que não serão abordadas neste texto. Conforme ilustrado na Figura 2.6, o fato de uma liga de titânio pertencer à classe alfa, beta ou alfa-beta está intimamente relacionado com suas principais características.

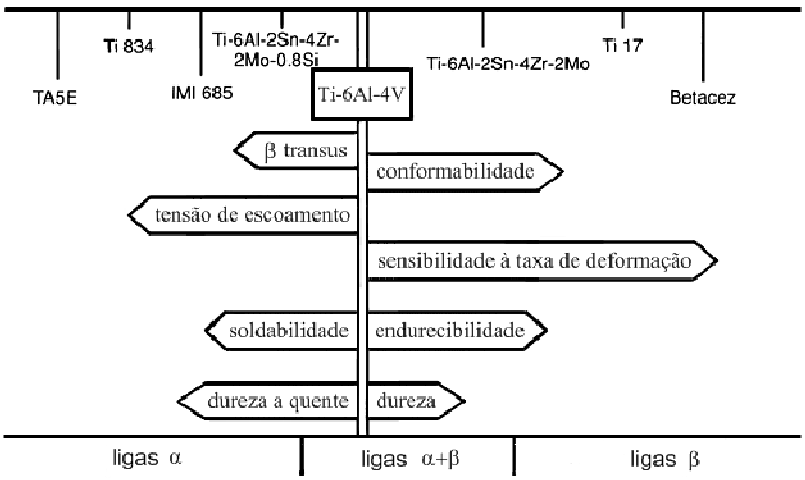


Figura 2.6 – Principais características das diferentes classes de ligas de titânio (adaptado de LAMPMAN, 1990)

Em termos gerais, pode-se dizer que as ligas alfa apresentam maiores dureza a quente e soldabilidade, enquanto as ligas beta apresentam maiores conformabilidade e endurecibilidade. Ligas alfa-beta, como a liga Ti-6Al-4V, a mais utilizada de todas as ligas de titânio, apresentam todas estas propriedades em um nível intermediário. Os itens a seguir abordam cada uma destas classes de forma mais detalhada.

2.1.1 – Ligas alfa (α)

Titânio não ligado e ligas de titânio com elementos α-estabilizadores ou alfagênicos (que elevam a temperatura de transformação β *transus*) em teores relevantes, tais quais alumínio, gálio e estanho, apresentam estrutura hexagonal compacta à temperatura ambiente e, por isso, são classificados como ligas alfa.

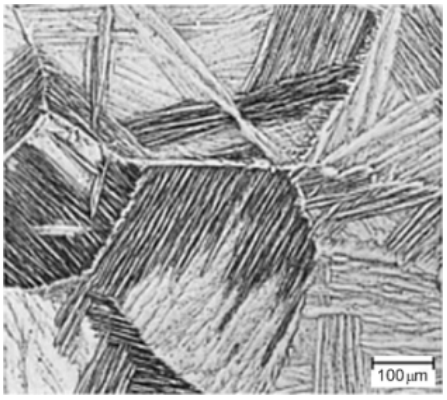


Figura 2.7 – Micrografia da liga Ti-5Al-2.5Sn recozida e resfriada ao ar (GAMMON *et al.*, 1990)

A Figura 2.7 contém uma micrografia da liga Ti-5Al-2.5Sn, típica representante desta classe. Estas ligas apresentam resistência mecânica e resistência à fluência satisfatórias, altas tenacidade e resistência à corrosão e ainda excelente soldabilidade, já que não ocorre transformação de fase que permita a formação da zona afetada pelo calor (ZAC) (ASM INTERNATIONAL, 1988). As ligas alfa não são endurecíveis e são utilizadas nas condições recozida ou recristalizada, dependendo da necessidade de eliminação das tensões residuais (DESTEFANI, 1990).

Devido à manutenção de suas propriedades mecânicas a quente, estas ligas são a primeira escolha para aplicações em altas temperaturas (BOYER, 1996). Em virtude da ausência da transformação dúctil-frágil, característica das células CCC, este grupo é ainda recomendado para aplicações criogênicas (BOYER, WELSCH e COLLINGS, 1994).

Como exemplos desta classe de ligas de titânio podem ser citados:

- Ti-5Al-2.5Sn: liga empregada em aplicações criogênicas por manter boas ductilidade e tenacidade à fratura mesmo em temperaturas baixíssimas; é utilizada principalmente na fabricação das turbobombas de combustível para espaçonaves (BOYER, 1996).

- Ti-6Al-2Sn-4Zr-2Mo: utilizada principalmente em componentes forjados ou laminados de turbinas, em que se necessita de elevada resistência ao escoamento e estabilidade em temperaturas superiores a 450 °C (LAMPMAN, 1990).

- Ti-6Al-2Nb-1Ta-0.8Mo: empregada na construção de cascos de navios e vasos de pressão, aplicações que exigem alta tenacidade (BOYER, WELSCH e COLLINGS, 1994).

2.1.2 – Ligas beta (β)

As ligas beta contêm na sua composição grandes quantidades de metais de transição como vanádio, nióbio, tântalo e molibdênio, que tendem a reduzir a temperatura β *transus* promovendo, assim, o crescimento da fase beta (CCC) e, por isso, são geralmente tratados como betagênicos ou β-estabilizadores, conforme Boyer, Welsch e Collings (1994).

Este grupo de ligas apresenta elevada endurecibilidade, respondendo satisfatoriamente ao tratamento térmico mesmo em peças de grandes dimensões. Um tratamento térmico típico das ligas beta envolve o envelhecimento do material em temperaturas de 450 a 650 °C, dando origem a uma estrutura contendo partículas finas de α dispersas homogeneamente no interior dos grãos β (DESTEFANI, 1990). Este tratamento é denominado endurecimento por precipitação, justificado pelo aumento da resistência mecânica ocasionada a partir da interferência das partículas de segunda fase, presentes no interior dos grãos, sobre o movimento das discordâncias (SANTOS, 2006). A Figura 2.8 contém micrografias da liga Ti-15V-3Cr-3Al-3Sn antes e depois do envelhecimento.

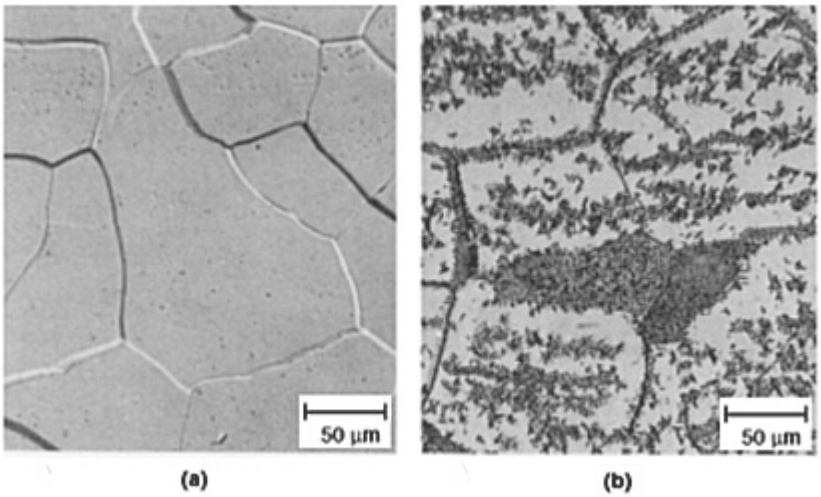


Figura 2.8 – Micrografias da liga Ti-15V-3Cr-3Al-3Sn (a) solubilizada e (b) após envelhecimento por 2 h a 540 °C (adaptado de GAMMON *et al.*, 1990)

Na Figura 2.8 (a), toda a fase alfa está dissolvida no interior dos grãos beta tratando-se, portanto, de uma estrutura monofásica β supersaturada de α. É nesta condição solubilizada (ou recozida) que as ligas beta são fornecidas pelos fabricantes. Pode-se dizer, portanto, que elas são metaestáveis, já que sua obtenção é sujeita à solubilização da fase alfa e, por isso, não devem ser usadas em temperaturas superiores a 315 °C (GILBERT e SHANNON, 1990). A Figura 2.8 (b) contém a micrografia da liga Ti-15V-3Cr-3Al-3Sn após o envelhecimento, em que podem ser notadas as partículas α (mais escuras) distribuídas no interior dos grãos β (matriz, mais clara).

As ligas beta apresentam excelente forjabilidade a quente em uma extensa faixa de temperaturas, podendo ainda ser forjadas a frio quando na condição solubilizada (KUHLMAN, 1988).

A seguir, alguns exemplos desta classe de ligas de titânio:

- Ti-15V-3Cr-3Al-3Sn: empregada em molas forjadas, tubos extrudados e em fundidos como o suporte antivibratório da unidade de potência auxiliar (ou APU, do inglês *auxiliary power unit*) e alavancas de freio (BOYER, 1996).

- Ti-10V-2Fe-3Al: utilizada na fabricação de forjados que necessitam além de alta resistência, uniformidade de propriedades mecânicas, como componentes da fuselagem de aeronaves (BOYER, WELSCH e COLLINGS, 1994).

- Ti-3Al-8V-6Cr-4Zr-4Mo: liga utilizada na fabricação de grampos e rebites de fuselagem e barras de torção, além de tubulação para a indústria petroquímica (LAMPMAN, 1990).

2.1.3 – Ligas alfa-beta (α+β)

As ligas alfa-beta apresentam tanto α-estabilizadores e β-estabilizadores, em teores que permitam a coexistência das fases alfa e beta, sendo a porcentagem desta segunda variável entre 10 e 50 % em temperatura ambiente. As propriedades deste grupo de ligas podem ser controladas através de tratamentos térmicos que promovam modificações na estrutura e na possibilidade de precipitação de segundas fases (DESTEFANI, 1990).

O recozimento de laminação é o tratamento térmico mais comumente empregado em ligas de titânio, envolvendo temperaturas próximas a 650 °C e resfriamento ao ar. Por não se tratar de um recozimento pleno, pode deixar traços da microestrutura trabalhada a frio ou a quente. Por outro lado, no recozimento de recristalização, a liga é aquecida a temperaturas acima de 850 °C e resfriada ao forno, promovendo elevação da tenacidade à fratura. Com esta mesma finalidade, o recozimento para obtenção da fase beta envolve, entretanto, resfriamento ao ar a partir de temperaturas acima da temperatura beta *transus* (1050 °C, por exemplo). Para a obtenção de uma estrutura mais refinada, o resfriamento pode ser feito em água (GILBERT e SHANNON, 1990). Assim como as ligas β, as ligas alfa-beta também podem ser tratadas por solubilização e envelhecimento como forma de aumentar sua resistência mecânica (BOYER, WELSCH e

COLLINGS, 1994). A Figura 2.9 ilustra a modificação da microestrutura da liga α+β em função do tratamento térmico empregado.

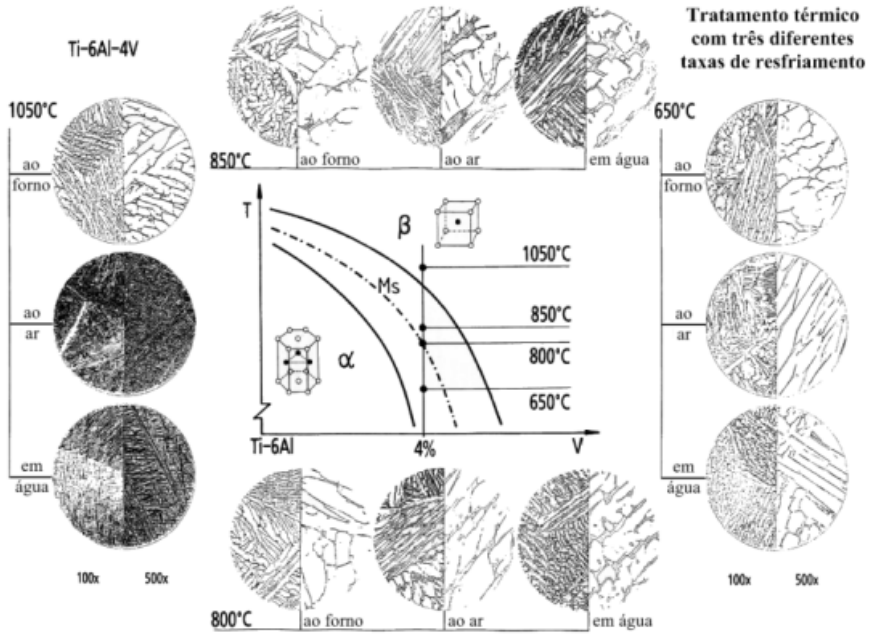


Figura 2.9 – Modificação da microestrutura da liga de titânio Ti-6Al-4V em função do tratamento térmico utilizado (adaptado de BOYER, WELSCH e COLLINGS, 1994)

A principal representante desta classe e a mais utilizada dentre todas as ligas de titânio, correspondendo a cerca de 60 % da produção mundial, é a liga Ti-6Al-4V. Ela é empregada preponderantemente na construção de componentes da indústria aeroespacial, mas também apresenta uma participação importante na indústria de fabricação de implantes ortopédicos (SILVA e MEI, 2006). A Figura 2.10 contém uma micrografia desta liga no estado recristalizado na qual se vêem, embora mal definidos, grãos α eqüiaxiais com a fase β disposta nos contornos.

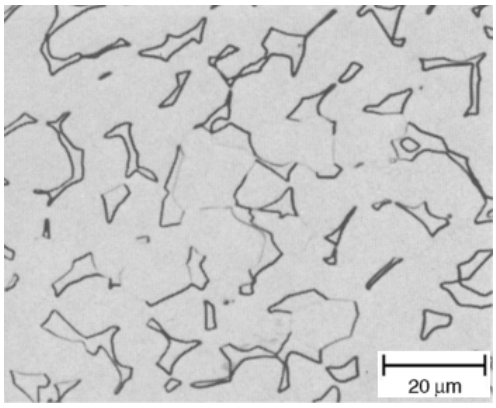


Figura 2.10 – Micrografia da liga Ti-6Al-4V submetida a recozimento de recristalização (GAMMON *et al.*, 1990)

Na Tabela 2.1, estão dispostas as faixas aceitáveis para os teores de alumínio (Al) e vanádio (V) para a liga de titânio Ti-6Al-4V, bem como os teores máximos permissíveis de ferro, oxigênio, carbono, nitrogênio, hidrogênio e ítrio (Fe, O, C, N, H e Y respectivamente). Na seqüência, a Tabela 2.2 contém algumas propriedades mecânicas da liga Ti-6Al-4V na condição solubilizada, onde σ_u é o limite de resistência à tração, σ_e é o limite de escoamento, El_u o alongamento uniforme e E o módulo de elasticidade (ou módulo de Young).

Tabela 2.1 – Composição química da liga de titânio Ti-6Al-4V

elemento	% em massa
Al	5.50 - 6.75
V	3.50 - 4.50
Fe	0.30 (máx)
O	0.20 (máx)
C	0.08 (máx)
N	0.05 (máx)
H	0.015 (máx)
Y	0.005 (máx)
Ti	balanço

(adaptado de TIMET, 2008)

Tabela 2.2 – Propriedades mecânicas da liga de titânio Ti-6Al-4V na condição solubilizada

dureza (HR_C)	σ_u (MPa)	σ_e (MPa)	El_u (%)	E (GPa)
36	900-993	830-924	14	113.8

(adaptado de LAMPMAN, 1990)

Por apresentarem propriedades mecânicas e físico-químicas intermediárias e ainda a possibilidade de tratamento térmico de envelhecimento, as ligas alfa-beta apresentam maior versatilidade do que as representantes dos outros grupos de ligas de titânio, podendo ser utilizadas para uma extensa gama de aplicações (DESTEFANI, 1990).

Além da liga Ti-6Al-4V, outras representantes da classe $\alpha+\beta$ merecem destaque:

- Ti-6Al-2Sn-4Zr-6Mo: utilizada em componentes forjados de turbinas, fechos herméticos e anéis de fuselagem, além de reservatórios petrolíferos (BOYER, WELSCH e COLLINGS, 1994).

- Ti-6Al-6V-2Sn: recomendada para aplicações que exijam resistência mecânica superior àquela suportada pela liga Ti-6Al-4V, como trem de pouso, braço de arrasto e manivela em cotovelo (BOYER, 1996).

- Ti-6Al-7Nb: adequada para a fabricação de implantes cirúrgicos por possuir excelente biocompatibilidade (LAMPMAN, 1990).

2.2 – Usinabilidade das ligas de titânio

De um modo geral, usinabilidade pode ser definida como uma grandeza tecnológica que expressa, por meio de um valor numérico comparativo, o índice de usinabilidade, um conjunto de propriedades de usinagem de um material em relação a outro tomado como padrão (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2006). Segundo Trent e Wright (2000), a usinabilidade de um material está associada com pelo menos um dos seguintes fatores: vida de ferramenta de usinagem, taxa máxima de remoção de material, esforços de corte, acabamento superficial e características do cavaco.

Se, por um lado, as ligas de titânio apresentam excelentes propriedades mecânicas, que as tornam materiais diferenciados para as aplicações especiais já citadas, por outro, estes materiais apresentam baixíssima usinabilidade, evidenciada principalmente pela limitação da vida de ferramenta em termos de tempo de usinagem e volume de material removido no processo. Siekmann (1955) afirmou que a usinagem de titânio e suas ligas seria sempre um problema independentemente das técnicas que fossem empregadas para transformar estes materiais em cavacos. Isto era uma realidade na década de 50 do século XX e continua sendo no início do século XXI.

Yamane *et al.* (2006) definiram um índice de dificuldade de usinagem, análogo ao inverso do índice de usinabilidade, chamado DTCR (do inglês *difficult-to-cut rating*). Este índice envolve a área de um gráfico radar que contempla dureza, resistência à tração, alongamento e características térmicas do material em questão, as quais guardam estreita relação com vida da ferramenta, esforços de corte, temperatura do corte, acabamento superficial e forma do cavaco, conforme a Figura 2.11.

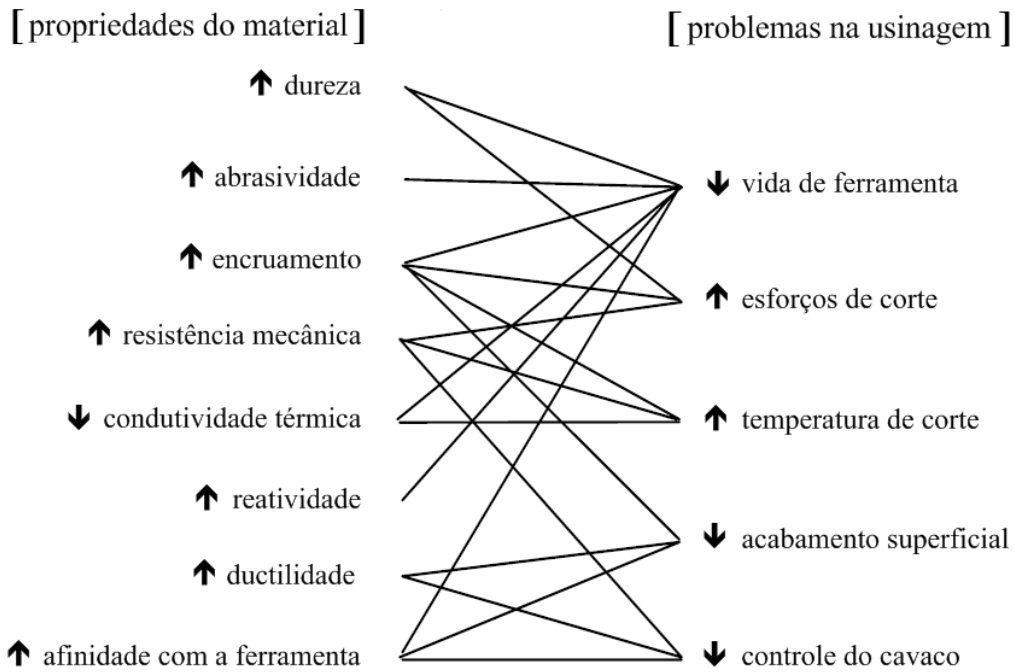


Figura 2.11 – Propriedades do material de trabalho associadas a problemas na usinagem (adaptado de YAMANE *et al.*, 2006)

A Figura 2.12 contém uma comparação entre a dificuldade de usinagem apresentada pela liga de titânio Ti-6Al-4V e pelo aço AISI 1045 em termos do índice DTCR, onde k [W/m.K] é a condutividade térmica, ρ [kg/m^3] a densidade, c [J/kg.K] o calor específico do material de trabalho, e $(k\rho c)^{-½}$ é um produto proporcional à temperatura de corte na usinagem do mesmo.

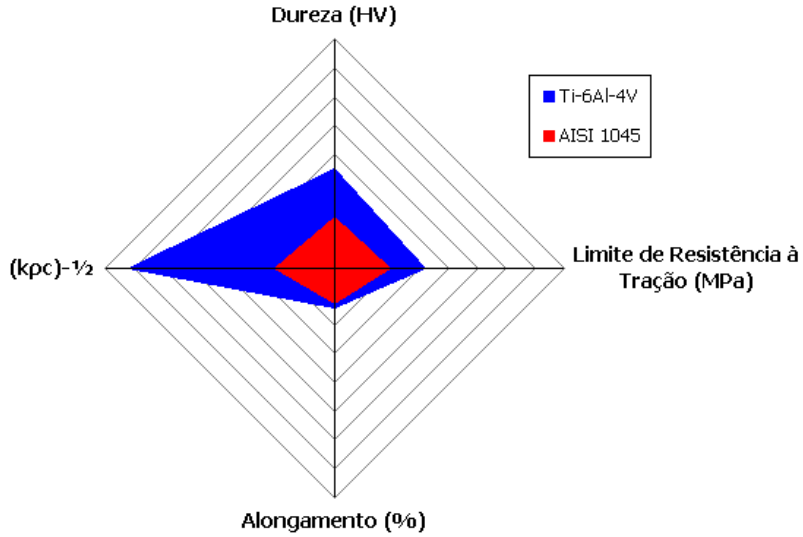


Figura 2.12 – Comparação entre a dificuldade de usinagem apresentada pela liga de titânio Ti-6Al-4V e pelo aço AISI 1045 (baseado em YAMANE *et al.*, 2006; LAMPMAN, 1990 e BOARDMAN, 1990)

Nesta figura, a usinabilidade de um material é representada pelo inverso da área do polígono cujos vértices são os valores das quatro propriedades envolvidas. Pode-se dizer, de forma geral, que a liga Ti-6Al-4V apresenta usinagem aproximadamente três vezes mais difícil que o aço AISI 1045 em virtude dos problemas envolvendo temperatura e esforços de corte, além da dificuldade de quebra do cavaco, como será descrito no item 2.2.1.

2.2.1 – Problemas associados à usinagem de ligas de titânio

De acordo com Yang e Liu (1999), as dificuldades na usinagem de ligas de titânio podem ser atribuídas principalmente às seguintes peculiaridades apresentadas por estes materiais:

- baixa condutividade térmica;
- manutenção das propriedades mecânicas em temperaturas elevadas;
- elevada afinidade química com os diversos materiais para ferramentas de usinagem e
- baixo módulo de elasticidade.

Em primeiro lugar, as ligas de titânio são péssimas condutoras de calor. A liga Ti-6Al-4V, por exemplo, apresenta condutividade térmica k = 7 W/m.K em temperatura ambiente (LAMPMAN, 1990), valor inferior à metade da condutividade térmica do aço inoxidável 314, 17.5 W/m.K (WASHKO e AGGEN, 1990), e cerca de sete vezes menor que a de um aço AISI 1045, da ordem de 50 W/m.K (PHYSICAL, 1990) na mesma condição. Sendo assim, o calor gerado durante a usinagem de ligas de titânio dissipa-se pouco através da peça e do cavaco, mas fica concentrado na aresta de corte da ferramenta que, portanto, perde dureza e resistência mecânica sofrendo, assim, deformação plástica e/ou desgaste acelerado (EZUGWU, BONNEY e YAMANE, 2003).

A Figura 2.13 contém uma comparação entre a distribuição de calor da usinagem do aço AISI 1045 e da liga de titânio Ti-6Al-4V em função condutividade térmica (k) de diversos materiais de ferramenta, como cerâmica pura (Al_2O_3), aço rápido, metal duro (WC-Co) e diamante policristalino (PCD, do inglês *polycrystalline diamond*). Nota-se que, na usinagem do aço com ferramenta de metal duro, menos de 50 % do calor gerado vai para a ferramenta, mas na

usinagem da liga de titânio, em função de sua baixíssima condutividade térmica, essa parcela sobe a quase 80 %.

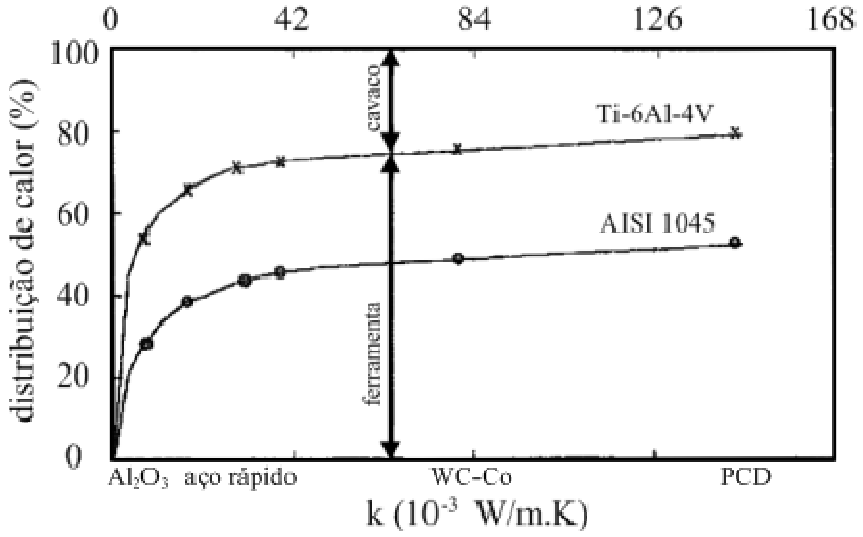


Figura 2.13 – Comparação entre a distribuição de calor na usinagem de aço 1045 e da liga de titânio Ti-6Al-4V (adaptado de KONIG, 1979 *apud* EZUGWU e WANG, 1997)

A capacidade de manter excelentes propriedades mecânicas em temperaturas elevadas é um dos principais motivos que justificam a utilização das ligas de titânio pela indústria aeroespacial. No entanto, é também uma característica altamente nociva em termos de usinabilidade, pois dificulta a deformação plástica necessária para a formação do cavaco (MACHADO e WALLBANK, 1990).

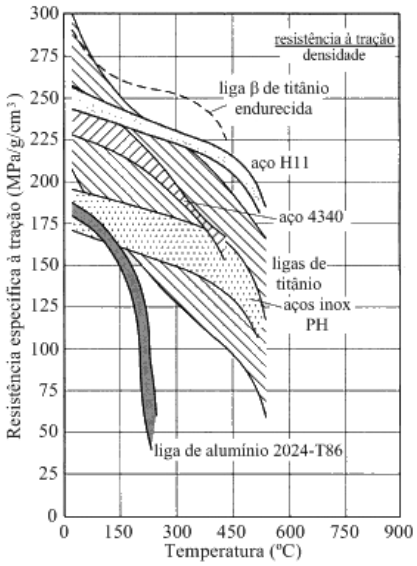


Figura 2.14 – Efeito da elevação da temperatura sobre a resistência específica à tração de diversos materiais (adaptado de LAMPMAN, 1990)

A Figura 2.14 ilustra o efeito da elevação da temperatura sobre a resistência específica à tração de diversos materiais. Vê-se que, muitas das ligas de titânio representadas na extensa faixa do gráfico superam, a 450 °C, os níveis de resistência dos aços inoxidáveis endurecíveis por precipitação (ou PH, do inglês *precipitation hardenable*), típicos da indústria aeroespacial, e do aço AISI 4340, de extensa aplicação em construção mecânica. Uma liga de titânio β endurecida pode ainda superar a resistência específica à tração de um aço AISI H11, muito utilizado na fabricação de moldes e matrizes, mas também de componentes estruturais de mísseis.

As ligas de titânio exibem também uma forte tendência a reagirem quimicamente com todos os materiais para ferramentas de usinagem conhecidos, especialmente sobre a aresta de corte, onde altíssimas temperaturas são geradas. Este cenário propicia a ocorrência de adesão de material da peça e arrancamento de partículas da ferramenta (*attrition*) acompanhados de desgaste acelerado, geralmente desencadeado por um mecanismo difusivo, ou quebra da aresta (RAHMAN, WONG e ZAREENA, 2003).

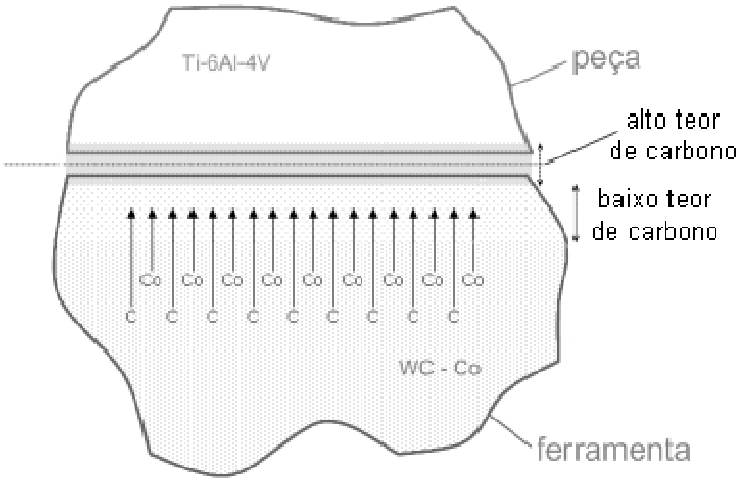


Figura 2.15 – Modelo de desgaste de ferramentas de metal duro por difusão de carbono (adaptado de WANG e ZHANG, 1988)

Wang e Zhang (1988), baseados no fenômeno da difusão, propuseram um modelo para explicar o desgaste de ferramentas de metal duro no fresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V. Conforme a Figura 2.15, átomos de carbono (C) da ferramenta concentram-se na superfície da mesma em função da afinidade química com os átomos de titânio (Ti) da peça, dando origem a uma região rica em C. Forma-se, também, uma camada subsuperficial com baixo teor de carbono, já que desta teriam provindo os átomos C que enriquecem a camada superior. Em ambas ocorre

fragilização da ferramenta como conseqüência da variação das propriedades mecânicas causada pela mudança do teor de carbono. Da mesma maneira, a variação do teor de cobalto afetaria o grau de coesão dos carbonetos e, portanto, o desgaste mecânico seria acelerado pelo processo difusivo.

O reduzido módulo de elasticidade (E) das ligas de titânio em comparação ao dos aços, a saber, 113.8 GPa da liga Ti-6Al-4V (LAMPMAN, 1990) contra 216 GPa do aço AISI 1045 (BOARDMAN, 1990), é responsável pela deformação elástica excessiva do material da peça. De acordo com Boyer, Welsch e Collings (1994), deformações de até 0.8 % podem ser acomodadas elasticamente, o que dificulta a obtenção de acabamento preciso, especialmente na usinagem de paredes finas (LÓPEZ de LACALLE *et al.*, 2000). A Figura 2.16 contém uma comparação entre o comportamento da liga Ti-6Al-4V na condição solubilizada e do aço AISI 1045 recozido quando submetidos a ensaio de tração, na qual fica evidente que a liga de titânio apresenta zona elástica muito mais extensa e limite de resistência à tração mais alto, além do já citado menor módulo de elasticidade.

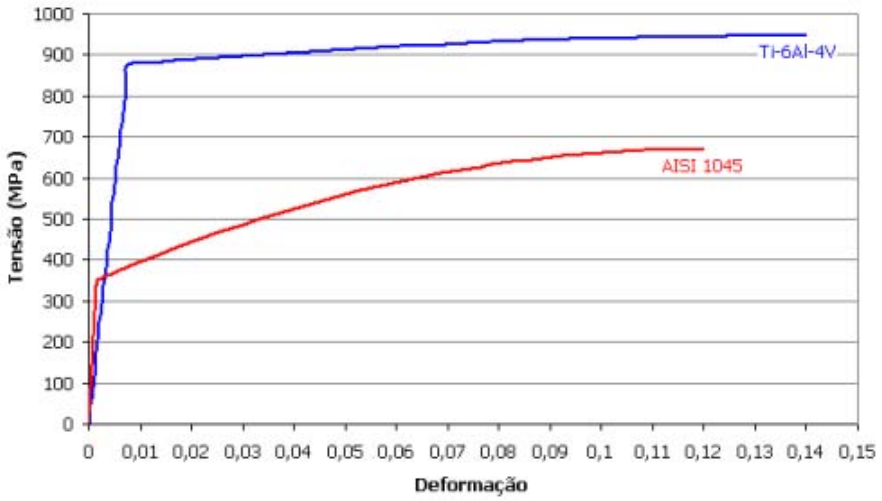


Figura 2.16 – Curvas tensão-deformação para a liga de titânio Ti-6Al-4V e o aço AISI 1045 (baseado em LAMPMAN, 1990 e BOARDMAN, 1990)

No caso específico do processo de fresamento, o reduzido módulo de elasticidade das ligas de titânio faz com que a porção de material vizinha ao volume que se torna cavaco durante a usinagem recupere-se elasticamente de sua deformação após a passagem de uma aresta. Na seqüência, a espessura de corte sobre a próxima aresta torna-se bastante instável, gerando, assim, altos níveis de vibração (SIEKMANN, 1955). Ezugwu e Wang (1997) afirmam que esta

característica é a principal responsável pela ocorrência de vibração auto-excitada, ou *chattering*, apresentando, como conseqüência, o prematuro desgaste de flanco da ferramenta com o aparecimento de microlascamentos.

Além disso, as ligas de titânio apresentam instabilidade termoplástica durante a usinagem em virtude de sua baixa condutividade térmica, gerando cavaco segmentado (HONG, MARKUS e JEONG, 2001). Esta instabilidade é fruto da concentração do calor gerado no plano de cisalhamento primário, calor este que, não se propagando por outras regiões do cavaco, provoca redução da resistência ao cisalhamento nesta estreita faixa e, conseqüentemente, elevada deformação. As porções subseqüentes, não afetadas pela temperatura, sofrem deformação bem menos pronunciada, originando deformação cíclica e continuada do cavaco (SANTOS e SALES, 2007), conforme a Figura 2.17. A segmentação do cavaco promove flutuações no esforço de corte, gerando, assim, um carregamento cíclico sobre a ferramenta, o qual também pode ocasionar vibração auto-excitada (MACHADO e WALLBANK, 1990).

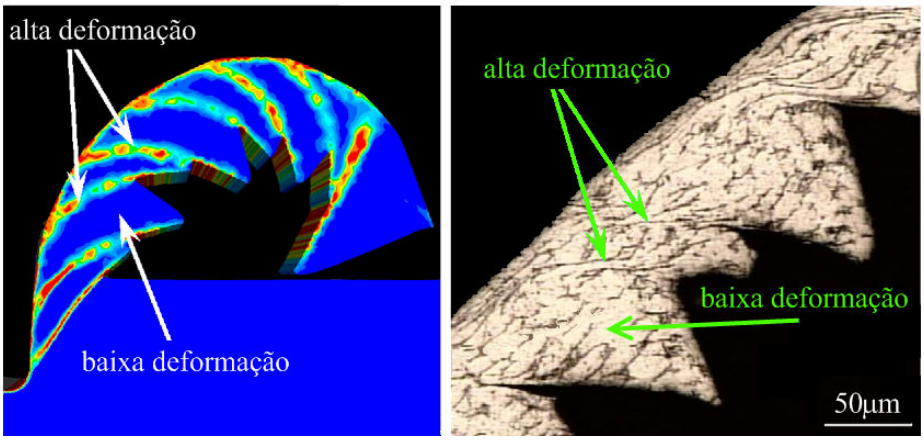


Figura 2.17 – Formação de cavaco segmentado na usinagem da liga de titânio Ti-6Al-4V (adaptado de CALAMAZ, COUPARD e GIROT, 2008)

Outra peculiaridade apresentada pelas ligas de titânio está relacionada aos elevados coeficientes de atrito e, portanto, à dificuldade de lubrificar suas superfícies, decorrentes da forte tendência à formação de óxidos sobre as mesmas e à precária capacidade dos lubrificantes em adsorver sobre estas superfícies ou reagir com elas (SHAW, 2004). De acordo com Hong, Ding e Jeong (2001), o atrito entre cavaco e ferramenta na superfície de saída da mesma pode afetar a zona primária de cisalhamento e mudar o ângulo de cisalhamento (ϕ). CHILDS *et al.* (2000) atestam que, na usinagem de ligas de titânio, realmente obtém-se ϕ mais elevados em comparação

à usinagem de outros materiais. Sendo assim, o grau de recalque (R_c), assim como a espessura do cavaco (h'), diminui, conforme a Equação 2.1, em que h é a espessura de corte e γ_o o ângulo de saída da ferramenta.

$$R_c = \frac{h'}{h} = \frac{\cos(\phi - \gamma_o)}{\text{sen}\phi}$$

Equação 2.1
(adaptado de SANTOS e SALES, 2007 e TRENT e WRIGHT, 2000)

Dessa maneira, obtêm-se, na usinagem de ligas de titânio, cavacos muito finos em comparação àqueles obtidos na usinagem de outros materiais com os mesmos parâmetros de corte (MACHADO e WALLBANK, 1990). Sendo o comprimento de contato entre o cavaco e superfície da saída da ferramenta proporcional à espessura do cavaco (STEPHENSON e AGAPIOU, 1996), têm-se, na usinagem de ligas de titânio, comprimentos de contato reduzidos, da ordem de um terço a metade daqueles obtidos na usinagem de aços (YANG e LIU, 1999). Isto se traduz em elevadíssimas tensões sobre a superfície de saída da ferramenta, embora os esforços de corte sejam similares aos verificados na usinagem de aços (EZUGWU e WANG, 1997), estando estas concentradas proximamente à aresta de corte (RAHMAN, WONG e ZAREENA, 2003).

O acelerado desgaste de ferramenta e o aparecimento de microlascamentos na aresta de corte também prejudicam o acabamento da superfície de liga de titânio usinada, não somente pela elevação dos parâmetros de rugosidade, mas também pela severa alteração microestrutural imposta a ela. Che-Haron e Jawaid (2005) observaram, inclusive, o aparecimento de camada branca endurecida ao final da vida de ferramenta no torneamento da liga Ti-6Al-4V. Bentley, Mantle e Aspinwall (1999) verificaram ainda a influência do processo de usinagem sobre o comportamento em fadiga de uma peça de liga de titânio, concluindo que espécimes fresadas apresentam resistência à fadiga maior do que espécimes retificadas, graças à menor geração de calor e à indução de tensões residuais compressivas durante aquele processo. Sharman *et al.* (2001), em seus experimentos de torneamento de liga de titânio, identificaram a profundidade de usinagem como sendo a principal variável de influência sobre o surgimento de trincas na peça, e a lubro-refrigeração a principal variável de influência nas alterações de microdureza superficial.

Cantero *et al.* (2005) atestam outra particularidade da usinagem de ligas de titânio além da vida de ferramenta reduzida e da obtenção de superfícies metalurgicamente comprometidas: a

possibilidade de ignição do cavaco, como pode ser visto na Figura 2.18. Em virtude das altíssimas temperaturas envolvidas no corte destes materiais, podem surgir fagulhas durante a usinagem dos mesmos (MACHADO e WALLBANK, 1990). Além de danos à peça, à ferramenta e à estrutura da máquina-ferramenta, isto pode representar também um risco à saúde do operador.

Figura 2.18 – Ignição do cavaco durante a usinagem da liga de titânio Ti-6Al-4V (CANTERO *et al.*, 2005)

2.2.2 – Avaliação dinâmica da usinagem de ligas de titânio

O estudo dos esforços de corte apresenta indiscutível importância no processo de usinagem já que os mesmos determinam a potência necessária à máquina-ferramenta e os carregamentos a que seus componentes estão submetidos, geram desvio da ferramenta e da peça, e se traduzem, eventualmente, em excessivas temperaturas de corte e altos níveis de vibração (STEPHENSON e AGAPIOU, 1996). Na usinagem de ligas de titânio, apesar dos esforços de corte serem iguais ou inferiores àqueles medidos na usinagem de aços, as tensões sobre a aresta são elevadíssimas, visto que a área de contato entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta é bastante reduzida (TRENT e WRIGHT, 2000). Sendo assim, a análise dinâmica da usinagem de ligas de titânio merece especial atenção.

Em se tratando do fresamento, a dinâmica do processo é ainda mais crítica, já que envolve o corte do material da peça por uma ferramenta rotativa e de múltiplos dentes. Neste contexto, não há uma relação estreita entre os esforços de corte e o desgaste da ferramenta. Entretanto, o monitoramento e o controle dos mesmos através da otimização dos parâmetros de corte pode ajudar a prevenir quebra prematura da aresta de corte (MATIVENGA e HON, 2005). Modelos

dinâmicos dos processos de usinagem permitem prever combinações de parâmetros que contemplem estabilidade de corte e precisão de forma e dimensão das superfícies geradas (MANN *et al.*, 2008). No fresamento, entretanto, a freqüência de entrada de dentes se sobrepõe a todos os sinais de vibração relacionados a outros fenômenos, o que pode inviabilizar o adequado monitoramento do processo por meio do espectro de freqüência (KLAMECKI, 2004).

É preciso ressaltar que, no caso das ligas de titânio, o monitoramento de vibrações apresenta importância ainda maior, pois o baixo módulo de elasticidade e, portanto, a extensa zona elástica apresentada por estes materiais, aliada à formação de cavacos tipicamente serrilhados, intensifica a problemática associada ao processo de fresamento em si.

De acordo com Stephenson e Agapiou (1996), as máquinas-ferramenta são sujeitas, em trabalho, a três tipos básicos de vibração: livre, forçada e auto-excitada. A primeira delas, também chamada vibração natural, ocorre quando um sistema estável é retirado da sua posição de equilíbrio, e não costuma causar problemas ao processo de usinagem. Vibrações forçadas ocorrem quando é aplicada à estrutura uma excitação dinâmica como, por exemplo, esforços alternados característicos de processos de corte interrompido ou induzidos por heterogeneidades do material da peça e ainda fontes internas de vibração, como folgas em rolamentos, defeitos em engrenagens ou desbalanceamento do eixo árvore. As vibrações auto-excitadas, também chamadas de *chattering*, são um fenômeno anômalo resultante da realimentação do mecanismo de geração do cavaco durante o processo de usinagem, de forma que um dos modos estruturais da peça, da ferramenta ou da máquina-ferramenta seja excitado pelos esforços de corte (ALTINTAS, 2000). Entretanto, sua ocorrência não pode ser associada diretamente a estes esforços, pois a energia necessária para que ela ocorra é proveniente do processo de usinagem em si (STEPHENSON e AGAPIOU, 1996).

A Figura 2.19 ilustra o efeito regenerativo da vibração auto-excitada em processos de fresamento, na qual estão esquematizadas a ondulação deixada pelo último dente e a ondulação que será deixada pelo dente atual. Os esforços de corte tangencial (F_t) e radial (F_r) são composições dos esforços nas direções x e y da ferramenta em função do ângulo instantâneo da direção de avanço (φ). Como pode ser visto no detalhe, as ondulações acabam por originar intensa flutuação da espessura de corte (h) o que, portanto, submete cada dente a um carregamento distinto durante cada volta da ferramenta ao longo do processo.

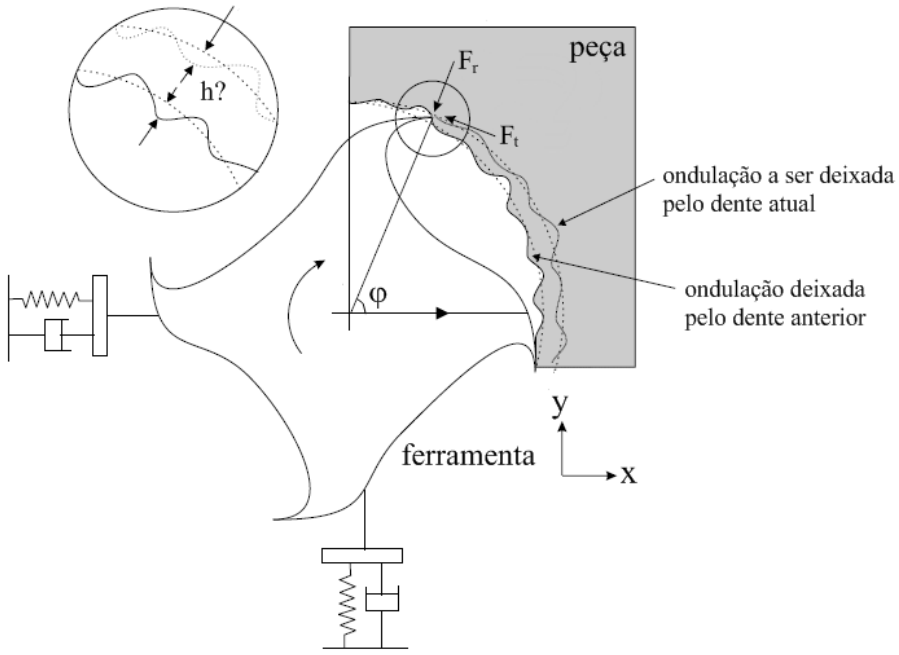


Figura 2.19 – Efeito regenerativo da vibração auto-excitada em processos de fresamento (adaptado de GANGULI, 2005)

Amin, Ismail e Nor Khairusshima (2007) compararam a eficácia da utilização de diferentes ferramentas no fresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V em termos das faixas de velocidade de corte aplicáveis e da ocorrência de vibração auto-excitada. Maiores níveis de vibração foram observados em freqüências próximas à freqüência natural da ferramenta, nos casos em que a freqüência de formação de cavaco era quatro vezes maior do que ela. Em termos de volume de material removido, concluíram que, para o metal duro, as velocidades de corte ideais estão na faixa de 40 a 80 m/min enquanto, para o PCD, entre 120 e 160 m/min.

Não somente a otimização dos parâmetros de corte, mas também da geometria de ferramenta, parece ser capaz de permitir a elevação das taxas de remoção de material na usinagem de ligas de titânio. Denkena, de Leon e Köhler (2008) afirmam que pequenos ângulos de folga (α_o) e grandes ângulos de saída (γ_o), tanto em fresas de insertos intercambiáveis quanto sólidas, podem proporcionar excelentes resultados em termos de vida de ferramenta, sendo possível aliar elevada robustez da cunha com baixa geração de esforços de corte. Os melhores resultados foram obtidos com a combinação de $\alpha_o = 6\ °$ e $\gamma_o = 14\ °$. Estes pesquisadores ainda avaliaram a influência do ângulo de hélice (ou ângulo de inclinação, λ_s) em fresas sólidas, concluindo que ferramentas com $\lambda_s = 30\ °$ apresentam um desempenho efetivamente melhor.

2.2.3 – Mecanismos de desgaste de ferramenta na usinagem de ligas de titânio

De acordo com Diniz, Marcondes e Coppini (2006), os principais fenômenos causadores dos desgastes de ferramenta na usinagem dos mais diversos materiais são: aresta postiça de corte, abrasão mecânica, oxidação, difusão e *attrition*. Em se tratando da usinagem de ligas de titânio, estes dois últimos são os mecanismos mais comuns, por isso dá-se a eles especial atenção nos parágrafos que seguem.

O desgaste por *attrition* ocorre quando o fluxo de material da peça sobre a ferramenta é irregular e o contato com a mesma é descontínuo. Este mecanismo pode ser descrito como um fenômeno cíclico de adesão de material da peça seguida de remoção de partículas da ferramenta e suas origens estão associadas à zona de escorregamento do cavaco na superfície de saída da ferramenta, ao corte interrompido, a flutuações na profundidade de usinagem e a vibrações. Regiões desgastadas por *attrition* apresentam aparência irregular (TRENT e WRIGHT, 2000).

O mecanismo de difusão envolve transferência de átomos entre ferramenta e peça e, por isso, é fortemente influenciado pela temperatura (e, conseqüentemente, pela velocidade de corte), pelo tempo de contato e pela afinidade química entre seus elementos constituintes. No fresamento, embora o tempo de contato entre ferramenta e peça seja, geralmente, restrito, a existência de zonas de aderência e de fluxo geram cisalhamento intenso nas interfaces cavaco-ferramenta e ferramenta-peça, o que viabiliza a ocorrência do fenômeno difusivo. Regiões desgastadas por difusão apresentam aparência lisa (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2006).

Embora o mecanismo de abrasão possa não ser tão evidente, é inevitável que ele esteja presente em algum momento da vida da ferramenta, já que o atrito entre sua superfície de flanco e a peça é inerente ao processo de usinagem. Verifica-se abrasão especialmente na usinagem de materiais contendo partículas duras, como ligas de titânio envelhecidas, utilizando ferramentas de dureza não tão elevada, como o metal duro. Regiões sujeitas a este mecanismo de desgaste apresentam, caracteristicamente, riscos paralelos à direção de corte (TRENT e WRIGHT, 2000).

A baixa condutividade térmica, a manutenção das propriedades mecânicas em temperaturas elevadas e a elevada afinidade química das ligas de titânio com os diversos materiais para ferramentas de usinagem são responsáveis pelo acelerado desgaste de flanco e, eventualmente, pelos desgastes de cratera na superfície de saída e de entalhe na superfície de folga da ferramenta

(Figura 2.20). Em operações de fresamento, Barnett-Ritcey (2004) relata ainda a ocorrência de trincas de fadiga termomecânica como conseqüência das elevadas temperaturas de corte na ferramenta de metal duro e da atuação do fluido refrigerante em corte interrompido. O crescimento destas trincas pode ocasionar o aparecimento de microlascamentos na aresta de corte (STEPHENSON e AGAPIOU, 1996), resultado da combinação das elevadas temperaturas e esforços sobre a ferramenta (MACHADO e WALLBANK, 1990) e da vibração auto-excitada decorrente do reduzido módulo de elasticidade e do mecanismo de formação de cavaco segmentado apresentados pelas ligas de titânio (EZUGWU e WANG, 1997).

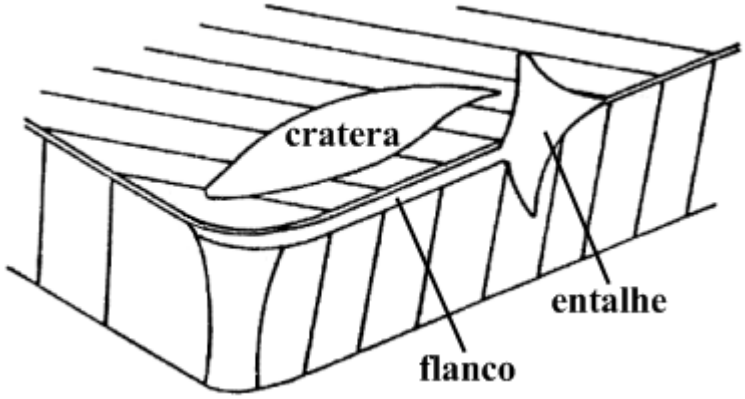


Figura 2.20 – Desgastes de ferramenta típicos da usinagem de ligas de titânio (adaptado de EZUGWU, 2007)

De acordo com Machado e Wallbank (1990), diferentes materiais de ferramentas tendem a responder de forma distinta a diferentes mecanismos de desgaste na usinagem de ligas de titânio, o que se justifica pelas diferentes características de dureza a quente, resistência ao desgaste, tenacidade e estabilidade química apresentada por cada um deles (STEPHENSON e AGAPIOU, 1996).

Aços rápidos, por exemplo, podem sofrer perda de resistência mecânica, alterações permanentes de sua microestrutura e deformação plástica da aresta em razão das altíssimas temperaturas de corte geradas na usinagem de ligas de titânio (TRENT e WRIGHT, 2000) embora Boyer, Welsch e Collings (1994) afirmem que algumas classes de aços rápidos de alta liga possam proporcionar resultados aceitáveis.

Em se tratando de metal duro, Jawaid, Che-Haron e Abdullah (1999) verificaram a ocorrência dos mecanismos de abrasão e difusão como principais causadores do desgaste de

flanco da ferramenta no torneamento da liga Ti-6246. López de Lacalle *et al.* (2000) afirmam que as elevadas temperaturas e a altíssima afinidade química das ligas de titânio com os constituintes da ferramenta disparam um acelerado mecanismo de difusão química entre o cavaco e a superfície de saída da mesma, o qual origina o desgaste de cratera, mesmo em processos de fresamento, casos em que, por conseqüência do corte interrompido, a ferramenta não se aquece muito. Arrazola *et al.* (2008) verificaram que a difusão é também responsável pela intensa adesão de material da peça sobre a ferramenta e, conseqüentemente, pela formação de aresta postiça de corte, visto que a afinidade química entre eles é o primeiro passo para a aderência. Ginting e Nouari (2006) verificaram, no fresamento da liga de titânio Ti-6242S, desgaste de flanco uniforme associado ao mecanismo de adesão de material da peça sobre a ferramenta e também desgaste de flanco localizado associado aos mecanismos de adesão e difusão. Neste caso, a adesão de material da peça seguida do arrancamento de partículas da ferramenta (*attrition*) pareceu ser o mecanismo de desgaste que conduz ao aparecimento de microlascamentos na aresta de corte (NOUARI e GINTING, 2006). Jawaid, Sharif e Koksal (2000), por outro lado, associaram o surgimento de lascamentos nas superfícies de flanco e de saída ferramenta à propagação de trincas térmicas.

Ferramentas cerâmicas à base de óxido de alumínio são severamente desgastadas no torneamento de ligas de titânio, exibindo desgaste de entalhe típico ao final da profundidade de usinagem como conseqüência, provavelmente, do mecanismo de oxidação (ZHANG, WISE e ASPINWALL, 1993 *apud* PÉREZ, 2005). De acordo com Wang, Rahman e Wong (2005), ferramentas de PCD (do inglês *polycrystalline diamond*) e CBN (do inglês *cubic boron nitride*) são altamente reativas com as ligas de titânio sendo, portanto, inadequadas para a usinagem das mesmas. Por outro lado, Ezugwu *et al.* (2008) obtiveram bons resultados no torneamento da liga de titânio Ti-6Al-4V utilizando diamante policristalino.

2.2.4 – Estado da arte na usinagem de ligas de titânio

As elevadas temperaturas geradas na usinagem de ligas de titânio são a principal razão para o desgaste acelerado das ferramentas (YANG e LIU, 1999). Sendo assim, são geralmente recomendadas velocidades de corte reduzidas no sentido de limitar as temperaturas de corte associadas à usinagem destas ligas (CHANDLER, 1989). De acordo com Byrne, Dornfeld e

Denkena (2003), a utilização de velocidades de corte inferiores a 50 m/min, no caso de ferramentas de metal duro, é típica, o que envolve sérios prejuízos em termos de produtividade do processo.

Visando atenuar as dificuldades associadas à usinagem de ligas de titânio por meio da redução das temperaturas geradas na região do corte, são usualmente empregados fluidos de corte em abundância (BOYER, WELSCH e COLLINGS, 1994) mesmo no fresamento (SANDVIK COROMANT, 2004), processo em que, geralmente, se prioriza o corte sem fluido de corte como forma de minimizar o choque térmico na ferramenta. A indústria aeroespacial utiliza majoritariamente fluidos aquosos, principalmente emulsões, na usinagem destas ligas.

Antonialli e Diniz (2008) verificaram em seus experimentos de fresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V que, em termos de vida de ferramenta, o emprego de fluido de corte emulsionável é vantajoso em comparação ao emprego de óleos integrais. Entretanto, o padrão de desgaste apresentado pelas ferramentas utilizadas nos ensaios com óleos integrais mostrou-se mais regular, com pouca adesão do material do corpo de prova e sem o aparecimento de trincas de origem térmica, o que pode significar a viabilidade da aplicação dos mesmos sob parâmetros de usinagem distintos daqueles empregados. A aplicação de emulsão em alta pressão sobre a superfície de saída da ferramenta de PCD no torneamento foi testada com sucesso por Ezugwu *et al.* (2007), enquanto Li, Hegde e Shih (2007) obtiveram êxito na aplicação de emulsão internamente a brocas de metal duro na furação desta mesma liga.

A utilização de fluidos de corte tem sido, contudo, desencorajada por leis ambientais cada vez mais rígidas, que visam minimizar os problemas associados a sua reciclagem e seu descarte, sem contar os riscos impostos à saúde do operador (SOKOVIC e MIJANOVIC, 2001). Neste contexto, a usinagem verde (do inglês *green machining*), ou seja, sem o emprego de fluidos de corte, tem se tornado cada vez mais popular e deve tornar-se uma necessidade da indústria metal-mecânica a curto prazo (SREEJITH e NGOI, 2000). Che-Haron, Ginting e Arshad (2007), por exemplo, obtiveram sucesso no fresamento da liga de titânio Ti-6242S com ferramentas de metal duro sem a utilização de fluido de corte, obtendo vidas de ferramenta aceitáveis com velocidades de corte entre 100 e 125 m/min.

Outra alternativa ecologicamente correta envolve a utilização de fluidos de corte criogênicos, ou seja, em temperaturas abaixo de -120 °C, o que também permite aumento de produtividade e redução de custos (FLYNN, 2005). Su *et al.* (2006) conseguiram bons resultados utilizando como fluido de corte nitrogênio na forma de gás comprimido e resfriado no fresamento da liga Ti-6Al-4V. Hong, Ding e Jeong (2001) verificaram, no torneamento desta mesma liga, a redução dos esforços de corte e do coeficiente de atrito entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta promovida pela utilização de nitrogênio líquido como lubrificante, ao passo que Hong, Markus e Jeong (2001) aperfeiçoaram sua aplicação, direcionando os jatos às superfícies de flanco e de saída da ferramenta e restringindo o volume de fluido utilizado. Da mesma forma, Venugopal, Paul e Chattopadhyay (2007) conseguiram coibir o desgaste acelerado da ferramenta prolongando, assim a vida útil da mesma.

Além da usinagem sem fluido de corte e com fluidos de corte criogênicos, a utilização de MQF, ou mínima quantidade de fluido, que envolve a pulverização de ar comprimido com uma quantidade de óleo muito pequena sobre a aresta de corte, é bastante promissora por promover simultaneamente refrigeração da ferramenta e lubrificação da região de corte (EZUGWU, 2004). Utilizando MQF no fresamento da liga Ti-6Al-4V, Antonialli e Diniz (2008) obtiveram vidas de ferramenta similares àquelas verificadas quando empregado óleo integral com alta vazão. A eficácia da utilização de ar comprimido como fluido de corte foi comprovada por Barnett-Ritcey (2004), que obteve sucesso no fresamento de ligas de titânio em acabamento, empregando altas velocidades e ferramentas de metal duro e PCD.

Para a usinagem de ligas de titânio, recomenda-se, normalmente, a utilização de ferramentas de metal duro sem cobertura devido à possibilidade de haver reação química entre o material da peça e constituintes do recobrimento como TiN, TiCN e TiAlN (EZUGWU e WANG, 1997). Entretanto, as altíssimas temperaturas, o desgaste acelerado, a adesão pronunciada e, principalmente, os esforços cíclicos a que está sujeita a aresta de corte em operações de fresamento são argumentos suficientes para justificar a utilização de coberturas depositadas pelo processo PVD (do inglês *physical vapour deposition*) (LÓPEZ de LACALLE *et al.*, 2000), visto que o mesmo induz tensões residuais compressivas entre cobertura e substrato, as quais aprimoram o comportamento da ferramenta em fadiga (SCHLUND *et al.*, 1999). Sharif e Rahim (2007), por exemplo, verificaram, tanto em termos de vida de ferramenta quanto de

rugosidade das paredes do furo, o melhor desempenho de brocas de metal duro com cobertura de TiAlN em comparação a brocas de metal duro sem cobertura na furação da liga de titânio Ti-6Al-4V, concluindo que estas não são adequadas para velocidades de corte superiores a 25 m/min. Corduan *et al.* (2003) obtiveram resultados interessantes utilizando ferramenta de metal duro com cobertura de TiB_2 (diboreto de titânio) no torneamento desta mesma liga em velocidades de corte inferiores a 100 m/min, embora estes autores afirmem ser ainda necessário um aprimoramento da adesão do recobrimento sobre o substrato para melhorar o desempenho desta ferramenta.

A tecnologia de usinagem com altas velocidades (ou HSM do inglês *high speed machining*) envolve a utilização de profundidade radial de usinagem reduzida (e, portanto, pequeno ângulo de contato entre ferramenta e peça) e grandes velocidades de corte e de avanço (portanto, elevado avanço por dente) para manter a espessura média de corte e a taxa de remoção de material em níveis adequados (OLIVEIRA, 2003). Esta técnica já vem, há algum tempo, sendo empregada pela indústria de fabricação de moldes e matrizes no fresamento de aços-ferramenta endurecidos (URBANSKI *et al.*, 2000), entretanto, pouco se sabe a respeito da utilização da mesma na usinagem de materiais como as ligas de titânio.

Além da possibilidade de aumento de produtividade, a utilização de altas velocidades na usinagem apresenta outras vantagens em relação à usinagem convencional, como: aumento de precisão, melhoria do acabamento superficial, redução da zona de material afetada pelo processo, redução de rebarbas e possibilidade do aumento da estabilidade do corte (SCHULZ e MORIWAKI, 1992). Entretanto, em função das altas velocidades empregadas em HSM, o calor gerado em excesso pode ser um problema, já que a temperatura de corte afeta diretamente o desgaste da ferramenta, a integridade da superfície usinada e a precisão dimensional (MING *et al.*, 2003). Dewes e Aspinwall (1997) apontam ainda a necessidade de utilização de máquinas, eixos-árvore e ferramentas mais caros e de sistemas especiais de controle como desvantagens a serem consideradas em se tratando da usinagem com altas velocidades.

Embora Wang, Rahman e Wong (2005) afirmem que ferramentas de CBN e PCD não são adequadas para ligas de titânio, estes materiais de ferramentas são os mais comumente empregados quando se utilizam altas velocidades (EZUGWU, BONNEY e YAMANE, 2003). No torneamento da liga Ti-6Al-4V, ferramentas de PCD apresentam desempenho superior àquele obtido com metal duro, ou mesmo CBN, em termos de vida de ferramenta ou integridade da

superfície usinada, de acordo com Ezugwu *et al.* (2008). Entretanto, um novo material de ferramenta, chamado BCBN (do inglês *binderless cubic boron nitride*) ou CBN sem aglomerante, tem permitido a obtenção de vidas de ferramenta mais longas em virtude da menor afinidade química com o material da peça (ZAREENA, RAHMAN E WONG, 2005). Wang, Rahman e Wong (2005) afirmam ser este o material ideal para a usinagem de ligas de titânio com altas velocidades.

A baixíssima usinabilidade das ligas de titânio tem também motivado alguns pesquisadores a estudar alternativas economicamente viáveis em processos não-convencionais como eletroerosão a fio (SARKAR, MITRA e BHATTACHARYYA, 2005), usinagem a *laser* (ALMEIDA *et al.*, 2006), usinagem por ultra-som (SINGH e KHAMBA, 2007) e usinagem por jato abrasivo (HASCALIK, ÇAYDAS e GÜRÜN, 2007). Processos ligados à tecnologia NNS (do inglês, *near-net shape*) como a sinterização por plasma (ZADRA *et al.*, 2008) e fabricação de espumas (IMWINKELRIED, 2007) também vêm ganhando espaço.

Capítulo 3

Materiais e Métodos

Neste capítulo, apresentam-se todos os equipamentos e materiais utilizados, assim como o planejamento experimental e os procedimentos adotados ao longo do trabalho. Estes detalhes são de fundamental importância para facilitar a compreensão dos métodos utilizados, possibilitar uma correta aplicação das técnicas empregadas, seja em meio acadêmico ou industrial, e ainda garantir a confiança dos resultados aqui obtidos.

3.1 – Equipamentos

Neste item, são explicitados, além da máquina-ferramenta, todos os instrumentos utilizados para aferição e medição das variáveis estudadas neste trabalho.

3.1.1 – Máquina-ferramenta

Todos os ensaios de fresamento da liga de titânio Ti-6Al-4V foram realizados no Centro de Usinagem Mori Seiki SV-40 (Figura 3.1) do Laboratório de Usinagem dos Materiais inserido no Departamento de Engenharia de Fabricação da Faculdade de Engenharia Mecânica da UNICAMP. Trata-se de uma máquina-ferramenta de três eixos de programação, sendo o eixo-árvore árvore vertical, motor principal com 22 kW de potência, rotação máxima de 12000 rpm, interface entre ferramenta e eixo-árvore por cone ISO 40 e comando numérico computadorizado GE Fanuc MSC-518.

Figura 3.1– Centro de Usinagem Vertical

3.1.2 – Microscópio Óptico

Para o acompanhamento do desgaste de flanco das ferramentas ao longo de cada vida, foi utilizado um microscópio estereoscópico Leica (ampliação máxima de 50 x) e uma câmera fotográfica digital Canon Powershot ® S40 (*zoom* óptico de 2.8 x e resolução máxima de 4 *megapixels*) conectada a um computador contendo os programas Canon Utilities RemoteCapture® 2.2.0.11, responsável pela aquisição das imagens, e ImageJ 1.40c, responsável pela medição do desgaste. A Figura 3.2 ilustra a montagem descrita.

Figura 3.2 – Medição do desgaste de flanco ao longo da vida das ferramentas

3.1.3 – Microscópio Eletrônico

Após os ensaios de vida, as ferramentas desgastadas foram levadas ao Microscópico Eletrônico de Varredura (MEV) Jeol JXA-840A do Departamento de Engenharia de Materiais da Faculdade de Engenharia Mecânica, que possui o recurso de espectrometria de energia dispersiva (ou EDS, do inglês *Energy Dispersive x-ray Spectrometer*), o qual permite identificar de forma semi-quantitativa os elementos químicos presentes em quaisquer pontos da ferramenta e, assim, propiciar embasamento suficiente para a geração de hipóteses sobre os mecanismos de desgaste atuantes.

3.1.4– Rugosímetro

De forma a aferir o perfil de rugosidade da superfície usinada durante os ensaios de vida, foi utilizado um rugosímetro portátil Mitutoyo SJ-201P conectado a um computador contendo o programa SurfTest® SJ210 SerialCommunication 2.00 para inspeção e gravação dos pontos adquiridos (Figura 3.3).

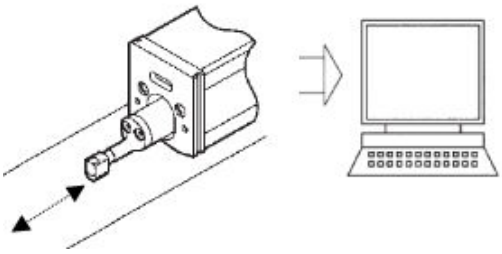


Figura 3.3 – Aferição do perfil de rugosidade da superfície usinada

3.1.5 – Dinamômetro, acelerômetro e afins

Foi utilizado um dinamômetro estacionário incorporado com amplificador de carga Kistler 9257BA em conjunto com uma unidade de controle Kistler 5233A1 e uma placa de aquisição A/D National Instruments PCI-6025E conectada a um computador contendo o programa National Instruments LabVIEW® 8.5 (Figura 3.4) com o intuito de medir as três componentes ortogonais dos esforços de corte durante as diversas condições ensaiadas.

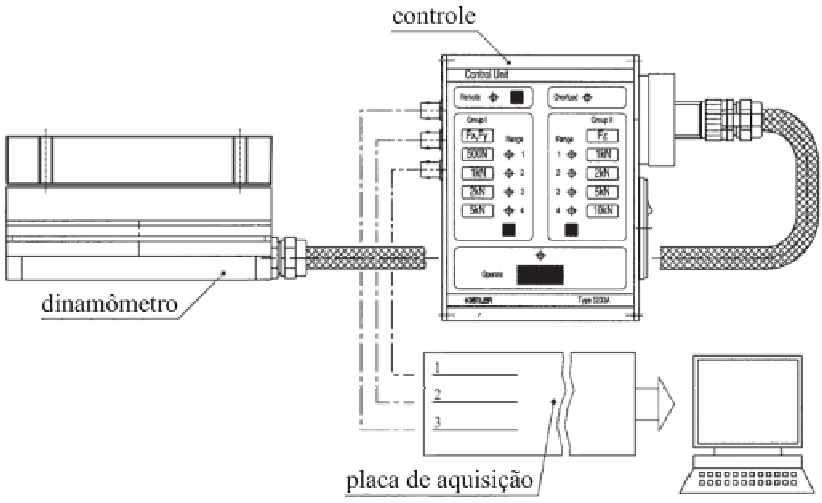


Figura 3.4 – Sistema de medição dos esforços de corte (adaptado de KISTLER, 2008)

Antes dos ensaios de esforços de corte, porém, tanto as ferramentas quanto os corpos de prova foram submetidos a ensaios de análise vibracional como forma de identificar os principais harmônicos das freqüências naturais destes sistemas. Foi utilizado um acelerômetro piezoelétrico triaxial Brüel & Kjær 4506 e um martelo de impacto instrumentado com um transdutor de força piezoelétrico Brüel & Kjær 8200, cujos sinais eram amplificados pelos condicionadores Brüel & Kjær Nexus® e Brüel & Kjær 2626, respectivamente. O analisador Scientific Atlanta SD385, processando os sinais de entrada (força) e saída (aceleração), permite a obtenção da função de transferência do sistema, conforme a montagem descrita na Figura 3.5.

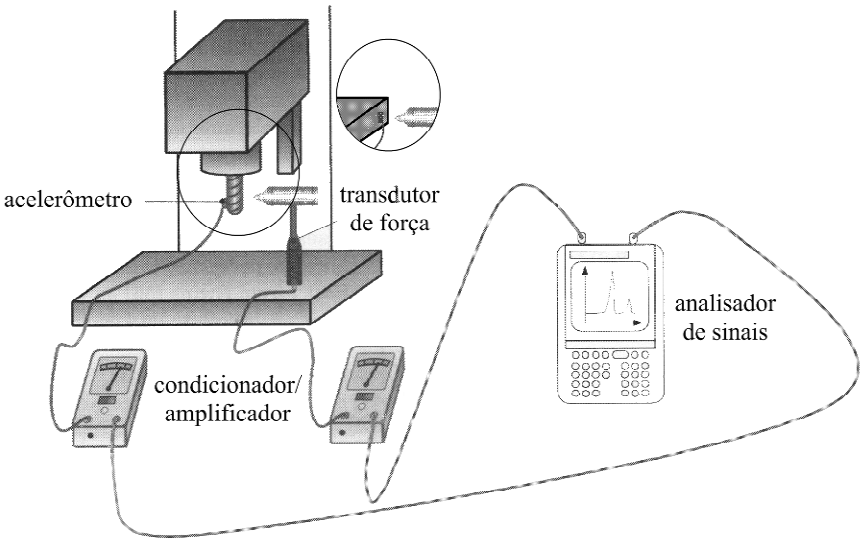


Figura 3.5 – Sistema de medição das funções de transferência correspondentes às ferramentas e aos corpos de prova utilizados nos ensaios (adaptado de ALTINTAS, 2000)

3.2 – Materiais

Este item contém informações a respeito dos corpos de prova usinados, das ferramentas e do fluido de corte utilizados.

3.2.1 – Corpos de prova

Os experimentos foram realizados em uma placa da liga Ti-6Al-4V, representante da classe $\alpha+\beta$, a mais utilizada dentre todas as ligas de titânio, cedida pela Embraer no estado recristalizado. A Figura 3.6 contém a micrografia deste material, obtida a partir de uma amostra submetida a ataque com reagente Kroll (3 % HF, 6 % HNO_3), que revela a presença de grãos α equiaxiais e fase β intergranular.

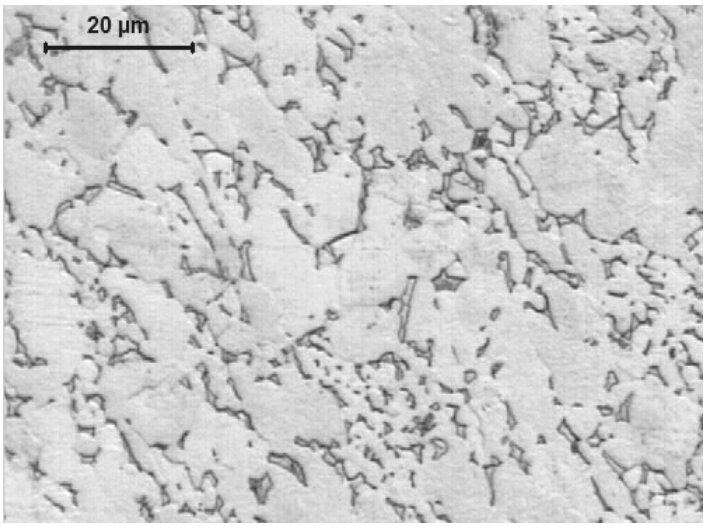


Figura 3.6 – Micrografia da liga de titânio Ti-6Al-4V recristalizada

Foram retiradas amostras também para ensaios de dureza e de tração seguindo, respectivamente, as normas ASTM E18-02 (2002) e ASTM E8M-01 (2001), como forma de averiguar algumas propriedades mecânicas desta liga. Os resultados encontram-se expostos na Tabela 3.1, onde σ_u é o limite de resistência à tração, σ_e é o limite de escoamento e E o módulo de elasticidade (ou módulo de Young).

Tabela 3.1 – Propriedades mecânicas da liga de titânio Ti-6Al-4V

dureza (HR_C)	σ_u (MPa)	σ_e (MPa)	E (GPa)
34 ± 1	974 ± 15	890 ± 18	124 ± 4

Para os ensaios de vida de ferramenta, o corpo de prova foi usinado nas dimensões originais (como recebido), a saber 445 x 240 x 85 mm, com quatro furos de 11 mm de diâmetro para fixação do mesmo à mesa da máquina distantes entre si de 415 x 205 mm, conforme a Figura 3.7. Sua fixação sobre a mesa do centro de usinagem foi realizada por meio de parafusos e porcas T.

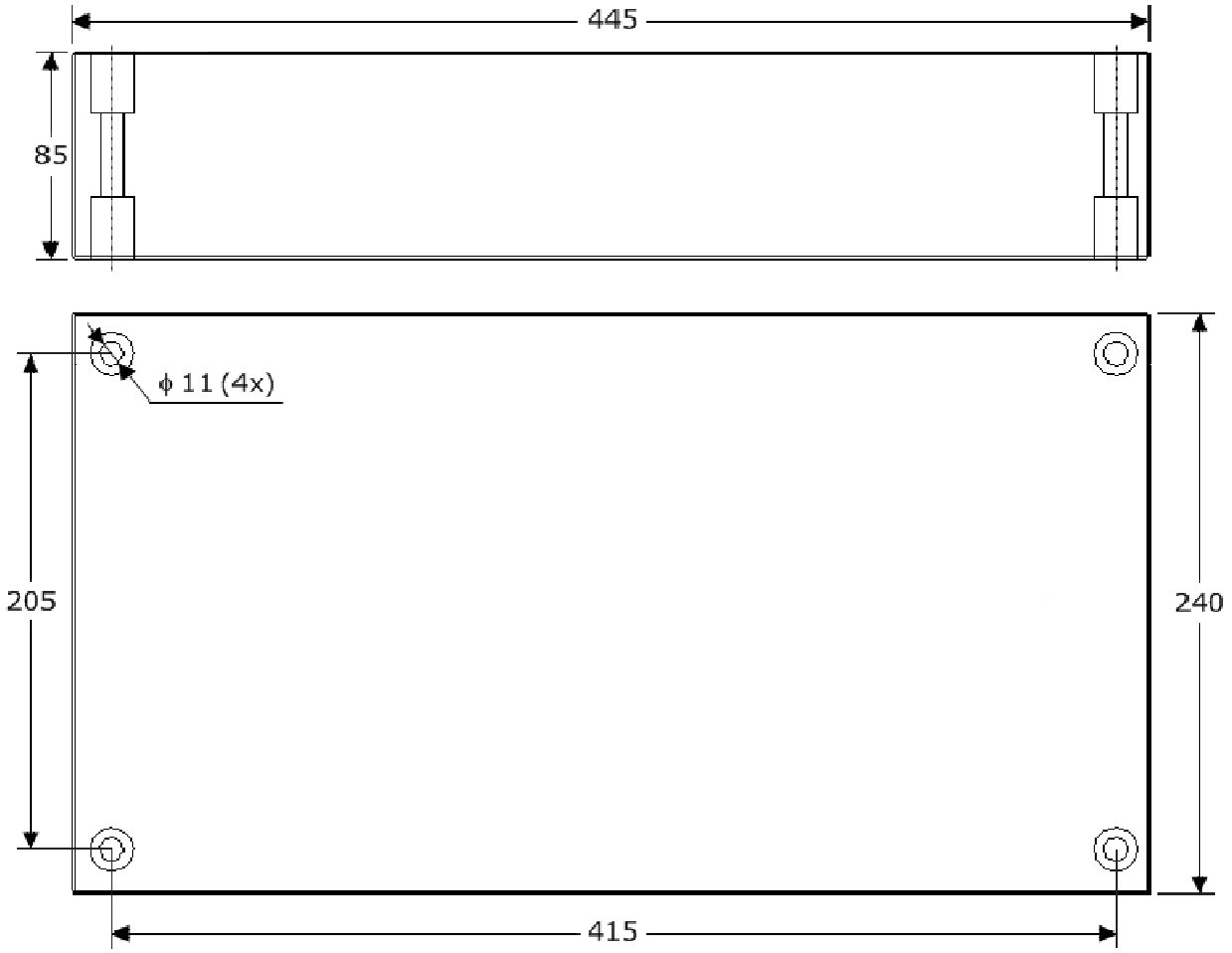


Figura 3.7 – Corpo de prova utilizado nos ensaios de vida de ferramenta

Para os ensaios de esforços de corte, foi necessário confeccionar um corpo de prova com dimensões menores a partir de um retalho do corpo de prova original, de forma que pudesse ser montado sobre o dinamômetro. Como pode ser visto na Figura 3.8, o corpo de prova em questão apresenta dimensões 170 x 100 x 30 mm e dois furos de diâmetro 9 mm, os quais permitiram a fixação por parafusos à plataforma do dinamômetro. Novamente, parafusos e porcas T foram utilizados para fixar o dinamômetro à mesa do centro de usinagem.

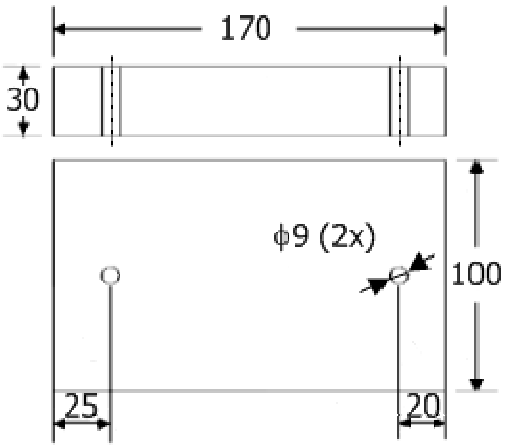


Figura 3.8 – Corpo de prova utilizado nos ensaios de esforços de corte

3.2.2 – Ferramentas

Neste trabalho, foram utilizadas duas diferentes fresas, de códigos R210-025T12-09M e R300-025T12-10M, ambas de passo fino, diâmetro 25 mm, acoplamento roscado e recomendadas para faceamento com altos avanços, usinagem intermitente, fresamento em rampa e interpolação helicoidal (SANDVIK COROMANT, 2007). A primeira apresenta ângulo de posição κ_r = 10 ° característico, e possui dois insertos quadrados, neutros, sem quebra-cavacos, com 9 mm de aresta e código R210-090412M-MM, enquanto a segunda possui três insertos redondos, positivos, com quebra-cavacos, 10 mm de diâmetro e código R300-1032M-MM.

A classe de metal duro escolhida para ambas foi a GC2030 (correspondente à ISO HC S25), que apresenta uma boa combinação entre dureza e tenacidade, cobertura TiN/TiAlN multicamada por PVD (do inglês *physical vapour deposition*) para melhor resistência ao desgaste e a altas temperaturas e, assim, grande versatilidade, sendo adequada para o corte de superligas resistentes ao calor (SANDVIK COROMANT, 2005).

Para a montagem das duas fresas foi utilizado um mandril com interface ISO 40 e acoplamento roscado de código 392.140T-40 12 058. A Figura 3.9 contém todo este ferramental, que foi fornecido pela Sandvik Coromant.

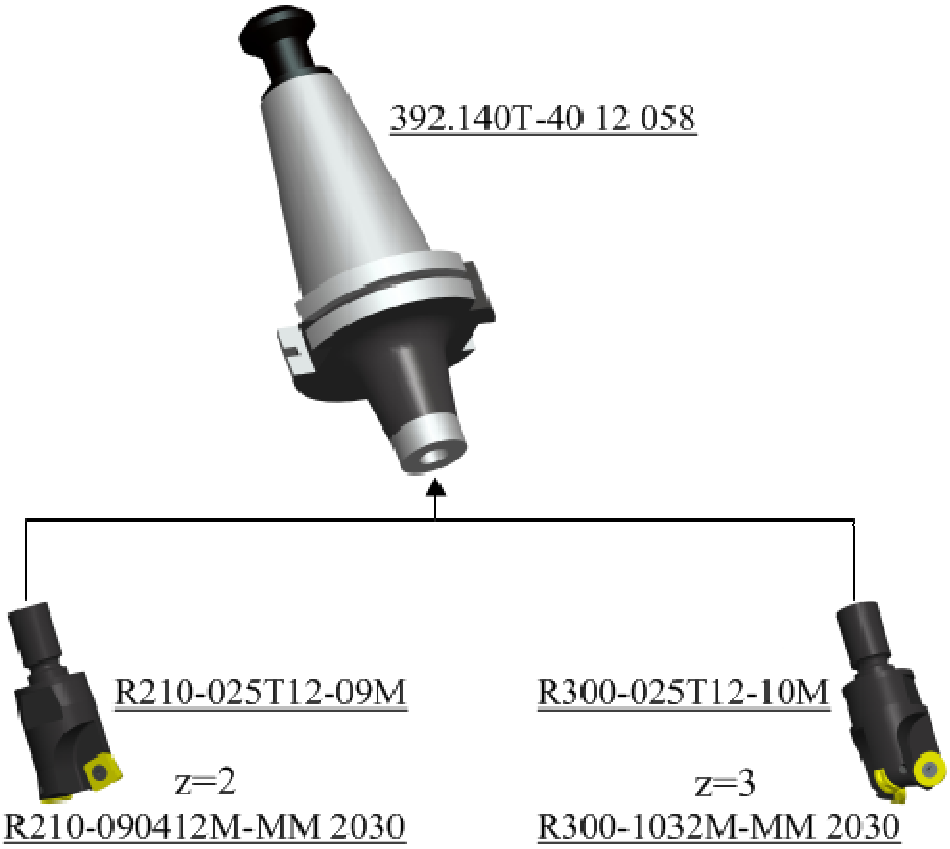


Figura 3.9 – Mandril ISO 40, fresas com acoplamento roscado e insertos intercambiáveis

3.2.3 – Fluido de corte

Assim como na maioria dos processos de usinagem de ligas de titânio realizados em ambiente fabril, foi empregado neste trabalho um fluido de corte aquoso, cujo alto poder refrigerante é capaz de minimizar o efeito do calor gerado sobre a ferramenta. Utilizou-se, em todos os experimentos, um óleo miscível de base vegetal (nome comercial Vasco 1000®), fornecido pela Blaser Swisslube, na concentração de 10 % brix, aplicado externamente à ferramenta e a uma vazão de aproximadamente 45 l/min.

3.3 – Planejamento experimental

Neste trabalho, decidiu-se estudar a influência de duas variáveis sobre o fresamento frontal da liga de titânio Ti-6Al-4V, a saber, ângulo de posição da ferramenta, κ_r (Figura 3.10), e ângulo de contato entre inserto e corpo de prova, φ_0 (Figura 3.11).

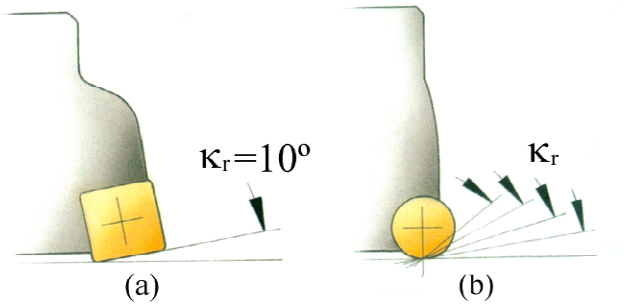


Figura 3.10 – Ângulo de posição da ferramenta (a) R210 e (b) R300 (adaptado de SANDVIK COROMANT, 2005)

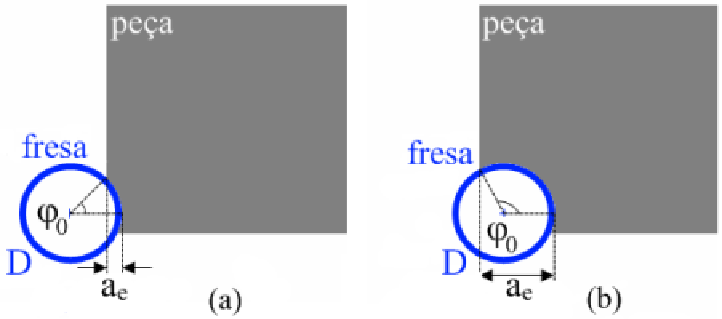


Figura 3.11 – Ângulo de contato entre inserto e corpo de prova em (a) pequena profundidade radial de usinagem e (b) grande profundidade radial de usinagem

Conforme ilustrado na Figura 3.10 (a), a ferramenta R210 possui um ângulo de posição característico de 10 °, ao passo que a ferramenta R300, de insertos redondos, apresenta κ_r variável em função da profundidade axial de usinagem (a_p) utilizada, conforme a Figura 3.10 (b). Neste caso, o ângulo de posição é dado pela Equação 3.1, onde iC corresponde ao diâmetro do inserto.

$$\kappa_r = tg^{-1}\left(\sqrt{\frac{a_p}{iC - a_p}}\right) \qquad \textbf{Equação 3.1}$$

O ângulo de contato do inserto com o corpo de prova, φ_0, representa uma relação entre a profundidade radial de usinagem, ou penetração de trabalho a_e, e o diâmetro da ferramenta, conforme descrito na Equação 3.2, onde D_e é o diâmetro de corte efetivo, ou seja, o diâmetro de corte máximo para uma profundidade específica (Figura 3.12). O ângulo φ_0 expressa também a diferença entre o ângulo da direção de avanço (φ) na entrada e na saída do inserto do corpo de prova.

$$\varphi_0 = \cos^{-1}\left(1 - 2\frac{a_e}{D_e}\right)$$

Equação 3.2
(adaptado de DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2006)

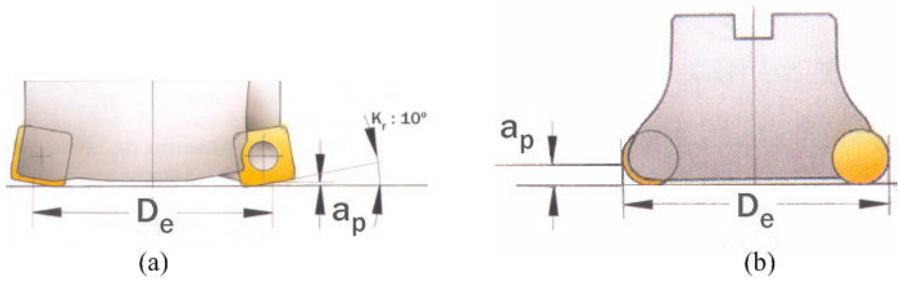


Figura 3.12 – Diâmetro efetivo para as ferramentas (a) R210 e (b) R300 (adaptado de SANDVIK COROMANT, 2005)

Para a análise da influência destas duas variáveis sobre o fresamento da liga Ti-6Al-4V, foram fixadas a taxa de remoção de material (Q) e a espessura média de corte (h_m) para todas as condições inclusas neste planejamento.

Com Q mantida constante, garante-se a mesma produtividade do processo para qualquer um dos experimentos. Em outras palavras, todas as condições testadas permitiriam, em ambiente industrial, a fabricação do mesmo número de peças por minuto. Sendo assim, a comparação entre as vidas de ferramenta obtidas em cada um dos experimentos permite, efetivamente, determinar quais destas condições são mais viáveis em termos econômicos.

Conforme descrito pela Equação 3.3, a taxa de remoção de material é função da profundidade axial de usinagem (a_p [mm]), da profundidade radial de usinagem (a_e [mm]), da velocidade de corte (v_c [m/min]), do avanço por aresta (f_z [mm]), do número de insertos da fresa (z), e do diâmetro de corte efetivo (D_e [mm]).

$$Q = 1000\left(\frac{a_p \cdot a_e \cdot v_c \cdot f_z \cdot z}{\pi D_e}\right) \text{ [mm}^3\text{/min]}$$

Equação 3.3
(adaptado de SANDVIK COROMANT, 2005)

A redução da espessura de corte eleva exponencialmente a pressão específica de corte (k_s), conforme evidenciado na Figura 3.13. Decidiu-se, portanto, em se tratando de um processo de fresamento, manter a espessura média de corte constante ao longo de todos os experimentos, de forma a evitar que a pressão específica de corte fosse uma fonte de variabilidade muito atuante neste estudo.

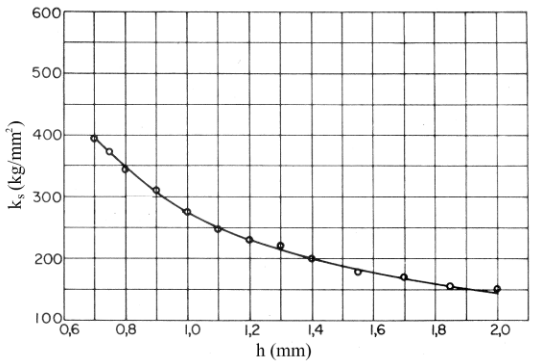


Figura 3.13 – Variação da pressão específica de corte em função da espessura de corte (FERRARESI, 1977)

Na Equação 3.4, é apresentado o cálculo da espessura média de corte (h_m) a partir do ângulo de contato do inserto com o corpo de prova (φ_0 [°]), do ângulo de posição da ferramenta (κ_r) e do avanço por aresta (f_z [mm]).

$$h_m = \frac{180}{\pi \cdot \varphi_0} f_z \cdot \text{sen}\kappa_r \left(1 - \cos\varphi_0\right) \text{ [mm]}$$

Equação 3.4 (adaptado de DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2006)

Além da taxa de remoção de material (Q) e da espessura média de corte (h_m), a profundidade axial de usinagem (a_p) também foi mantida constante em todos os experimentos desta primeira fase. Optou-se por a_p = 1 mm em função das recomendações de catálogo para as ferramentas R210 e R300 aqui utilizadas.

Conforme já descrito, a ferramenta R210 apresenta κ_r = 10 ° característico, mas a ferramenta R300 apresenta κ_r variável (Equação 3.1). Com diâmetro do inserto iC = 10 mm e a profundidade de usinagem a_p = 1 mm, tem-se, para esta, κ_r = 18 °.

Com relação à profundidade radial de usinagem (a_e), utiliza-se convencionalmente na indústria valores próximos a ⅔ do diâmetro de corte efetivo da fresa (Figura 3.11 (b)), proporcionando ângulos de contato próximos a φ_0 = 110 °. A técnica de usinagem com altas velocidades, por outro lado, privilegia a escolha de valores reduzidos de a_e (Figura 3.11 (a)), da ordem de 10 % do diâmetro de corte efetivo, proporcionando φ_0 = 36 °.

Dessa maneira, foi montado um planejamento fatorial 2^2, com as variáveis de entrada ângulo de posição (κ_r) e ângulo de contato do inserto com o corpo de prova (φ_0), ambas aplicadas

em dois níveis, configurando quatro diferentes testes, denominados 1, 2, 3 e 4 conforme a Tabela 3.2. A este conjunto de experimentos dá-se o nome de primeira fase.

Tabela 3.2 – Planejamento Fatorial 2^2 completo da primeira fase

κ_r	φ_0	
	36 °	110 °
10 °	teste 1	teste 2
18 °	teste 3	teste 4

A Tabela 3.3 contém as variáveis de entrada e os parâmetros de usinagem de cada um dos experimentos, bem como as grandezas constantes ao longo de todos eles. Nota-se que a velocidade de corte (v_c) e o avanço por aresta (f_z) sofrem grandes variações de forma a manter inalteradas a espessura média de corte (h_m) e a taxa de remoção de material (Q). Em virtude disso, outros testes serão descritos.

Tabela 3.3 – Variáveis, parâmetros de usinagem e grandezas constantes na primeira fase

TESTE	κ_r (°)	φ_0 (°)	ferramenta	v_c (m/min)	f_z (mm)	a_p (mm)	h_m (mm)	Q (mm^3/min)
1	10	36	R210 (z = 2)	120	0.42	1	0.02	3180
2		110		40	0.19			
3	18	36	R300 (z = 3)	148	0.22			
4		110		50	0.10			

A escolha destas variáveis de entrada está relacionada com a intenção de melhor compreender os mecanismos de vibração envolvidos no processo. Sandvik Coromant (2006) sugere a utilização de pequenos valores de κ_r como forma de induzir o aumento da componente axial da força de usinagem, que costuma ser o sentido de maior rigidez do eixo-árvore da máquina-ferramenta e diminuir a componente radial da força. Com isso minimizam-se os níveis de vibração, o que é bastante desejável, já que a vibração da ferramenta é um fator importante no fresamento de ligas de titânio devido ao seu baixo módulo de elasticidade e conseqüente instabilidade da espessura de corte. Outra recomendação é a utilização de grandes valores de φ_0, para que a linha de centro da fresa esteja dentro da largura da peça e o choque do inserto com ela ocorra de forma favorável no caso de corte concordante.

A técnica de usinagem com altas velocidades, ou HSM (do inglês *high speed machining*), por outro lado, envolve altas velocidades de corte e de avanço e pequenas profundidades de corte

axial e radial (OLIVEIRA, 2003), com conseqüente valor reduzido de φ_0. Estima-se que, com um menor ângulo de contato, o corte possa ser mais estável, pois a ferramenta passa mais tempo fora do corpo de prova do que efetivamente cortando em cada rotação, ou seja, há mais tempo para que haja amortecimento da vibração.

Por motivos que serão mais bem explicados no item 4.1, foram também realizados outros testes, denominados 5, 6 e 7, visando identificar a influência da velocidade de corte e da ferramenta utilizada sobre os resultados.

A Tabela 3.4 contém o planejamento fatorial 2^2 incompleto que envolve os testes 2, 4 e 5, inclusos no que se denominou segunda fase. Aqui, as variáveis de influência estudadas são o ângulo de posição (κ_r) e a velocidade de corte (v_c). O teste 5, como pode ser visto na Tabela 3.5, é bastante similar ao teste 2, exceto pela velocidade de corte, elevada ao mesmo valor do teste 4. Nota-se, também que, neste teste 5, a taxa de remoção de material (Q) é mais elevada do que nos demais testes.

Tabela 3.4 – Planejamento Fatorial 2^2 incompleto da segunda fase

κ_r	v_c	
	40 m/min	50 m/min
10 °	teste 2	teste 5
18 °		teste 4

Tabela 3.5 – Variáveis, parâmetros de usinagem e grandezas constantes na segunda fase

TESTE	κ_r (°)	φ_0 (°)	ferramenta	v_c (m/min)	f_z (mm)	a_p (mm)	h_m (mm)	Q (mm^3/min)
2	10		R210 (z = 2)	40	0.19			3180
5	10	110	R210 (z = 2)	50	0.19	1	0.02	4032
4	18		R300 (z = 3)	50	0.10			3180

Vê-se, na Tabela 3.6, o planejamento fatorial 2^2 incompleto que envolve os testes 4, 6 e 7, inclusos no que se denominou terceira fase, na qual as variáveis de influência são, novamente, κ_r e v_c. Conforme a Tabela 3.7, nos testes 6 e 7, reduziu-se a profundidade de usinagem (a_p) como forma de diminuir o ângulo de posição da ferramenta, o que causou prejuízo à taxa de remoção de material no experimento em que se manteve a velocidade de corte (teste 6), mas não naquele em que esta taxa foi compensada pela elevação de v_c (teste 7).

Tabela 3.6 – Planejamento Fatorial 2^2 incompleto da terceira fase

κ_r	v_c	
	50 m/min	90 m/min
10 °	teste 6	teste 7
18 °	teste 4	

Tabela 3.7 – Variáveis, parâmetros de usinagem e grandezas constantes na terceira fase

TESTE	κ_r (°)	φ_0 (°)	ferramenta	v_c (m/min)	f_z (mm)	a_p (mm)	h_m (mm)	Q (mm^3/min)
6	10			50	0.19	0.3		1776
7	10	110	R300 (z = 3)	90	0.19	0.3	0.02	3180
4	18			50	0.10	1		3180

Por fim, empregou-se um planejamento aleatorizado por níveis, tendo como única variável de influência a ferramenta utilizada. Esta última fase envolve os testes 5 e 6, como se vê na Tabela 3.8, nos quais todos os parâmetros, exceto a profundidade de usinagem (e, conseqüentemente, a taxa de remoção de material), são coincidentes.

Tabela 3.8 – Planejamento Aleatorizado por Níveis da última fase

ferramenta	
R210	R300
teste 5	teste 6

Tabela 3.9 – Variáveis, parâmetros de usinagem e grandezas constantes na última fase

TESTE	κ_r (°)	φ_0 (°)	ferramenta	v_c (m/min)	f_z (mm)	a_p (mm)	h_m (mm)	Q (mm^3/min)
5	10	110	R210 (z = 2)	50	0.19	1	0.02	4032
6			R300 (z = 3)			0.3		1776

Em todas as fases, a comparação entre os experimentos realizados é feita em termos das seguintes variáveis de resposta: vida de ferramenta, rugosidade da superfície usinada e esforços de corte. Além disso, faz-se uma análise qualitativa dos mecanismos de desgaste de ferramenta preponderantes em cada condição ensaiada. O emprego dos planejamentos, bem como a análise dos resultados descritos, dá-se pela utilização do programa de ferramentas estatísticas Minitab® 15 e segue Montgomery (1997).

3.4 – Procedimentos experimentais

Todas as condições expostas na Tabela 3.3 foram testadas por meio de dois ensaios de usinagem distintos: vida de ferramenta e esforços de corte. O item 3.4.1 apresenta uma descrição detalhada dos procedimentos adotados.

3.4.1 – Ensaios de vida de ferramenta e esforços de corte

Em cada ensaio de vida, mantidos os parâmetros de corte de cada experimento, a ferramenta executava seguidos passes de fresamento frontal no corpo de prova da Figura 3.7 até que o critério de fim de vida estabelecido fosse atingido: desgaste de flanco máximo ($VB_{Bmáx}$) de 0.2 mm. Nos ensaios de vida, todas as condições foram replicadas três vezes de forma a aumentar a confiança estatística dos resultados.

O avanço da ferramenta sobre o corpo de prova se dava em uma direção paralela ao eixo y da máquina-ferramenta. Entre cada passe e o seu subseqüente, a posição em x era incrementada em um a_e. Ao final do comprimento do corpo de prova, a ferramenta era deslocada um a_p na direção z.

Para que a profundidade radial de usinagem (a_e) se mantivesse constante em todos os passes e para garantir que o corte fosse sempre concordante, outras ferramentas (de geometria similar à ferramenta do experimento) foram utilizadas para o corte do primeiro e do último rasgo.

Seguindo a recomendação de Krabbe (2006), o avanço era reduzido à metade do valor programado durante a entrada e a saída da ferramenta do corpo de prova, como forma de minimizar o aparecimento de microlascamentos na ferramenta decorrentes da falta de apoio total da mesma sobre a superfície do corpo de prova nestes trechos. Isto poderia mascarar os fenômenos de desgaste motivados verdadeiramente pelas condições testadas no experimento.

Durante os ensaios de vida, a usinagem era interrompida sistematicamente para medição do desgaste de flanco da ferramenta e da rugosidade da superfície usinada. As ferramentas utilizadas nestes ensaios foram, posteriormente, levadas ao Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) para uma análise mais precisa da região desgastada. A Figura 3.14 ilustra, de forma esquemática, o ensaio de vida de ferramenta.

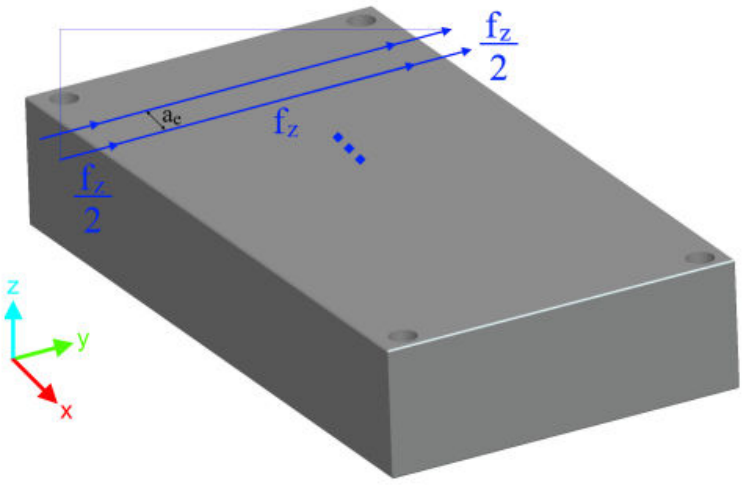


Figura 3.14 – Ensaio de vida de ferramenta

O objetivo dos ensaios de esforços de corte foi, obviamente, adquirir dados referentes às forças de usinagem atuantes em cada um dos experimentos, realizados com as mesmas condições de usinagem dos ensaios de vida, mas no corpo de prova mostrado na Figura 3.8, o qual apresentava dimensões apropriadas para sua fixação sobre o dinamômetro.

A seqüência de passadas, assim como todas as precauções tomadas nos ensaios de vida, também se aplica aqui, com a diferença de que, nos ensaios de esforços, o tempo de corte se resume a aproximadamente um minuto, e não a uma vida de ferramenta por experimento. Hipoteticamente, têm-se, aqui uma reprodução fiel do que ocorre no ensaio de vida provendo, porém, informações sobre a força de usinagem, analogia cuja validade será confirmada no item 4.4. A Figura 3.15 ilustra, de forma esquemática, o ensaio de esforços de corte.

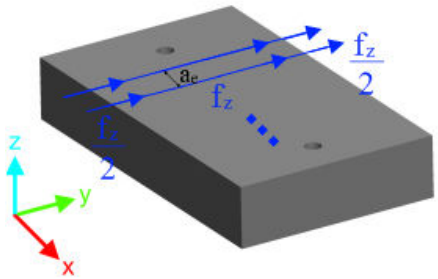


Figura 3.15 – Ensaio de esforços de corte

3.4.2 – Medição do desgaste de flanco e determinação da vida da ferramenta

Ao longo dos ensaios de vida de ferramenta, o processo era sistematicamente interrompido a cada dois minutos (aproximadamente) para que a ferramenta fosse levada ao microscópio óptico. Sua superfície de folga era fotografada e, depois de realizada a calibração da imagem por meio de uma escala, o desgaste de flanco era medido, conforme a Figura 3.16. Esse procedimento se repetia até que $VB_{Bmáx}$ atingisse 0.2 mm, limite escolhido como critério de fim de vida da ferramenta. O tempo de usinagem associado a esta medição representa a vida da ferramenta no experimento em questão.

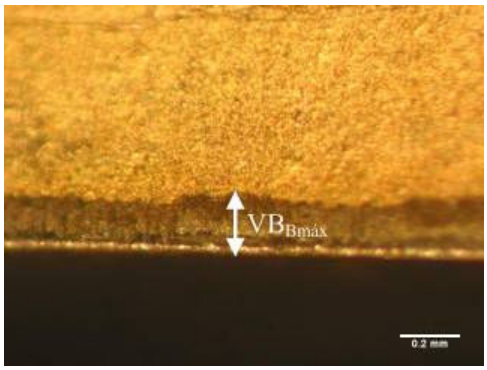


Figura 3.16 – Medição do desgaste de flanco máximo

3.4.3 – Identificação dos mecanismos de desgaste

Ao final dos ensaios de vida de ferramenta, os insertos foram limpos em um equipamento de ultra-som, levados ao Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) e suas superfícies de folga (Figura 3.17 (a)) foram fotografadas e analisadas por meio do recurso EDS (do inglês *Energy Dispersive x-ray Spectrometer*). A identificação de elementos químicos como Ti, Al e V sobre a ferramenta (Figura 3.17 (b)) denota a presença de adesão de material do corpo de prova sobre a mesma, enquanto nas regiões em que o substrato está exposto devem ser identificados W e Co. Dessa maneira, é possível compreender melhor de que forma ocorre o desgaste e quais são os mecanismos preponderantes em cada um dos experimentos.

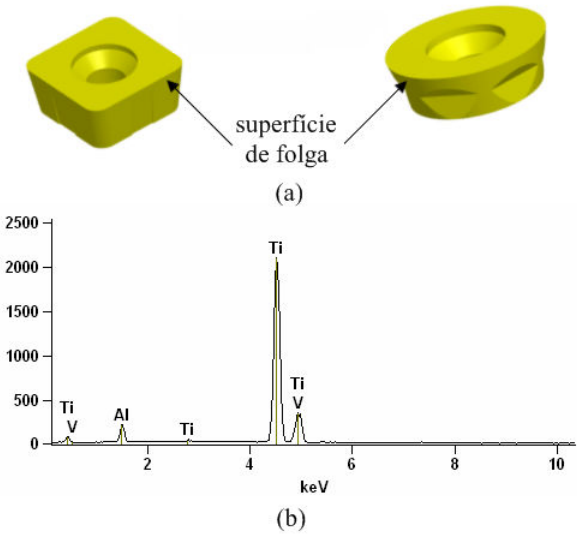


Figura 3.17 – Insertos fotografados em MEV (a) superfícies envolvidas e (b) análise EDS

3.4.4 – Medição dos parâmetros de rugosidade

Para a análise do nível de acabamento obtido na superfície usinada, foi empregada a rugosidade média (R_a), o parâmetro de rugosidade mais comumente utilizado na indústria. Conforme a Equação 3.5, R_a corresponde à média aritmética da altura dos elementos do perfil (Z(y)) em um comprimento de amostragem l_r (Figura 3.18).

As medições foram realizadas ao longo de toda a vida da ferramenta para cada experimento, longitudinalmente à direção de avanço, e com l_r (ou *cutoff*) igual a 0.8 mm.

$$R_a = \frac{1}{l_r}\int_0^{l_r} |Z(y)| \cdot dy \ \ [\mu m] \qquad \textbf{Equação 3.5 (ISO, 1997)}$$

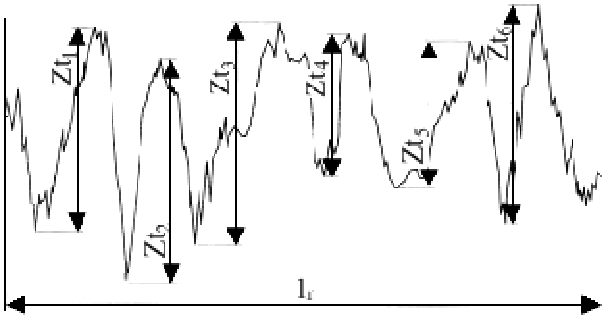


Figura 3.18 – Altura dos elementos do perfil (ISO, 1997)

3.4.5 – Medição dos esforços de corte

Antes dos ensaios de esforços propriamente ditos, tanto as ferramentas (acopladas ao eixo árvore) quanto o corpo de prova dos ensaios de vida (fixado sobre a mesa do centro de usinagem) e o corpo de prova dos ensaios de esforços (fixado ao dinamômetro fixado sobre a mesa do centro de usinagem) foram submetidos a ensaios de análise vibracional com um martelo de impacto instrumentado e um acelerômetro triaxial. Este procedimento foi realizado com o intuito de identificar, nestes sistemas, a freqüência natural e seus principais harmônicos.

As funções de transferência em freqüência (H(s)) para as ferramentas e para os corpos de prova foram obtidas com o analisador de sinais a partir da razão entre a amplitude de oscilação (X(s)) do acelerômetro e a amplitude da força (F(s)), conforme a Equação 3.6, que expressa a função de transferência de um sistema com múltiplos graus de liberdade no domínio das freqüências. Para a gravação destes sinais, utilizou-se uma taxa de aquisição de 20 kHz.

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

Equação 3.6
(ALTINTAS, 2000)

Por meio da análise do espectro da função de transferência (Figura 3.19), podem ser determinadas as freqüências em que a amplitude de oscilação do sistema é máxima (ω_1, ω_2 e ω_3, por exemplo), ou seja, as freqüências naturais. A identificação das mesmas, tanto para as ferramentas quanto para os corpos de prova, é de suma importância para o processo de usinagem pois, se a freqüência de entrada dos insertos da fresa (ou seja, a freqüência de excitação) estiver muito próxima delas, a ocorrência de vibração auto-excitada, ou *chattering*, será mais provável (STEPHENSON e AGAPIOU, 1996). Sem que haja vibração auto-excitada, o processo se resume a um fenômeno de vibração harmônica forçada.

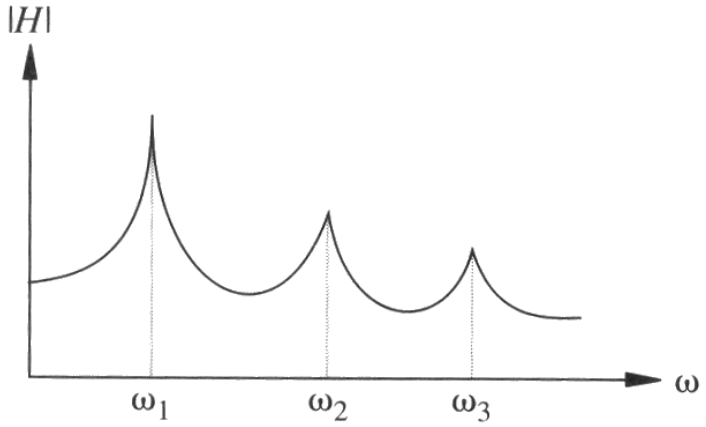


Figura 3.19 – Módulo da função de transferência de um sistema com múltiplos graus de liberdade (INMAN, 1996)

A força de usinagem, que representa a ação do corpo de prova sobre a ferramenta, tem as mesmas direção e magnitude da força que a ferramenta faz sobre o corpo de prova, com sentido oposto (ALTINTAS, 2000), conforme a Equação 3.7. Sendo assim, assumidas algumas simplificações tribológicas, as componentes de força atuantes do corpo de prova e medidas pelo dinamômetro $(F_x,F_y,F_z)_{cdp}$, representam efetivamente as componentes da força de usinagem nestas direções (F_x,F_y,F_z). A gravação destes sinais foi feita utilizando-se uma taxa de aquisição de 2 kHz e, ainda, um filtro passa-baixa digital com freqüência de corte de 1 kHz para evitar o efeito de superposição de sinais (também denominado *aliasing*).

$$\begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{Bmatrix} = -\begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{Bmatrix}_{cdp} \qquad \textbf{Equação 3.7}$$

De acordo com Stephenson e Agapiou (1996), a expressão mais adequada da força de usinagem faz-se em termos das componentes tangencial (F_t), radial (F_r) e axial (F_a), como função do ângulo instantâneo da direção de avanço (φ) (Equação 3.8), medido no sentido anti-horário a partir do ponto de saída do inserto do corpo de prova (Figura 3.20).

$$\begin{Bmatrix} F_t \\ F_r \\ F_a \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \text{sen}\varphi & -\cos\varphi & 0 \\ \cos\varphi & \text{sen}\varphi & 0 \\ 0 & 0 & -1 \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{Bmatrix}_{cdp}$$

Equação 3.8 (adaptado de MATIVENGA e HON, 2005)

$0 \leq \varphi < \frac{360°}{z}$, onde z é o número de insertos da fresa

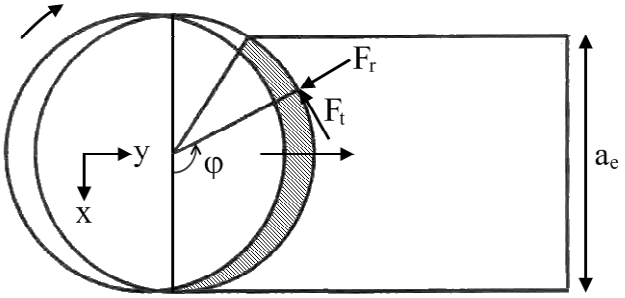


Figura 3.20 – Componentes tangencial e radial da força de usinagem no fresamento frontal (adaptado de ALTINTAS, 2000)

Capítulo 4

Resultados e Discussão

Neste capítulo, os resultados são expostos e discutidos em tópicos distintos conforme a variável de resposta em questão.

4.1 – Vida de ferramenta

A Figura 4.1 contém os resultados de vida de ferramenta para os experimentos realizados na primeira fase, sendo que as barras representam as médias obtidas entre as três réplicas de cada experimento e o erro admitido descreve um intervalo de confiança de 95 % em torno da média.

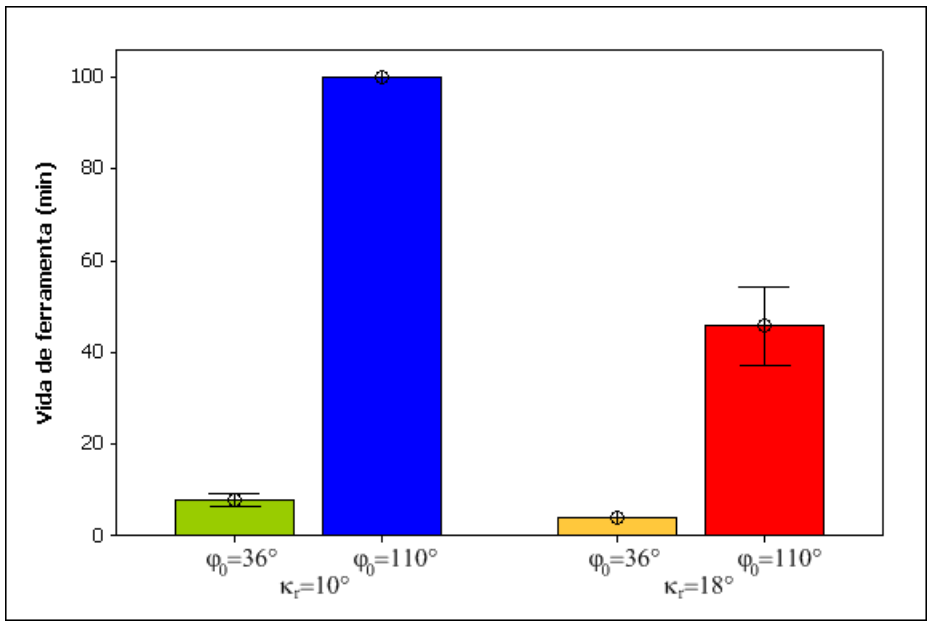


Figura 4.1 – Vida de ferramenta em função das variáveis κ_r e φ_0

Vê-se que a combinação de κ_r = 10 ° e φ_0 = 110 ° (teste 2) proporcionou vida de ferramenta mais longa, 100 minutos, ou 3.2 x 10^5 mm^3 de material removido, seguida pela condição em que κ_r = 18 ° e φ_0 = 110 ° (teste 4), aproximadamente 50 minutos, ou 1.6 x 10^5 mm^3. Por outro lado, nos experimentos com φ_0 = 36 °, o tempo de usinagem por vida de ferramenta não chegou a 10 minutos.

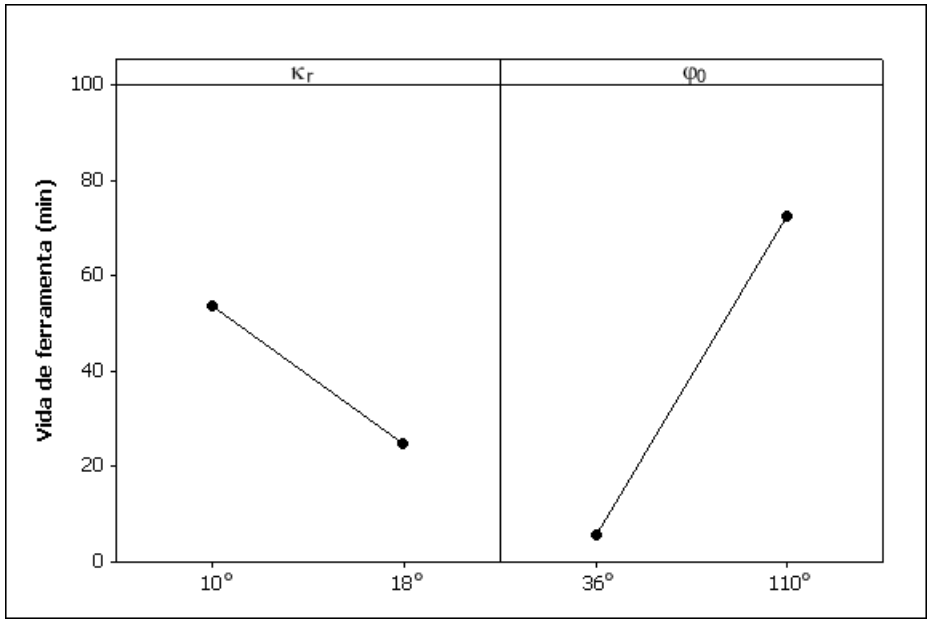


Figura 4.2 – Efeitos principais de κ_r e φ_0 sobre a vida de ferramenta

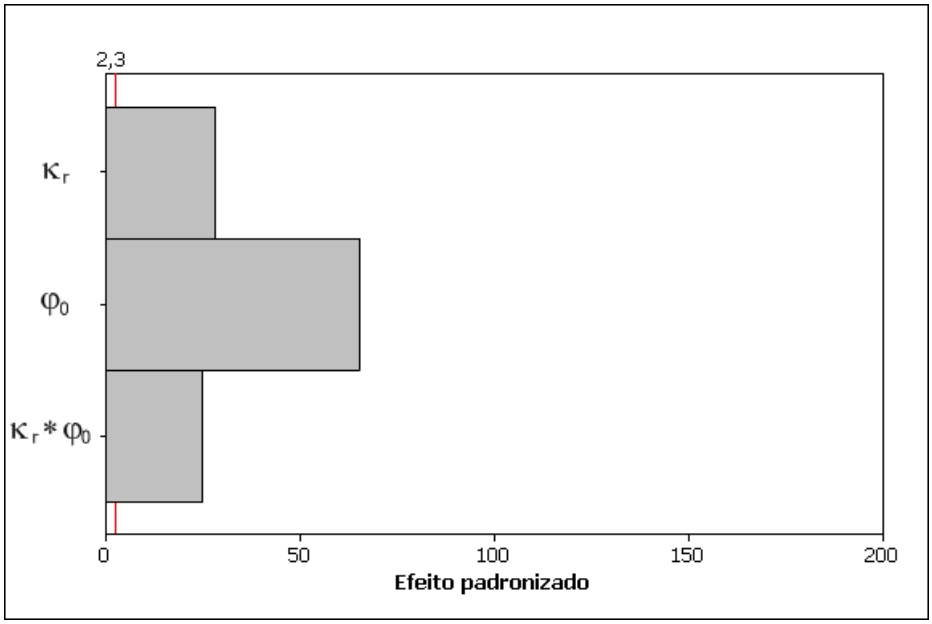


Figura 4.3 – Diagrama de Pareto de κ_r e φ_0 para a vida de ferramenta

Os efeitos do ângulo de posição (κ_r) e do ângulo de contato (φ_0) sobre a vida de ferramenta podem ser confirmados por meio da análise de variância. Na Figura 4.2, fica evidente que o aumento de κ_r entre 10 e 18 ° traduz-se em redução da vida enquanto o aumento de φ_0 entre 36 e 110 ° significa prolongamento da vida.

Também traçado a partir da análise de variância, o diagrama de Pareto para a vida da ferramenta, exposto na Figura 4.3, evidencia que o ângulo de contato entre o inserto e o corpo de prova (φ_0) é, de longe, a variável de maior influência sobre a vida da ferramenta. Entretanto, o ângulo de posição da ferramenta (κ_r) e a interação entre ele e o ângulo de contato (κ_r*φ_0) também influenciam fortemente os resultados.

A redução drástica da vida de ferramenta para os experimentos em que o ângulo de contato (φ_0) é 36 ° pode ser justificada pelo fato de que, nestes casos, a linha de centro da fresa não se mantém dentro do corpo de prova durante o corte, ao contrário das condições em que φ_0 = 110 °, fazendo com que o corte se inicie com a parte mais extrema do inserto (Figura 4.4). Esta situação configura um ângulo de entrada positivo, o que fragiliza a cunha de corte e pode, portanto, causar quebra da aresta (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2006).

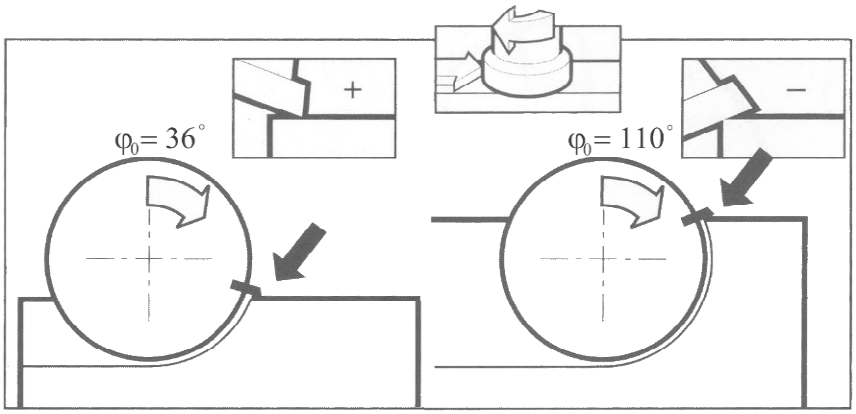


Figura 4.4 – Posicionamento da aresta de corte no momento do choque com o corpo de prova em função de φ_0 (adaptado de DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2006)

No caso da ocorrência de vibração auto-excitada, o que será discutido mais profundamente no item 4.4, a utilização de pequenos ângulos de contato prejudica a indução do efeito regenerativo, afetando fortemente a estabilidade do processo (KULJANIC, TOTIS e SORTINO, 2008), o que também justifica o insucesso das condições em que φ_0 = 36 °. Em outras palavras, a

redução da imersão radial da ferramenta agrava o problema associado à variação da espessura de corte.

Embora a diferença entre as microgeometrias das ferramentas deva ser uma variável a se ponderar (R210 é neutra enquanto R300 é positiva, como será discutido mais adiante), pode-se justificar o melhor resultado obtido pela ferramenta com $\kappa_r = 10$ ° em relação à situação em que $\kappa_r = 18$ ° pelo fato de que aquela geometria de ferramenta promove um aumento da contribuição da componente axial na força de usinagem (Figura 4.5). Sendo a direção axial mais rígida, a tendência é que esta configuração seja mais adequada à longevidade da ferramenta (SANDVIK, 2005).

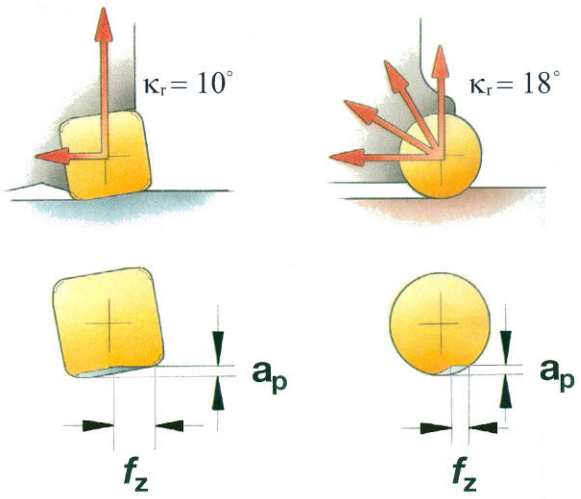


Figura 4.5 – Distribuição dos esforços de corte em função de κ_r (adaptado de SANDVIK, 2005)

Esta afirmação poderia ser, contudo, questionada em razão da diferença entre a velocidade de corte empregada no experimento com $\kappa_r = 10$ ° e $\varphi_0 = 110$ ° ($v_c = 40$ m/min) e aquela empregada no experimento com $\kappa_r = 18$ ° e $\varphi_0 = 110$ ° ($v_c = 50$ m/min), sendo sabido que o parâmetro de corte mais impactante à vida da ferramenta é justamente a velocidade de corte (FERRARESI, 1977).

Visando sanar esta dúvida, aplicou-se uma segunda análise, incluindo os dois experimentos com melhores resultados de vida, ou seja, $\kappa_r = 10$ ° com $\varphi_0 = 110$ ° (teste 2) e $\kappa_r = 18$ ° com $\varphi_0 = 110$ ° (teste 4), mais um experimento, idêntico ao teste 2, exceto pela velocidade de corte, escolhida 50 m/min (a mesma do teste 4), denominado teste 5, que apresenta taxa de remoção de

material (Q) maior do que os testes 2 e 4 (Tabela 3.5). Tem-se, assim, um planejamento fatorial 2^2 incompleto, com as variáveis κ_r e v_c aplicadas em dois níveis cada.

Na Figura 4.6 são expostos, além dos resultados de vida de ferramenta, o volume de material removido e a área usinada por vida de ferramenta, em razão da variação da taxa de remoção de material (Q), entre os três experimentos desta segunda fase. As barras representam as médias entre as três réplicas de cada experimento e o erro admitido descreve um intervalo de confiança de 95 % em torno da média.

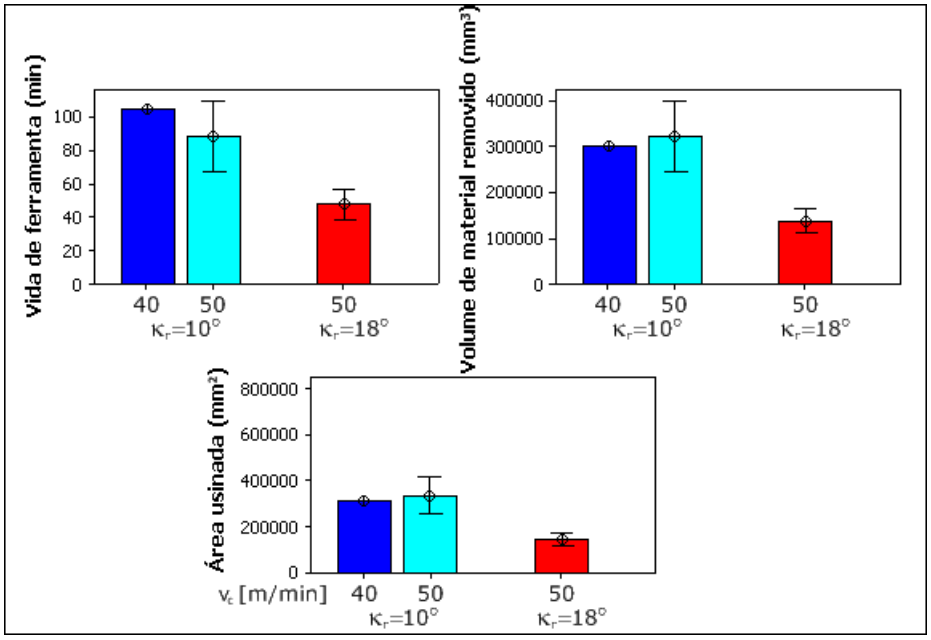
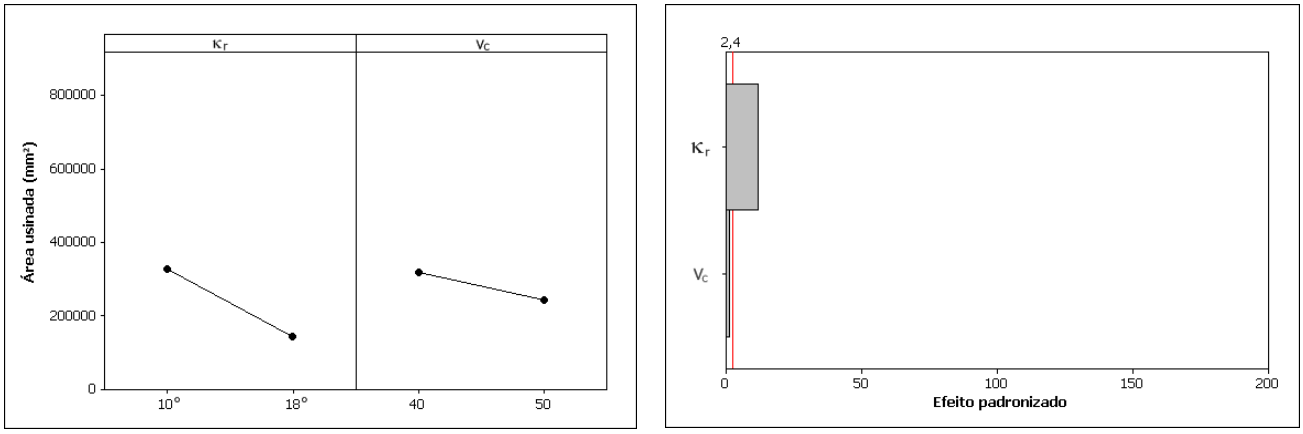


Figura 4.6 – Vida de ferramenta, volume de material removido e área usinada nos experimentos da segunda fase em função das variáveis κ_r e v_c

Nota-se que, com κ_r = 10 °, o aumento da velocidade de corte entre 40 e 50 m/min não causa prejuízo relevante à vida de ferramenta, ao volume de material removido ou à área usinada por vida de ferramenta. De acordo com o diagrama de efeitos da Figura 4.7 (a), o aumento de κ_r entre 10 e 18 ° reduz mais fortemente a área usinada do que a elevação de v_c entre 40 e 50 m/min, o que fica evidente no diagrama de Pareto da Figura 4.7 (b), que aponta κ_r como única variável verdadeiramente influente nesta segunda fase.



(a) (b)

Figura 4.7 – Área usinada em cada um dos experimentos da segunda fase (a) Efeitos principais de κ_r e v_c e (b) Diagrama de Pareto de κ_r e v_c

Com o objetivo de confirmar mais efetivamente a influência do ângulo de posição sobre a vida da ferramenta, decidiu-se implementar uma terceira análise incluindo o teste 4 e um experimento com a mesma ferramenta R300, porém com profundidade de usinagem (a_p) reduzida (calculada através da Equação 3.1) para configurar κ_r = 10 °, além de v_c e f_z recalculados para manter h_m e Q constantes, denominado teste 7. Conforme a Tabela 3.7, foi também incluído um teste denominado 6 idêntico ao 7 a não ser pela velocidade de corte de 50 m/min, igual àquela empregada no teste 4 prevendo que, nestes níveis, v_c seria uma variável de influência marcante. Assim, tem-se um planejamento fatorial incompleto, com as variáveis κ_r e v_c novamente aplicadas em dois níveis cada.

A Figura 4.8 contém os resultados de vida de ferramenta, volume de material removido e área usinada por vida de ferramenta para os três experimentos incluídos nesta terceira análise. As barras representam as médias obtidas entre as três réplicas de cada experimento e o erro admitido descreve um intervalo de confiança de 95 % em torno da média. Volume de material removido e a área usinada por vida de ferramenta são incluídos em razão novamente da variação da taxa de remoção de material (Q), entre os experimentos desta terceira fase.

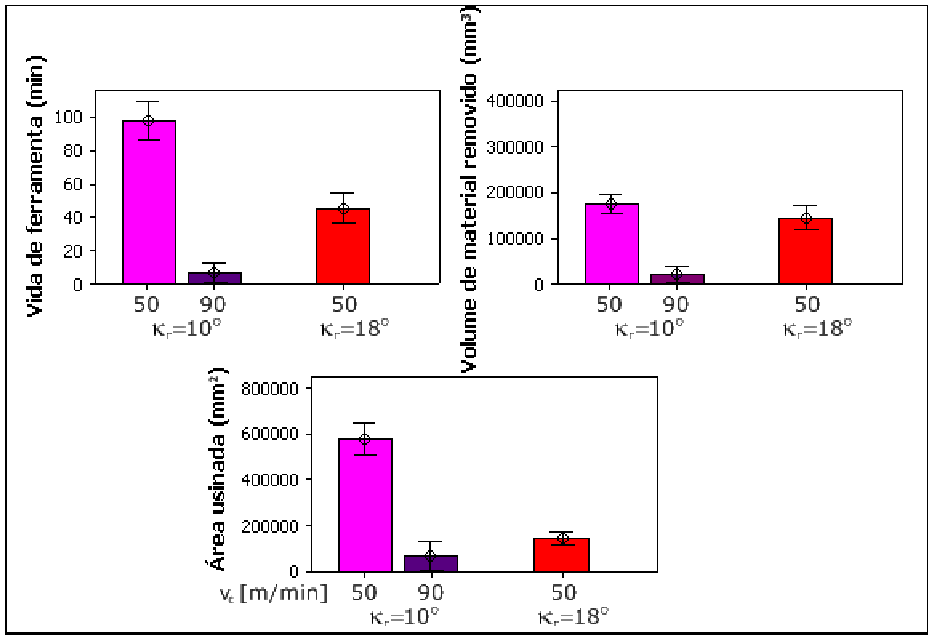
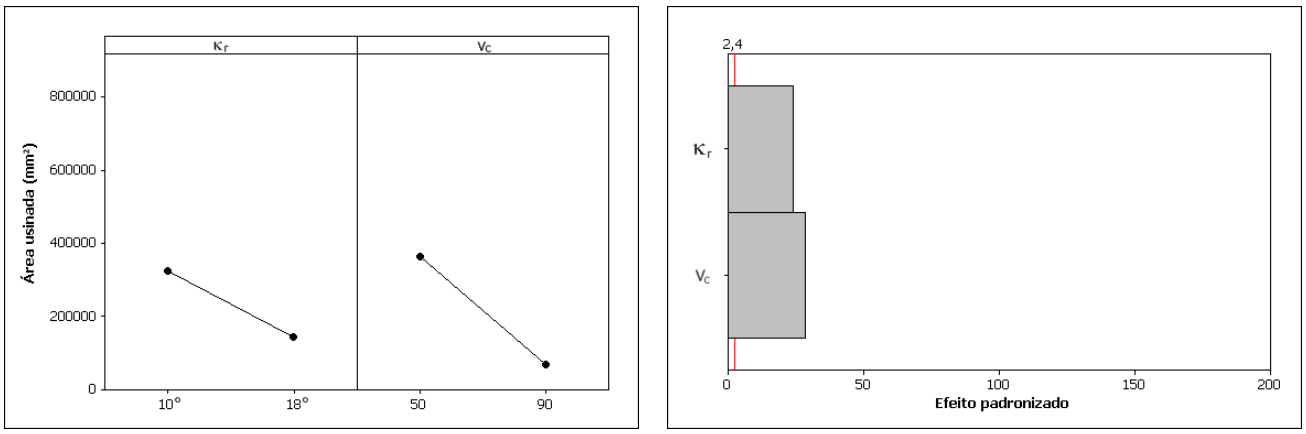


Figura 4.8 – Vida de ferramenta, volume de material removido e área usinada nos experimentos da terceira fase em função das variáveis κ_r e v_c

Fica nítido que a condição κ_r = 10 ° e v_c = 50 m/min permite a obtenção de vida de ferramenta e área usinada por vida de ferramenta muito maiores que aquelas obtidas no teste com κ_r = 18 ° e v_c = 50 m/min, muito embora os volumes de material removido sejam bastante similares em razão da grande diferença entre os valores de profundidade de usinagem. Isto indica que a redução do ângulo de posição (κ_r) de 18 .para 10 ° pode efetivamente contribuir com o aumento da vida da ferramenta e que este ângulo, e não a microgeometria da aresta, foi fator fundamental para a maior vida da ferramenta R210 em relação à R300 nos experimentos da primeira fase. O teste com v_c = 90 m/min, por outro lado, não foi bem sucedido, o que já era esperado devido ao fato de a velocidade de corte empregada ser 80 % maior do que nos demais experimentos desta análise.

O diagrama de efeitos da Figura 4.9 (a) ilustra a visível redução da vida de ferramenta promovida tanto pela elevação de κ_r de 10 para 18 ° quanto de v_c de 50 a 90 m/min. Analisando o diagrama de Pareto da Figura 4.9 (b) fica claro que ambas as variáveis são influentes, porém o efeito da velocidade de corte é preponderante sobre o do ângulo de posição, em função de maior diferença entre os níveis aplicados àquela variável. Esta resposta valida a execução do teste com κ_r = 10 ° e v_c = 50 m/min como base de comparação para o teste com κ_r = 18 ° e v_c = 50 m/min, embora a taxa de remoção associada àquele seja 40 % inferior à deste.



(a) (b)

Figura 4.9 – Área usinada em cada um dos experimentos da terceira análise (a) Efeitos principais de κ_r e v_c e (b) Diagrama de Pareto de κ_r e v_c

Com base em todos estes resultados de vida de ferramenta, implementa-se finalmente um planejamento aleatorizado por níveis com um modelo de efeitos fixos envolvendo os testes 5 (R210, κ_r = 10 ° e v_c = 50 m/min) e 6 (R300, κ_r = 10 ° e v_c = 50 m/min), afim de estudar a influência da escolha da ferramenta sobre a vida da mesma. Na Tabela 3.9, nota-se que todos os parâmetros, exceto a profundidade de usinagem (e, conseqüentemente, a taxa de remoção de material), são idênticos para os dois experimentos. Vale salientar que estes dois testes foram aqueles em que se obteve os melhores resultados de área usinada por vida de ferramenta.

A Figura 4.10 ilustra os resultados de vida de ferramenta, volume de material removido e área usinada nestes dois experimentos. Pode-se inferir que a utilização da ferramenta R300 com κ_r reduzido a 10 ° pode igualar ou inclusive superar o desempenho da ferramenta R210 em termos de vida de ferramenta e área usinada, o que provavelmente está associado à microgeometria mais positiva daquela. Em razão da redução expressiva da profundidade de usinagem (70 %), não se pode dizer o mesmo do volume de material removido, 50 % menor.

Baseado nestes resultados, pode-se dizer que, em operações de acabamento, em que a profundidade de usinagem possa ser colocada em valores baixos a fim de diminuir bastante o ângulo de posição (κ_r), a ferramenta R300 é uma opção interessante para o fresamento da liga Ti-6Al-4V.

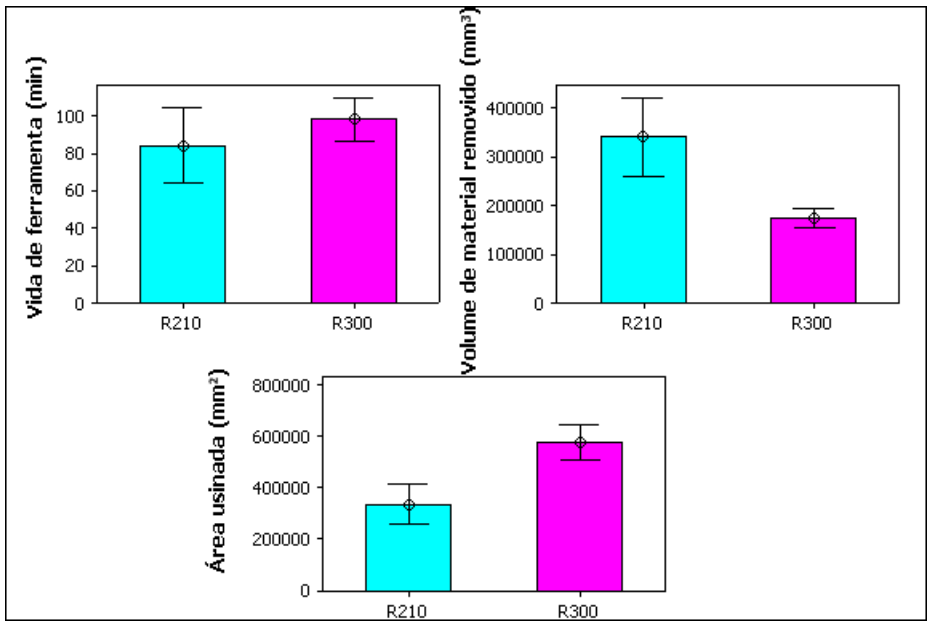


Figura 4.10 – Vida de ferramenta, volume de material removido e área usinada em função da ferramenta utilizada

4.2– Mecanismos de desgaste de ferramenta

As Figuras 4.11, 4.12, 4.13 e 4.14 contêm fotos de Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) das ferramentas desgastadas nos experimentos realizados na primeira fase de testes, com $\kappa_r = 10\ °$ e $\varphi_0 = 36\ °$, $\kappa_r = 10\ °$ e $\varphi_0 = 110\ °$, $\kappa_r = 18\ °$ e $\varphi_0 = 36\ °$ e $\kappa_r = 18\ °$ e $\varphi_0 = 110\ °$, respectivamente. Nos detalhes I e II de cada uma delas, são identificados os elementos químicos presentes de forma majoritária na ferramenta a partir dos resultados da medição de espectrometria de energia dispersiva (EDS). A presença de elementos como tungstênio e cobalto (W, Co) identifica a exposição do substrato da ferramenta, e de titânio, alumínio e vanádio (Ti, Al, V), material do corpo de prova. Por outro lado, a detecção de titânio (Ti) e alumínio (Al) pode significar a presença ainda de cobertura da ferramenta.

A Figura 4.11 (a) corresponde à visão geral da ferramenta utilizada no experimento com $\kappa_r = 10\ °$ e $\varphi_0 = 36\ °$ (teste 1). No detalhe I, ampliado na Figura 4.11 (b), vê-se a região menos desgastada da aresta, contendo pouquíssima adesão de material do corpo de prova e substrato exposto ao longo de toda ela. No detalhe II, ampliado na Figura 4.11 (c), está a região de maior desgaste, onde se vê adesão bastante pronunciada do material do corpo de prova e diversas regiões em que o substrato da ferramenta está exposto.

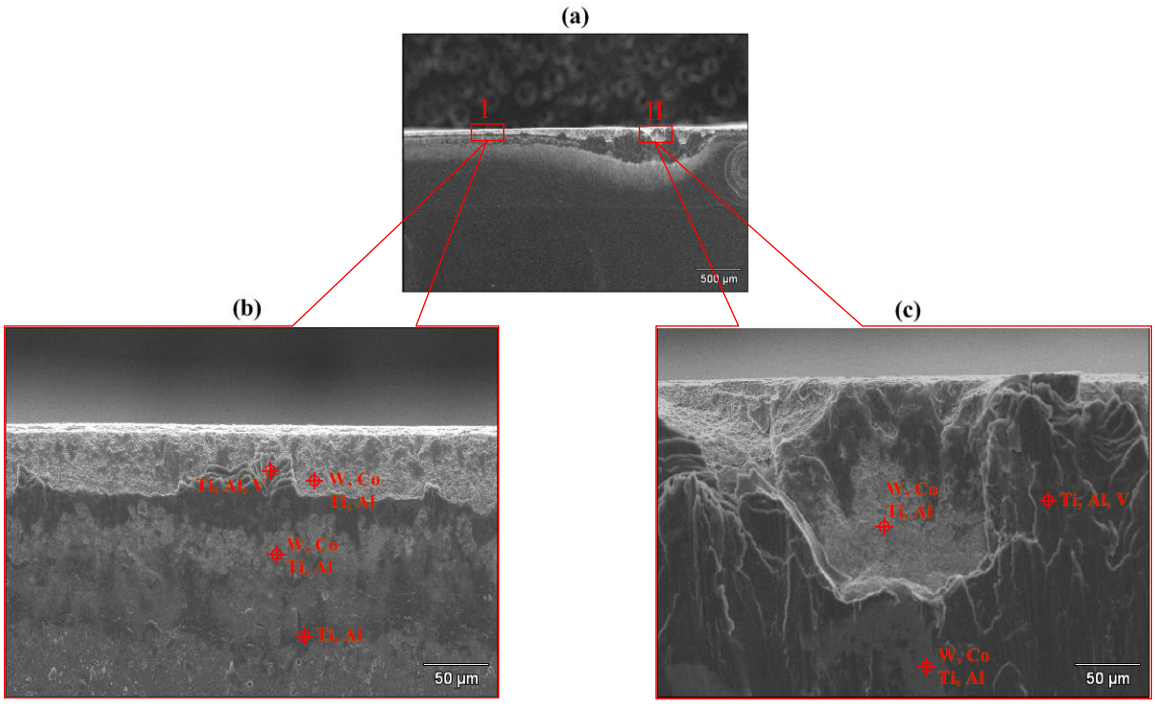


Figura 4.11 – Superfície de folga da ferramenta utilizada no teste com R210, κ_r = 10 ° e φ_0 = 36 °: (a) visão geral da aresta desgastada, (b) detalhe I ampliado e (c) detalhe II ampliado

Sobre este resultado, pode-se dizer que o desgaste de flanco do inserto não foi uniforme ao longo de toda a aresta, mas localizado especialmente na região mais afastada do centro da ferramenta. No trecho onde o desgaste não se mostra tão pronunciado (Figura 4.11 (b)), o mecanismo de desgaste presente parece ser o de difusão, pois a superfície apresenta aparência lisa contendo, no entanto, elementos químicos do corpo de prova. Já na região de maior desgaste (Figura 4.11 (c)) o mecanismo de adesão de material do corpo de prova seguida de arrancamento de partículas da ferramenta (*attrition*) é também evidenciado ocorrendo, ainda, avarias à ferramenta na forma de microlascamentos, que podem ter sido causados pelo choque na entrada da aresta no corpo de prova e/ou pela vibração auto-excitada da ferramenta.

Na Figura 4.12 (a) vê-se uma visão geral da ferramenta utilizada no experimento com κ_r = 10 ° e φ_0 = 110 ° (teste 2), aquele em que se obteve o melhor resultado de vida de ferramenta. No detalhe I, ampliado na Figura 4.12 (b), pode-se notar alguma adesão de material do corpo de prova, com substrato exposto ao longo de toda a aresta, similarmente ao que foi verificado na Figura 4.11 (b). No detalhe II, ampliado na Figura 4.12 (c), é focada a região inferior do detalhe

I, onde se vêem alguns pontos onde a cobertura está intacta, outros em que o substrato está exposto e, ainda, indícios de adesão.

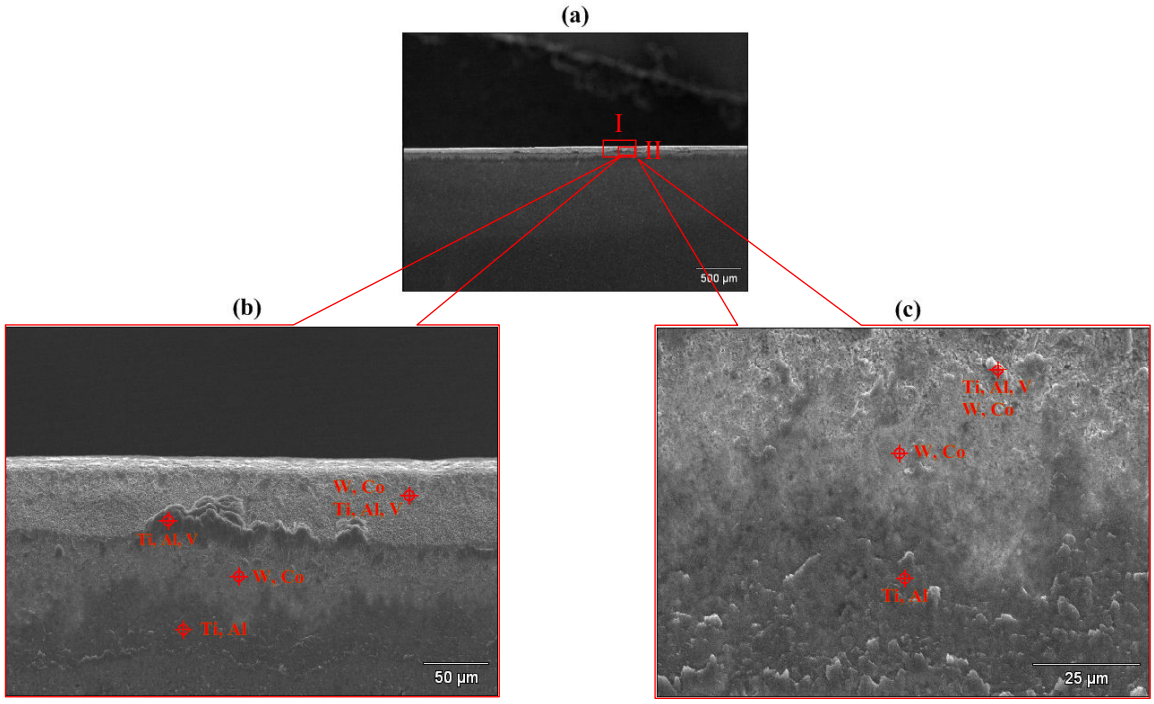


Figura 4.12 – Superfície de folga da ferramenta utilizada no teste com R210, κ_r = 10 ° e φ_0 = 110 °: (a) visão geral da aresta desgastada, (b) detalhe I ampliado e (c) detalhe II ampliado

Para este experimento, pode-se dizer que o desgaste de flanco foi bastante uniforme ao longo de toda a aresta de corte, e o mecanismo de desgaste parece ser preponderantemente difusivo. Não se verifica qualquer forma de avaria à ferramenta de modo que, em primeira instância, esta condição aparenta ser bastante próxima do ideal em termos de mecanismos de desgaste. Isto significa que a distribuição das componentes da força de usinagem e a microgeometria da aresta foram adequadas à vibração a que a ferramenta foi submetida, protegendo-a das avarias.

A Figura 4.13 (a) contém uma visão geral da aresta utilizada no experimento com κ_r = 18 ° e φ_0 = 36 ° (teste 3). No detalhe I, ampliado na Figura 4.13 (b), vê-se uma região menos desgastada da ferramenta, com muita adesão de material do corpo de prova e substrato exposto. No detalhe II, ampliado na Figura 4.13 (c), está a região de maior desgaste, onde se vê, além da mesma adesão pronunciada do material e substrato exposto, a deterioração da aresta de corte.

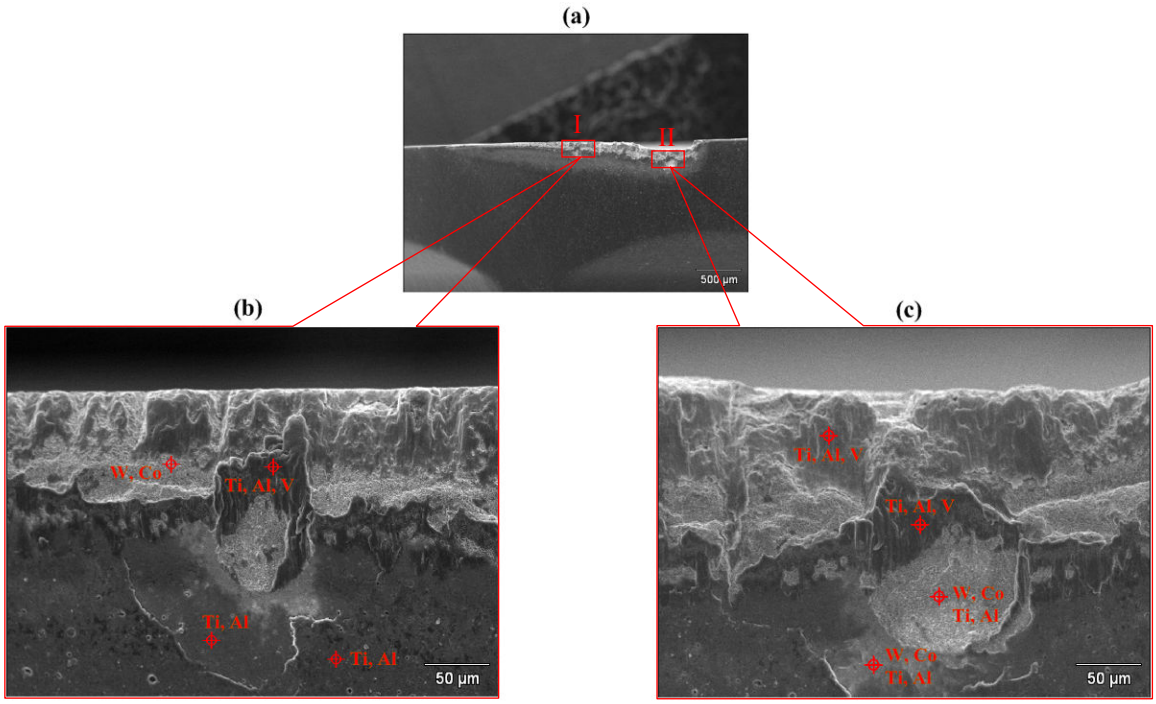


Figura 4.13 – Superfície de folga da ferramenta utilizada no teste com R300, κ_r = 18 ° e φ_0 = 36 °: (a) visão geral da aresta desgastada, (b) detalhe I ampliado e (c) detalhe II ampliado

De forma similar ao que foi verificado na Figura 4.11 (c), vê-se uma conjunção do mecanismo de desgaste por *attrition* e a ocorrência de avarias da forma de microlascamentos. Contudo, não se pode excluir a possibilidade de que, por trás destes fenômenos, esteja agindo um mecanismo difusivo. Adicionalmente, verifica-se, aqui, a perda da geometria original da aresta de corte.

Na Figura 4.14 (a) vê-se uma visão geral da ferramenta utilizada no experimento com κ_r = 18 ° e φ_0 = 110 ° (teste 4). O detalhe I, ampliado na Figura 4.14 (b), ilustra uma região menos desgastada da aresta, onde não houve deterioração abrupta da mesma, enquanto no detalhe II, ampliado na Figura 4.14 (c), nota-se a perda de sua geometria original.

Devido à irregularidade da área apresentada na Figura 4.14 (b), a*ttrition* parece ser o mecanismo de desgaste predominante neste trecho. Na Figura 4.14 (c), o lascamento exorbitante impede qualquer análise e especulação mais detalhada do que pode estar acontecendo nesta região. Porém, certamente não houve um desgaste contínuo e microscópico, mas sim fenômenos que ocasionaram remoção abrupta de partículas da ferramenta, como *attrition*, e macro e microlascamentos da aresta.

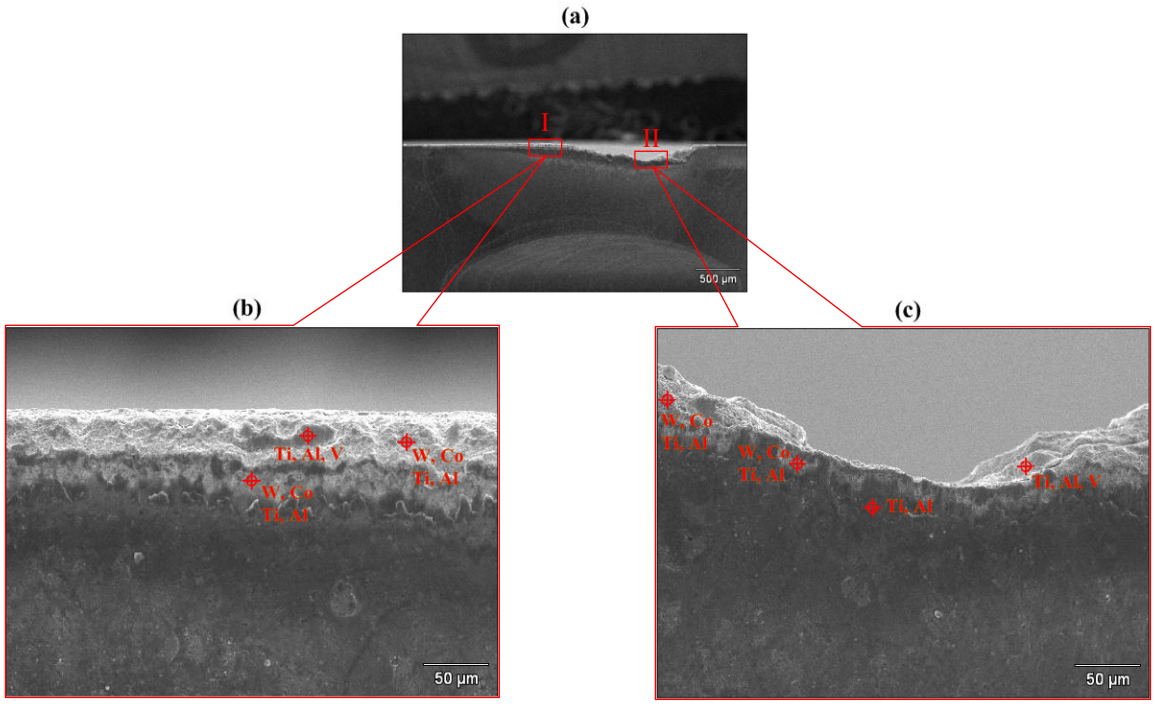


Figura 4.14 – Superfície de folga da ferramenta utilizada no teste com R300, κ_r = 18 ° e φ_0 = 110 °: (a) visão geral da aresta desgastada, (b) detalhe I ampliado e (c) detalhe II ampliado

De um modo geral, pode-se notar que, nos experimentos com κ_r = 10 ° (Figuras 4.11 e 4.12) não se verifica a completa destruição da aresta de corte que, pelo contrário, mantém sua integridade geométrica. O mesmo não pode ser dito dos experimentos com κ_r = 18 ° (Figuras 4.13 e 4.14) em que a aresta de corte mostrou-se bastante deteriorada em relação à sua forma original. Estes fatos encerram indícios de que o ângulo de posição realmente exerce influência sobre a composição de esforços de usinagem (Figura 4.5), sobre o nível de vibrações associadas ao processo de fresamento e, conseqüentemente, ao mecanismo de desgaste da ferramenta. É válido, contudo, assumir que este efeito pode ser também influenciado pela diferença entre a microgeometria das ferramentas R210 e R300, já que esta é mais positiva e, portanto, menos robusta. No item 4.4, este tema será novamente abordado em meio à discussão sobre os esforços de corte e os níveis de vibração associados a eles.

Nos experimentos com φ_0 = 36 ° (Figuras 4.11 e 4.13), verificaram-se microlascamentos na superfície de folga da ferramenta, como um provável efeito do contato desfavorável da entrada do inserto no corpo de prova (Figura 4.4), e também intensa adesão de material do corpo de prova, conseqüência das elevadas velocidades de corte utilizadas nesses experimentos. Com φ_0 = 110 °,

contudo, a adesão não se faz pronunciada e a ocorrência ou não de avarias à aresta de corte está associada ao ângulo de posição da ferramenta e/ou à microgeometria da aresta em cada um dos experimentos.

A Figura 4.15 ilustra a superfície de folga da ferramenta utilizada no teste 5 (ferramenta R210, κ_r = 10 ° e v_c = 50 m/min), experimento idêntico ao teste 2, exceto pela velocidade de corte de 50 m/min, coincidente à do teste 4. Na Figura 4.15 (a), vê-se uma visão geral da aresta desgastada, enquanto nos detalhes I e II, ampliados nas Figuras 4.15 (b) e (c), são apresentadas regiões de menor e maior desgaste, respectivamente, muito embora o desgaste tenha sido aproximadamente uniforme ao longo de toda a aresta.

Similarmente ao que foi verificado na Figura 4.14 (b), na Figura 4.15 (b) o desgaste parece ser predominantemente causado pelo mecanismo de *attrition*. Já na região onde o desgaste é mais pronunciado (Figura 4.15 (c)), a aparência da aresta é mais lisa, com presença de elementos do material da peça, indícios de que deve estar ocorrendo difusão. Não houve qualquer avaria à aresta de corte, o que indica que o aumento de velocidade não alterou o desgaste da ferramenta.

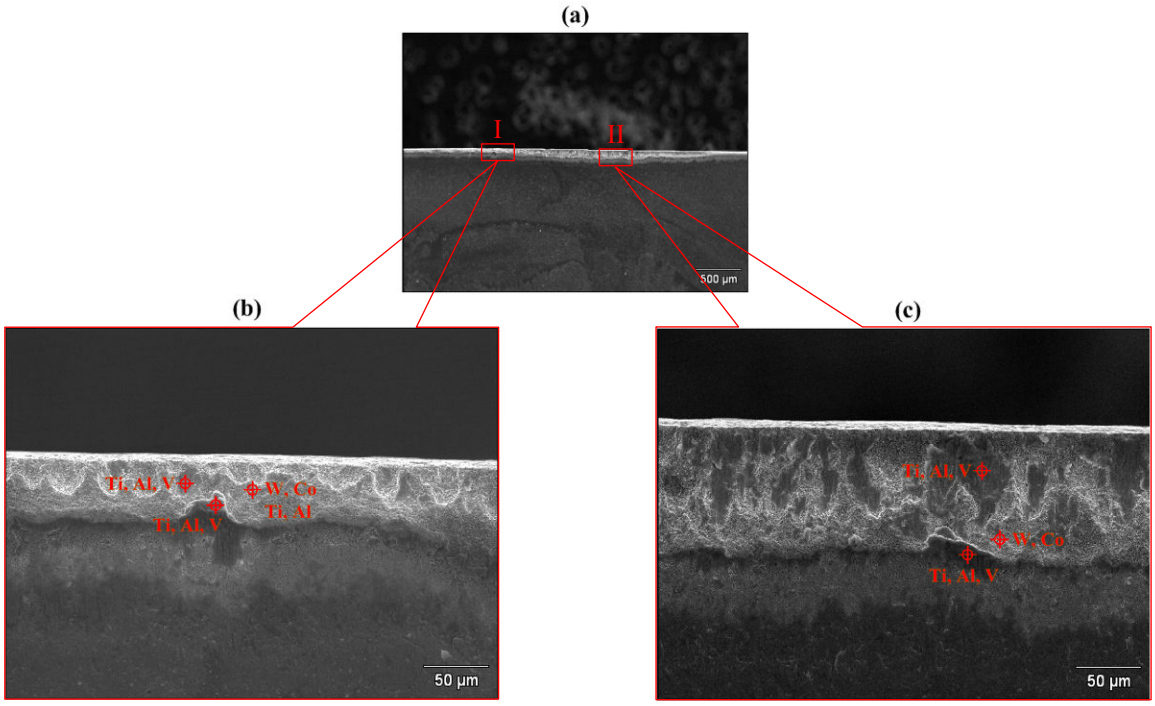


Figura 4.15 – Superfície de folga da ferramenta utilizada no teste com R210, κ_r = 10 ° e v_c = 50 m/min: (a) visão geral da aresta desgastada, (b) detalhe I ampliado e (c) detalhe II ampliado

As Figuras 4.16 e 4.17 contêm fotos das arestas desgastadas nos testes 6 e 7, respectivamente. Nestes dois experimentos, reduziu-se a profundidade de usinagem empregada com a ferramenta R300 de forma a configurar κ_r = 10 °, como é característico da R210, empregando velocidades de corte de 50 e 90 m/min respectivamente.

Na Figura 4.16 (a), pode ser vista uma visão geral da ferramenta utilizada no teste 6 e, nas Figuras 4.16 (b) e (c), ampliações dos detalhes I e II, respectivamente. Nota-se que, embora o tamanho do desgaste não seja uniforme ao longo da aresta, a aparência do mesmo não se altera. O mecanismo de desgaste preponderante parece ser, novamente, o de *attrition*, visto que a superfície de folga se mostra bastante irregular, embora haja pouca adesão de material do corpo de prova. Não se verificaram avarias à aresta de corte.

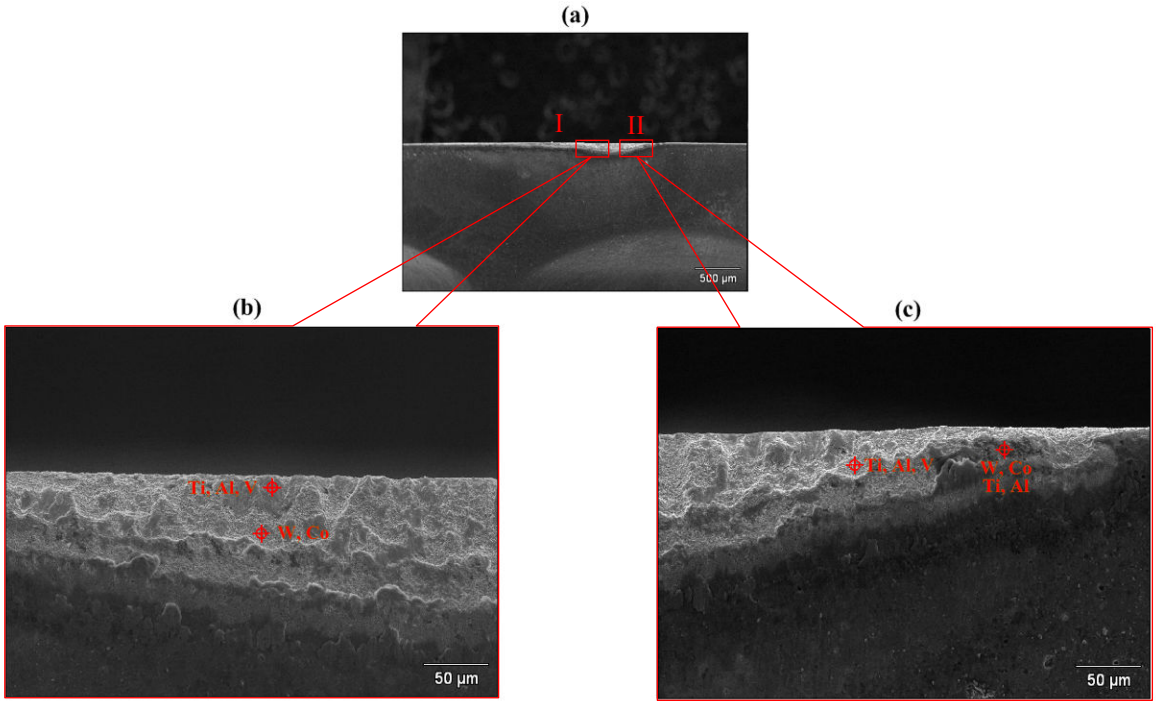


Figura 4.16 – Superfície de folga da ferramenta utilizada no teste com R300, κ_r = 10 ° e v_c = 50 m/min: (a) visão geral da aresta desgastada, (b) detalhe I ampliado e (c) detalhe II ampliado

A Figura 4.17 (a) contém a visão geral da aresta desgastada no teste 7, enquanto as Figuras 4.17 (b) e (c) apresentam ampliações dos detalhes I e II, respectivamente. Aqui, o mecanismo de desgaste por *attrition* parece, mais uma vez, se sobrepor, havendo intensa adesão de material do corpo de prova. De qualquer forma, não houve deterioração da aresta de corte.

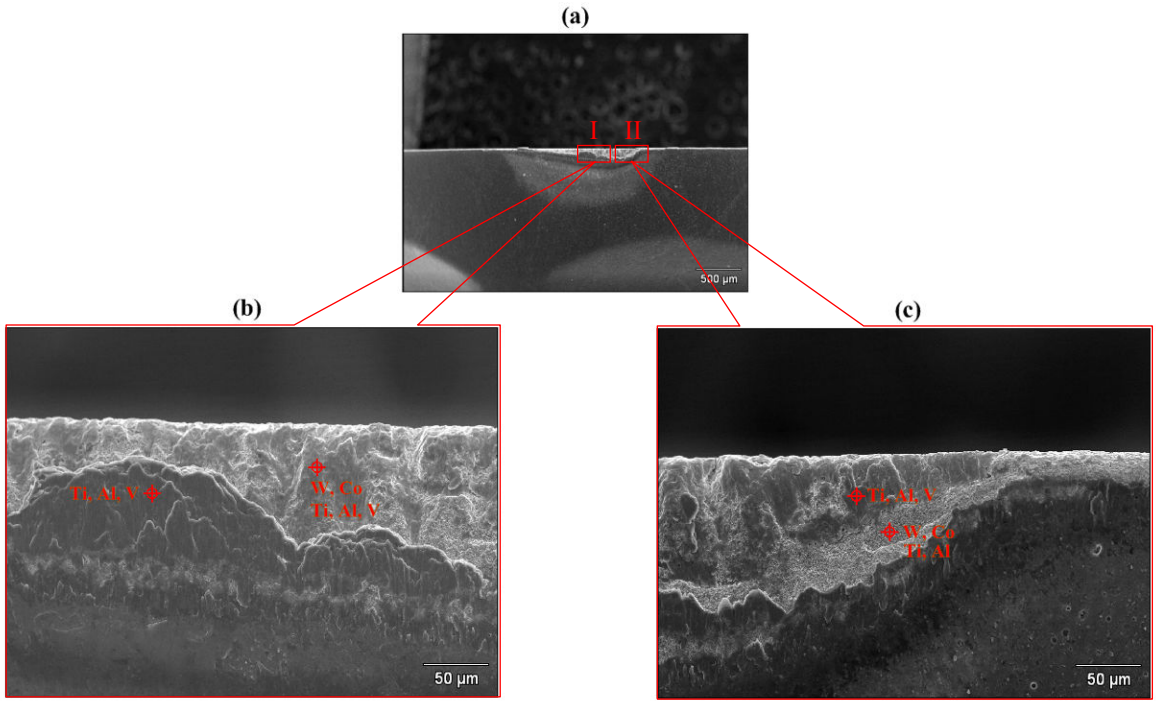


Figura 4.17 – Superfície de folga da ferramenta utilizada no teste com R300, κ_r = 10 ° e v_c = 90 m/min: (a) visão geral da aresta desgastada, (b) detalhe I ampliado e (c) detalhe II ampliado

Estes resultados indicam que o ângulo de posição (κ_r) realmente guarda alguma relação com a ocorrência ou não de avarias à ferramenta e com a perda ou não da integridade da aresta de corte. Quando se reduz κ_r a 10 ° por meio da redução da profundidade de usinagem (a_p) para a ferramenta R300, não mais se verifica a completa destruição da aresta e o aparecimento de microlascamentos é bem menos evidente. Em outras palavras, mesmo com microgeometria positiva, a ferramenta R300 é capaz de resistir a avarias como macro e microlascamentos desde que o ângulo de posição empregado propicie uma melhor distribuição dos esforços de corte e, conseqüentemente, menor vibração da ferramenta, como voltará a ser discutido no item 4.4.

4.3– Rugosidade da superfície usinada

A Figura 4.18 contém os resultados de rugosidade média (R_a) para os experimentos realizados na primeira fase, sendo que os pontos representam as médias obtidas entre medições sucessivas ao longo dos ensaios de vida em cada um dos experimentos, e o erro admitido descreve um intervalo de confiança de 95 % em torno da média.

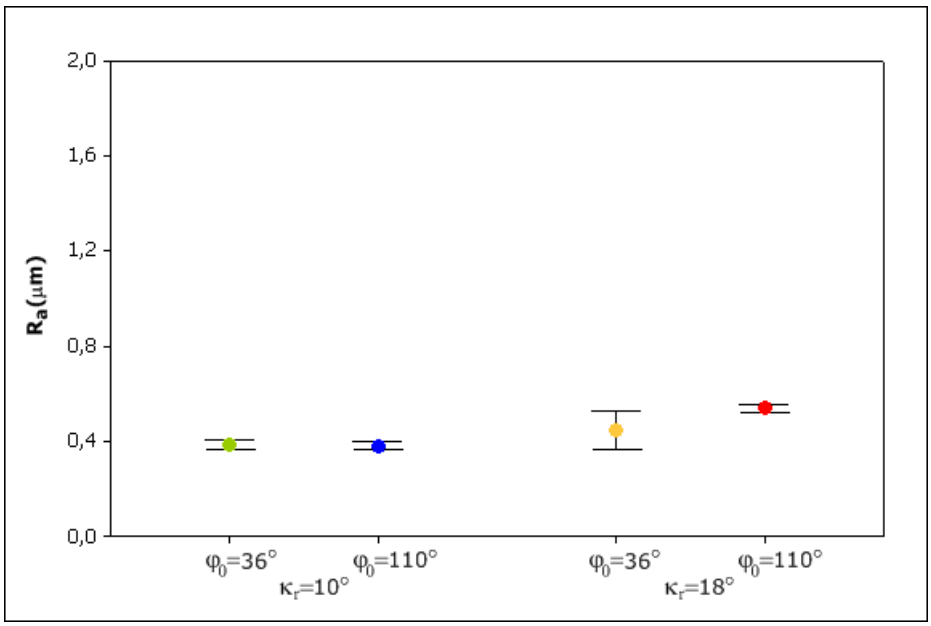


Figura 4.18 – Rugosidade média em função das variáveis κ_r e φ_0

A pequena dispersão dos dados de rugosidade verificada ao longo da vida da ferramenta para as quatro condições testadas expressa a pouca influência do desgaste da mesma sobre os valores de R_a. Isto é, provavelmente, uma conseqüência do desgaste reduzido da aresta secundária de corte durante os experimentos, visto que ela é a principal responsável pela rugosidade.

Fica nítido que a rugosidade média pouco varia entre os experimentos, mantendo-se sempre entre 0.4 e 0.6 µm. Entretanto, a elevação tanto do ângulo de posição (κ_r) quanto do ângulo de contato (φ_0) tende a provocar um crescimento de R_a, como exposto na Figura 4.19. Esta influência é, contudo, muito sutil, especialmente se comparada à influência das mesmas variáveis sobre a vida de ferramenta (item 4.1). De qualquer forma, o diagrama de Pareto da Figura 4.20 aponta que κ_r realmente apresenta influência, ainda que pouco pronunciada, sobre a rugosidade média da superfície usinada, enquanto φ_0 e a interação κ_r*φ_0 praticamente não afetam esta variável de saída.

Embora o avanço seja o parâmetro de corte que, reconhecidamente, mais influencia a rugosidade da superfície usinada (FERRARESI, 1977), e os valores de avanço por dente (f_z) sejam mais altos nos experimentos com κ_r = 10 °, (ver Tabela 3.3), os valores de rugosidade média obtidos com os mesmos são ligeiramente inferiores. Isto se deve ao fato de que a ferramenta R210 (κ_r = 10 °) apresenta aresta secundária alisadora de 1 mm (SANDVIK

COROMANT, 2007), que faz com que a superfície já usinada seja alisada pelos insertos subseqüentes e, com a quebra das "cristas" da superfície, diminui-se o valor da rugosidade média. Já a ferramenta R300 (κ_r = 18 °) possui pastilha redonda, a qual apresenta menor efeito de alisamento.

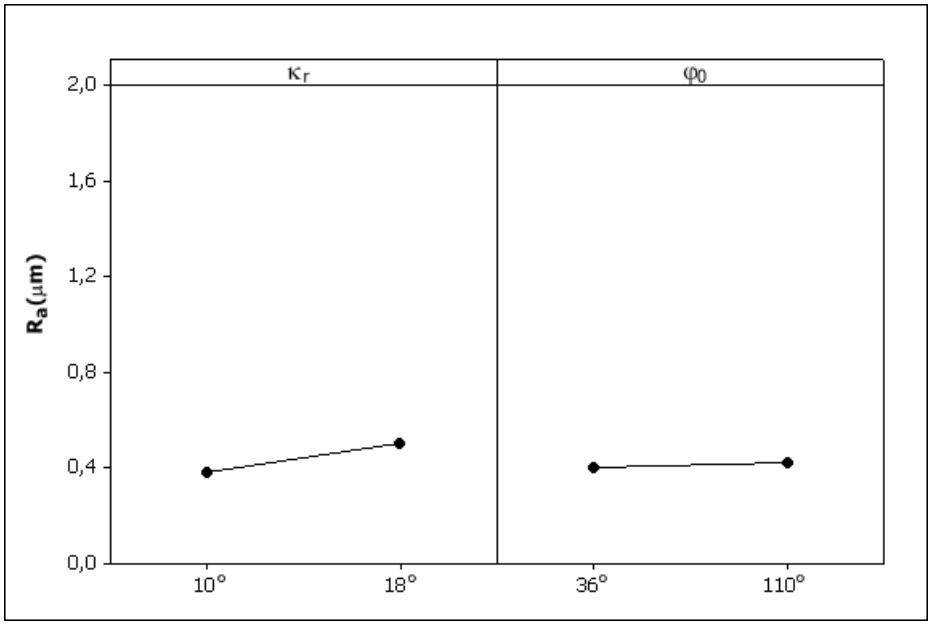


Figura 4.19 – Efeitos principais de κ_r e φ_0 sobre a rugosidade média

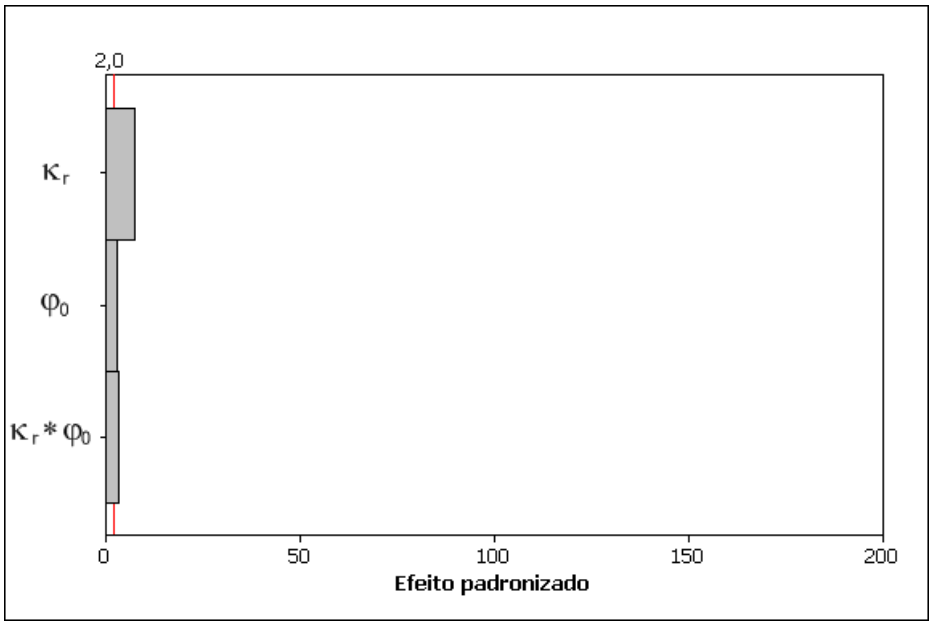
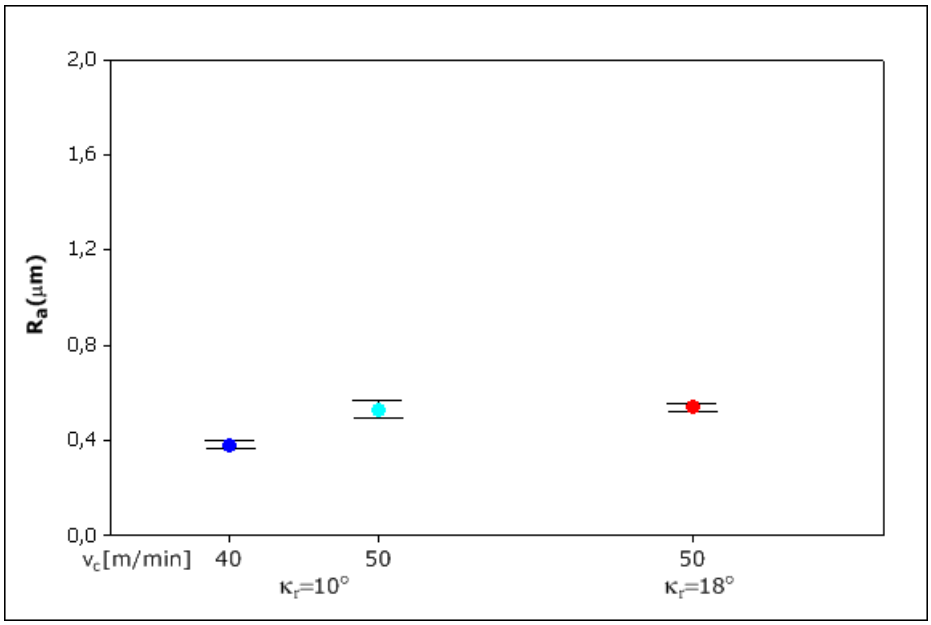


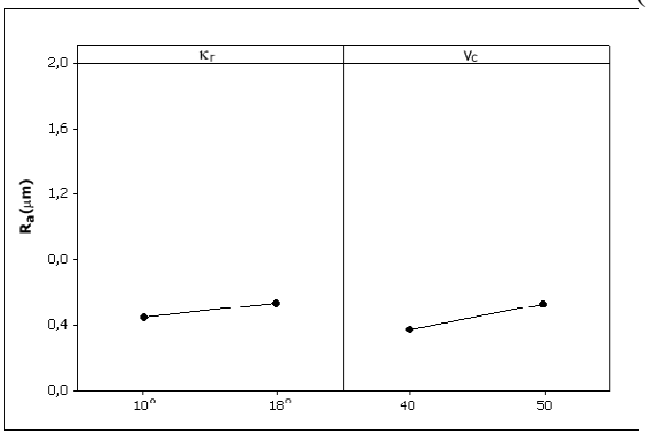
Figura 4.20 – Diagrama de Pareto de κ_r e φ_0 para a rugosidade média

Na Figura 4.21, estão expostos os resultados de rugosidade média obtidos na segunda fase, que inclui os testes 2, 4 e 5. Na Figura 4.21 (a), os pontos representam as médias obtidas entre

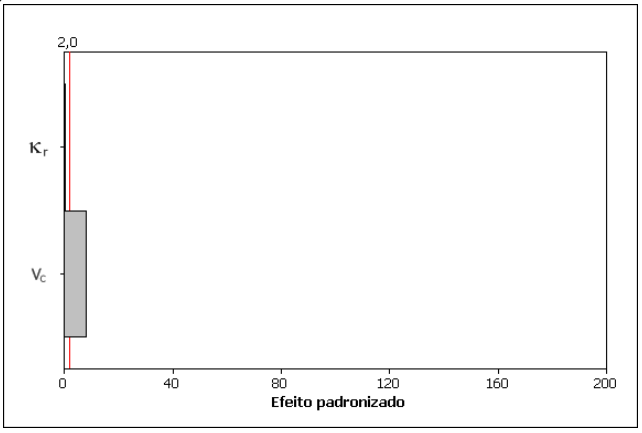
medições sucessivas ao longo dos ensaios de vida em cada um dos experimentos, e o erro admitido descreve um intervalo de confiança de 95 % em torno da média. A Figura 4.21 (b) contém o diagrama de efeitos principais, e a Figura 4.21 (c) o diagrama de Pareto das variáveis κ_r e v_c sobre R_a.



(a)



(b)



(c)

Figura 4.21 – Experimentos da segunda fase: (a) Rugosidade média, (b) Efeitos principais de κ_r e v_c e (c) Diagrama de Pareto

Vê-se que o aumento da velocidade de corte não promoveu uma alteração muito significativa da rugosidade média, embora sua influência tenha sido identificada como mais marcante do que a influência do ângulo de posição.

A Figura 4.22 contém os resultados de rugosidade média obtidos na terceira fase. Na Figura 4.21 (a), são exibidas as médias com erros associados a 95 % de confiança. A Figura 4.21 (b) apresenta o diagrama de efeitos principais, e a Figura 4.21 (c) o diagrama de Pareto.

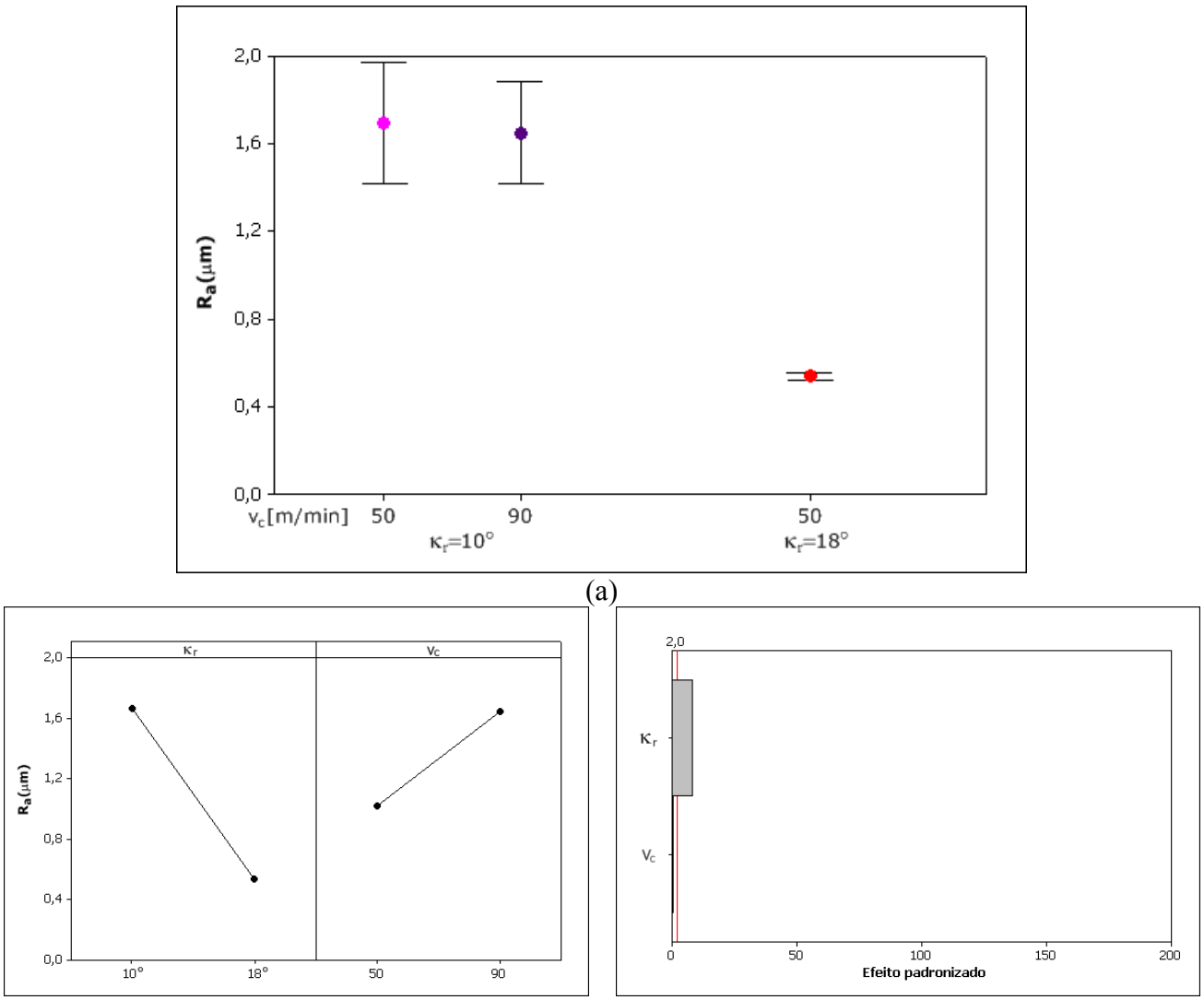


Figura 4.22 – Experimentos da terceira fase: (a) Rugosidade média, (b) Efeitos principais de κ_r e v_c e (c) Diagrama de Pareto

Nesta terceira fase, finalmente, verificou-se uma grande variação da rugosidade média entre os experimentos avaliados. A redução do ângulo de posição de 18 (teste 4) a 10 ° (testes 6 e 7) para a ferramenta R300 causou uma elevação de R_a bastante expressiva. Entretanto, a verdadeira razão pela qual a rugosidade foi aumentada deve ter sido a redução da profundidade de usinagem associada a esta variação de κ_r. Com a_p tão reduzido, a área da seção transversal de corte

($A = a_p \cdot f_z$, Figura 4.23) é muito pequena e, assim, a ruptura efetiva do cavaco ou, melhor dizendo, a separação entre a porção que se torna cavaco e aquela que continua integrando o corpo de prova fica bastante comprometida. Em outras palavras, o fluxo lateral de cavaco é tanto que deixa a superfície recém-usinada com um acabamento precário, o que também se reflete na grande dispersão dos valores de R_a.

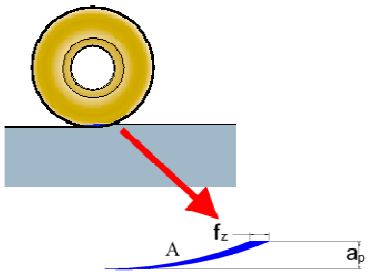


Figura 4.23 – Área da seção transversal de corte para a ferramenta R300

Por fim, a Figura 4.24 contém os dados de rugosidade na análise final, que contempla uma comparação entre o desempenho das ferramentas R210 e R300 sob condições similares, a saber κ_r = 10 ° e v_c = 50 m/min com a_p = 1 mm (teste 5) e a_p = 0.3 mm (teste 6), respectivamente. Em função do excessivo fluxo lateral de cavaco decorrente da redução da profundidade de usinagem, a rugosidade média obtida com a ferramenta R300 foi três vezes mais elevada do que aquela obtida com a R210 e, ainda, apresentou grande dispersão de valores de R_a em torno da media, o que também se justifica pela presença da fase plana alisadora na ferramenta R210.

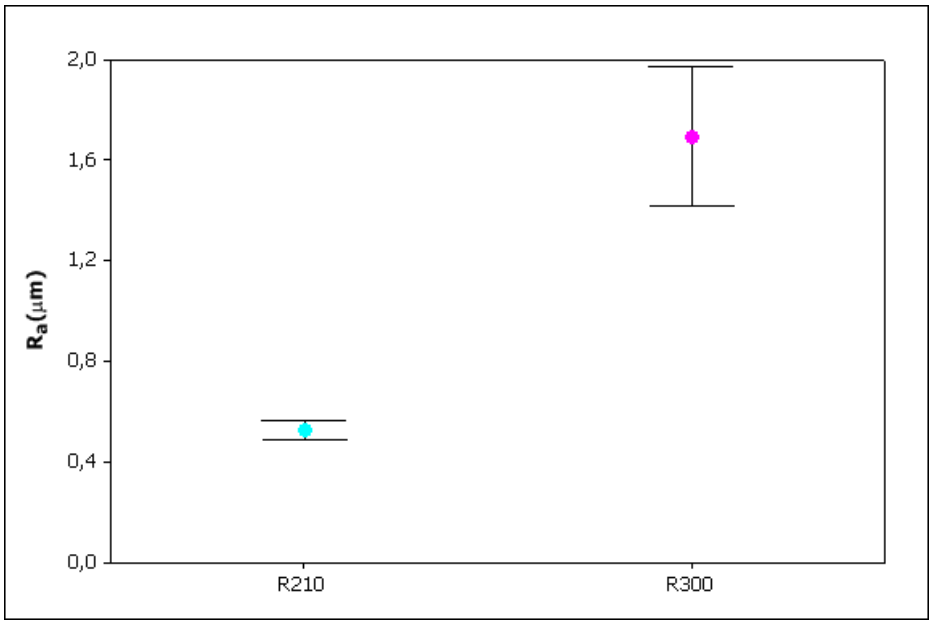


Figura 4.24 – Rugosidade média em função da ferramenta utilizada

Aqui, portanto, há de se reparar a afirmação feita ao fim do item 4.1, quando se disse que a ferramenta R300 poderia ser utilizada em operações de acabamento. Na verdade, só é possível utilizá-la em operações de acabamento que não exijam rugosidade muito baixa na peça.

4.4 – Esforços de corte

Antes da exposição dos resultados da medição de esforços de corte propriamente dita, faz-se necessário abordar o que pode ser inferido a partir dos ensaios de análise vibracional nas ferramentas e nos corpos de prova utilizados neste trabalho.

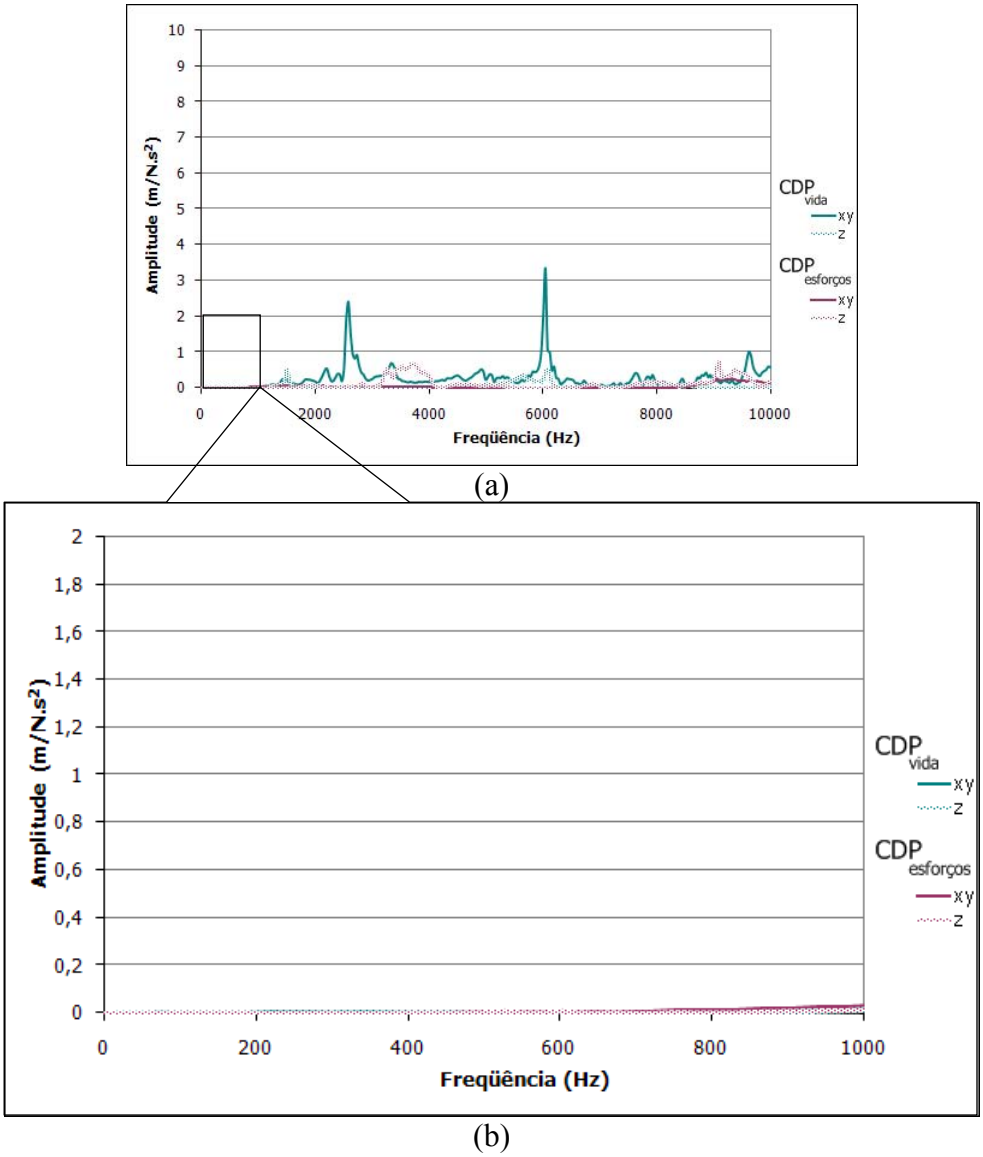


Figura 4.25 – Módulo da função de transferência para os corpos de prova utilizados na faixa de freqüências (a) de 0 a 10000 Hz e (b) de 0 a 1000 Hz

Na Figura 4.25, são expostas as funções de transferência para os corpos de prova do ensaio de vida (CDP_{vida}) e de esforços ($CDP_{esforços}$) nas direções paralelas à mesa do centro de usinagem (xy) e na direção normal a ela (z). A Figura 4.25 (a) contempla a faixa de freqüências de 0 a 10000 Hz, e a Figura 4.25 (b) contém apenas freqüências de 0 a 1000 Hz, a faixa de interesse para este trabalho. Conforme a Figura 4.25 (a), as freqüências fundamentais dos corpos de prova são todas acima de 2000 Hz, o que valida a analogia entre os ensaios de vida e de esforços de corte proposta no item 3.4. Não se verificam grandes amplitudes em freqüências inferiores a 1000 Hz (Figura 4.25 (b)), o que significa que eles se comportam como corpos rígidos nesta faixa.

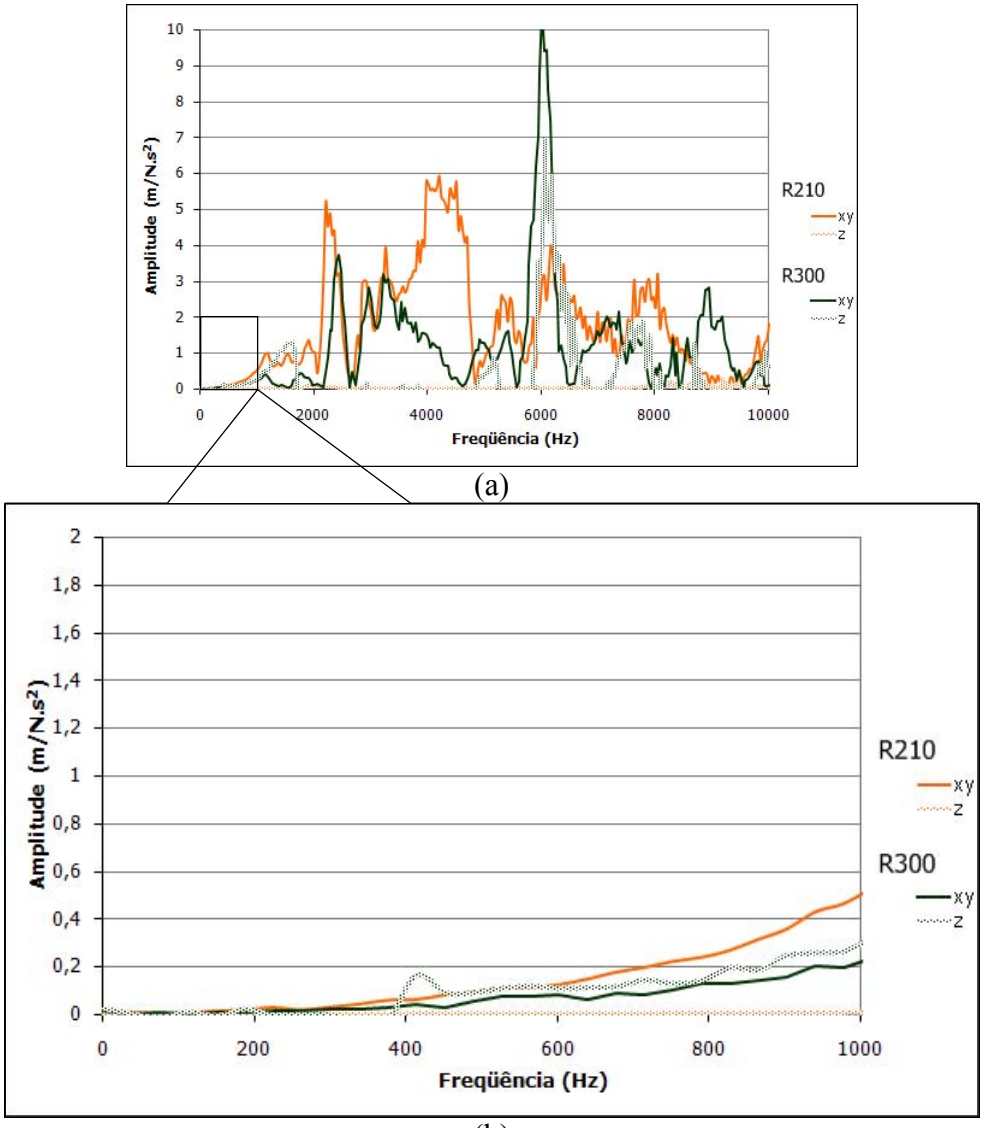


Figura 4.26 – Módulo da função de transferência para as ferramentas utilizadas na faixa de freqüências (a) de 0 a 10000 Hz e (b) de 0 a 1000 Hz

A Figura 4.26 contém o módulo da função de transferência para as ferramentas utilizadas neste trabalho, R210 e R300, nas direções paralelas à mesa do centro de usinagem (xy) e na direção normal a ela (z). A Figura 4.26 (a) contempla uma extensa faixa de freqüências, de 0 a 10000 Hz, e a Figura 4.26 (b) contém apenas freqüências de 0 a 1000 Hz, a faixa de interesse para este trabalho. Embora as freqüências fundamentais das ferramentas R210 e R300 sejam, também, superiores a 2000 Hz (Figura 4.26 (a)), a amplitude das suas funções de transferência em freqüências inferiores a 1000 Hz é relevante, especialmente na faixa entre 400 e 1000 Hz (Figura 4.26 (b)), diferente do que foi verificado para os corpos de prova. Sendo assim, esforços de corte que estejam associados a estas freqüências serão certamente mais danosos às ferramentas do que se estivessem fora desta faixa.

Tratando, enfim, de esforços de corte, a Figura 4.27 apresenta a variação da força de usinagem (F_u) ao longo de dois décimos de segundo nos quatro experimentos realizados na primeira fase.

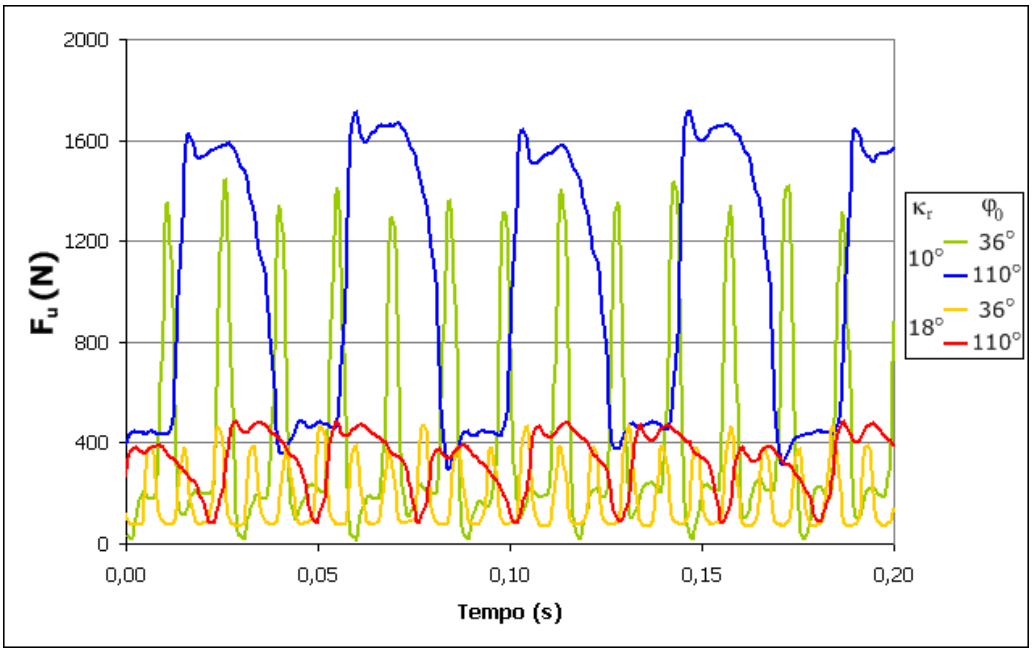


Figura 4.27 – Força de usinagem ao longo dos experimentos da primeira fase variando κ_r e φ_0

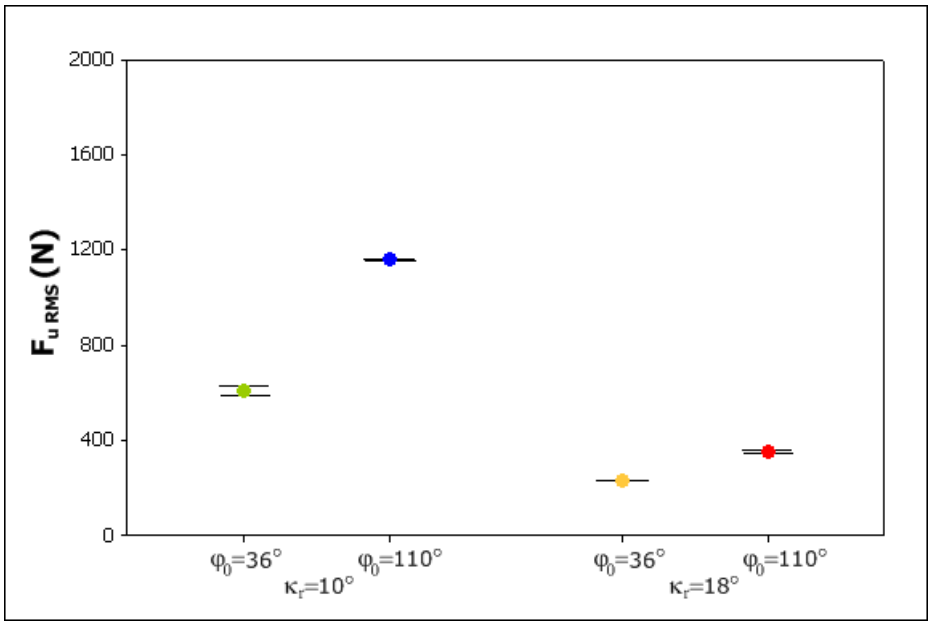
Fica bastante nítido que a condição em que $\kappa_r = 10\,°$ e $\varphi_0 = 110\,°$ (teste 2) é aquela que está associada a um maior esforço de corte, embora seja justamente este experimento aquele em que se obteve maior vida de ferramenta. Na seqüência, o experimento com $\kappa_r = 10\,°$ e $\varphi_0 = 36\,°$ (teste

1) parece resultar em maior esforço de usinagem do que os experimentos com κ_r = 18 ° e φ_0 = 36 ° (teste 3) e φ_0 = 110 ° (teste 4).

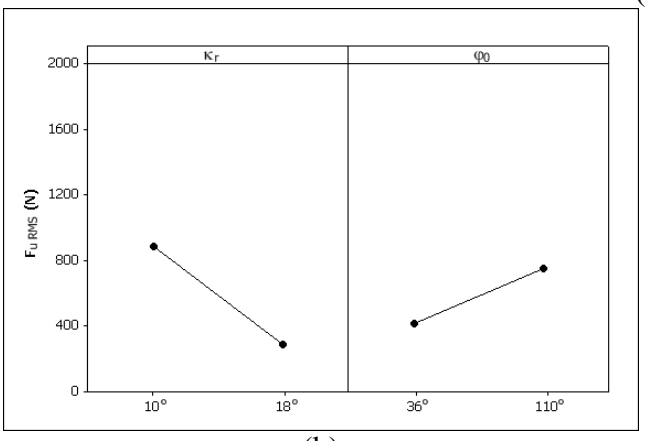
Para permitir uma comparação estatística da magnitude dos esforços de corte entre os testes, propõe-se o cálculo do valor eficaz da força de usinagem ($F_{u\ RMS}$, do inglês *root mean square*, ou valor quadrático médio) para cada um dos experimentos, por meio da Equação 4.1, em que N é o número de medições de cada um dos valores instantâneos de força F_i.

$$F_{RMS} = \sqrt{\frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N} F_i^{\,2}}$$

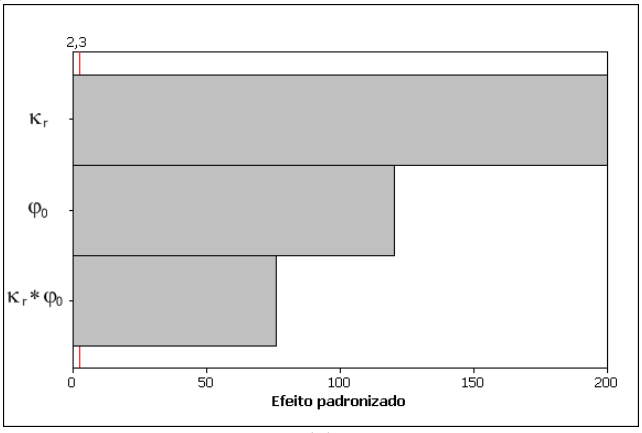
Equação 4.1
(adaptado de LI, 2005)



(a)



(b)



(c)

Figura 4.28 – Força de usinagem nos experimentos da primeira fase: (a) valor eficaz (b) Efeitos principais de κ_r e φ_0 e (c) Diagrama de Pareto

A Figura 4.28 contém uma comparação entre os experimentos realizados em termos do valor eficaz da força de usinagem. Na Figura 4.28 (a), os pontos representam médias de $F_{u\ RMS}$ aferida em três revoluções de ferramenta, e o erro associado envolve 95 % de confiança. As Figuras 4.28 (b) e (c) ilustram os efeitos principais do ângulo de posição e do ângulo de contato sobre a força de usinagem e o Diagrama de Pareto associado, respectivamente.

Como pode ser visto na Figura 4.28 (a), o aumento de κ_r de 10 a 18 ° e a diminuição de φ_0 de 110 a 36 ° promovem redução de $F_{u\ RMS}$, como evidenciado na Figura 4.28 (b). Analisando-se a Figura 4.28 (c), pode-se afirmar que ambas as variáveis, assim como a sua interação ($\kappa_r * \varphi_0$), exercem influência marcante sobre os valores da força de usinagem, sendo que o ângulo de posição exibe efeito mais expressivo. Estes resultados desfazem a hipótese de que maiores esforços de corte estariam sempre relacionados com menores tempos de vida de ferramenta.

A principal justificativa para a obtenção de maiores valores da força de usinagem nos experimentos em que κ_r = 10 ° está no fato de que, nestes, a largura de corte (b) é mais elevada, conforme a Equação 4.2, em que a_p é a profundidade de usinagem e κ_r o ângulo de posição da ferramenta. Em outras palavras, quando a ferramenta corta 1 mm de profundidade com κ_r = 10 °, quase 6 mm de aresta são utilizados, enquanto, na mesma profundidade, com κ_r = 18 °, são apenas 3 mm. Com isso, maior é o atrito da ferramenta com o corpo de prova e, portanto, maior é a força de usinagem. Deve-se, contudo, lembrar que a microgeometria positiva da ferramenta R300 (κ_r = 18 °) é também responsável pela geração de uma menor força de usinagem do que aquela obtida com a ferramenta R210 (κ_r = 10 °) que apresenta microgeometria neutra.

$$b = \frac{a_p}{\text{sen}\kappa_r}$$

Equação 4.2
(DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2006)

Maiores valores de $F_{u\ RMS}$ são obtidos com φ_0 = 110 ° em virtude da maior profundidade radial de usinagem (a_e) associada (ver Equação 3.2). Ou seja, é natural que, quanto maior a largura fresada, maior seja, na média, a força de usinagem, embora os valores de pico sejam similares.

Com a matriz da Equação 3.8, é possível obter, a partir das medições do dinamômetro, os valores das componentes tangencial (F_t), radial (F_r) e axial (F_a) da força de usinagem. A Figura

4.29 contém a variação de cada uma destas componentes da força de usinagem ao longo de dois décimos de segundo nos quatro experimentos.

Na Figura 4.29 (a), vê-se que a força tangencial de usinagem exibe um comportamento bastante similar ao que foi verificado para F_u, isto é, com κ_r = 10 ° e φ_0 = 110 ° (teste 2), F_t apresenta valores mais altos. Da mesma forma, na Figura 4.29 (c), nota-se que também a componente axial é maior neste experimento. Por outro lado, a Figura 4.29 (b) revela que a componente radial da força de usinagem apresenta valores similares em todos os ensaios e pequena contribuição à força total de usinagem em todos os ensaios.

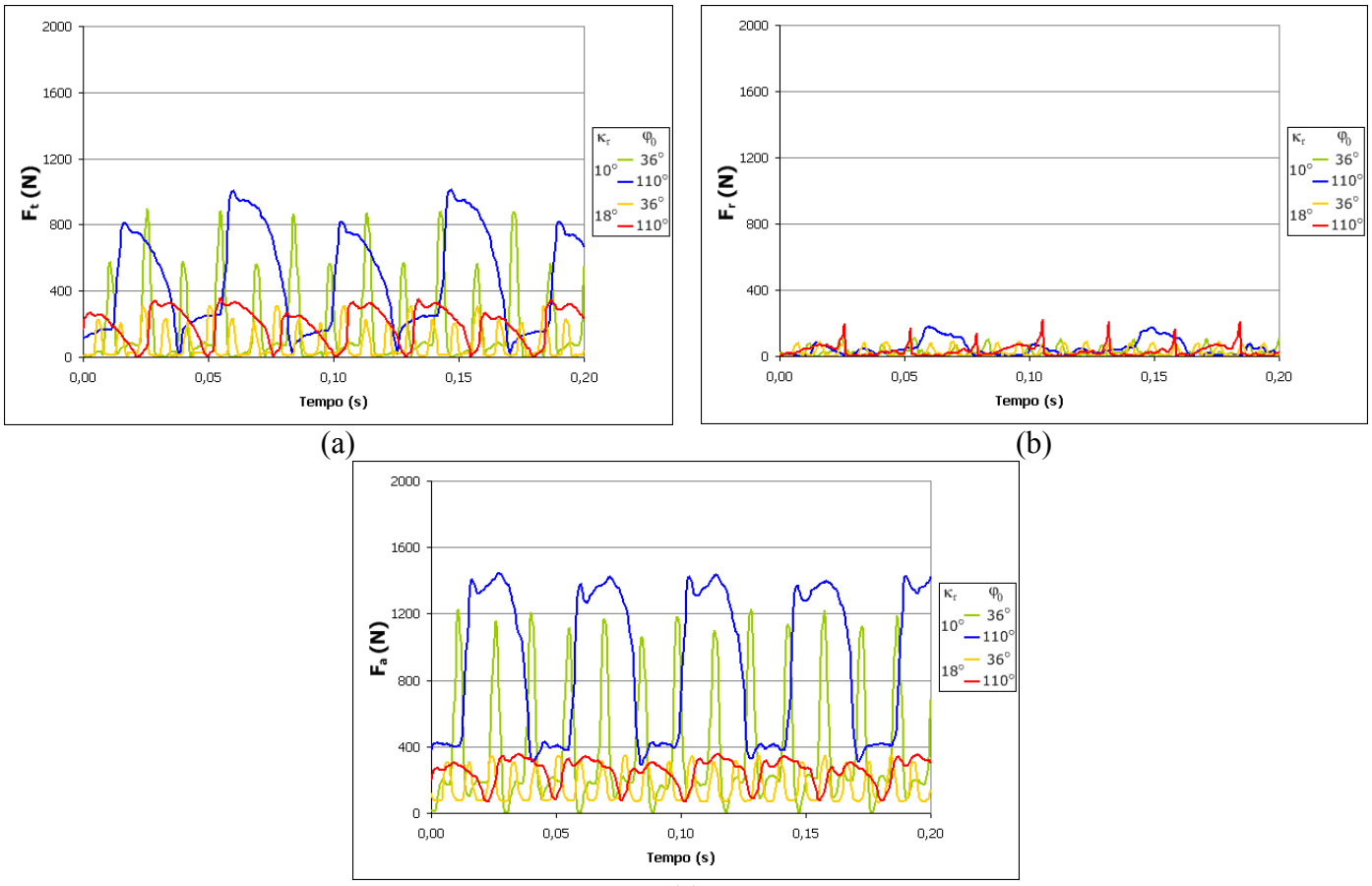
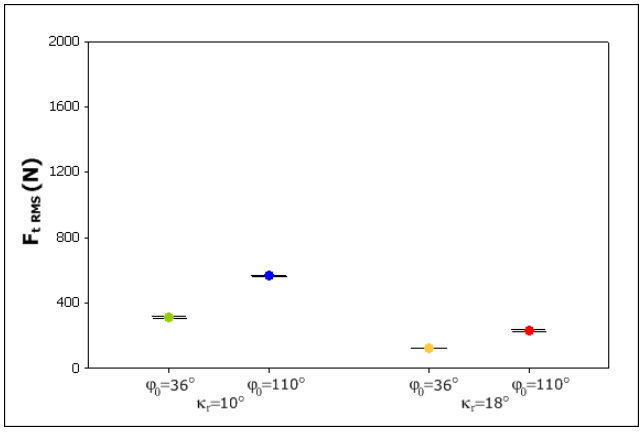


Figura 4.29 – Componentes da força de usinagem ao longo dos experimentos da primeira fase variando κ_r e φ_0: (a) força tangencial, (b) força radial e (c) força axial

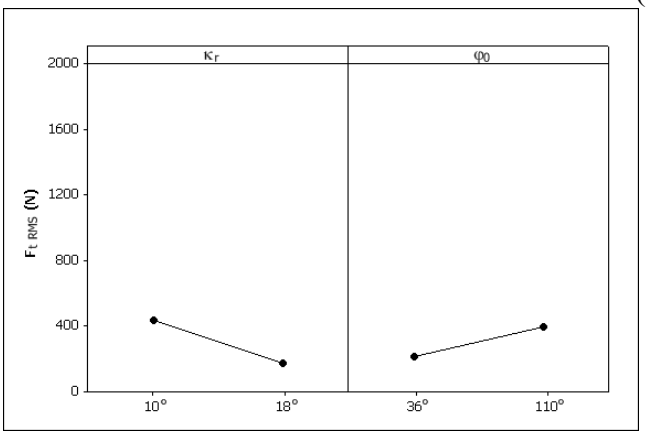
As Figuras 4.30, 4.31 e 4.32 apresentam análises estatísticas sobre médias e desvios associados a 95 % de confiança na medição do valor eficaz das componentes tangencial, radial e axial, respectivamente, em três revoluções de ferramenta.

Nas Figuras 4.30 (a) e 4.32 (a), nota-se que o valor eficaz das componentes tangencial e axial da força de usinagem, respectivamente, são maiores no experimento com κ_r = 10 ° e φ_0 = 110 ° (teste 2). Na seqüência de grandeza, aparecem o experimento caracterizado por κ_r = 10 ° e φ_0 = 36 ° (teste 1), aquele com κ_r = 18 ° e φ_0 = 110 ° (teste 4) e, por ultimo, o experimento com κ_r = 18 ° e φ_0 = 36 ° (teste 3). Este comportamento é muito similar ao que foi verificado para a força de usinagem (Figura 4.28 (a)).

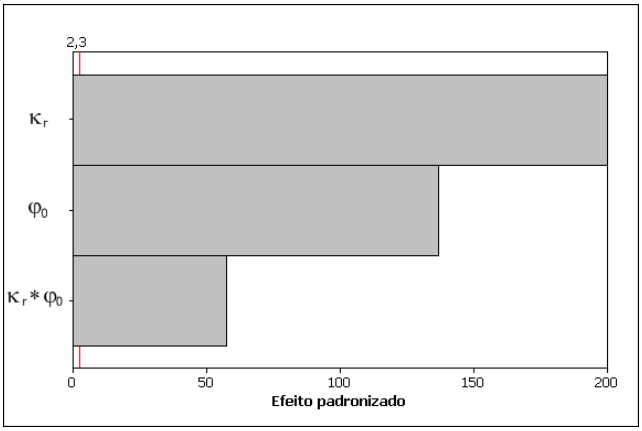
O efeito de κ_r e φ_0 sobre as componentes tangencial (Figura 4.30 (b)) e axial (Figura 4.32 (b)), bem como os diagramas de Pareto correspondentes (Figura 4.30 (c) e Figura 4.32 (c), respectivamente) são muito parecidos com os diagramas de efeitos (Figura 4.28 (b)) e de Pareto (Figura 4.28 (c)) verificados para a força de usinagem. Todas elas são fortemente influenciadas por κ_r, φ_0 e sua interação (κ_r*φ_0), sendo o ângulo de posição a variável de predominância.



(a)



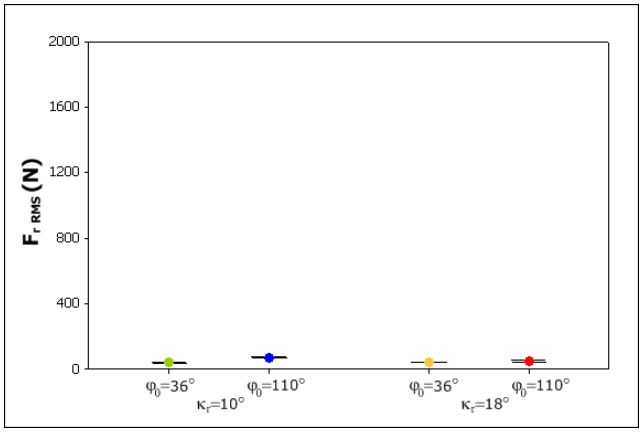
(b)



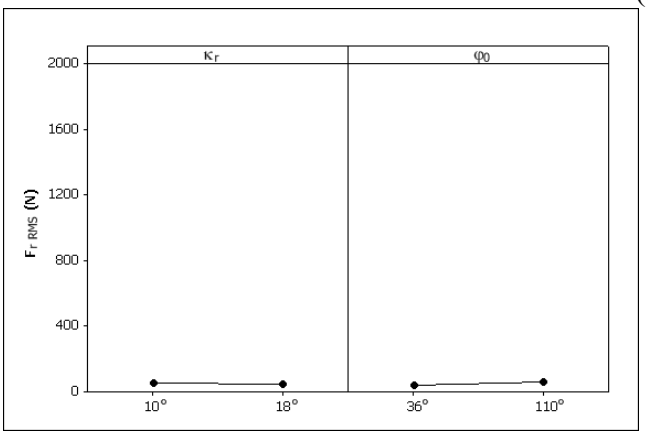
(c)

Figura 4.30 – Força tangencial de usinagem nos experimentos da primeira fase: (a) valor eficaz (b) Efeitos principais de κ_r e φ_0 e (c) Diagrama de Pareto

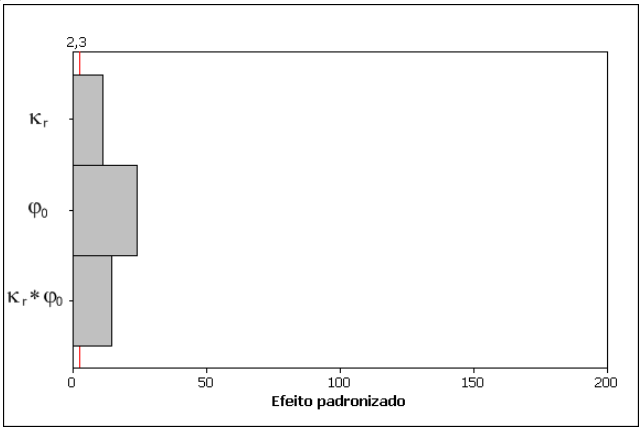
Por outro lado, analisando-se a Figura 4.31 (a), fica nítido que o comportamento da componente radial da força de usinagem não segue a tendência traçada pela força de usinagem. Aqui, as variáveis κ_r, φ_0 e sua interação ($\kappa_r * \varphi_0$) pouco influenciam o valor eficaz da componente, o que deve estar associado ao fato de que, independentemente do ângulo de posição empregado no experimento (10 ou 18 °), a quantidade de esforço que sobra para a componente radial é muito pequena, já que os valores de κ_r utilizados são muito inferiores a 90 °. De qualquer forma, a Figura 4.31 (b) ilustra a sutil tendência à elevação de $F_{r\,RMS}$ com a redução de κ_r e com o aumento de φ_0, como verificado de forma muito mais pronunciada para $F_{u\,RMS}$, $F_{t\,RMS}$ e $F_{a\,RMS}$. O diagrama de Pareto da Figura 4.31 (c), no entanto, exprime a prevalência do efeito de κ_r sobre o de φ_0, ao contrário do que se verificou para a força de usinagem e suas outras duas componentes. Neste caso, é provável que o aumento da profundidade radial de usinagem (a_e) exerça maior influência sobre a elevação do esforço radial do que o aumento do comprimento de utilização da aresta (b).



(a)



(b)



(c)

Figura 4.31 – Força radial de usinagem nos experimentos da primeira fase: (a) valor eficaz (b) Efeitos principais de κ_r e φ_0 e (c) Diagrama de Pareto

Era esperado, porém, que o efeito da variação do ângulo de posição fosse mais pronunciado, proporcionando, com κ_r = 18 °, valores da componente radial efetivamente mais elevados do que aqueles obtidos com κ_r = 10 ° (Figura 4.5). A similaridade de grandeza entre as F_r medidas nos experimentos certamente está relacionada ao fato de que a ferramenta R210 (κ_r = 10 °) possui microgeometria neutra, enquanto a R300 (κ_r = 18 °) possui microgeometria positiva estando, definitivamente, associada a uma menor força de usinagem

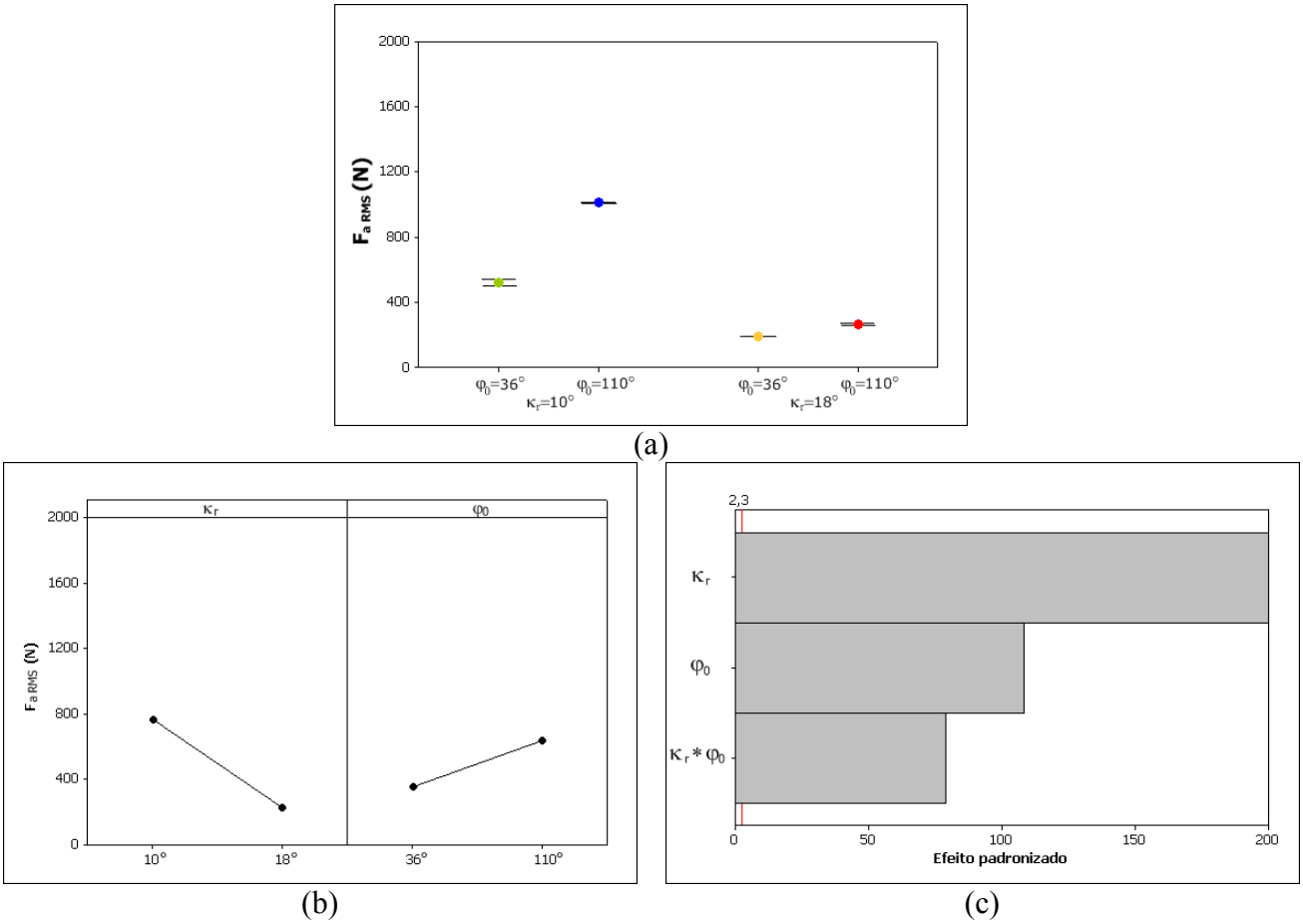


Figura 4.32 – Força axial de usinagem nos experimentos da primeira fase: (a) valor eficaz (b) Efeitos principais de κ_r e φ_0 e (c) Diagrama de Pareto

Embora a impressão seja de que, realmente, esforços de corte não guardem relação estreita com a velocidade de desgaste da ferramenta e, conseqüentemente, com a vida de ferramenta, o comportamento peculiar apresentado pela componente radial da força de usinagem pode conter informações preciosas neste sentido. Sabendo que o esforço radial, ou melhor, a componente radial (F_r) da força de usinagem, é aquela que impõe à ferramenta uma solicitação de flexão (Figura 4.33), enquanto a componente axial, por exemplo, comprime a ferramenta contra o eixo-

árvore, uma direção muito mais rígida, é de se esperar que aquela seja justamente a componente mais nociva à estabilidade do processo e à vida da ferramenta.

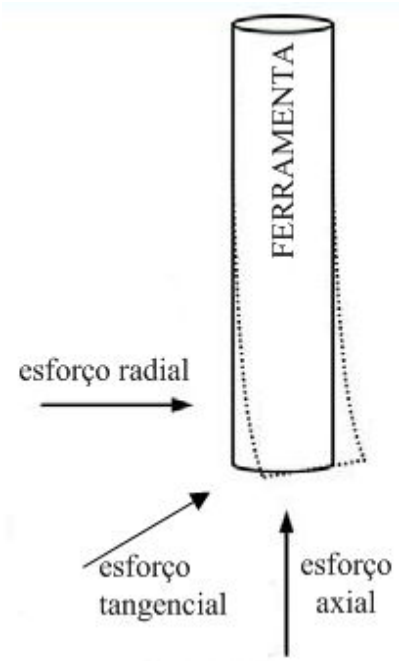


Figura 4.33 – Solicitações a que é submetida uma ferramenta em operação de fresamento (adaptado de KIRCHHEIM *et al.*, 2008)

Por isso resolveu-se aprofundar o estudo de F_r através de sua análise no domínio da freqüência. Utiliza-se, aqui, um dos métodos de análise de sinais no domínio da freqüência mais conhecidos: o algoritmo FFT (do inglês *fast Fourier transform*, ou transformada rápida de Fourier). A aplicação desta transformada, bem como o "janelamento" do sinal, foi feita por meio do programa Matlab® 7.1.

A Figura 4.34 contém a expressão da componente radial da força de usinagem no domínio da freqüência para os quatro experimentos em questão. Nela, pode ser facilmente identificada a freqüência de excitação (ou a freqüência de entrada de insertos no corpo de prova, ω) para cada um dos testes realizados, calculada na Equação 4.3 em função da velocidade de corte (v_c [m/min]), do número de insertos (z) e do diâmetro efetivo (D_e [mm]) da fresa, a saber, 68 Hz (teste 1), 23 Hz (teste 2), 112 Hz (teste 3) e 38 Hz (teste 4).

$$\omega = \frac{50 v_c \cdot z}{3\pi D_e} \text{ [Hz]} \qquad \textbf{Equação 4.3}$$

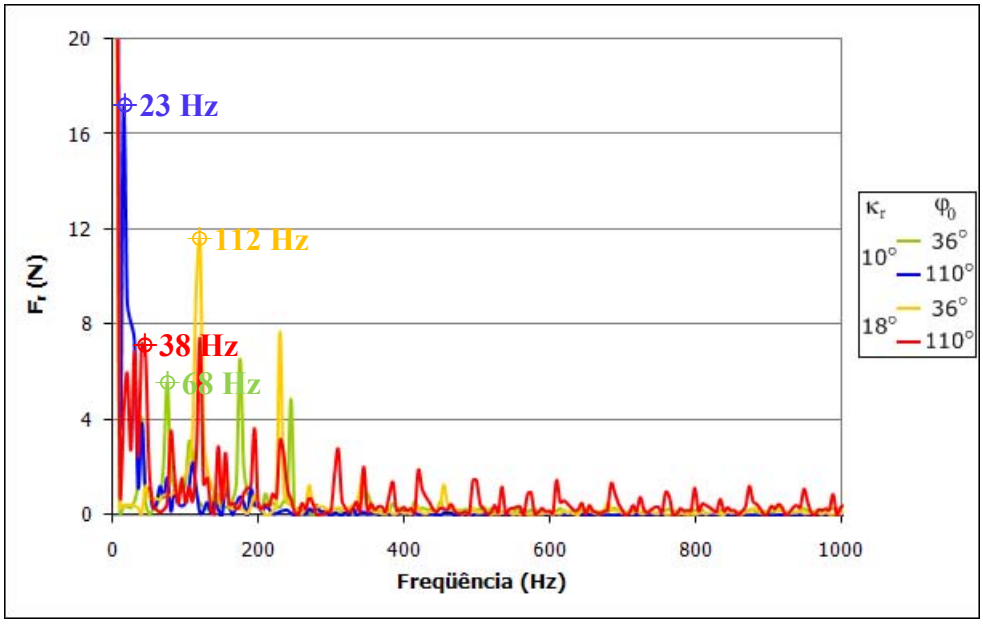


Figura 4.34 – Componente radial da força de usinagem no domínio da freqüência ao longo dos experimentos da primeira fase variando κ_r e φ_0

Como pode ser visto, embora as maiores amplitudes de força estejam associadas justamente às freqüências de excitação do processo de usinagem, parte do carregamento gerado está relacionada a outras freqüências ao longo do espectro. Este fenômeno fica mais ou menos evidente dependendo do experimento em questão, e parece ser bastante relevante especialmente na condição em que $\kappa_r = 18\ °$ e $\varphi_0 = 110\ °$ (teste 4).

Decidiu-se, portanto, quantificar esta parcela de força associada a uma determinada faixa de freqüências por meio da integração do sinal de F_r ao longo do trecho de interesse no espectro. Define-se, aqui, a "taxa de carregamento radial associada a freqüências na faixa de ω_i a ω_f", $\dot{F}_{r(\omega_i-\omega_f)}$, a partir da Equação 4.4, onde ω_i a ω_f são, respectivamente, as freqüências inicial e final do intervalo em questão.

$$\dot{F}_{r(\omega_i-\omega_f)} = \int_{\omega_i}^{\omega_f} F_r \cdot \partial\omega \ [\mathrm{N/s}] \qquad \textbf{Equação 4.4}$$

Tomando como base os resultados obtidos no ensaio de análise vibracional com as ferramentas (Figura 4.26), pode-se afirmar que as freqüências na faixa de 400 a 1000 Hz são as mais problemáticas em termos de estabilidade da ferramenta. Calcula-se portanto a taxa de

carregamento radial associada a freqüências na faixa de 400 a 1000 Hz, $\dot{F}_{r(400-1000)}$, para cada um dos experimentos realizados, conforme a Figura 4.35.

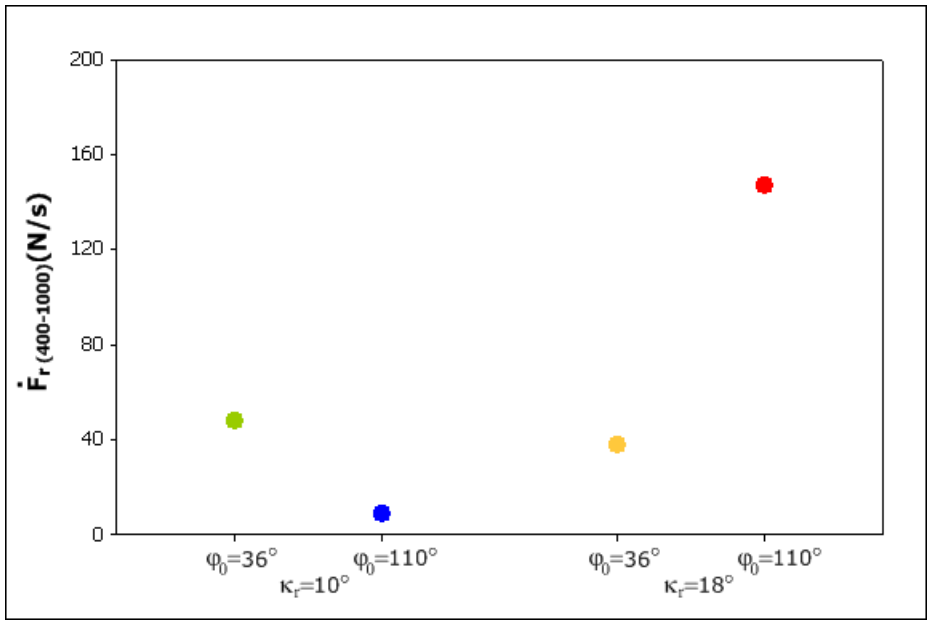
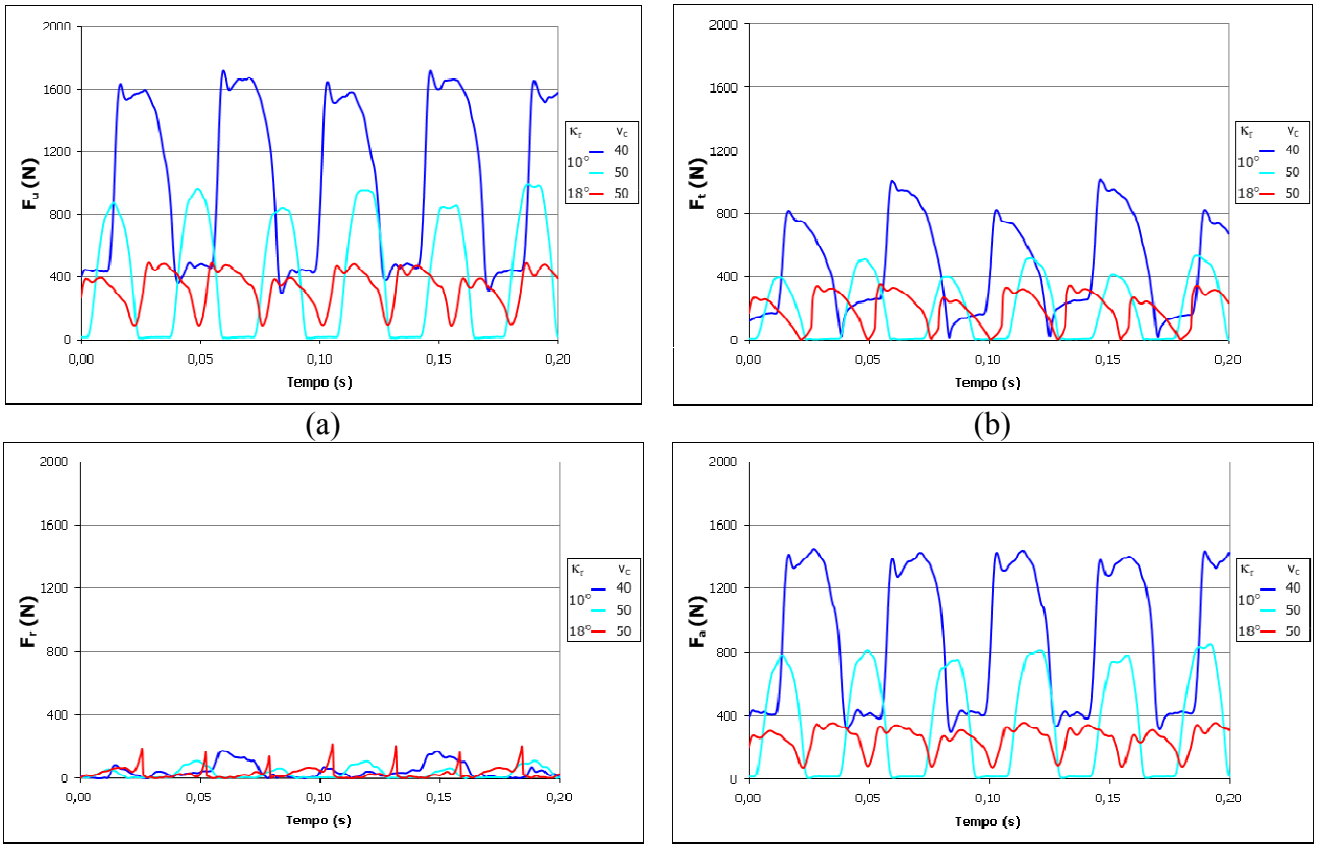


Figura 4.35 – Taxa de carregamento radial associada a freqüências na faixa de 400 a 1000 Hz ao longo dos experimentos da primeira fase variando κ_r e φ_0

Nota-se, claramente, que no experimento com κ_r = 18 ° e φ_0 = 110 ° (teste 4), a taxa de carregamento associada às freqüências na faixa de 400 a 1000 Hz é muito maior do que em todos os demais experimentos, embora os valores de F_r obtidos tenham sido bastante similares em todos eles (Figura 4.31).

Traçando-se uma analogia entre estes resultados e aqueles obtidos nos estudos de vida e mecanismos de desgaste de ferramenta, pode-se relacionar o desempenho inferior obtido no teste 4 (κ_r = 18 ° e φ_0 = 110 °) em relação ao teste 2 (κ_r = 10 ° e φ_0 = 110 °) a um mecanismo de fadiga estimulado pela alta taxa de carregamento radial associada a uma faixa mais alta de freqüências naquele experimento, o que culminou no microlascamento e na perda de integridade da aresta de corte (Figura 4.14) e, por fim, no comprometimento da longevidade da ferramenta. Sendo assim, deve estar ocorrendo, neste teste 4, o fenômeno de *chatter* (ou vibração auto-excitada) como conseqüência, provavelmente, da combinação ângulo de posição, ângulo de contato e microgeometria positiva de ferramenta R300.

Conforme descrito no item 4.1, realizou-se também o teste 5, com os parâmetros coincidentes aos do teste 2, exceto pela velocidade de corte, empregada igual à do teste 4. A Figura 4.36 ilustra os valores de força de usinagem ao longo dos três testes mencionados.



(a) (b)

(c) (d)

Figura 4.36 – Forças ao longo dos experimentos da segunda fase variando κ_r e v_c: (a) força de usinagem, (b) componente tangencial, (c) componente radial e (d) componente axial

Pode-se dizer que a elevação da velocidade de corte de 40 (teste 2) para 50 (teste 5) m/min promoveu uma redução marcante da força de usinagem como um todo (Figura 4.36 (a)) e, de suas componentes tangencial (Figura 4.36 (b)), radial (Figura 4.36 (c)) e axial (Figura 4.36 (d)). Esta diminuição de esforços pode estar relacionada com o aumento da dinâmica do corte, leia-se redução do coeficiente de atrito, promovida pela elevação da velocidade. De qualquer forma, é uma diferença muito grande, que, provavelmente, é devida a algum outro fator não identificado.

Entretanto, as forças relacionadas ao teste 5 são, ainda, superiores àquelas medidas no teste 4, como evidenciado pelas Figuras 4.37 (a) ($F_{u\ RMS}$), 4.38 (a) ($F_{t\ RMS}$), 4.39 (a) ($F_{r\ RMS}$) e 4.40 (a) ($F_{a\ RMS}$), que representam média e erro associado a 95 % de confiança do valor eficaz das forças em três rotações de ferramenta. Esta diferença confirma a hipótese de que a utilização de um

comprimento maior da aresta, fruto do menor ângulo de posição (testes 2 e 5, onde κ_r = 10 °), resulta na geração de maiores esforços de corte do que aqueles medidos quando o ângulo de posição é mais elevado (teste 4, onde κ_r = 18 °).

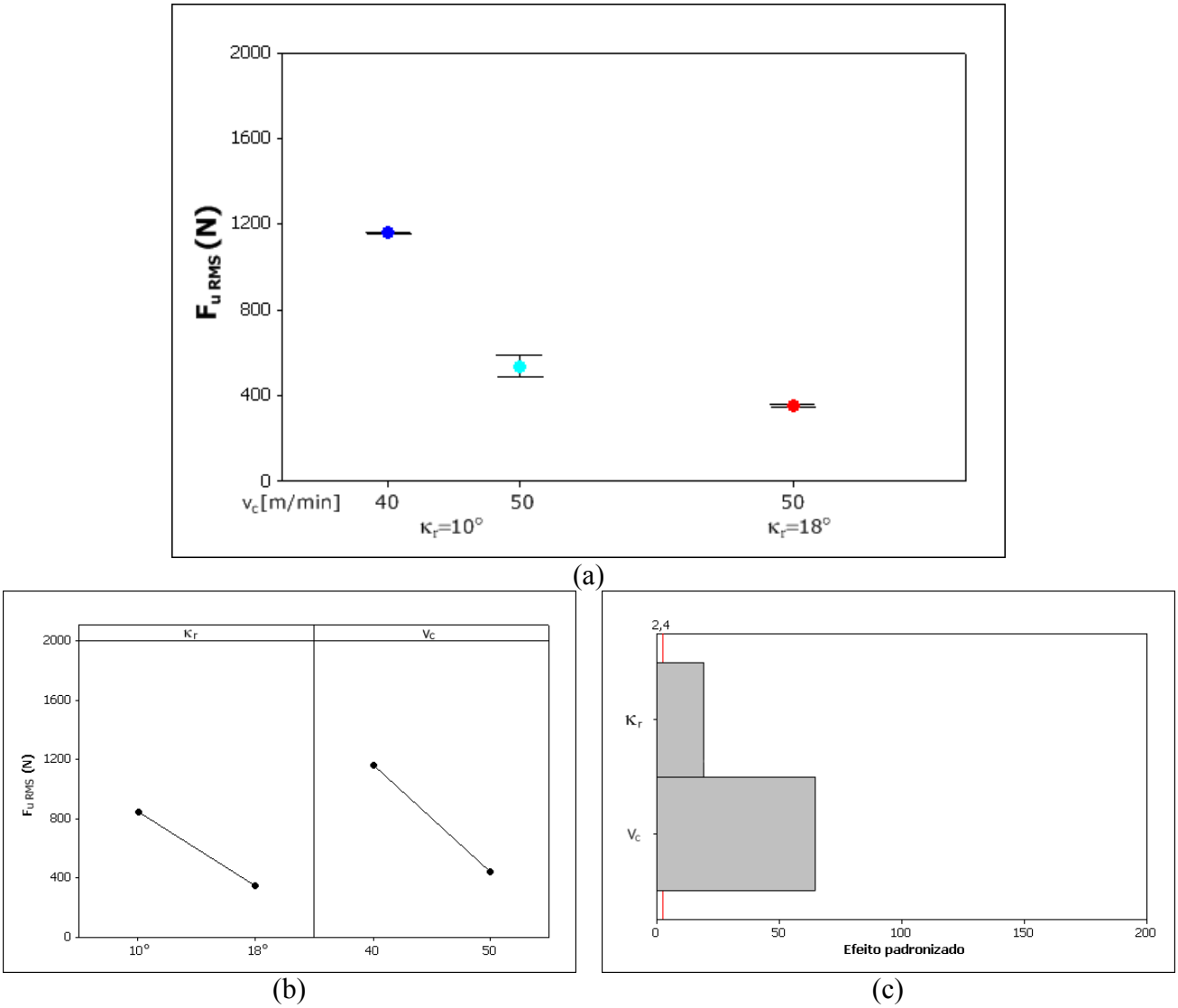


Figura 4.37 – Força de usinagem nos experimentos da segunda fase: (a) valor eficaz (b) Efeitos principais de κ_r e v_c e (c) Diagrama de Pareto

A redução dos esforços em razão da elevação do ângulo de posição entre 10 e 18 ° e da velocidade de corte entre 40 e 50 m/min pode ser confirmada nas Figuras 4.37 (b), 4.38 (b) e 4.40 (b) que contêm o diagrama de efeitos de κ_r e v_c sobre $F_{u\ RMS}$, $F_{t\ RMS}$ e $F_{a\ RMS}$, respectivamente.

Os diagramas de Pareto para a força de usinagem (Figura 4.37 (c)) e suas componentes tangencial (Figura 4.38 (c)) e radial (Figura 4.40 (c)) confirmam a relevância do ângulo de

posição e da velocidade de corte como variáveis de real influência sobre os esforços. É importante notar que o efeito de v_c é bem mais proeminente do que o efeito de κ_r sobre as forças, salientando o efeito de redução da força de usinagem como conseqüência da redução do atrito e da atuação de alguma fonte de variabilidade não identificada com o corte a 50 m/min.

Entretanto, o comportamento da componente radial da força de usinagem é novamente distinto do comportamento apresentado por F_u e suas demais componentes, conforme fora verificado na análise inicial. Isto pode ser visto na Figura 4.39.

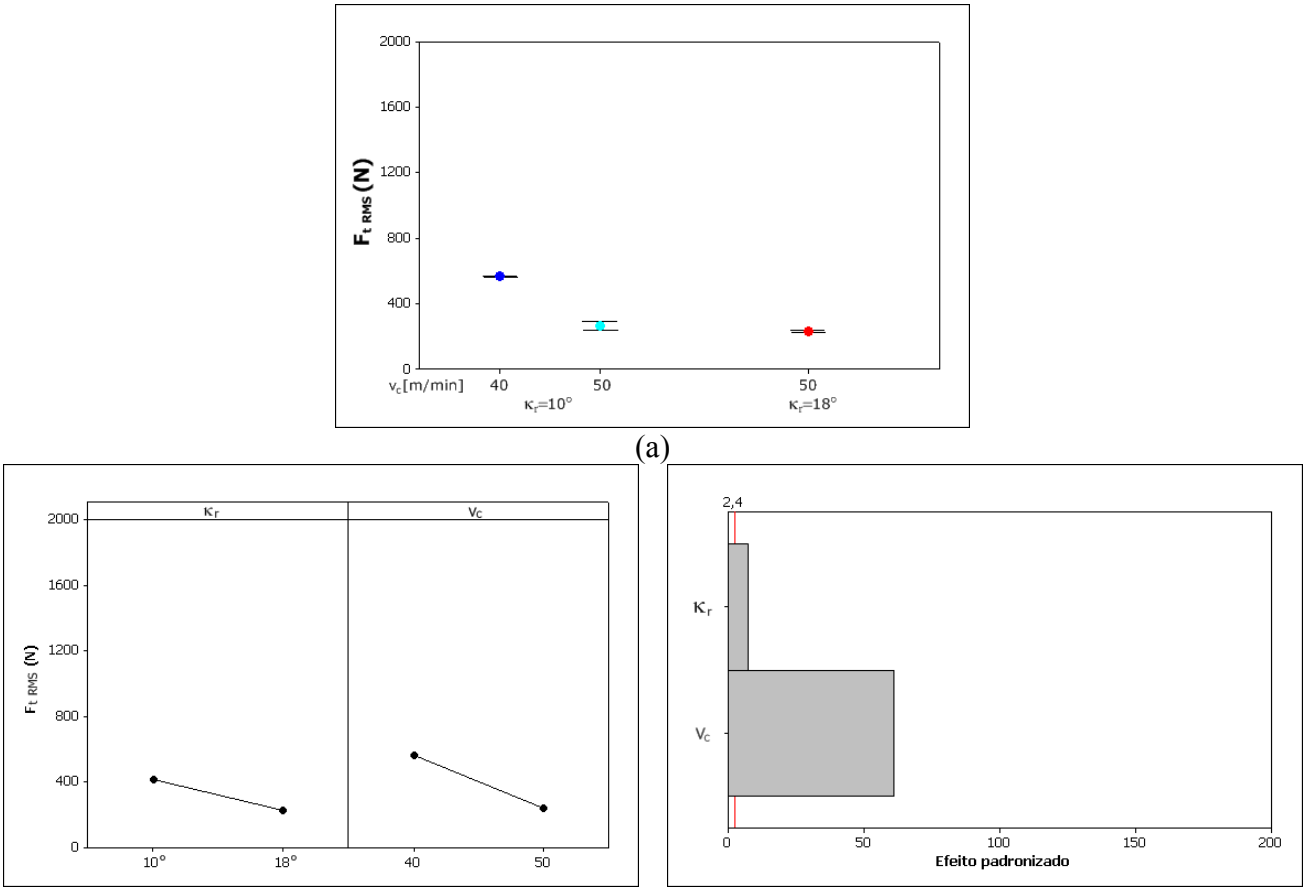


Figura 4.38 – Força tangencial de usinagem nos experimentos da segunda fase: (a) valor eficaz (b) Efeitos principais de κ_r e v_c e (c) Diagrama de Pareto

Na Figura 4.39 (a), vê-se que $F_{r\ RMS}$ mantém-se bastante reduzida, se comparada às outras componentes da força de usinagem, em todos os experimentos desta análise, sendo difícil verificar qualquer diferença desta componente radial entre um teste e outro.

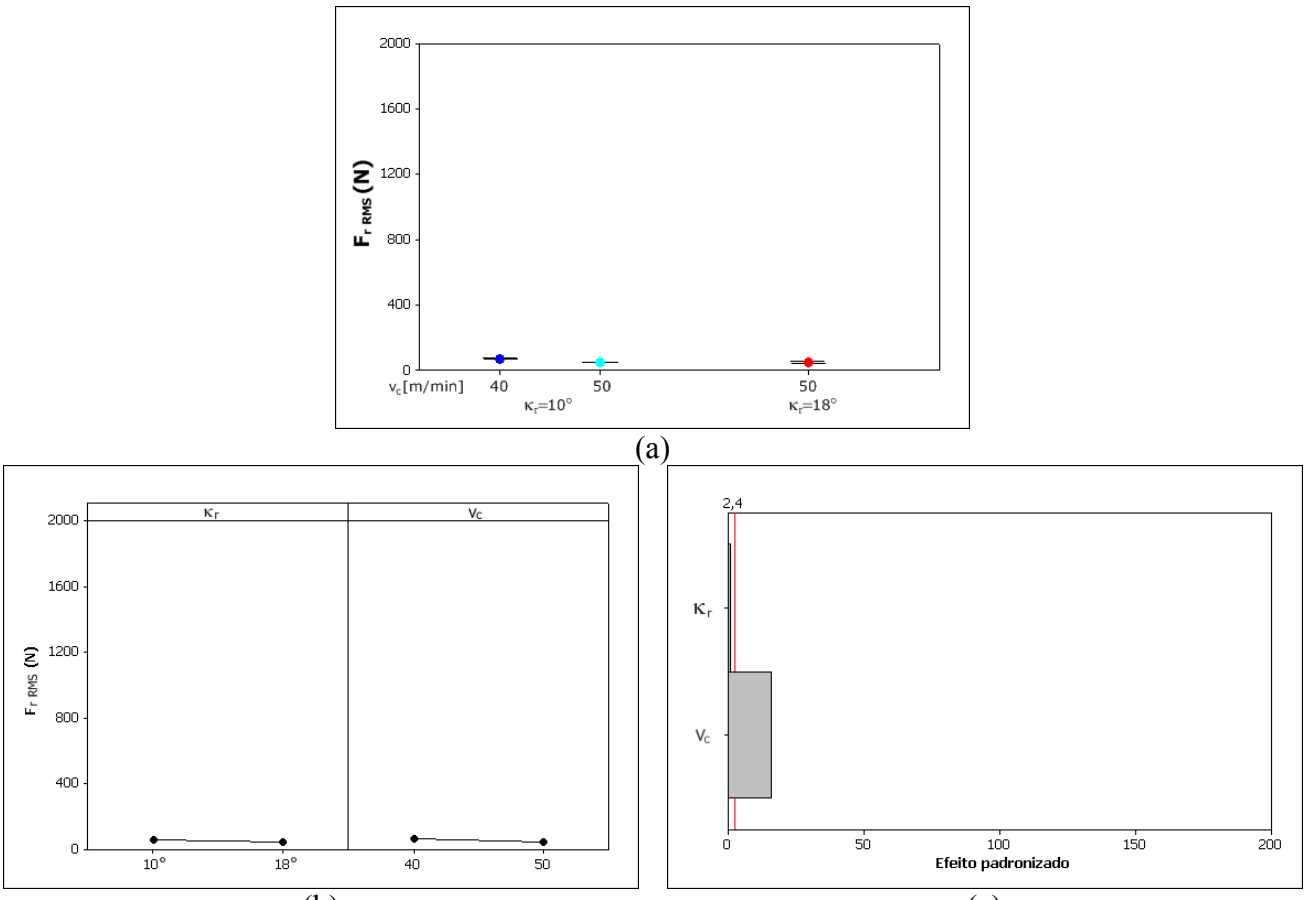


Figura 4.39 – Força radial de usinagem nos experimentos da segunda fase: (a) valor eficaz (b) Efeitos principais de κ_r e v_c e (c) Diagrama de Pareto

Observando a Figura 4.39 (b), que contém os efeitos do ângulo de posição e da velocidade de corte sobre a $F_{r\ RMS}$, nota-se que a elevação de κ_r entre 10 e 18 ° e de v_c entre 40 e 50 m/min reduz, muito sutilmente, o valor eficaz da componente radial da força de usinagem. Na Figura 4.39 (c), o diagrama de Pareto de κ_r e v_c sobre $F_{r\ RMS}$, fica claro que a influência da velocidade de corte sobre esta componente, embora não seja muito grande, é notadamente relevante. O mesmo não se pode dizer no ângulo de posição que, aqui, não deve ser considerado uma variável de efeito.

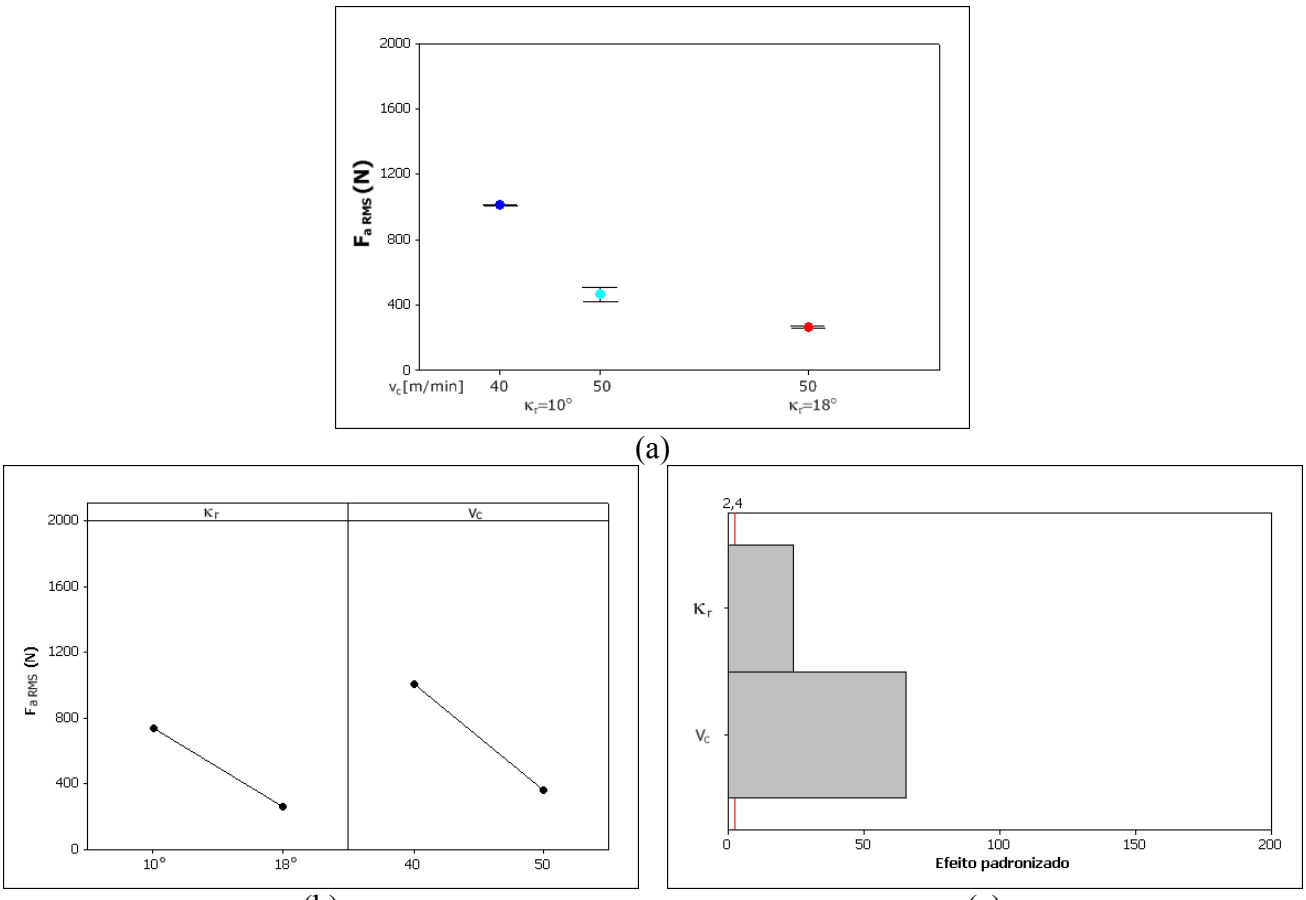


Figura 4.40 – Força axial de usinagem nos experimentos da segunda fase: (a) valor eficaz (b) Efeitos principais de κ_r e v_c e (c) Diagrama de Pareto

Faz-se, aqui, mais uma vez, uma análise aprofundada da componente radial da força de usinagem, em virtude do seu comportamento novamente particular em relação a F_u e suas outras componentes e do conhecimento que se tem sobre a menor resistência apresentada pela ferramenta neste sentido.

Vê-se, na Figura 4.41, a componente radial da força de usinagem expressa no domínio da freqüência, após a aplicação do algoritmo FFT, na qual podem ser notadas as freqüências de entrada de insertos no corpo de prova em cada um dos experimentos desta segunda fase, a saber, 23 Hz (teste 2), 38 Hz (teste 4) e 28 Hz (teste 5). Assim como foi verificado no teste 2, no teste 5, a maior parte do carregamento radial está associada a baixas freqüências, muito próximas à freqüência de excitação.

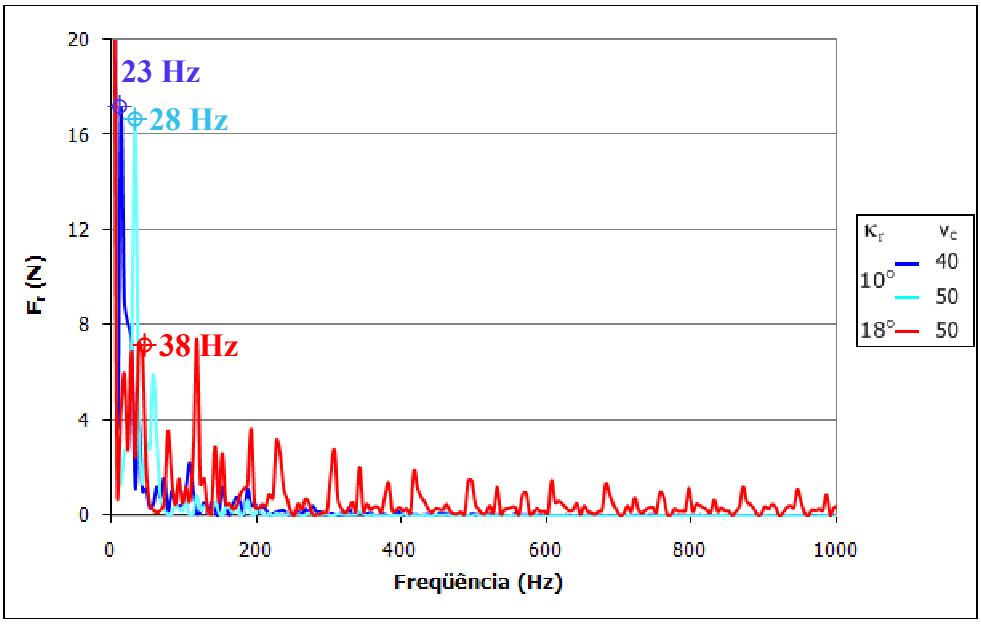


Figura 4.41 – Componente radial da força de usinagem no domínio da freqüência ao longo dos experimentos da segunda fase variando κ_r e v_c

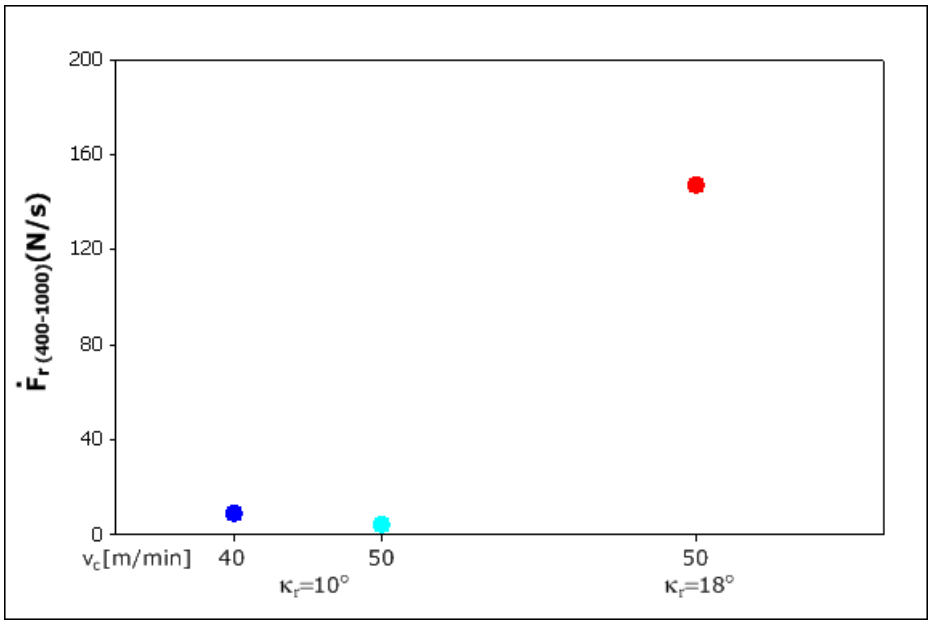


Figura 4.42 – Taxa de carregamento radial associada a freqüências na faixa de 400 a 1000 Hz ao longo dos experimentos da segunda análise variando κ_r e v_c

A Figura 4.42 ilustra uma comparação entre a taxa de carregamento associada a freqüências entre 400 e 1000 Hz (nas quais, de acordo com a Figura 4.26, as ferramentas são menos rígidas) para cada um dos três experimentos desta segunda fase. Vê-se que, mesmo com a elevação de v_c e, portanto, da freqüência de excitação, a grandeza $\dot{F}_{r(400-1000)}$ obtida no teste 5, é muito inferior à medida no teste 4, restringindo a este a possibilidade de estar ocorrendo vibração auto-excitada.

Na terceira fase, pretende-se verificar se a redução do ângulo de posição pode melhorar o desempenho da ferramenta R300. A título de recordação, para se diminuir o ângulo de posição (κ_r) da ferramenta R300, reduziu-se a profundidade de usinagem até a_p = 0.3 mm, sendo testadas duas velocidades de corte: 50 (teste 6) e 90 (teste 7) m/min. A Figura 4.43 contém a expressão da força de usinagem (Figura 4.43 (a)) e de suas componentes tangencial (Figura 4.43 (b)), radial (Figura 4.43 (c)) e axial (Figura 4.43 (d)) ao longo dos testes 4, 6 e 7.

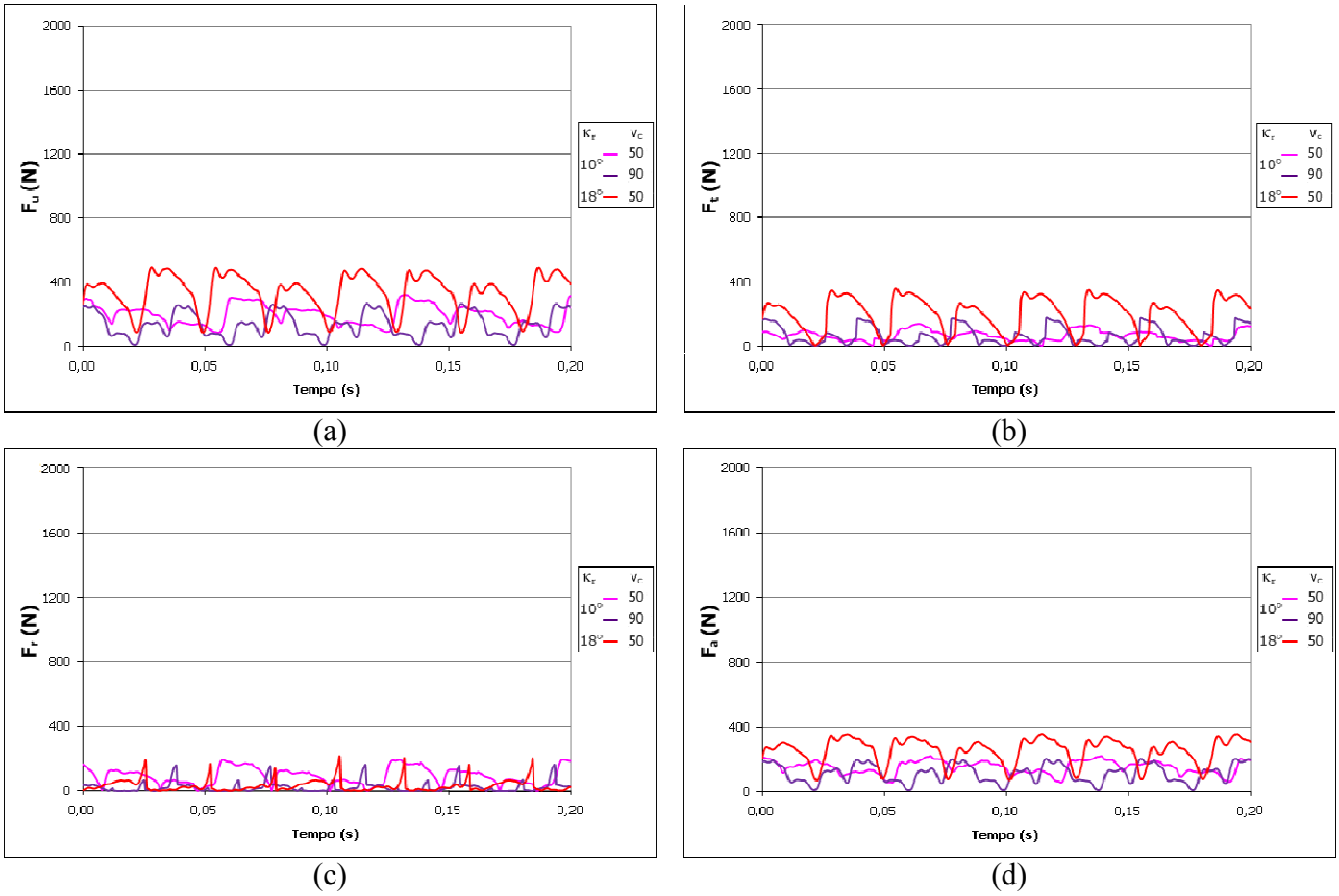
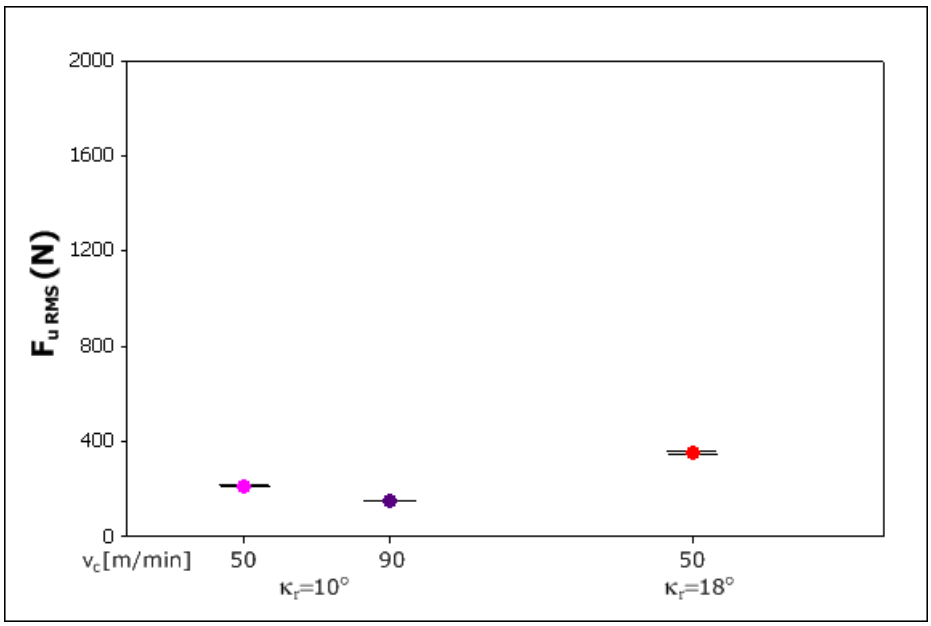


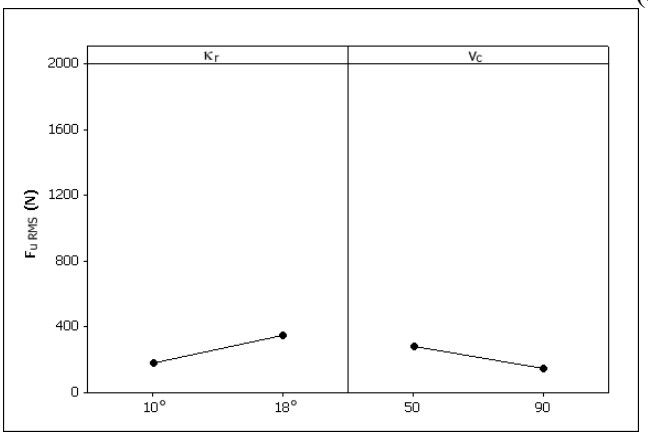
Figura 4.43 – Forças ao longo dos experimentos da terceira fase variando κ_r e v_c: (a) força de usinagem, (b) componente tangencial, (c) componente radial e (d) componente axial

Fica nítido que, nos testes 6 e 7 os esforços de corte foram inferiores àqueles medidos no teste 4, o que é bastante óbvio, visto que a redução do ângulo de posição é sujeita à redução da profundidade de corte, e é justamente este o parâmetro de maior influência sobre a força de usinagem (FERRARESI, 1977).

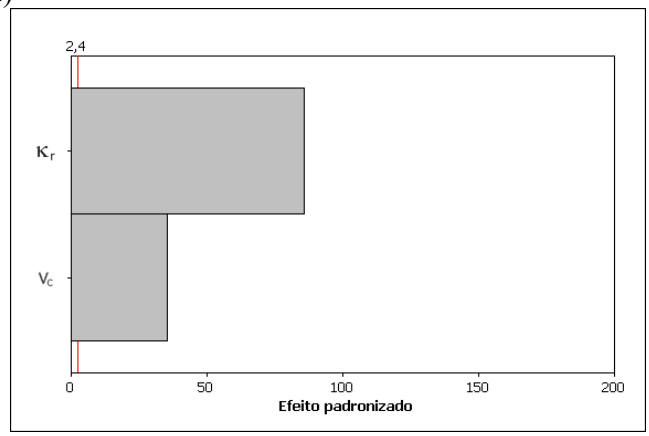
As Figuras 4.44, 4.45, 4.46 e 4.47 contêm uma análise estatística de $F_{u\ RMS}$, $F_{t\ RMS}$, $F_{r\ RMS}$ e $F_{a\ RMS}$, respectivamente, baseada na medição de três revoluções de ferramenta em cada um dos experimentos desta terceira análise.



(a)



(b)



(c)

Figura 4.44 – Força de usinagem nos experimentos da terceira fase: (a) valor eficaz (b) Efeitos principais de κ_r e v_c e (c) Diagrama de Pareto

Analisando a Figura 4.44 (a), nota-se, realmente, que a força de usinagem é maior no experimento com κ_r = 18 °, conseqüência, é claro, da utilização de a_p reduzido nos testes com κ_r = 10 ° (6 e 7). O diagrama de efeitos da Figura 4.44 (b) mostra que, além da elevação do ângulo de posição, também a redução da velocidade de corte de 90 para 50 m/min promove o aumento de $F_{u\ RMS}$. Fica evidente no diagrama de Pareto da Figura 4.44 (c), no entanto, que o efeito de v_c é menos marcante do que o efeito de κ_r. Similarmente ao que foi verificado na segunda fase, a

velocidade de corte se mostra, novamente, um fator bastante relevante em termos de esforços de corte, reforçando a tese da melhoria da dinâmica do corte e da redução do atrito como conseqüências da elevação de v_c.

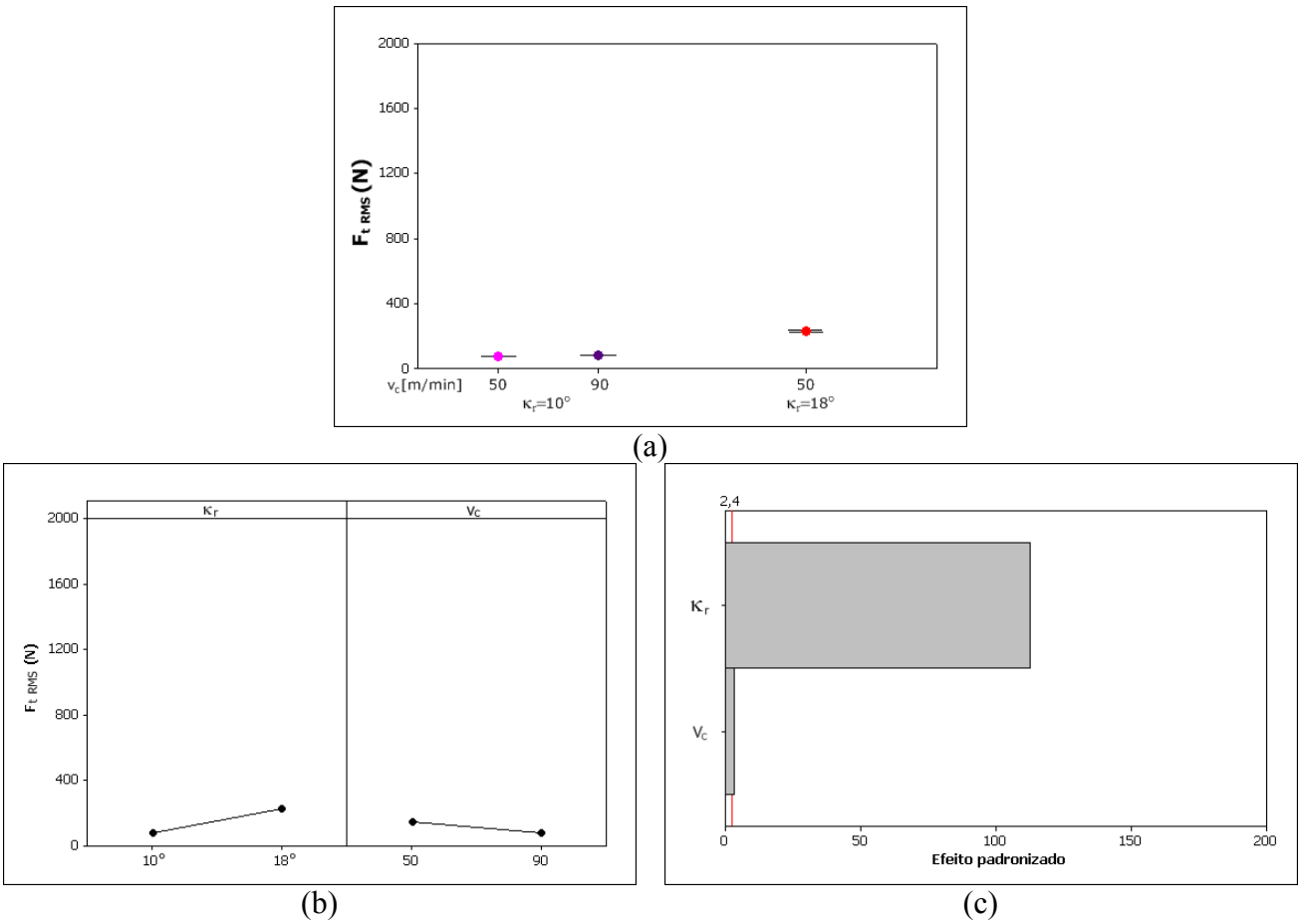


Figura 4.45 – Força tangencial de usinagem nos experimentos da terceira fase: (a) valor eficaz (b) Efeitos principais de κ_r e v_c e (c) Diagrama de Pareto

Na Figura 4.45 (a), constam os valores de $F_{t\ RMS}$ dos três experimentos abordados nesta terceira análise. Fica claro que, diferentemente do que foi assinalado para a F_u, sobre a componente tangencial, a velocidade de corte parece exercer pouco efeito, embora a Figura 4.45 (b) indique, novamente, a tendência de redução da força com a elevação de v_c. Para $F_{t\ RMS}$, o efeito da redução da profundidade de usinagem para atender à redução de κ_r é mais pronunciado, como indica a Figura 4.45 (c), ao anotar que é esta a única variável de influência. Este comportamento pode ter sido motivado pela intensificação do fluxo lateral de cavaco nos testes 6 e 7, em que se tem a_p reduzido, reduzindo o efeito de dinamização do corte quando a velocidade é aumentada e igualando a componente tangencial quando v_c = 50 (teste 6) ou 90 (teste 7) m/min.

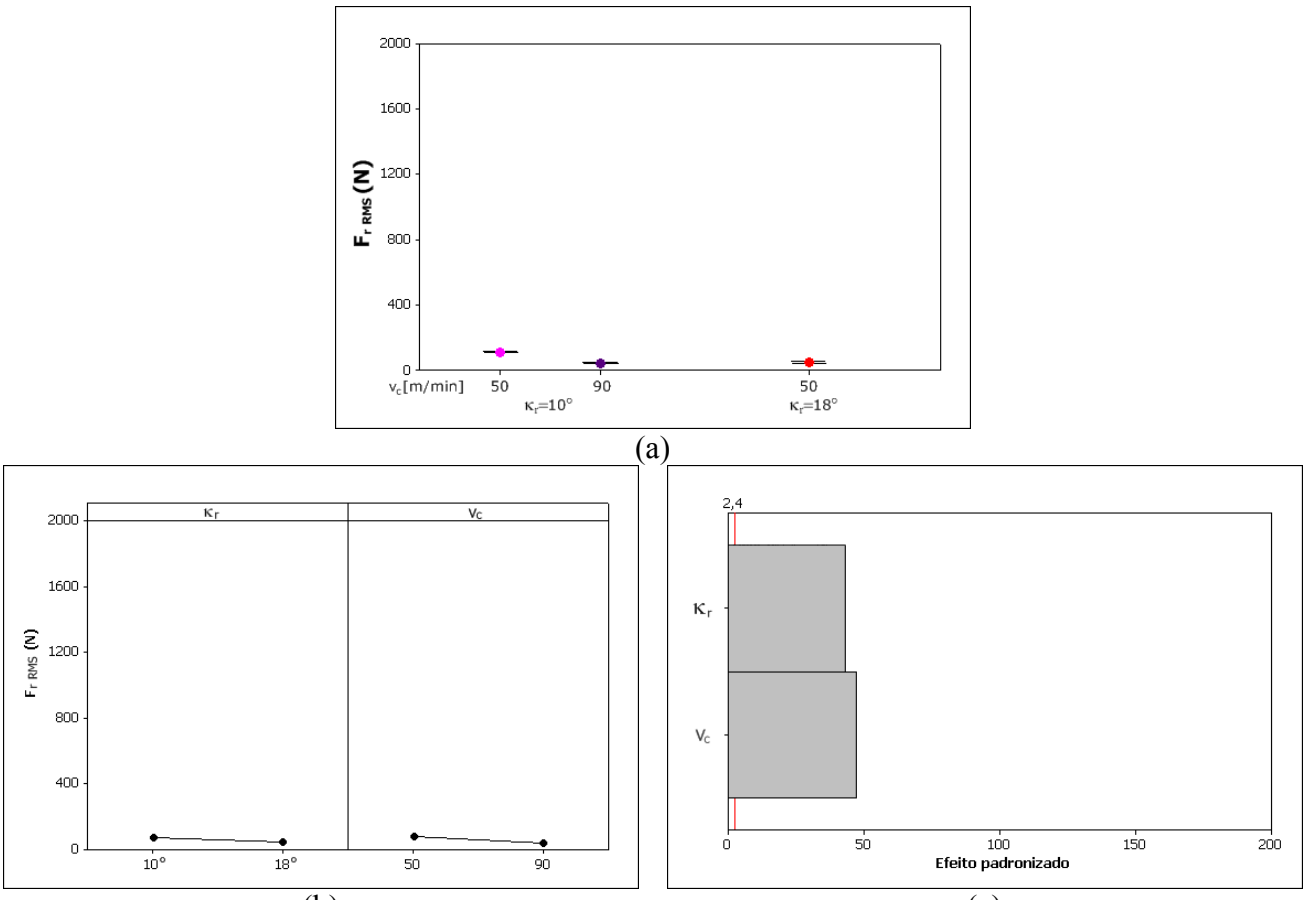


Figura 4.46 – Força radial de usinagem nos experimentos da terceira fase: (a) valor eficaz (b) Efeitos principais de κ_r e v_c e (c) Diagrama de Pareto

A Figura 4.46 (a) contém os valores de $F_{r\ RMS}$ nos ensaios desta terceira fase, em que se vê, a princípio, que, embora a profundidade de corte seja menor nos ensaios em que o ângulo de posição é 10 °, a componente radial da força de usinagem medida no teste 6 é ligeiramente superior e, no teste 7, praticamente igual àquela medida no teste 4. Tal fenômeno fica evidenciado na Figura 4.46 (b), que indica a redução de $F_{r\ RMS}$ com a elevação de v_c, mas também com o aumento de κ_r. A paridade da importância destas duas variáveis de influência sobre a componente radial da força de usinagem fica clara no diagrama de Pareto presente na Figura 4.46 (c). A justificativa para estes resultados deve ser, novamente, a maximização do fluxo lateral de cavaco nos testes 6 e 7, a qual, de alguma forma, deve potencializar a participação da componente F_r em detrimento da componente F_t.

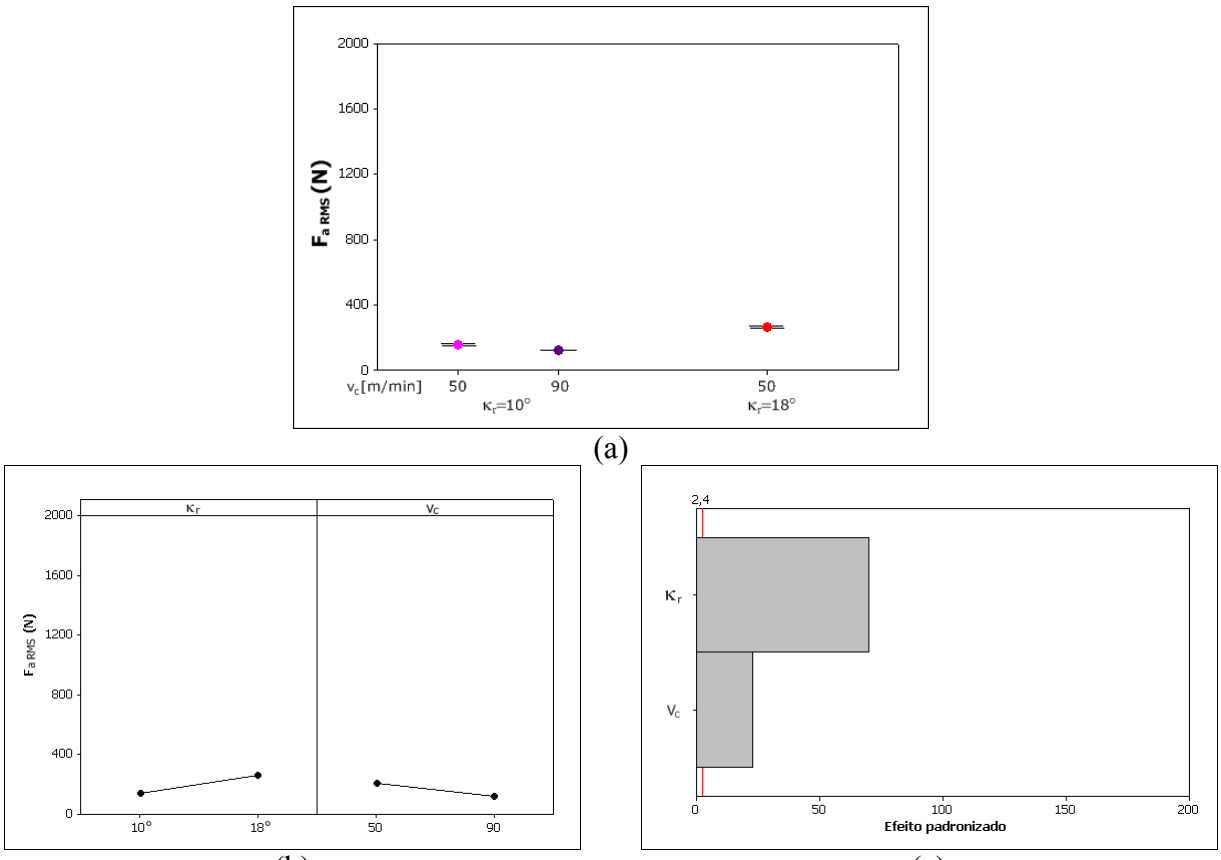


Figura 4.47 – Força axial de usinagem nos experimentos da terceira fase: (a) valor eficaz (b) Efeitos principais de κ_r e v_c e (c) Diagrama de Pareto

Com relação à componente axial da força de usinagem (Figura 4.47), valem as mesmas considerações já feitas a respeito da componente tangencial (Figura 4.45), visto que a diferença entre as médias dos valores RMS de F_a (Figura 4.47 (a)) em cada um dos testes, o efeito das variáveis κ_r e v_c (Figura 4.47 (b)) e o diagrama de Pareto correspondente (Figura 4.47 (c)) são bastante similares ao que foi verificado para a componente tangencial (Figura 4.45 (b) e (c)).

Aplica-se, novamente, uma análise no domínio da freqüência da componente radial da força de usinagem nos testes desta terceira fase, como pode ser visto na Figura 4.48. Identificadas as freqüências de entrada de insertos no corpo de prova em cada um dos experimentos, a saber, 38 Hz (teste 4), 43 Hz (teste 6) e 77 Hz (teste 7), nota-se que alguma amplitude de força pode ser verificada em freqüências mais altas no teste 7, como fora detectado no teste 4.

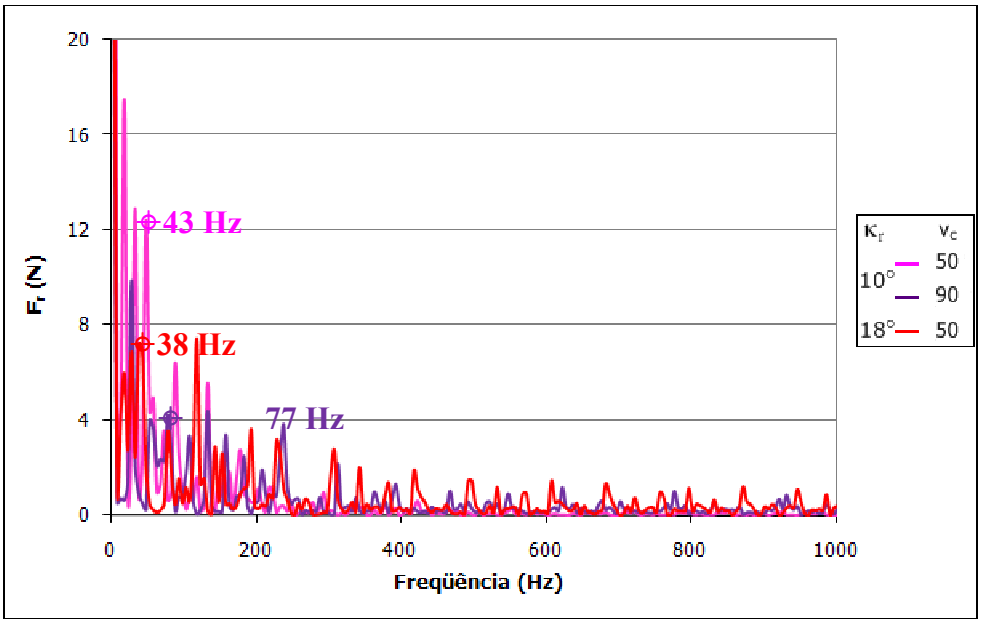


Figura 4.48 – Componente radial da força de usinagem no domínio da freqüência ao longo dos experimentos da terceira fase variando κ_r e v_c

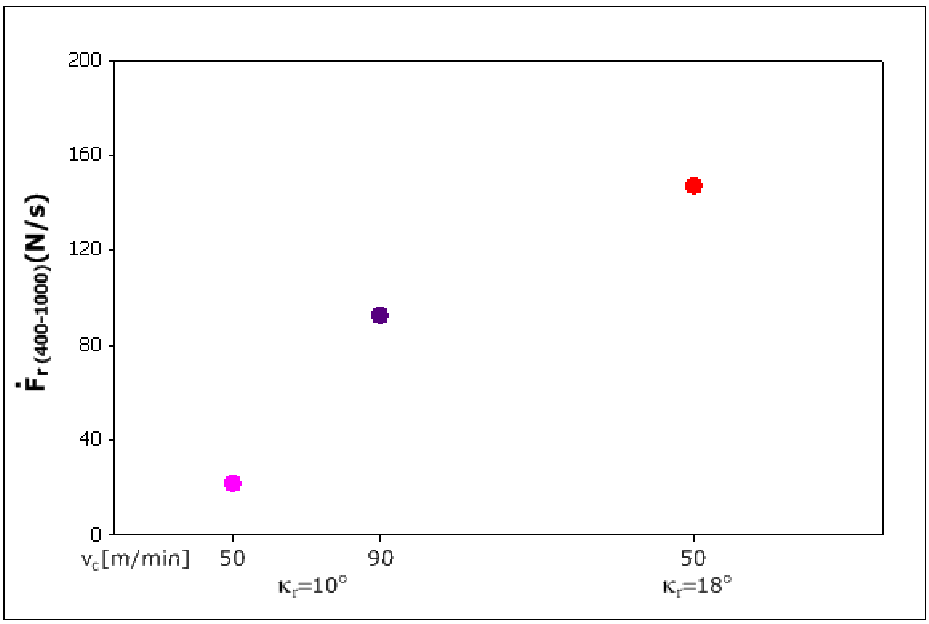


Figura 4.49 – Taxa de carregamento radial associada a freqüências na faixa de 400 a 1000 Hz ao longo dos experimentos da terceira fase variando κ_r e v_c

A Figura 4.49 contém os valores da taxa de carregamento em freqüências de 400 a 1000 Hz para esta terceira fase. Vê-se que esta taxa é muitíssimo maior no teste 4. Entretanto, vê-se, também que, no teste 7 o valor é cerca de cinco vezes maior do que aquele obtido no teste 6. Fazendo uma analogia com os resultados de mecanismos de desgastes de ferramenta (item 4.2), pode-se tomar o valor de $\dot{F}_{r\,(400-1000)}$ do teste 7 como um valor de referência para o limiar da perda

de integridade da aresta, ou da ocorrência de vibração auto-excitada, fenômeno que não foi verificado neste experimento, mas no teste 4, em que esta grandeza é cerca de 50 % maior.

Por fim, são comparados os testes 5 (R210, a_p = 1 mm) e 6 (R300, a_p = 0.3 mm), por encerrarem quase todos os parâmetros de corte coincidentes (κ_r = 10 ° e v_c =50 m/min), e por terem sido aqueles experimentos em que se obtiveram melhores resultados de área usinada por vida de ferramenta. As Figuras 4.50 e 4.51 contêm esta comparação.

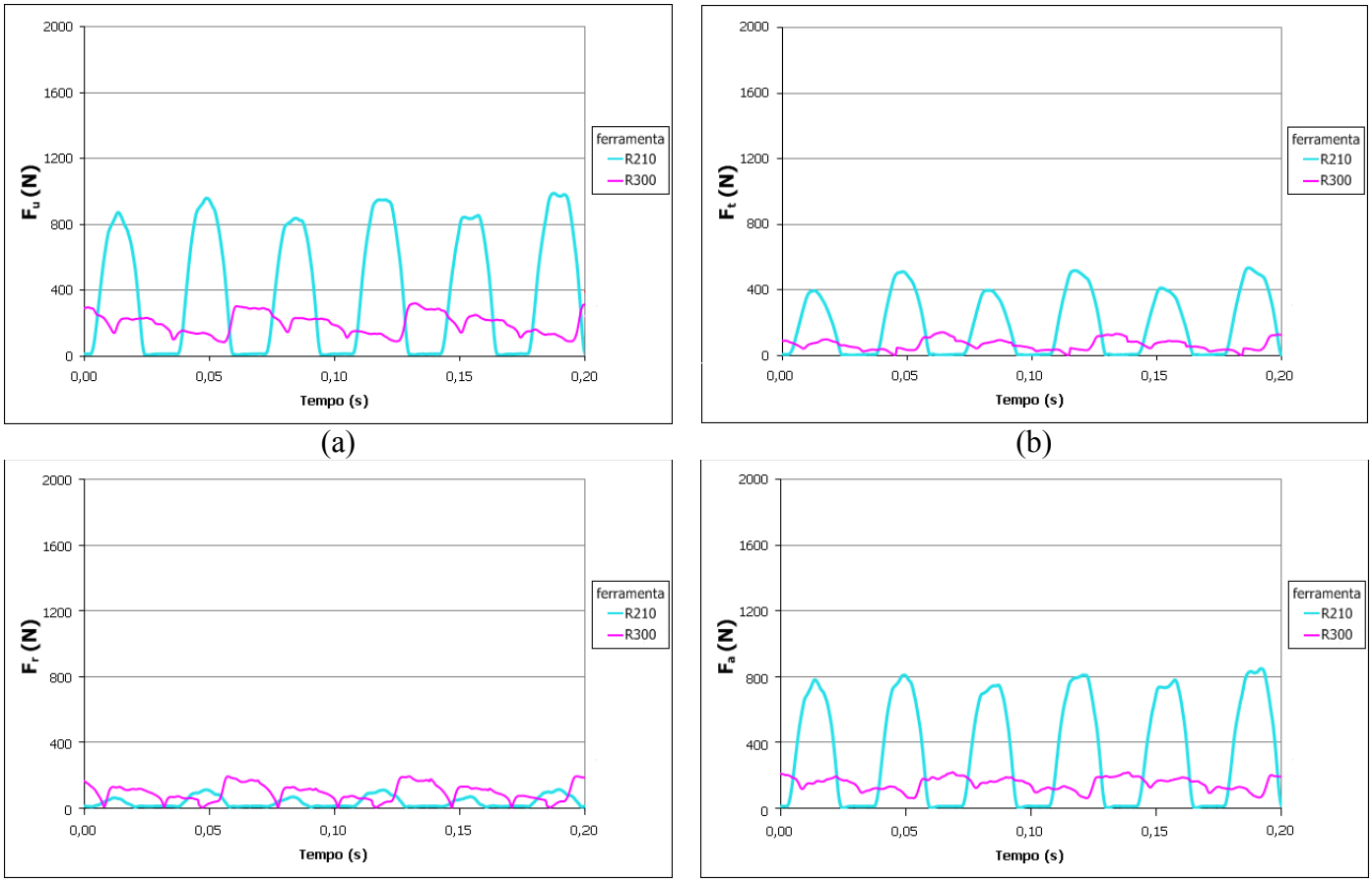


Figura 4.50 – Forças ao longo dos experimentos da última fase variando a ferramenta: (a) força de usinagem, (b) componente tangencial, (c) componente radial e (d) componente axial

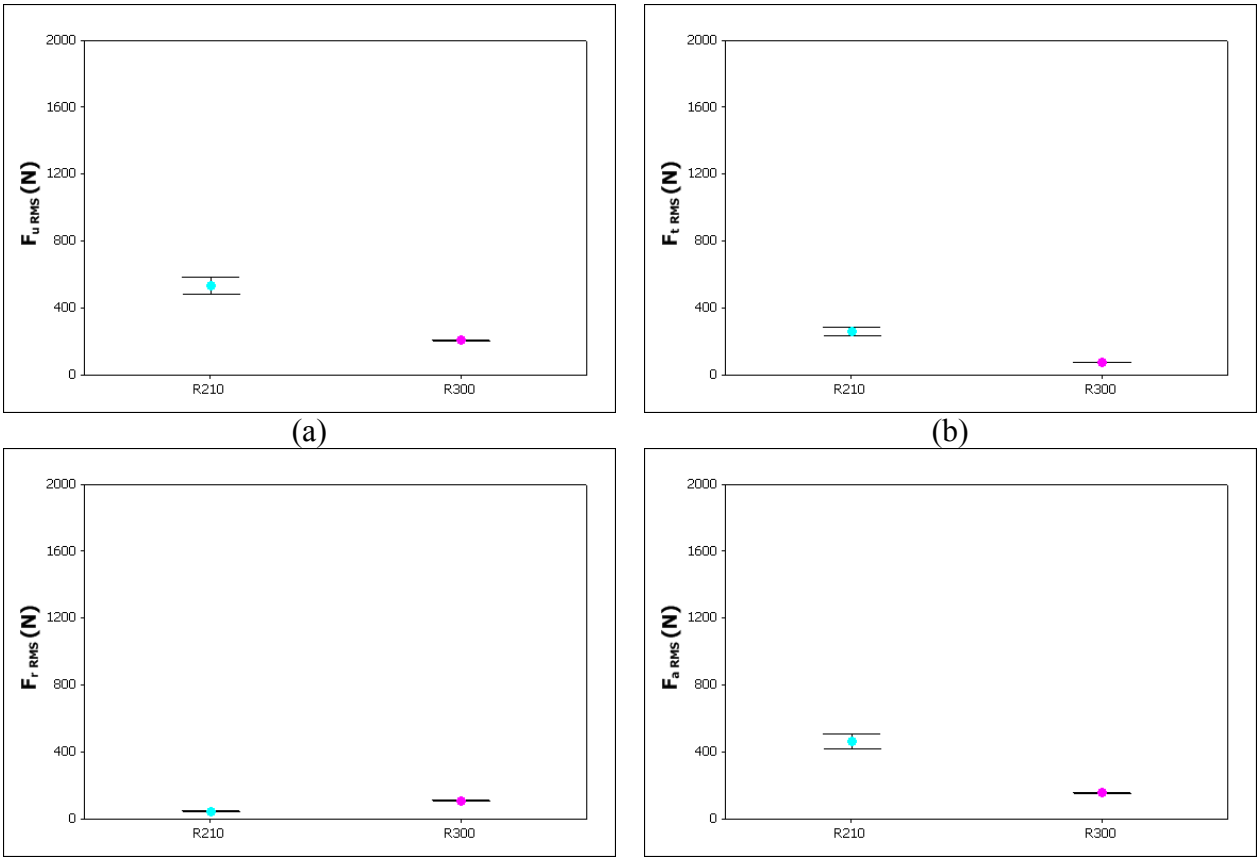


Figura 4.51 – Valor eficaz dos esforços de corte na última análise: (a) força de usinagem, (b) componente tangencial, (c) componente radial e (d) componente axial

Como pode ser visto nas Figuras 4.50 (a) e 4.51 (a), a força de usinagem é maior quando se utiliza a ferramenta R210 do que quando se utiliza a R300. Isto vale também para as componentes tangencial (Figuras 4.50 (b) e 4.51 (b)) e axial (Figuras 4.50 (d) e 4.51 (d)), e certamente é uma conseqüência do fato de que, para a primeira, a profundidade de corte utilizada no experimento é de 1 mm, enquanto para a segunda, 0.3 mm. É importante notar que, por outro lado, a componente radial é verificada maior para a R300 do que para a R210, conforme ilustrado nas Figuras 4.50 (c) e 4.51 (c). Neste caso, é possível que o fluxo lateral de cavaco seja tão relevante a ponto de elevar $F_{r\ RMS}$ a valores acima do esperado, especialmente em se tratando de uma ferramenta de geometria positiva.

Na seqüência, a Figura 4.52 contém a expressão da componente radial da força de usinagem nestes dois experimentos no domínio da freqüência, em que fica evidente que, para a R300, há mais força associada a freqüências mais altas do que para a R210.

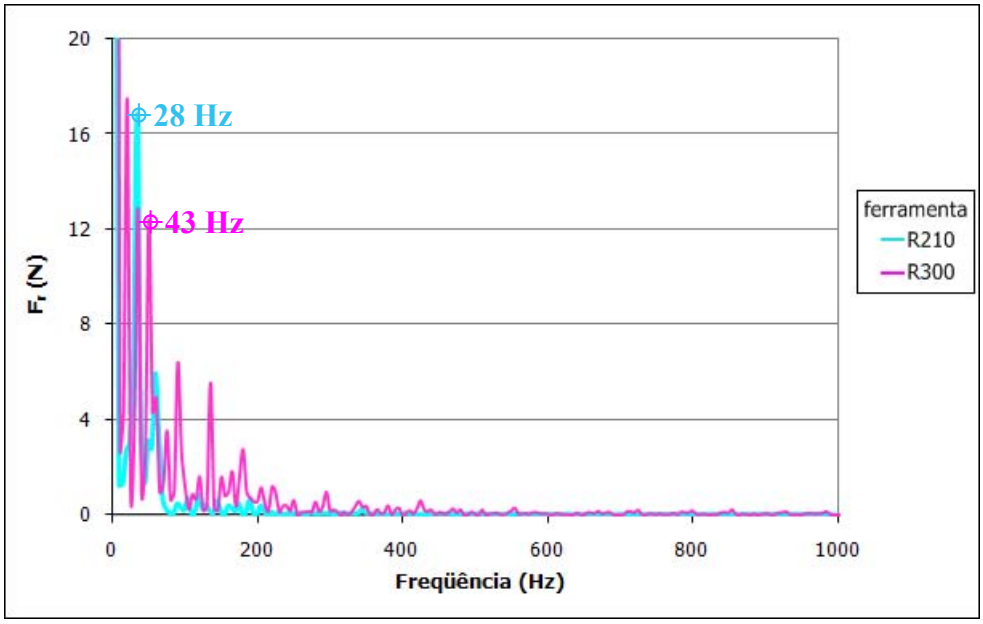


Figura 4.52 – Componente radial da força de usinagem no domínio da freqüência ao longo dos experimentos da última fase variando a ferramenta

Na Figura 4.53, tem-se a medição da taxa de carregamento associada a freqüências na faixa de 400 a 1000 Hz, a qual se mostra maior no experimento com a ferramenta R300 do que naquele com a R210, seguindo o comportamento apresentado pela componente radial da força de usinagem. Esta diferença não se fez notar em termos de vida de ferramenta, no entanto, pode estar relacionada aos mecanismos de difusão (R210, teste 5) ou *attrition* (R300, teste 6).

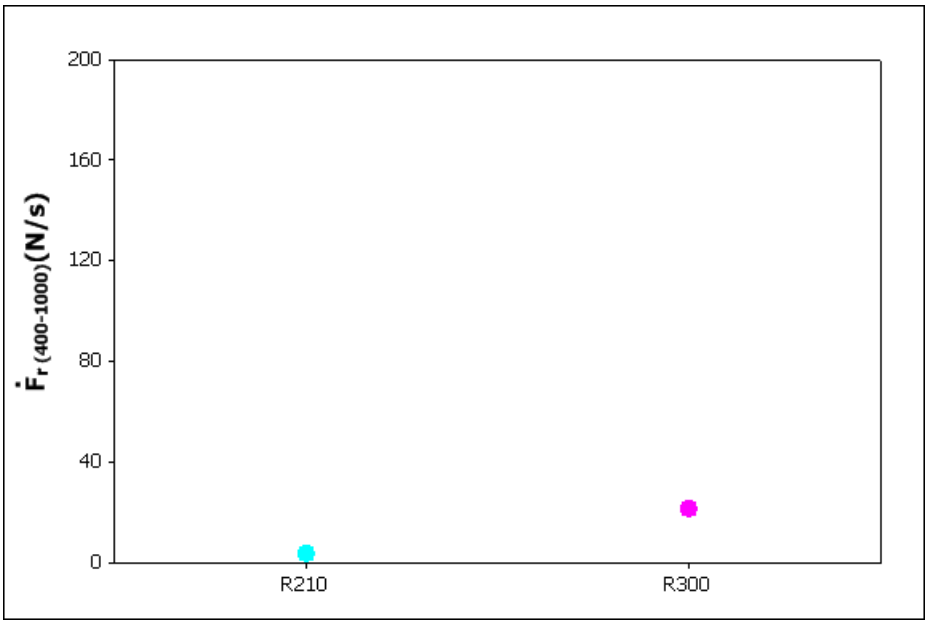


Figura 4.53 – Taxa de carregamento radial associada a freqüências na faixa de 400 a 1000 Hz ao longo dos experimentos da última fase variando a ferramenta

Capítulo 5

Conclusões e Sugestões para trabalhos posteriores

Tendo em vista os resultados obtidos, em todas as fases dos experimentos, para as variáveis vida e mecanismos de desgaste de ferramenta, rugosidade da superfície usinada e esforços de corte, podem ser destacadas as seguintes conclusões:

- a utilização de um menor ângulo de posição da ferramenta pode, efetivamente, promover o prolongamento de sua vida útil. Entretanto, ao contrário do que se poderia imaginar, não há uma redução da componente radial da força de usinagem em termos absolutos, mas sim uma associação deste carregamento a uma faixa de freqüências mais baixas, nas quais a ferramenta se comporta como um corpo rígido;

- a redução do ângulo de contato entre o inserto e corpo de prova não produziu bons resultados em termos de vida de ferramenta em virtude do choque inadequado produzido no momento da entrada do inserto no corpo de prova;

- nos experimentos em que se utilizou a combinação de pequeno ângulo de posição e grande ângulo de contato, obtiveram-se os melhores resultados de vida de ferramenta. Nestas condições, o desgaste da ferramenta é bastante regular ao longo da aresta e o mecanismo que a ele conduz é preponderantemente difusivo;

- nos experimentos em que se empregou maior ângulo de posição ou ângulo de contato reduzido, verificou-se *attrition* como sendo o principal mecanismo de desgaste de ferramenta culminando, eventualmente, na ocorrência de avarias na forma de microlascamentos da aresta;

- no experimento com maior ângulo de posição e grande ângulo de contato, o fim da vida da ferramenta foi causado por microlascamentos da aresta devido à vibração acentuada da ferramenta na faixa de freqüências entre 400 e 1000 Hz, na qual ela não se comporta como um corpo rígido;

- a rugosidade média da superfície usinada foi pouco influenciada pelas variáveis analisadas e manteve-se em valores inferiores a 1 μm em todos os experimentos exceto naqueles em que a profundidade de usinagem foi reduzida, casos em que o excessivo fluxo lateral de cavaco prejudicou a obtenção de um bom acabamento superficial.

Como sugestões para trabalhos posteriores nesta mesma linha de pesquisa podem ser enumeradas:

- analisar a influência da microgeometria da ferramenta sobre a composição dos esforços e a vida da ferramenta;

- testar ferramentas com corpo mais rígido a fim de minimizar a vibração da mesma, principalmente em freqüências mais altas;

- estudar o efeito da variação do avanço por inserto na espessura do cavaco, no nível de vibrações e, conseqüentemente, na vida da ferramenta;

- testar outros ângulos de contato entre o inserto e o corpo de prova;

- testar velocidades de corte superiores às utilizadas neste trabalho.

Referências Bibliográficas

ALMEIDA, I. A.; de ROSSI, W.; LIMA, M. S. F.; BERRETTA, J. R.; NOGUEIRA, G. E. C.; WETTER, N. U.; VIEIRA Jr., N. D. Optimization of titanium cutting by factorial analysis of the pulsed Nd: YAG laser parameters. ***Journal of Materials Processing Technology***, v. 179, n. 1-3, p.105-110, 2006.

ALTINTAS, Y. ***Manufacturing automation: metal cutting mechanics, machine tool vibrations and CNC design***. 1. ed. New York: Cambridge University Press, 2000. 286 p.

AMIN, A. K. M. N.; ISMAIL, A. F.; NOR KHAIRUSSHIMA, M. K. 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. Utilização de óleo integral no fresamento de liga de titânio aeronáutica. In: Usinagem 2008 – Feira e Congresso, 5, 2008, São Paulo. ***Anais do Congresso Usinagem 2008***. São Paulo: Aranda, 2008. p. 1-16.

ARRAZOLA, P. J.; GARAY, A.; ARMENDIA, M.; IRIARTE, L. M.; Le MAITRE, F. Machinability of Titanium alloys: Ti6Al4V and Ti54M. In: 3rd CIRP International Conference on High Performance Cutting, 3., 2008, Dublin. ***Proceedings of the 3rd CIRP International Conference on High Performance Cutting***. Paris: CIRP, 2008. p. 1-10.

ASM INTERNATIONAL. ASM Committee on Arc Welding of Titanium. Arc Welding of Reactive Metals and Refractory Metals. In: ***Metals Handbook***, v. 6 – Welding, Brazing and Soldering, 9 ed. Materials Park: ASM International, 1988. p. 446-465.

ASTM. ***E18-02***: Standard Test Methods for Rockwell Hardness and Rockwell Superficial Hardness of Metallic Materials. West Conshohocken, 2002. 15 p.

ASTM. ***E8M-01***: Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials. West Conshohocken, 2001. 22 p.

BARNETT-RITCEY, D. D. ***High Speed Milling of titanium and gamma-titanium aluminide: an experimental investigation***. 2004. 222 p. Thesis (PhD) – School of Graduate Studies, McMaster University, Hamilton.

BENTLEY, S. A.; MANTLE, A. L.; ASPINWALL, D. K. The effect of machining on the fatigue strength of a gamma titanium aluminide intermetallic alloy. ***Intermetallics***, v. 7, n. 8, p. 967-969, 1999.

BOARDMAN B. Fatigue Resistance of Steels. In: ***Metals Handbook***, v. 1 – Properties and Selection: Irons, Steels, and High-Performance Alloys, 10 ed. Materials Park: ASM International, 1990. p. 673-688.

BOYER, R. R. An overview on the use of titanium in the aerospace industry. ***Materials Science & Engineering***, v. A213, n. 1-2, 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.

BYRNE, G.; DORNFELD, D.; DENKENA, B. Advancing cutting technology. ***Annals of the CIRP***, v. 52, n. 2, p. 483-507, 2003.

CALAMAZ, M.; COUPARD, D.; GIROT, F. A new material model for 2D numerical simulation of serrated chip formation when machining titanium alloy Ti-6Al-4V. ***International Journal of Machine Tools and Manufacture***, v. 48, n. 3-4, p. 275-288, 2008.

CANTERO, J. L.; TARDÍO M. M; CANTELI, J. A.; MARCOS, M.; MIGUÉLEZ, M. H. Dry drilling of alloy Ti-6Al-4V. ***International Journal of Machine Tools & Manufacture***, v. 45, n. 11, p. 1246-1255, 2005.

CHANDLER, H. E. Machining of Reactive Metals. In: ***Metals Handbook***, v. 16 – Machining, 9 ed. Materials Park: ASM International, 1989. p. 844-857.

CHE-HARON, C. H.; GINTING, A.; ARSHAD, H. Performance of alloyed uncoated and CVD-coated carbide tools in dry milling of titanium alloy Ti-6242S. ***Journal of Materials Processing Technology***, v. 185, n. 1-3, p. 77-82, 2007.

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, n. 2, p. 188-192, 2005.

CHILDS, T. H. C.; MAEKAWA, K.; OBIKAWA, T.; YAMANE, Y. Chip formation fundamentals. In: ***Metal Machining: Theory and Applications***, 1. ed. Woburn: Butterworth-Heinemann, 2000. cap. 2, p. 35-80.

CORDUAN, N.; HIMBERT, T.; POULACHON, G.; DESSOLY, M.; LAMBERTIN, M.; VIGNEAU, J.; PAYOUX, B. Wear mechanisms of new tool materials for Ti-6Al-4V high performance machining. ***Annals of the CIRP***, v. 52, n. 1, p. 73-76, 2003.

DENKENA, B.; DE LEON, L.; KÖHLER, J. Performance Enhancement in Milling Titanium. In: 3rd CIRP International Conference on High Performance Cutting, 3., 2008, Dublin. ***Proceedings of the 3rd CIRP International Conference on High Performance Cutting***. Paris: CIRP, 2008. p. 1-9.

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.

DEWES, R. C.; ASPINWALL, D. K. Review of ultra high speed milling of hardened steels. ***Journal of Materials Processing Technology***, v. 69, n. 1-3, p. 1-17, 1997.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. ***Tecnologia da usinagem dos materiais***. 5 ed. São Paulo: Artliber Editora, 2006. 254 p.

EL BARADIE, M. A. Cutting fluids: Part II. Recycling and clean machining. ***Journal of Materials Processing Technology***, v. 56, n. 1-4 , p. 798-806, 1996.

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.

EZUGWU, E. O. High Speed Machining of Aero-Engine Alloys. ***Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering***, v. 26, n. 1, p. 1-11, 2004.

EZUGWU, E. O. Improvements in the machining of aero-engine alloys using self-propelled rotary tooling technique. ***Journal of Materials Processing Technology***, v. 185, n. 1-3, p. 60-71, 2007.

EZUGWU, E. O. Key improvements in the machining of difficult-to-cut aerospace superalloys. ***International Journal of Machine Tools and Manufacture***, v. 45, n. 12-13, p. 1353-1367, 2005.

EZUGWU, E. O.; BONNEY, J.; da SILVA, R. B.; ÇAKIR, O. Surface integrity of finished turned Ti-6Al-4V alloy with PCD tools using conventional and high pressure coolant supplies. ***International Journal of Machine Tools and Manufacture***, v. 47, n. 6, p. 884-891, 2007.

EZUGWU, E. O.; BONNEY, J.; da SILVA, R. B.; MACHADO, Á. R.; UGWOHA, E. Advances in the machining of titanium alloys with carbide and superabrasive cutting tools. In: II Assembléia Geral do Instituto Fábrica do Milênio, 2, 2008, Campinas. ***Anais da II Assembléia Geral do Instituto Fábrica do Milênio***. São Carlos: Cubo Multimídia, 2008. p. 1-15.

EZUGWU, E. O.; BONNEY, J.; YAMANE, Y. An overview of the machinability of aeroengine alloys. ***Journal of Materials Processing Technology***, v. 134, n. 2, 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 and 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, n. 3, p. 262-274, 1997.

FERRARESI, D. Fundamentos da Usinagem dos Metais. In: ***Usinagem dos Metais***, 1 ed. São Paulo: Edgard Blücher, 1977. v. 1, 751 p.

FLYNN, T. M. Cryogenic Fluids. In: ***Cryogenic Engineering***, 2 ed. New York: Marcel Dekker, 2005. cap. 3, p. 77-256.

GAMMON, L. M.; BRIGGS, R. D.; PACKARD, J. M.; BATSON, K. W.; BOYER, R. R.; DOMBY, C. W. Metallography and Microstructures of Titanium and its Alloys. In: ***Metals Handbook***, v. 9 – Metallography and Microstructures, 10 ed. Materials Park: ASM International, 1990. p. 458-475.

GANGULI, A. ***Chatter reduction through active vibration damping***. 2005. 120 p. Thesis (PhD) – Faculty of Applied Sciences, Université Libre de Bruxelles, Bruxelles.

GILBERT, R.; SHANNON, C. R. Heat Treating of Titanium and Titanium Alloys. In: ***Metals Handbook***, v. 4 – Heat Treating, 10 ed. Materials Park: ASM International, 1990. p. 913-923.

GINTING, A.; NOUARI, M. Optimal cutting conditions when dry end milling the aeroengine material Ti-6242S. ***Journal of Materials Processing Technology***, v. 184, n. 1-3, p. 319-32, 2007.

HASCALIK, A.; ÇAYDAS, U.; GÜRÜN, H. Effect of traverse speed on abrasive waterjet machining of Ti-6Al-4V alloy. ***Materials and Design***, v. 28, n. 6, p. 1953-1957, 2007.

HONG, S. Y.; DING, Y.; JEONG, W. C. Friction and cutting forces in cryogenic machining of Ti-6Al-4V. ***International Journal of Machine Tools and Manufacture***, v. 41, n. 15, p. 2271-2285, 2001.

HONG, S. Y.; MARKUS, I.; JEONG, W. C. New cooling approach and tool life improvement in cryogenic machining of titanium alloy Ti-6Al-4V. ***International Journal of Machine Tools and Manufacture***, v. 41, n. 15, p. 2245-226, 2001.

IMWINKELRIED, T. Mechanical properties of open-pore titanium foam. ***Journal of Biomedical Materials Research***, v. A81, n. 4, p. 964-970, 2007.

INMAN, D. J. Vibration testing and experimental modal analysis. In: ***Engineering vibration***. 1 ed. Upper Saddle River: Prentice Hall, 1996. cap. 7, p. 364-399.

ISO. ***ISO 4287***: Geometrical Product Specification (GPS) – Surface Texture: Profile Method – Terms, definitions and surface texture parameters. Genève, 1997. 25 p.

JAWAID, A.; CHE-HARON, C. H.; ABDULLAH, A. Tool wear characteristics in turning of titanium alloy Ti-6246. ***Journal of Materials Processing Technology***, v. 92-93, p. 329-334, 1999.

JAWAID, A.; SHARIF, S.; KOKSAL, S. Evaluation of wear mechanism of coated carbide tools when face milling titanium alloy. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 99, n. 1, p. 266-274, 2000.

KIRCHHEIM, A.; STIRNIMANN, J.; THIEL, R.; VESELOVAC, D.; AUERBACH, T. New Generation 4 Component High-Speed Cutting Force Dynamometer for High Performance Machining Operations. In: 3rd CIRP International Conference on High Performance Cutting, 3., 2008, Dublin. ***Proceedings of the 3rd CIRP International Conference on High Performance Cutting***. Paris: CIRP, 2008. p. 1-10.

KISTLER. ***3-Component Dynamometer Fx, Fy, Fz, Type 9257BA***. Data sheet. Disponível em: <http://www.kistler.com/>. Acesso em: 10 jun. 2008.

KLAMECKI, B. E. Enhancement of the low-level components of milling vibration signals by stochastic resonance. ***Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers***, v. E218, n. 1, p. 33-42, 2004.

KONIG, W. Applied research on the machinability of titanium and its alloys. In: 47th Meeting of AGARD Structures and Materials Panel, 47., 1978, Florence. ***Proceedings of the 47th Meeting of AGARD Structures and Materials Panel***. London: AGARD, 1979. p. 1-10.

KRABBE, D. F. M. ***Otimização do fresamento do aço inoxidável aeronáutico 15-5 PH***. 2006. 96 p. Dissertação (Mestrado) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

KUHLMAN, G. W. Forging of Titanium Alloys. In: ***Metals Handbook***, v. 14 – Forming and Forging, 9 ed. Materials Park: ASM International, 1988. p. 267-287.

KULJANIC, E.; TOTIS, G.; SORTINO, M. Vibrations and chatter in machining: State of the art and new approaches. In: 8th International Conference on Advanced Manufacturing Systems and Technology, 8., 2008, Udine. ***Proceedings of the 8th International Conference on Advanced Manufacturing Systems and Technology***. Udine: CISM, 2008. v. 1, p. 15-36.

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.

LI, C. J. Signal Processing in Manufacturing Monitoring. In: WANG, L.; GAO, R. X. ***Condition Monitoring and Control for Intelligent Manufacturing***. 1 ed. London: Springer, 2005. cap. 10, p. 245-265.

LI, R.; HEGDE, P.; SHIH, A. J. High-throughput drilling of titanium alloys. ***International Journal of Machine Tools and Manufacture***, v. 47, n. 1, p. 63-74, 2007.

LIU, X.; CHU, P. K.; DING, C. Surface modification of titanium, titanium alloys, and related materials for biomedical applications. ***Materials Science and Engineering***, v. R47, n. 3-4, p. 49-121, 2004.

LÓPEZ de LACALLE, L. N.; PEREZ, J.; LLORENTE, J. I.; SANCHEZ, J. A. Advanced cutting conditions for the milling of aeronautical alloys. ***Journal of Materials Processing Technology***, v. 100, n. 1, p. 1-11, 2000.

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.

MANN, B. P.; EDES, B. T.; EASLEY, S. J.; YOUNG, K. A.; MA, K. Chatter vibration and surface location error prediction for helical end mills. ***International Journal of Machine Tools and Manufacture***, v. 48, n. 3-4, p. 350-361, 2008.

MATIVENGA, P. T.; HON, K. K. B. An experimental study of cutting forces in high-speed end milling and implications for dynamic force modeling. ***Journal of Manufacturing Science and Engineering***, v. 127, n. 2, p. 251-261, 2005.

MING, C.; FANGHONG, S.; HAILI, W.; RENWEI, Y.; ZHENGHONG, Q.; SHUQIAO, Z. Experimental research on the dynamic characteristics of the cutting temperature in the process of high-speed milling. ***Journal of Materials Processing Technology***, v. 138, n. 1-3, p. 468-471, 2003.

MONTGOMERY, D. C. Design and analysis of experiments. 4 ed. New York: John Wiley and Sons, 1997. 704 p.

NIINOMI, M. Mechanical properties of biomedical titanium alloys. ***Materials Science & Engineering***, v. A243, n. 1-2, p. 231-236, 1998.

NIINOMI, M.; HATTORI, T.; NIWA, S. Material Characteristics and Biocompatibility of Low Rigidity Titanium Alloys for Biomedical Applications. In: M. J. YASZEMSKI; D. J. TRANTOLO; K. U. LEWANDROWSKI; V. HASIRCI; D. E. ALTOBELLI; D. L. WISE. ***Biomaterials in Orthopedics***. 2 ed. New York: Marcel Dekker, 2003, cap. 2, p. 41-62.

NOUARI, M.; GINTING, A. Wear characteristics and performance of multi-layer CVD-coated alloyed carbide tool in dry end milling of titanium alloy. ***Surface and Coatings Technology***, v. 200, n. 18-19, p. 5663-5676, 2006.

OH, K. T.; SHIM, H. M.; KIM, K. N. Properties of titanium-silver alloys for dental application**.** ***Journal of Biomedical Materials Research***, v. B74, n. 1, p. 649-658, 2005.

OLIVEIRA, F. G. de. HSM – Conceito e Aplicações. In: SANTOS, A. V. dos; BEZERRA, A. A.; MACHADO, Á. R.; HELLENO, A. L.; BORGES NETTO, A.; LANDI, D. C.; OLIVEIRA, F. G. de; MARCONDES, F. C.; CAVICHIOLLI, F. de A.; TANIO, F. H.; SCHULZ, H.; GOMES, J. de O.; GAMARRA, J. R.; SCHÜTZER, K.; da SILVA, M. B.; ORNAGHI, M. A.; ICE, M. S.; COELHO, R. T.; VALLEJOS, R. V.; BAUCO, S. A. ***Usinagem em altíssimas velocidades: como os conceitos HSM/HSC podem revolucionar a indústria metal-mecânica***. 1 ed. São Paulo: Érica, 2003. cap. 2, p. 29-35.

PÉREZ, R. G. V. Wear mechanisms of WC inserts in face milling of gamma titanium aluminides. ***Wear***, v. 259, n. 7-12, p. 1160-1167, 2005.

PETERS, M.; KUMPFERT, J.; WARD, C. H.; LEYENS, C. Titanium alloys for aerospace applications. ***Advanced Engineering Materials***, v. 5, n. 6, p. 419-427, 2003.

PHYSICAL Properties of Carbon and Low-Alloy Steels. In: ***Metals Handbook***, v. 1 – Properties and Selection: Irons, Steels, and High-Performance Alloys, 10 ed. Materials Park: ASM International, 1990. p. 195-199.

RACK, H. J.; QAZI, J. I. Titanium alloys for biomedical applications. ***Materials Science and Engineering***, v. C26, n. 8, p. 1269-1277, 2006.

RAHMAN, M.; WANG, Z. G.; WONG, Y. S. A review on high-speed machining of titanium alloys. ***JSME International Journal***, v. 49, n. 1, p. 11-20, 2006.

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

RHYMER, D. W.; JOHNSON, W. S. Fatigue damage mechanisms in advanced hybrid titanium composite laminates. ***International Journal of Fatigue***, v. 24, n. 9, p. 995-1001, 2002.

RIBEIRO, M. V.; MOREIRA, M. R. V.; FERREIRA, J. R. Optimization of titanium alloy (6Al-4V) machining. ***Journal of Materials Processing Technology***, v. 143-144, n. 1, p. 458-463, 2003.

SANDVIK COROMANT. ***Catálogo Principal***. Catálogo. São Paulo, 2007. 1157 p.

SANDVIK COROMANT. ***Como reduzir vibrações em operações de usinagem***. Guia de Aplicação. São Paulo, 2006. 55 p.

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

SANDVIK COROMANT. ***Titanium Machining***. Application Guide. Sandviken, 2004. 88 p.

SANTOS, R. G. dos. Endurecimento por Precipitação. In: ***Transformações de fases em materiais metálicos***. 1 ed. Campinas: Editora da UNICAMP, 2006. cap. 9, p. 345-361.

SANTOS, S. C.; SALES, W. F. Formação do cavaco e interface cavaco-ferramenta. In: ***Aspectos tribológicos da usinagem dos materiais***. 1 ed. São Paulo: Artliber Editora, 2007. cap. 4, p. 43-65.

SARKAR, S.; MITRA, S.; BHATTACHARYYA, B. Parametric analysis and optimization of wire electrical discharge machining of γ-titanium aluminide alloy. ***Journal of Materials Processing Technology***, v. 159, n. 3, p. 286-294, 2005.

SCHLUND, P.; KINDERMANN, P.; SOCKEL, H. G.; SCHLEINKOFER, U.; HEINRICH, W.; GOERTING, K. Mechanical behaviour of PVD- and CVD-coated hard metals under cyclic loads. ***International Journal of Refractory Metals and Hard Materials***, v. 17, n. 1-3, p. 193-199, 1999.

SCHULZ, H.; MORIWAKI, T. High speed machining. ***Annals of the CIRP***, v. 41, n. 2, p. 637-643, 1992.

SHARIF, S.; RAHIM, E.A. Performance of coated- and uncoated-carbide tools when drilling titanium alloy-Ti-6Al4V. ***Journal of Materials Processing Technology***, v. 185, n. 1-3, p. 72-76, 2007.

SHARMAN, A. R. C.; ASPINWALL, D. K.; DEWES, R. C.; BOWEN, P. Workpiece surface integrity considerations when finish turning gamma titanium aluminide. ***Wear***, v. 249, n. 5-6, p. 473-481, 2001.

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

SIEKMANN, H. J. How to machine titanium. ***Tool Engineer***, v. 34, p. 78-82, 1955.

SILVA, A. L. V. da C. e; MEI, P. R. Aços fe rramenta, inoxidáveis e ligas especiais. In: ***Aços e ligas especiais***. 2 ed. São Paulo: Edgard Blücher, 2006. cap. 7, p. 363-473.

SINGH, R.; KHAMBA, J. S. Investigation for ultrasonic machining of titanium and its alloys. ***Journal of Materials Processing Technology***, v. 183, n. 2-3, p. 363-367, 2007.

SOKOVIC, M.; MIJANOVIC, K. Ecological aspects of the cutting fluids and its influence on quantifiable parameters of the cutting processes. ***Journal of Materials Processing Technology***, v. 109, n. 1-2, p. 181-189, 2001.

SREEJITH, P. S.; NGOI, B. K. A. Dry machining: Machining of the future. ***Journal of Materials Processing Technology***, v. 101, n. 1, p. 287-291, 2000.

STEPHENSON, D. A.; AGAPIOU, J. S. ***Metal cutting theory and practice***. 1 ed. New York: Marcel Dekker, 1996. 898 p.

SU, Y.; HE, N.; LI, L.; IQBAL, A.; XIAO, M. H.; XU, S.; QIU, B.G. Refrigerated cooling air cutting of difficult-to-cut materials. ***International Journal of Machine Tools & Manufacture***, v. 47, n. 6, p. 927-933, 2007.

SU, Y.; HE, N.; LI, L.; LI, X. L. An experimental investigation of effects of cooling/lubrication conditions on tool wear in high-speed end milling of Ti-6Al-4V. ***Wear***, v. 261, n. 7-8, p. 760-766, 2006.

TIMET. ***Properties and processing of Timetal® 6-4***. Bulletin. Disponível em: <http://www. timet.com/>. Acesso em: 17 jul. 2008.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. ***Metal Cutting***. 4 ed. Woburn: Butterworth-Heinemann, 2000. 446 p.

URBANSKI, J. P.; KOSHY, P.; DEWES, R. C.; ASPINWALL, D. K. High speed machining of moulds and dies for net shape manufacture. ***Materials and Design***, v. 21, n. 4, p. 395-402, 2000.

VENUGOPAL, K. A.; PAUL, S.; CHATTOPADHYAY, A. B. Growth of tool wear in turning of Ti-6Al-4V alloy under cryogenic cooling. ***Wear***, v. 262, n. 9-10, p. 1071-1078, 2007.

WANG, M.; ZHANG, Y. Diffusion wear in milling titanium alloys. ***Materials Science and Technology***, v. 4, n. 6, p. 548-553, 1988.

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, n. 5-6, p. 752-758, 2005.

WASHKO, S. D.; AGGEN, G. Wrought Stainless Steels. ***Metals Handbook***, v. 1 – Properties and Selection: Irons, Steels, and High-Performance Alloys, 10 ed. Materials Park: ASM International, 1990. p. 841-907.

YAMANE, Y.; SEKYIA, K.; NARUTAKI, N.; EZUGWU, E. O. Difficulty in machining calculated from mechanical and thermal properties of difficult to cut material. In: 8th International Conference on Progress of Machining Technology, 8., 2006, Matsue. ***Proceedings of the 8th International Conference on Progress of Machining Technology***. Matsue: JSPE, 2006. p. 497-501.

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

ZADRA, M.; CASARI, F.; GIRARDINI, L.; MOLINARI, A. Microstructure and mechanical properties of cp-titanium produced by spark plasma sintering. ***Powder Metallurgy***, v. 51, n. 1, p. 59-65, 2008.

ZAREENA, A. R.; RAHMAN, M.; WONG, Y. S. Binderless CBN tools, a breakthrough for machining titanium alloys. ***Journal of Manufacturing Science and Engineering***, v. 127, n. 2, p. 277-279, 2005.

ZHANG, H.; WISE, M. L. H.; ASPINWALL, D. K. The Machining of TiAl-based intermetallics. In: 30th International MATADOR Conference, 30., 1993, Manchester. ***Proceedings of the 30th International MATADOR Conference***. Manchester: UMIST, 1993. p.111-118.