



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS**  
**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM**  
**ENGENHARIA MECÂNICA**

**INFLUÊNCIA DO EFEITO ESCALA SOBRE A OPERAÇÃO  
DE MICROFRESAMENTO**

**MARCELO ARAÚJO CÂMARA**

**Belo Horizonte, 29 de abril de 2014**

**Marcelo Araújo Câmara**

**INFLUÊNCIA DO EFEITO ESCALA SOBRE A OPERAÇÃO  
DE MICROFRESAMENTO**

Tese apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial à obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Processos de fabricação

Orientador: Prof. Dr. Alexandre Mendes Abrão  
Universidade Federal de Minas Gerais

Coorientador: Prof. Dr. Juan Carlos Campos Rúbio  
Universidade Federal de Minas Gerais

Belo Horizonte  
Escola de Engenharia da UFMG  
2014



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS**  
**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**  
Av. Antônio Carlos, 6627 – Pampulha – 31.270-901 – Belo Horizonte – MG  
Tel.: +55 31 3409-5145 – Fax.: +55 31 3409-3526  
[www.demec.ufmg.br](http://www.demec.ufmg.br) – e-mail: [cpgmec@demec.ufmg.br](mailto:cpgmec@demec.ufmg.br)

## **INFLUÊNCIA DO EFEITO ESCALA SOBRE A OPERAÇÃO DE MICROFRESAMENTO**

**MARCELO ARAÚJO CÂMARA**

Tese defendida e aprovada em 29 de abril de 2014, pela Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de “Doutor em Engenharia Mecânica”, na área de concentração de “Processos de Fabricação”.

---

**Prof. Dr. Alexandre Mendes Abrão – UFMG -Orientador**

---

**Prof. Dr. Juan Carlos Campos Rúbio – UFMG - Coorientador**

---

**Prof. Dr. Paulo Roberto Cetlin – UFMG - Examinador**

---

**Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva – UFU - Examinador**

---

**Prof. Dr. Sandro Cardoso dos Santos – CEFET-MG - Examinador**

Dedico este trabalho à Jaqueline, minha esposa.

## AGRADECIMENTOS

A

Universidade Federal de Minas Gerais, seu corpo docente e especialmente ao meu orientador, Prof. Dr. Alexandre Mendes Abrão e ao coorientador, Prof. Dr. Juan Carlos Campos Rúbio.

Prof<sup>a</sup>. Dr<sup>a</sup> Geralda Cristina Durães de Godoy pelas orientações das bases da tribologia e disponibilização do tribômetro.

Prof. Dr. Paulo César de Matos Rodrigues pelos esclarecimentos e sugestões nos conceitos de materiais.

Ao Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais, Prof. Dr. Ezequiel Souza Costa Jr. – Chefe do Depto. Mecânica e Prof. MSc. Joel Romano Brandão – Subchefe Depto. Mecânica, pela disponibilização do microscópio eletrônico de varredura.

Ao Técnico de Laboratório do CEFET-MG, Sr. Bruno Cordeiro pela disponibilidade e presteza para operação do MEV.

Aos Técnicos de Laboratório da PUC Contagem, Sr. Marceliny Nardi Torricilia e Eng<sup>o</sup> Klaus Higor pelo apoio na elaboração de amostras para testes de usinagem.

Ao Eng<sup>o</sup> Igor Alves de Oliveira pelo grande auxílio nas medições de rugosidade e à Vallourec Tubos do Brasil pela disponibilização do perfilômetro.

Ao Eng<sup>o</sup> Hissachi Kauchi e à Guhring Brasil pela prontidão para fornecer os pinos de metal duro para ensaios no tribômetro.

Aos Graduandos em Engenharia Mecânica da UFMG, Gleydson Macedo e Caio Henrique Alves Maciel pelo suporte durante os testes.

Aos órgãos de fomento Capes, CNPq e Fapemig pelos recursos disponibilizados para execução desse trabalho

Meus sinceros agradecimentos.

*"Devemos ser a mudança que queremos ver no mundo"*

**Mohandas Karamchand Gandhi**

# SUMÁRIO

**LISTA DE FIGURAS**

**LISTA DE TABELAS**

**LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS**

**LISTA DE SÍMBOLOS DE COMPOSTOS QUÍMICOS**

**NOMENCLATURA**

**RESUMO**

<b>1 INTRODUÇÃO</b>	24
<b>2 OBJETIVOS</b>	27
<b>2.1 Objetivos específicos</b>	27
<b>3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b>	28
<b>3.1 Efeito escala no microfresamento</b>	28
3.1.1 <u>Relação entre o raio da aresta de corte e a espessura mínima do material não deformado no microfresamento</u>	31
3.1.2 <u>Tamanho do grão e propriedades mecânicas do material microusinado</u>	50
3.1.3 <u>Material e geometria da ferramenta de corte</u>	58
3.1.4 <u>Coefficiente de atrito entre a aresta de corte e o material da peça</u>	61
<b>3.2 Máquinas - ferramentas para microusinagem</b>	67
<b>3.3 Emissão acústica</b>	71
3.3.1 <u>Princípios da emissão acústica</u>	72
3.3.2 <u>Sensores e fontes de sinais de emissão acústica</u>	73
<b>3.4 Forças no microfresamento</b>	77
<b>3.5 Qualidade de superfícies microusinadas</b>	83
3.5.1 <u>Efeitos de alguns parâmetros de microusinagem na rugosidade</u>	85
<b>3.6 Formação de rebarbas</b>	90
<b>3.7 Considerações finais</b>	100
<b>4 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL</b>	101
<b>4.1 Materiais</b>	101
<b>4.2 Equipamentos</b>	105
<b>4.3 Métodos</b>	109

<b>5 RESULTADOS E DISCUSSÃO</b>	114
<b>5.1 Força registrada no microfresamento</b>	114
5.1.1 <u>Força na direção de avanço no níquel puro</u>	115
5.1.2 <u>Força na direção de avanço no cobre eletrolítico</u>	116
5.1.3 <u>Força na direção de avanço na liga de alumínio AA 6262-T6</u>	116
5.1.4 <u>Força na direção de avanço no grafite</u>	117
<b>5.2 Coeficiente de atrito entre os materiais da ferramenta e do corpo de prova</b>	118
5.2.1 <u>Coeficiente de atrito e canais de desgaste em níquel puro</u>	119
5.2.2 <u>Coeficiente de atrito e canais de desgaste em aço ABNT 1030 laminado</u>	124
5.2.3 <u>Coeficiente de atrito e canais de desgaste em aço ABNT 1030 recozido</u>	128
5.2.4 <u>Coeficiente de atrito e canais de desgaste em cobre eletrolítico</u>	131
5.2.5 <u>Coeficiente de atrito e canais de desgaste em liga de alumínio AA 6262-T6</u>	135
5.2.6 <u>Coeficiente de atrito e canais de desgaste em grafite</u>	139
<b>5.3 Microdureza e tamanho de grãos do aço ABNT 1030 laminado e do aço ABNT 1030 recozido</b>	142
5.3.1 <u>Tamanho dos grãos de ferrita e perlita nos aços ABNT 1030 laminado e recozido</u>	142
5.3.2 <u>Microdureza das fases presentes nos aços</u>	143
<b>5.4 Determinação dos valores de avanços a serem adotados no microfresamento</b>	144
<b>5.5 Emissão acústica registrada no microfresamento</b>	146
5.5.1 <u>Sinal médio quadrático de emissão acústica - níquel puro</u>	146
5.5.2 <u>Sinal médio quadrático de emissão acústica - aço ABNT 1030 laminado</u>	147
5.5.3 <u>Sinal médio quadrático de emissão acústica - aço ABNT 1030 recozido</u>	148
5.5.4 <u>Sinal médio quadrático de emissão acústica - cobre eletrolítico</u>	149
5.5.5 <u>Sinal médio quadrático de emissão acústica - liga de alumínio AA 6262-T6</u>	150
5.5.6 <u>Sinal médio quadrático de emissão acústica - grafite</u>	151
<b>5.6 Rugosidade</b>	153
5.6.1 <u>Rugosidade do níquel puro</u>	153
5.6.2 <u>Rugosidade do aço ABNT 1030 laminado</u>	154
5.6.3 <u>Rugosidade do aço ABNT 1030 recozido</u>	155
5.6.4 <u>Rugosidade do cobre eletrolítico</u>	156
5.6.5 <u>Rugosidade da liga de alumínio AA 6262-T6</u>	157

5.6.6 <u>Rugosidade do grafite</u>	158
<b>5.7 Formação de rebarbas</b>	159
5.7.1 <u>Formação de rebarbas no níquel puro</u>	160
5.7.2 <u>Formação de rebarbas no aço ABNT 1030 laminado</u>	162
5.7.3 <u>Formação de rebarbas no aço ABNT 1030 recozido</u>	165
5.7.4 <u>Formação de rebarbas no cobre eletrolítico</u>	168
5.7.5 <u>Formação de rebarbas na liga de alumínio AA 6262-T6</u>	170
5.7.6 <u>Formação de rebarbas no grafite</u>	172
<b>6 CONCLUSÃO</b>	174
<b>7 ABSTRACT</b>	176
<b>8 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS</b>	177
<b>REFERÊNCIAS</b>	178

## LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1	Tensão cisalhamento versus espessura do cavaco.	29
Figura 3.2	Espaçamento entre planos de deslizamento adjacentes (alumínio puro monocristal).	30
Figura 3.3	Superfície superior de um cavaco de liga de alumínio AA 6262-T6, $a_p = 50\mu m$ , $f_z = 0,250\mu m$ .	31
Figura 3.4	(a) Convergência da superfície de saída radial e superfície de folga radial; (b) Ângulo de saída radial ( $\gamma_0$ ) negativo e raio da aresta de corte ( $\rho$ ).	32
Figura 3.5	Espessura crítica $h_c$ .	33
Figura 3.6	(a) Modo “usinagem”; (b) Modo “sulcamento” e (c) Modo “formação de cunha”.	34
Figura 3.7	Modo de deformação em função do grau de penetração e da resistência ao cisalhamento da interface.	35
Figura 3.8	(a) Espessura do material não deformado ( $h_m$ ) < espessura crítica ( $h_c$ ); (b) Espessura do material não deformado ( $h_m$ ) $\approx$ espessura crítica ( $h_c$ ); (c) Espessura do material não deformado ( $h_m$ ) > espessura crítica ( $h_c$ ).	36
Figura 3.9	Mecanismo de sulcamento e cisalhamento.	37
Figura 3.10	Forças normal e tangencial em função da área desgastada dos grãos.	38
Figura 3.11	Força normal versus força tangencial por unidade de largura.	40
Figura 3.12	Energia específica versus taxa de remoção por unidade de largura.	41
Figura 3.13	Sulcamento.	42
Figura 3.14	Identificação do ponto de estagnação “A”.	43
Figura 3.15	Forças a partir do ponto de estagnação “A”.	44
Figura 3.16	Força normal $F_n$ e tangencial $F_t$ .	46
Figura 3.17	Forças na região de corte.	47
Figura 3.18	Relação entre espessura crítica do material não deformado e o raio da aresta de corte.	48
Figura 3.19	(a) Usinagem convencional e (b) Microusinagem.	50

Figura 3.20	(a) Recuperação elástica da ferrita (clara) e (b) Menor desvio da perlita.	51
Figura 3.21	Influência da velocidade de corte e do tratamento térmico do material da peça na rugosidade $R_z$ .	52
Figura 3.22	(a) Ferrita; (b) ampliação da ferrita e (c) grão de perlita.	52
Figura 3.23	Cavacos contínuos (a, b e c) e cavacos tipo cisalhamento-quase-extrusão (d, e e f).	53
Figura 3.24	Camadas alternadas de ferrita (camada lisa) e perlita composta de ferrita e cementita (a); $h_m=5\mu\text{m}$ (b), (c) e (d) $h_m=3\mu\text{m}$ .	54
Figura 3.25	Movimento da ferramenta do grão A para o grão B, (a) $4,667\text{e-}03\text{ms}$ ; (b) $7,333\text{e-}03\text{ ms}$ ; (c) $9,333\text{e-}03\text{ ms}$ e (d) $11,333\text{e-}03\text{ ms}$ .	55
Figura 3.26	(a) Cisalhamento ocorrendo no grão B; (b) Grão A atuando como aresta de corte; (c) Grão A se movendo sobre a superfície de saída; (d), (e) e (f) Ângulo de cisalhamento estabilizado em $23^\circ$ .	56
Figura 3.27	(a), (b) e (c) Comprimento de contato cavaco-superfície de saída é aproximadamente três vezes a espessura do material não deformado; (d) e (e) Início de corte do grão B e redução do comprimento de contato cavaco-superfície de saída; (f) Ângulo de cisalhamento estabilizando.	57
Figura 3.28	Progressão de desgaste para diferentes materiais da ferramenta de corte.	59
Figura 3.29	(a) Microfresa diâmetro $100\mu\text{m}$ e (b) Microfresa diâmetro $3\mu\text{m}$ .	60
Figura 3.30	Fases do processo de fabricação de microfresas por eletroerosão a fio	61
Figura 3.31	Dureza versus teor de Al nos revestimentos (Ti,Al)N	64
Figura 3.32	Microtorno	68
Figura 3.33	Centro de usinagem com laço de força (a) convencional e (b) reduzido.	69
Figura 3.34	Aplicação de sensores versus nível de precisão e erros em parâmetros de controle.	74
Figura 3.35	Frequências do sinal de corte/ruído e eficiência do sensor.	75
Figura 3.36	Relação sinal/ruído característica de emissão acústica versus sensores de força/vibração em diferentes espessuras de corte.	75
Figura 3.37	Forças nas direções de avanço (X) e perpendicular à direção de avanço (Y) em função do ângulo de rotação da microfresa para (a) $f_z = 0,8\mu\text{m/aresta}$ e (b) $f_z = 0,2\mu\text{m/aresta}$ .	79

Figura 3.38	Energia específica versus avanço por aresta para $v_c = 40, 80$ e $120\text{m/min}$ .	81
Figura 3.39	Força por unidade de largura versus espessura do material não deformado.	83
Figura 3.40	(a) Perfil real da peça; (b) Como representada pelo perfilômetro com ampliação de 5 vezes; (c) Igual a (b) com ampliação de 50 vezes.	85
Figura 3.41	Superfície usinada gerada pelo avanço da ferramenta.	86
Figura 3.42	Fotomicrografias das arestas de corte (a) normal; (b) detalhe da aresta normal; (c) estruturada à $0^\circ$ ; (d) detalhe da aresta estruturada à $0^\circ$ ; (e) estruturada à $90^\circ$ ; (f) detalhe da aresta estruturada à $90^\circ$ ; (g) estruturada à $45^\circ$ ; (h) detalhe da aresta estruturada à $45^\circ$ .	88
Figura 3.43	Influência da velocidade de corte sobre (a) $R_a$ e (b) $R_t$ .	89
Figura 3.44	Influência do avanço por aresta sobre a Rugosidade $R_a$ .	90
Figura 3.45	Rebarba segundo (a) ISO 13715 e (b) Gillespie.	91
Figura 3.46	Rebarbas típicas.	92
Figura 3.47	Mecanismos de formação de rebarbas em materiais dúcteis e materiais frágeis.	95
Figura 3.48	Fotomicrografias de variação de rebarbas no plano (100) à (a) $135^\circ$ e (b) $180^\circ$ .	97
Figura 3.49	(a) Desenho esquemático da ferramenta e (b) Fotomicrografia do microrebolo.	99
Figura 4.1	(a) Amostra de teste e (b) Dimensões da amostra [mm].	102
Figura 4.2	Corpos de prova utilizados no tribômetro (a) níquel puro; (b) aço ABNT 1030 laminado; (c) aço ABNT 1030 recozido, (d) cobre eletrolítico, (e) liga de alumínio AA 6262-T6 e (f) grafite.	102
Figura 4.3	(a) Fotografia e (b) Desenho do pino com topo esférico de metal duro microgrão revestido com (Ti,Al)N para ensaio de pino sobre disco.	103
Figura 4.4	(a) Fotografia e (b) Desenho da microfresa de metal duro integral.	103
Figura 4.5	(a) Fotomicrografia do topo da microfresa e (b) Detalhe do raio da aresta de corte.	104
Figura 4.6	(a) Fotomicrografia do revestimento de (Ti,Al)N.	104

Figura 4.7	Análise de EDX do revestimento.	105
Figura 4.8	Tribômetro Micro Test modelo MT.	105
Figura 4.9	Turbina pneumática.	106
Figura 4.10	Dinamômetro Kistler modelo 9257 BA.	107
Figura 4.11	Esquema de montagem para aquisição de sinais de emissão acústica.	107
Figura 4.12	Montagem do sensor de emissão acústica.	108
Figura 4.13	Perfilômetro óptico NANOVEA PS50.	108
Figura 4.14	Sequência de etapas do trabalho.	110
Figura 4.15	Montagem turbina com microfresa e corpo de prova na placa sobre dinamômetro.	111
Figura 4.16	(a) Canal com largura 500 $\mu\text{m}$ ; (b) Canal com largura 700 $\mu\text{m}$ , (c) Canal com largura 500 $\mu\text{m}$ e $a_p= 30 \mu\text{m}$ e (d) Canal com largura 500 $\mu\text{m}$ e $a_p= 50 \mu\text{m}$ ao longo do canal microusinado.	112
Figura 4.17	Canais microusinados (16 mm x 16 mm).	112
Figura 5.1	Rugosidade $R_a$ da face de deslizamento dos corpos de prova para tribômetro.	114
Figura 5.2	Força na direção de avanço versus tempo: cobre eletrolítico, $a_p= 30 \mu\text{m}$ e $f_z= 0,250 \mu\text{m}$ .	115
Figura 5.3	Força na direção do avanço versus $a_p$ e $f_z$ : níquel puro.	115
Figura 5.4	Força na direção do avanço versus $a_p$ e $f_z$ : cobre eletrolítico.	116
Figura 5.5	Força na direção do avanço versus $a_p$ e $f_z$ : liga de alumínio AA 6262-T6.	117
Figura 5.6	Força na direção do avanço versus $a_p$ e $f_z$ : grafite.	117
Figura 5.7	Coefficiente de atrito versus distância de deslizamento: metal duro microgrão revestido com (Ti,Al)N contra níquel puro.	119
Figura 5.8	Canal de desgaste no disco de níquel puro.	120
Figura 5.9	Detalhe ampliado do canal no disco de níquel puro.	120
Figura 5.10	Análise de EDX do fundo do canal.	121
Figura 5.11	Fotomicrografia do topo esférico do pino de metal duro microgrão revestido com (Ti;Al)N com adesão de níquel puro	122
Figura 5.12	Detalhe ampliado do topo esférico.	122

Figura 5.13	Análise de EDX (a) topo do pino com revestimento desgastado ou retirado.	123
Figura 5.14	Análise de EDX (a) topo do pino com óxido de níquel aderido.	123
Figura 5.15	Coefficiente de atrito versus distância de deslizamento: metal duro microgrão revestido com (Ti,Al)N contra aço ABNT 1030 laminado.	124
Figura 5.16	Canal de desgaste no disco de aço ABNT 1030 laminado.	125
Figura 5.17	Detalhe ampliado do canal.	125
Figura 5.18	Análise de EDX do fundo do canal.	126
Figura 5.19	Topo do pino.	126
Figura 5.20	Detalhe do topo do pino.	127
Figura 5.21	Análise de EDX do topo do pino utilizado no deslizamento contra disco de aço ABNT 1030 laminado.	127
Figura 5.22	Coefficiente de atrito versus distância de deslizamento: metal duro microgrão revestido com (Ti,Al)N contra aço ABNT 1030 recozido.	128
Figura 5.23	Canal de desgaste no disco de aço ABNT 1030 recozido.	129
Figura 5.24	Detalhe ampliado do fundo canal.	129
Figura 5.25	Análise de EDX do fundo do canal.	130
Figura 5.26	Fotomicrografia do topo do pino de metal duro.	130
Figura 5.27	Análise EDX do material do topo do pino.	131
Figura 5.28	Coefficiente de atrito versus distância de deslizamento: metal duro microgrão revestido com (Ti,Al)N contra cobre eletrolítico.	132
Figura 5.29	Fundo do canal de desgaste do disco de cobre eletrolítico.	132
Figura 5.30	Análise de EDX fundo do canal.	133
Figura 5.31	Topo do pino.	133
Figura 5.32	Detalhe do topo do pino.	134
Figura 5.33	Análise de EDX do topo do pino.	134
Figura 5.34	Coefficiente de atrito versus distância de deslizamento: metal duro microgrão revestido com (Ti,Al)N contra liga de alumínio AA 6262-T6.	135
Figura 5.35	Fundo do canal de desgaste do disco de liga de alumínio AA 6262-T6.	136
Figura 5.36	Detalhe ampliado do fundo do canal.	136
Figura 5.37	Análise de EDX do fundo do canal.	137
Figura 5.38	Topo do pino.	137

Figura 5.39	Detalhe do topo do pino.	138
Figura 5.40	Análise de EDX do topo do pino: liga de alumínio AA 6262-T6.	138
Figura 5.41	Coeficiente de atrito versus distância de deslizamento: metal duro microgrão revestido com (Ti,Al)N contra grafite.	139
Figura 5.42	Canal de desgaste no disco de grafite.	140
Figura 5.43	Detalhe ampliado do fundo do canal.	140
Figura 5.44	Topo do pino.	141
Figura 5.45	Detalhe do topo.	141
Figura 5.46	Análise de EDX do topo do pino utilizado no deslizamento contra disco de grafite.	142
Figura 5.47	(a) Aço ABNT 1030 laminado com grãos de ferrita (branca) diâmetro médio = 20 $\mu$ m e (b) Aço ABNT 1030 recozido com grãos de ferrita (branca) diâmetro médio = 60 $\mu$ m.	143
Figura 5.48	(a) Indentação do grão de ferrita e (b) Indentação do grão de perlita.	144
Figura 5.49	Sinal médio quadrático da EA em função do tempo: níquel puro, $f_z=0,175 \mu\text{m}$ e $a_p=50 \mu\text{m}$ .	146
Figura 5.50	Emissão acústica (RMS) em função do avanço $f_z$ e $a_p$ : níquel puro.	147
Figura 5.51	Emissão acústica (RMS) em função do avanço $f_z$ e $a_p$ : aço ABNT 1030 laminado	148
Figura 5.52	Emissão acústica (RMS) em função do avanço $f_z$ e $a_p$ : aço ABNT 1030 recozido.	149
Figura 5.53	Emissão acústica (RMS) em função do avanço $f_z$ e $a_p$ : cobre eletrolítico.	150
Figura 5.54	Emissão acústica (RMS) em função do avanço $f_z$ e $a_p$ : liga de alumínio AA 6262-T6.	151
Figura 5.55	Emissão acústica (RMS) em função do avanço $f_z$ e $a_p$ : grafite.	152
Figura 5.56	Vista tridimensional do canal microfresado no níquel puro com $a_p=30 \mu\text{m}$ e $f_z=0,250 \mu\text{m}$ .	153
Figura 5.57	Rugosidades $R_z$ em função do avanço $f_z$ e $a_p$ : níquel puro.	154
Figura 5.58	Rugosidades $R_z$ em função do avanço $f_z$ e $a_p$ : aço ABNT 1030 laminado.	155
Figura 5.59	Rugosidades $R_z$ em função do avanço $f_z$ e $a_p$ : aço ABNT 1030 recozido.	155
Figura 5.60	Rugosidades $R_z$ em função do avanço $f_z$ e $a_p$ : cobre eletrolítico.	156

Figura 5.61	Rugosidades $R_z$ em função do avanço $f_z$ e $a_p$ : liga de alumínio AA 6262-T6.	157
Figura 5.62	Rugosidades $R_z$ em função do avanço $f_z$ e $a_p$ : grafite.	158
Figura 5.63	Sentido de rotação da fresa e sentido de avanço da peça.	159
Figura 5.64	Rebarbas no níquel puro (a) $a_p=30 \mu\text{m}$ e $f_z=0,175 \mu\text{m}$ e (b) $a_p=30 \mu\text{m}$ e $f_z=0,275 \mu\text{m}$ .	160
Figura 5.65	Rebarbas no níquel puro (a) $a_p=50 \mu\text{m}$ e $f_z=0,175 \mu\text{m}$ e (b) $a_p=50 \mu\text{m}$ e $f_z=0,275 \mu\text{m}$ .	161
Figura 5.66	Rebarbas no aço ABNT 1030 laminado: $a_p=30 \mu\text{m}$ e $f_z=0,225 \mu\text{m}$ .	162
Figura 5.67	Rebarbas no aço ABNT 1030 laminado: $a_p=30 \mu\text{m}$ e $f_z=0,325 \mu\text{m}$ .	163
Figura 5.68	Rebarbas no aço ABNT 1030 laminado $a_p=50 \mu\text{m}$ (a) $f_z=0,225 \mu\text{m}$ e (b) $f_z=0,325 \mu\text{m}$ .	164
Figura 5.69	Rebarbas no aço ABNT 1030 recozido: $a_p=30 \mu\text{m}$ e $f_z=0,225 \mu\text{m}$ .	165
Figura 5.70	Rebarbas no aço ABNT 1030 recozido: $a_p=30 \mu\text{m}$ e $f_z=0,325 \mu\text{m}$ .	166
Figura 5.71	Rebarbas no aço ABNT 1030 recozido (a) $a_p=50 \mu\text{m}$ e $f_z=0,225 \mu\text{m}$ e (b) $a_p=50 \mu\text{m}$ e $f_z=0,325 \mu\text{m}$ .	167
Figura 5.72	Rebarbas no cobre eletrolítico (a) $a_p=30 \mu\text{m}$ e $f_z=0,260 \mu\text{m}$ e (b) $a_p=30 \mu\text{m}$ e $f_z=0,390 \mu\text{m}$ .	168
Figura 5.73	Rebarbas no cobre eletrolítico (a) $a_p=50 \mu\text{m}$ e $f_z=0,260 \mu\text{m}$ e (b) $a_p=50 \mu\text{m}$ e $f_z=0,390 \mu\text{m}$ .	169
Figura 5.74	Rebarbas na liga de alumínio AA 6262-T6 com $a_p=30 \mu\text{m}$ e (a) $f_z=0,225 \mu\text{m}$ e (b) $f_z=0,325 \mu\text{m}$ .	170
Figura 5.75	Rebarbas na liga de alumínio AA 6262-T6 com $a_p=50 \mu\text{m}$ e (a) $f_z=0,225 \mu\text{m}$ e (b) $f_z=0,325 \mu\text{m}$ .	171
Figura 5.76	Rebarbas no grafite (a) $a_p=30 \mu\text{m}$ e $f_z=0,375 \mu\text{m}$ e (b) $a_p=30 \mu\text{m}$ e $f_z=0,575 \mu\text{m}$ .	172
Figura 5.77	Rebarbas no grafite (a) $a_p=50 \mu\text{m}$ e $f_z=0,375 \mu\text{m}$ e (b) $a_p=50 \mu\text{m}$ e $f_z=0,575 \mu\text{m}$ .	173

## LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1	Tratamentos térmicos empregados e durezas correspondentes.	51
Tabela 3.2	Coeficiente de expansão térmica de materiais empregados em componentes de máquinas.	70
Tabela 4.1	Valores de pressão específica de corte, dureza, limite de resistência à tração e alongamento percentual.	101
Tabela 5.1	Coeficientes de atrito	118
Tabela 5.2	Valores da espessura crítica do material não deformado ( $h_c$ ) e avanços por aresta ( $f_z$ )	145
Tabela 5.3	Sequência de testes de microfresamento	145

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	Instituto Americano do ferro e do Aço ( <i>American Iron and Steel Institute</i> )
APC	Aresta Postiça de Corte
ASTM	Sociedade Americana para Testes e Materiais ( <i>American Society for Testing and Materials</i> )
CEFET-MG	Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais
CVD	Deposição Química de Vapor ( <i>chemical vapour deposition</i> )
DIN	Instituto Alemão de Normalização ( <i>Deutsches Institut für Normung</i> )
EDX	Espectroscopia de Energia Dispersiva de Raio-X ( <i>Energy-dispersive X-ray spectroscopy</i> )
HB	Dureza Brinell
HRC	Dureza Rockwell – escala C
HSS	Aço Rápido ( <i>High Speed Steel</i> )
HV	Dureza Vickers
ISO	Organização Internacional de Padronização ( <i>International Organization for Standardization</i> )
JIS	Normas Industriais Japonesas ( <i>Japanese Industrial Standards</i> )
MEMS	Microssistemas Eletromecânicos ( <i>microelectromechanical systems</i> )
MEV	Microscopia Eletrônica de Varredura
MQL	Mínima Quantidade de Lubrificante
OFHC	Cobre de alta condutividade livre de oxigênio ( <i>Oxygen free high conductivity copper</i> )
PVD	Deposição Física de Vapor ( <i>physical vapour deposition</i> )
RMS	Média quadrática ( <i>Root Mean Square</i> )
SAE	Sociedade de Engenheiros Automotivos ( <i>Society of Automotive Engineers</i> )
UFMG	Universidade Federal de Minas Gerais
UNI	Agência Nacional de Normalização ( <i>Ente Nazionale di Unificazione</i> )
UNS	Sistema Unificado de Numeração para Metais e Ligas ( <i>Unified Numbering System for Metals and Alloys</i> )

## LISTA DE SÍMBOLOS DE COMPOSTOS QUÍMICOS

<b>AlCrN</b>	Nitreto de cromo alumínio
<b>Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub></b>	Óxido de alumínio
<b>cBN</b>	Nitreto de boro na forma cúbica
<b>CrN</b>	Nitreto de cromo
<b>Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub></b>	Óxido de cromo
<b>FeO</b>	Wustita
<b>Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub></b>	Hematita
<b>Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub></b>	Magnetita
<b>Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub></b>	Nitreto de silício
<b>TiB<sub>2</sub></b>	Diborato de titânio
<b>TiC</b>	Carboneto de titânio
<b>TiCN</b>	Carbonitreto de titânio
<b>TiN</b>	Nitreto de titânio
<b>(Ti,Al)N</b>	Nitreto de alumínio titânio
<b>(Ti,Al,Cr)N</b>	Nitreto de cromo alumínio titânio
<b>WC</b>	Carboneto de tungstênio

## NOMENCLATURA

$a$	Espaçamento de uma imperfeição	[ $\mu\text{m}$ ]
$A_a$	Área real de contato	[ $\text{mm}^2$ ]
$a_e$	Penetração de trabalho	[ $\mu\text{m}$ ]
$a_p$	Profundidade ou largura de usinagem	[ $\mu\text{m}$ ]
$b$	Largura de corte	[mm]
$D_p$	Grau de penetração	adimensional
$E$	Módulo de elasticidade	[GPa]
$f$	Avanço por rotação	[mm /rot]
$f_z$	Avanço por aresta	[ $\mu\text{m}$ /aresta]
$F_c$	Força de corte ou principal	[N]
$F_n$	Força normal	[N]
$F_{n,c}$	Força de corte normal	[N]
$F_{n,sl}$	Força de deslizamento normal	[N]
$F_r$	Força radial	[N]
$F_p$	Força passiva ou de profundidade	[N]
$F_t$	Força tangencial	[N]
$F_{t,c}$	Força de corte tangencial	[N]
$F_{t,sl}$	Força de deslizamento tangencial	[N]
$F_u$	Força de usinagem	[N]
$F_x$	Força na direção do avanço	[N]
$F_y$	Força perpendicular à direção de avanço	[N]
$g$	Razão entre a tensão de cisalhamento na interface e a tensão de escoamento do material deformado plasticamente	adimensional
$G$	Módulo de rigidez	[N/ $\text{mm}^2$ ]
$h_c$	Espessura crítica do material não deformado	[ $\mu\text{m}$ ]
$h_e$	Espessura da recuperação elástica	[ $\mu\text{m}$ ]
$h_m$	Espessura do material não deformado	[ $\mu\text{m}$ ]
$k_s$	Pressão específica de corte	[N/ $\text{mm}^2$ ]

$\bar{p}$	Pressão média de contato	[N/mm <sup>2</sup> ]
$p_e$	Tensão normal no raio da aresta de corte	[N/mm <sup>2</sup> ]
$Q$	Volume de material removido por unidade de deslizamento	[mm <sup>3</sup> /mm]
$r$	Raio da deformação plástica	[mm]
$r_\epsilon$	Raio de ponta da ferramenta	[μm]
$R_a$	Desvio médio aritmético	[μm]
$R_t$	Rugosidade total	[μm]
$R_z$	Altura máxima do perfil	[μm]
$R_{th}$	Rugosidade total teórica	[μm]
$u$	Energia associada ao cisalhamento	[J]
$u_c$	Energia específica total	[J/mm <sup>3</sup> ]
$u_{ch}$	Energia específica de formação de cavaco	[J/mm <sup>3</sup> ]
$u_{sl}$	Energia específica de deslizamento	[J/mm <sup>3</sup> ]
$u_{pl}$	Energia específica de sulcamento	[J/mm <sup>3</sup> ]
$v_c$	Velocidade de corte	[m/min]
$v_f$	Velocidade de avanço	[mm/min]
$v_s$	Velocidade periférica do rebolo	[m/s]
$V_s$	Velocidade do som no material	[m/s]
$v_w$	Velocidade de avanço da peça	[mm/min]
$x$	Profundidade da deformação plástica	[mm]
$W$	Carga normal	[N]
$\Delta y$	Largura da zona de cisalhamento	[mm]

## Letras gregas

$\alpha$	Coeficiente de expansão térmica	[ $\mu\text{m}/\text{m}^\circ\text{C}$ ]
$\alpha_0$	Ângulo de folga	[graus]
$\beta$	Ângulo de atrito	[graus]
$\gamma_0$	Ângulo de saída	[graus]
$\delta$	Energia específica de corte	[ $\text{J}/\text{cm}^3$ ]
$\theta$	Ângulo do ponto de estagnação	[graus]
$\theta_f$	Ângulo devido à trajetória da ferramenta	[graus]
$\lambda_s$	Ângulo de hélice	[graus]
$\mu$	Coeficiente de atrito	adimensional
$\mu_{ad}$	Coeficiente de atrito devido à adesão	adimensional
$\mu_{pl}$	Coeficiente de atrito devido ao sulcamento	adimensional
$\mu_t$	Coeficiente de atrito total	adimensional
$\rho$	Raio da aresta de corte	[ $\mu\text{m}$ ]
$\sigma$	Tensão de escoamento	[ $\text{N}/\text{mm}^2$ ]
$\tau$	Tensão de cisalhamento	[ $\text{N}/\text{mm}^2$ ]
$\tau_s$	Resistência ao cisalhamento	[ $\text{N}/\text{mm}^2$ ]
$\varphi$	Ângulo de cisalhamento	[graus]

## RESUMO

A necessidade de peças e equipamentos miniaturizados que visam atender demandas das áreas médica, mecânica e eletrônica com produtos que apresentam grande tecnologia embarcada é premente. Tais peças e equipamentos têm o tempo e custo de produção muito altos devido aos processos utilizados, tais como fotolitografia usando síncrotron, laser, ultrassom e bombardeamento de elétrons. A microusinagem é uma alternativa de processo que permite menor tempo de preparação e produção destas peças, além de ter custo reduzido quando comparado aos mencionados. Entretanto, a tecnologia necessária para este processo difere daquela usada em usinagem convencional no que tange ao efeito escala, caracterizado por um crescimento não linear da energia específica de corte com a redução da espessura do material não deformado. O conhecimento da tecnologia do microfresamento possibilitará além da produção das peças que apresentam vantagens técnicas, redução de custos referentes aos espaços necessários e às dimensões do maquinário. O objetivo deste trabalho é investigar a influência do efeito escala sobre os sinais de força na direção de avanço e de emissão acústica, a rugosidade da superfície usinada e a formação de rebarbas durante o microfresamento de materiais que apresentam propriedades mecânicas como dureza e alongamento percentual bastante diversas, quais sejam: níquel puro, aço ABNT 1030 laminado, aço ABNT 1030 recozido, liga de alumínio AA 6262-T6, cobre eletrolítico e grafite. Foi avaliada a influência do coeficiente de atrito entre o material da ferramenta e o material microfresado, da profundidade de usinagem e do avanço por aresta sobre a intensidade dos sinais de força e de emissão acústica, a rugosidade e a formação de rebarbas. Os resultados mostraram que para todos os materiais testados, a intensidade dos sinais de força e de emissão acústica aumentou com o aumento da profundidade de usinagem e a emissão acústica aumentou com valores do avanço por aresta maior e menor que a espessura crítica do material não deformado. Além disso, a rugosidade melhorou quando a velocidade de avanço passou de um valor menor que a espessura crítica de material não deformado para um valor maior. Finalmente, um aumento do avanço por aresta resultou em maiores rebarbas de topo e menores rebarbas de saída, à exceção do grafite que não apresentou rebarbas. Maiores rebarbas foram associadas a maiores valores de alongamento percentual.

**Palavras Chaves:** microfresamento, efeito escala, formação de rebarbas, sulcamento.

# 1 INTRODUÇÃO

As últimas décadas apresentaram grande tendência para a miniaturização, tornando os produtos e dispositivos compactos e integrados. Três fatores impulsionam as pesquisas para o desenvolvimento de microdispositivos: o primeiro é a necessidade de equipamentos de pequenas dimensões para atender as áreas bioquímicas, biotecnológicas, aeroespacial e eletrônica; o segundo é o fato de haver ganhos técnicos decorrentes do aumento da relação entre a superfície e o volume dos dispositivos quando são miniaturizados e por último é a tendência de mercado que pede equipamentos cada vez mais compactos. Esta tendência é explicada por OKAZAKI, MISHIMA e ASHIDA, (2004) como sendo a necessidade e preocupação da indústria atual em reduzir o consumo de energia na manufatura. O consumo excessivo de energia agrega custo ao produto final, não somente pelas dimensões das instalações físicas das fábricas e funcionamento dos equipamentos, mas também pelos custos adicionais relativos ao meio ambiente e maior dificuldade em compatibilizar máquinas e mão de obra. Por este ponto de vista é importante também pensar em maquinários com dimensões reduzidas para produzir peças miniaturizadas. Os itens direcionadores para mudanças na tecnologia de usinagem envolvem: redução do tamanho dos componentes, aprimoramento da qualidade superficial, menores tolerâncias e exatidão na fabricação, custos reduzidos, componentes com peso reduzido e menores lotes de fabricação (BYRNE, DORNFELD e DENKENA, 2003).

Na área química e bioquímica a preparação de amostras, purificação, mistura, reações e separação podem ser feitas em um microequipamento monolítico. Miniaturização em conjunto com integração de múltiplas funcionalidades pode promover a construção de estruturas que superam o desempenho de sistemas macroscópicos tradicionais (JENSEN, 2001). A tecnologia para desenvolvimento de microrreatores possibilitou avanços em transferência de calor e massa. Na biotecnologia, a possibilidade de produção de canais com dimensões micrométricas para escoamento de fluidos incrementou as pesquisas de complexos equipamentos que têm como base a microfluidica. Hoje, 90% dos microssistemas eletromecânicos – MEMS (*microelectromechanical systems*) são produzidos a partir do silício e fabricar tais produtos com materiais como metais, polímeros e biomateriais é a tendência no futuro próximo (HANSEN et al., 2006). Esses materiais estão no foco das indústrias não só por suas propriedades mecânicas, óticas e elétricas, mas também pela alternativa de processo de produção que oferecem. A mudança de forma do silício é obtida por ataque químico e

exige grandes lotes de produção para viabilizar o custo. Processos de produção alternativos como fotolitografia usando síncroton, laser, ultrassom, bombardeamento de elétrons e microusinagem com descargas elétricas são desenvolvidos continuamente, porém, são processos com alto custo e extenso tempo de execução, além de praticamente ser somente possível obtenção de formas bidimensionais. Metais, polímeros, e biomateriais podem ter a forma alterada por processo de microusinagem com retirada de cavacos (NAKAMOTO et al., 2011), sendo possível obter produtos com dimensões de décimos de micrômetro a poucos milímetros, com baixos valores de rugosidade superficial além de especialmente ser possível a obtenção de formas complexas, tridimensionais, com curto tempo de execução e viabilidade de se produzir pequenos lotes.

O desenvolvimento de máquinas ferramentas que apresentam controle acurado de deslocamentos, movimentos suaves, rotações da ferramenta de até 120000 rpm, grande capacidade de amortecimento de vibrações juntamente com ferramentas de corte produzidas com materiais que tem melhor relação entre tenacidade e dureza possibilitou avanços nas pesquisas de processos de fabricação por microusinagem com ferramentas de geometria definida. A eletrônica e a computação disponíveis propiciaram o controle e o monitoramento de todo o processo, desde a preparação da matéria-prima, passando por controles dimensionais, erros de forma e posição do produto e qualidade em cada etapa da produção.

Algumas barreiras tecnológicas ainda impedem o desenvolvimento necessário do processo de microusinagem como as dimensões das ferramentas. Por exemplo, as menores brocas produzidas atualmente têm diâmetro na faixa de 25  $\mu\text{m}$  e os menores diâmetros de microfresas são da ordem de 20  $\mu\text{m}$ , além das tolerâncias possíveis nesta faixa de dimensões que geram superfícies com desvio médio aritmético ( $R_a$ ) entre 10 e 50 nm. Essas limitações refletem a ausência de: tecnologia para se fabricar de forma economicamente viável as ferramentas necessárias, exatidão e repetibilidade das máquinas para produzir tais ferramentas, rigidez e resistência das ferramentas. O mecanismo de desgaste das ferramentas de metal duro em microusinagem é fortemente dependente das características da ligação entre o cobalto (Co) e o carboneto de tungstênio (WC) e do tamanho dos grãos de WC (tamanho médio de 400 a 700 nm) que estão distribuídos aleatoriamente na matriz de Co. Produzir o metal duro com menores grãos de WC garante maior dureza e tenacidade à fratura à matéria-prima, porém exige técnica de prensagem mais apurada para propiciar mobilidade dos grãos (plasticidade) e tolerâncias dimensionais menores da matriz e punção.

Para o desenvolvimento da tecnologia de microusinagem é fundamental o perfeito entendimento do mecanismo de geração de cavaco nessa escala de dimensões, além da

influência de cada parâmetro inerente ao processo. Os principais objetivos da investigação do efeito escala são identificar o limite a partir do qual o comportamento do processo começa a diferenciar daquele na escala macrométrica, para explicar tal divergência e definir a base de uma previsão eficiente do desempenho do processo na escala micrométrica e conduzir uma investigação experimental na escala apropriada para permitir uma comparação entre os resultados previsto e experimental (BISSACCO, HANSEN e DE CHIFFRE, 2006).

A seguir serão apresentados os objetivos do presente trabalho e nos próximos capítulos a revisão dos principais temas abordados, quais sejam: efeito escala no microfresamento, máquinas ferramentas para microusinagem, análise dos parâmetros de usinagem e sua influência nos sinais de emissão acústica, forças em microfresamento, qualidade de superfícies usinadas e formação de rebarbas.

Na sequência serão apresentados os procedimentos experimentais, os resultados obtidos e a sua discussão. Por fim serão apresentadas as conclusões obtidas e a proposta de continuidade do trabalho, seguidas da relação dos trabalhos e obras consultadas.

## 2 OBJETIVOS

O objetivo geral deste trabalho é estudar a influência do efeito escala sobre a operação de microfresamento de níquel puro, aço ABNT 1030 laminado, aço ABNT 1030 recozido, cobre eletrolítico, liga de alumínio AA 6262-T6 e grafite.

No desenvolvimento do trabalho, buscou-se estudar a influência da razão entre o avanço por aresta e o raio da aresta de corte sobre a intensidade dos sinais de emissão acústica e de força, a rugosidade e a formação de rebarbas no microfresamento destes materiais.

### 2.1 Objetivos específicos

De maneira específica, pretende-se avaliar a intensidade do sinal médio quadrático da força na direção do avanço e da emissão acústica, a altura máxima do perfil ( $R_z$ ) e a formação de rebarbas no microfresamento em função dos parâmetros de usinagem empregados, a saber: avanço por aresta e profundidade de usinagem e dos materiais microfresados (níquel puro, aço ABNT 1030 laminado, aço ABNT 1030 recozido, cobre eletrolítico, liga de alumínio AA 6262-T6 e grafite) que apresentam propriedades mecânicas distintas, como limite de resistência à tração, alongamento percentual e dureza.

Para tanto foram utilizados ensaios de pino sobre disco para determinação dos coeficientes de atrito entre o material microfresado e a superfície de saída da ferramenta de corte, registro de sinais de força e de emissão acústica, microscopia eletrônica de varredura para avaliação da formação de rebarbas e análise de EDX (Espectroscopia de Energia Dispersiva de Raio-X) além de perfilometria óptica para quantificação da rugosidade.

### 3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo é apresentada a revisão do efeito escala na tecnologia do microfresamento apresentando a definição e o escopo da operação, além de explicações sobre o efeito escala. É apresentada uma revisão sobre máquinas ferramentas para microusinagem, seguida de uma visão global com observações experimentais sobre emissão acústica e sua utilização para monitoração do comportamento da ferramenta, forças atuantes durante a microusinagem além de qualidade das superfícies microusinadas e estudo sobre formação de rebarbas.

#### 3.1 Efeito escala no microfresamento

Vários aspectos da tecnologia de usinagem convencional são idênticos aos da tecnologia do microusinagem, no entanto, existem algumas questões críticas associadas à microfabricação que requerem uma mudança de paradigma em relação ao processo convencional. Estas questões surgem principalmente da miniaturização dos componentes, das ferramentas e dos processos (CHAE, PARK e FREIHEIT, 2006).

O processo de microusinagem possibilita a produção de peças com detalhes de dimensões que variam de 10 a 1000  $\mu\text{m}$ . As ferramentas utilizadas também têm dimensões reduzidas e as características do material da peça usinada têm grande influência no processo além de serem utilizados valores muito baixos para os parâmetros de corte (velocidade de avanço, profundidade de usinagem e penetração de trabalho).

Diante de dimensões tão reduzidas, aspectos como relação entre raio da aresta de corte e a espessura mínima do material não deformado, tamanho de grão e propriedades mecânicas das fases constituintes do material usinado, geometria e material da ferramenta de corte e forças de usinagem passam a governar o processo (LAI et al., 2008; LIU, SHI e WAN, 2013), denominados aspectos do efeito escala.

O termo *efeito escala* nos processos de usinagem com retirada de material na forma de cavaco frequentemente é definido como um crescimento não linear da energia específica de corte com a redução da espessura do material a ser cisalhado (KOÇ e ÖZEL, 2011; DING, SHEN e SHIN, 2011; FLEISCHER, SCHULZE, KOTSCHENREUTHER, 2009). Quando utilizados processos com dimensões micrométricas ou submicrométricas, a resistência ao

cisalhamento do material ( $\tau$ ) ou a energia específica do corte ( $\delta$ ) se tornam extremamente elevadas. A relação entre resistência ao cisalhamento e espessura do material não deformado de um aço sem elemento de liga é mostrada na figura 3.1. Observa-se pela curva que com a redução da espessura do cavaco a resistência ao cisalhamento cresce, aproximando da resistência ao cisalhamento teórica de um material livre de defeito ou da resistência da ligação atômica do aço,  $\tau_{\text{teórico}} = G/2\pi = 1,3 \times 10^4 \text{ N/mm}^2$ , onde  $G = 8,2 \times 10^4 \text{ N/mm}^2$  (módulo de rigidez do aço). A razão para tal crescimento da resistência ao cisalhamento se deve à existência de apenas defeitos pontuais para iniciar a quebra da ligação atômica da estrutura (TANIGUCHI, 2003; MIAN, DRIVER e MATIVENGA, 2011).

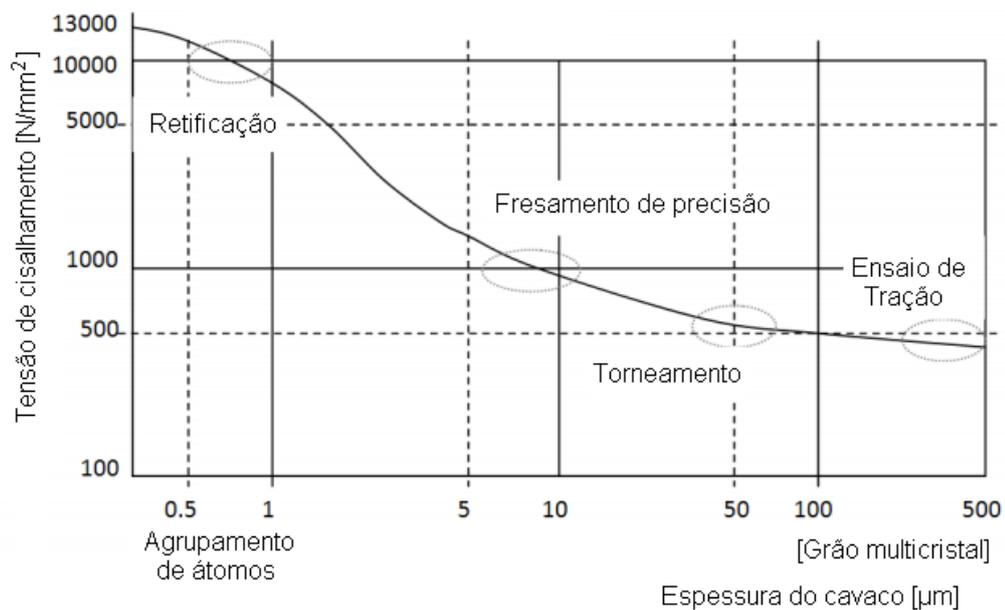


Figura 3.1 – Tensão de cisalhamento versus espessura do cavaco.

Fonte – Adaptado de TANIGUCHI, 2003. p.15

É sabido que a tensão limite de escoamento de um metal é afetada pela deformação, pela taxa de deformação e temperatura. Evidências de experimentos recentes em micro e nanodureza (LIU, 2005) mostraram a dependência do gradiente de deformação em relação à tensão de escoamento em escalas micrométricas e submicrométricas. Observações experimentais sobre o efeito escala revelaram que a não linearidade da energia específica de corte é um comportamento intrínseco do material.

Foi observado nos estudos de deformação que o deslizamento dos planos cristalinos não ocorre em todos planos atômicos, mas somente em certos planos distintos. Em experimentos de deformação de cristais de alumínio, a distância mínima entre planos de

deslizamento adjacentes encontrada foi de aproximadamente cinquenta espaços atômicos, enquanto que a distância média encontrada entre planos onde ocorreu deslizamento foi de quinhentos espaços atômicos (HEIDENREICH e SHOCKLEY apud SHAW, 2003), como mostra a figura 3.2. Foi detectado também em metais policristalinos que a deformação ocorre em blocos de planos ao invés de ser uniformemente. As imperfeições cristalinas são responsáveis por este comportamento não homogêneo.

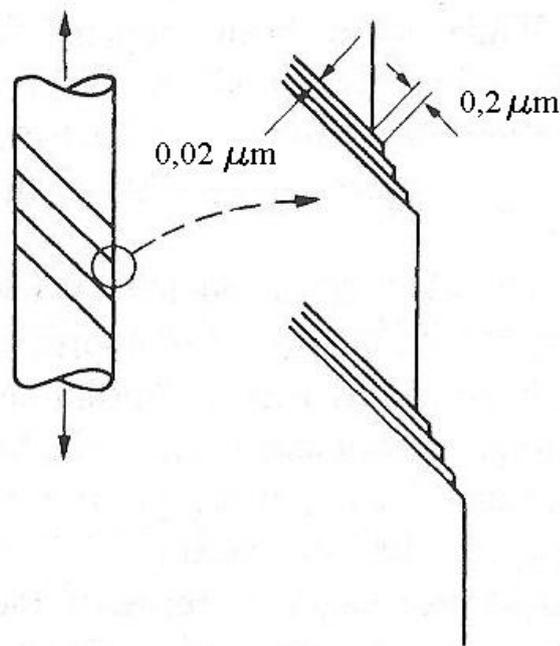


Figura 3.2 – Espaçamento entre planos de deslizamento adjacentes (alumínio puro monocristal).

Fonte - HEIDENREICH e SHOCKLEY apud SHAW, 2003

Em microusinagem, tanto a espessura do material não deformado ( $h_m$ ) quanto a largura da zona de cisalhamento ( $\Delta y$ ) são muito pequenas, porém a largura de corte ( $b$ ) é relativamente grande. O volume de material deformado seria  $(b \cdot h_m \cdot \Delta y / \text{sen} \varphi)$ , onde  $\varphi$  é o ângulo de cisalhamento. Entretanto, quando a superfície superior de um cavaco contínuo é observada ao microscópio (figura 3.3) pode ser visto que as bordas das bandas de deslizamento não são contínuas ao longo da largura do cavaco, mas têm uma extensão característica de um espaçamento de uma imperfeição ( $a$ ). Portanto, o volume de material deformado seria  $(a \cdot h_m \cdot \Delta y / \text{sen} \varphi)$  onde  $a \ll b$ . Este volume é próximo de  $a^3$  - volume médio de uma imperfeição. Esta é a principal razão pela qual a energia específica de corte ( $\delta$ ) aumenta com a redução da espessura do material não deformado ( $h_m$ ).

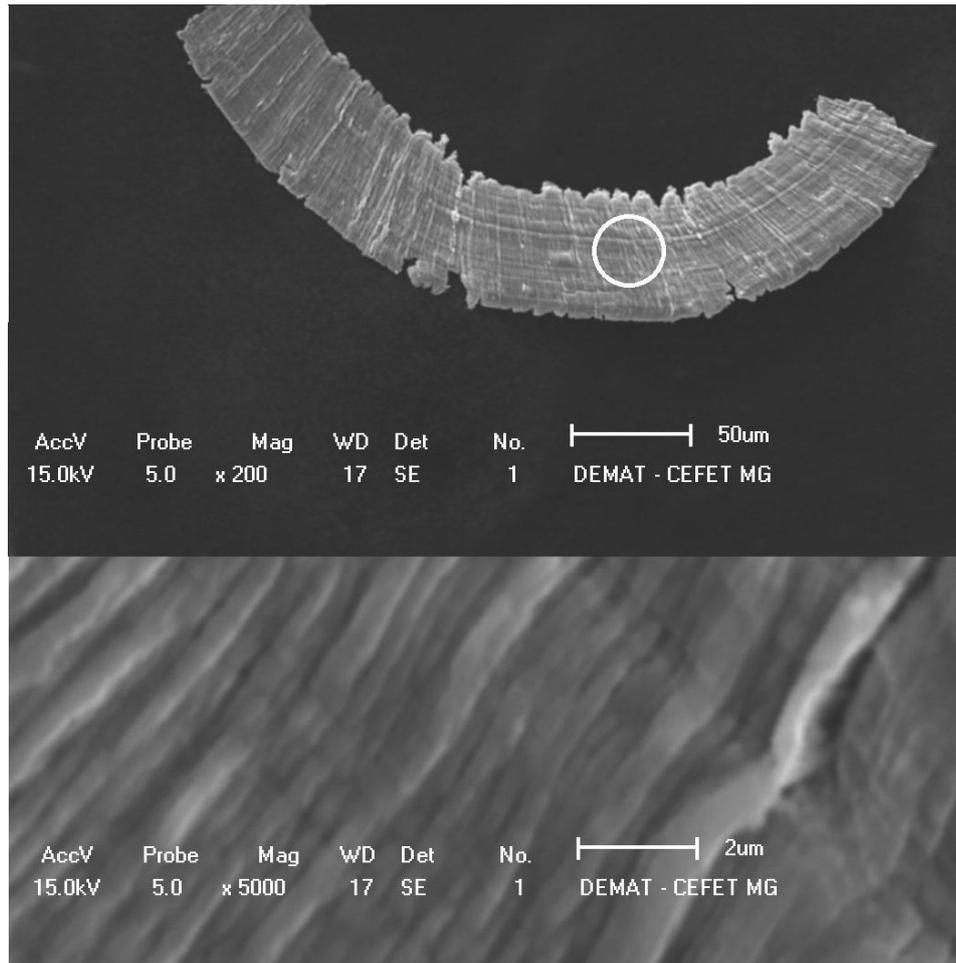


Figura 3.3 – Superfície superior de um cavaco de liga de alumínio AA 6262-T6,  $a_p = 50\mu\text{m}$ ,  $f_z = 0,250\ \mu\text{m}$ .

Fonte - Elaborada pelo autor

Quando o volume de material deformado é relativamente grande, existe uma densidade uniforme de imperfeições e deformação e encruamento podem ser considerados uniformes. No entanto, assim que o volume de material deformado aproxima do pequeno volume associado a uma imperfeição, o material mostra sinais óbvios do caráter básico de não homogeneidade da deformação. A tensão de escoamento média aumenta e as bordas dos planos de cisalhamento ativos são evidentes na superfície livre, como mostra a figura 3.3. Este fenômeno é chamado efeito escala.

### 3.1.1 Relação entre o raio da aresta de corte e a espessura mínima do material não deformado no microfresamento

Investigar a espessura mínima do material não deformado é fundamental em microfresamento para se obter produtos de alta qualidade. No fresamento convencional o raio

da aresta de corte não é relevante uma vez que é muito pequeno comparado à profundidade de usinagem ( $a_p$ ) e ao avanço por aresta ( $f_z$ ). Já no microfresamento, o raio formado na convergência da superfície de saída e a superfície de folga primária da microfresa ( $\rho$ ) tem valor alto quando comparado aos valores de  $f_z$ , gerando sempre um ângulo de saída negativo (RUSNALDY, KO e KIM, 2007; HEAMAWATANACHAI e BAMBERG, 2010), conforme mostrado na figura 3.4(a) e no detalhe ampliado na figura 3.4(b).

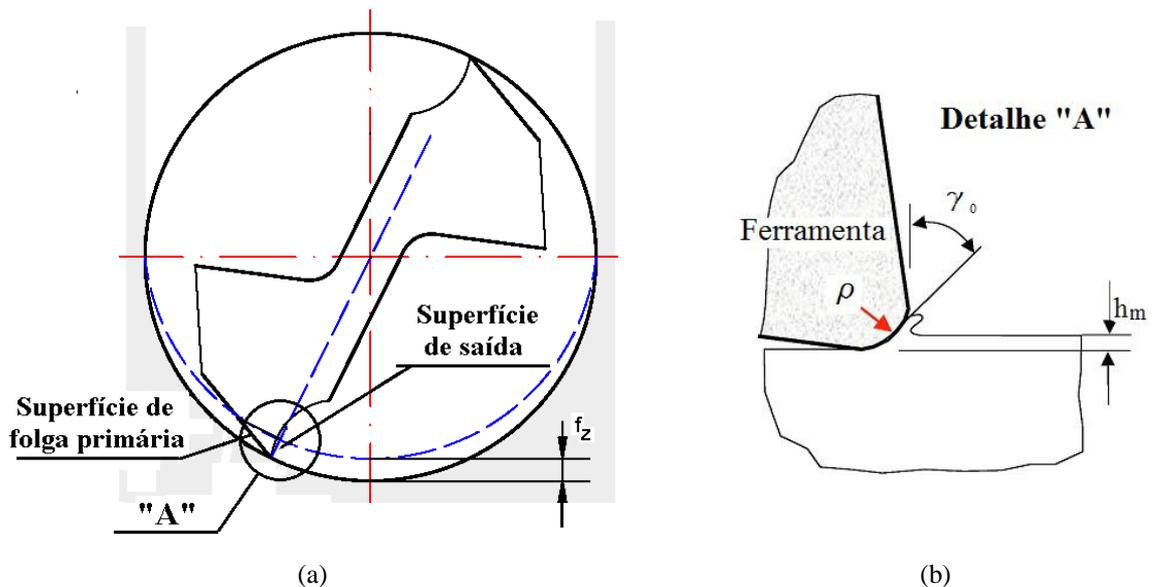


Figura 3.4 – (a) Convergência da superfície de saída e superfície de folga primária; (b) Ângulo de saída radial ( $\gamma_0$ ) negativo e raio da aresta de corte ( $\rho$ ).

Fonte - ÖZEL, LIU e DHANORKER (2007); LEE e DORNFELD (2005)

Esta característica causa deformação plástica em vez de cisalhamento com retirada de material na forma de cavaco quando a espessura do material não deformado ( $h_m$ ) é inferior à espessura crítica ( $h_c$ ), propiciando recuperação elástica do material com determinada espessura ( $h_e$ ) após a passagem da aresta de corte, vide figura 3.5. Como resultado, a espessura removida da peça é menor que a desejada (ÖZEL, LIU e DHANORKER, 2007; MECOMBER et al., 2005).

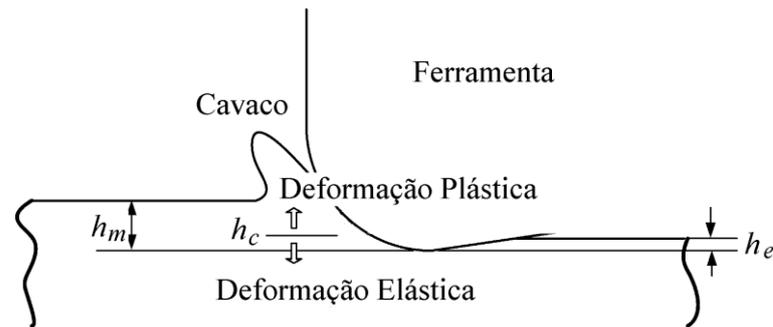


Figura 3.5 – Espessura crítica  $h_c$ .

Fonte - SON, LIM e AHN (2005)

HUTCHINGS (1992) relata que o desgaste abrasivo envolve a remoção de material por deformação plástica e depende da componente de sulcamento da força de atrito. Além disso, a quantidade de material removido por unidade de deslizamento ( $Q$ ) é igual à carga normal ( $W$ ) multiplicada pelo fator  $K$  (coeficiente de desgaste adimensional) e dividida pela dureza do material ( $H$ ). Considerando que os grãos abrasivos não têm a mesma geometria (o que resulta em diferentes ângulos de saída), na trajetória do grão sobre a peça somente parte do material será removida do canal resultante desse movimento do grão, sendo que o restante do material será recalado ou sulcado. A figura 3.6 ilustra três modos distintos de deformação devidos ao deslizamento de uma cunha (da direita para a esquerda) sobre um material rígido. A figura 3.6(a) mostra o modo “usinagem”, no qual material é defletido ao longo de uma zona de cisalhamento e escoá sobre superfície de saída da ferramenta na forma de cavaco. Este modo de deformação é exatamente o mesmo causado por uma ferramenta de geometria definida em um processo de usinagem, por exemplo, o corte ortogonal. Neste modo, todo o material deslocado pela cunha é removido como cavaco. A figura 3.6(b) mostra o outro extremo da situação, o modo “sulcamento”, no qual o material deformado é empurrado à frente da cunha e não é removido da superfície, sendo na sequência recalado para baixo da cunha. Uma simples diferença entre os dois modos é que no modo “usinagem” o material flui para cima na superfície frontal da cunha, enquanto no modo sulcamento o material flui para baixo da cunha e o cavaco não é gerado. O terceiro modo de deformação é mostrado na figura 3.6(c), representando um comportamento intermediário. Deslizamento limitado ou mesmo completa adesão ocorre entre a superfície de saída da ferramenta e o material que foi empurrado para frente. A deformação consiste do crescimento e eventual destacamento (por cisalhamento ao longo linha AD) da crista formada. Este modo é chamado de “formação de cunha” e como no modo “usinagem” retira material da superfície.

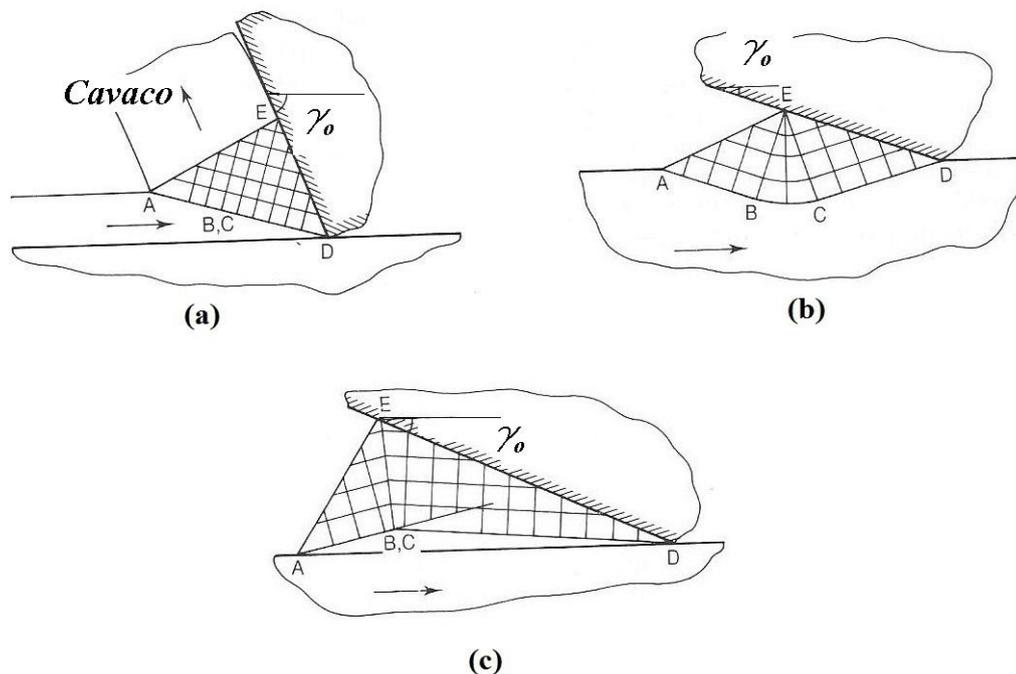


Figura 3.6 – (a) Modo “usinagem”; (b) Modo “sulcamento” e (c). Modo “formação de cunha”.

Fonte - HUTCHINGS,1992. p. 147

Os fatores que controlam o modo de deformação são o ângulo de saída da ferramenta e a resistência ao cisalhamento da interface entre a cunha e a superfície do material, que pode ser expressa como a razão  $g$  entre a tensão de cisalhamento na interface e a tensão de escoamento do material deformado plasticamente. Lubrificação perfeitamente atuante pode levar a  $g$  igual a zero ( $g=0$ ), enquanto em situação de completa adesão tem-se  $g$  igual a um ( $g=1$ ). Para  $g < 0,5$ , somente dois modos de deformação são possíveis: usinagem e sulcamento. Baixos valores do ângulo de saída favorecem o sulcamento, enquanto que valor maior que o ângulo de saída crítico implica em modo usinagem. Para  $g > 0,5$ , os três modos podem operar, com transições ocorrendo de sulcamento para formação de cunha e de formação de cunha para usinagem, com o aumento do ângulo de saída.

O modelo utilizado por HUTCHINGS (1992) para mostrar o modo de deformação que induz um penetrador com ponta esférica deslizando sobre material rígido (figura 3.7) é perfeitamente válido para analisar o efeito do raio da aresta de uma ferramenta sobre a espessura do material não deformado. A profundidade de penetração da esfera (equivale ao avanço por aresta) determina o ângulo de ataque (ângulo de saída efetivo para ferramenta). Embora o modelo do ângulo de ataque crítico se apresente dependente somente da razão  $g$  existe também a dependência da taxa de encruamento e das propriedades elásticas, mais

especificamente da razão entre o módulo de elasticidade e a dureza do material ( $E/H$ ). Um ângulo de ataque crítico típico varia de  $30^\circ$  a  $90^\circ$  para a maioria dos metais e o aumento da razão  $E/H$  implica em maiores valores do ângulo de ataque.

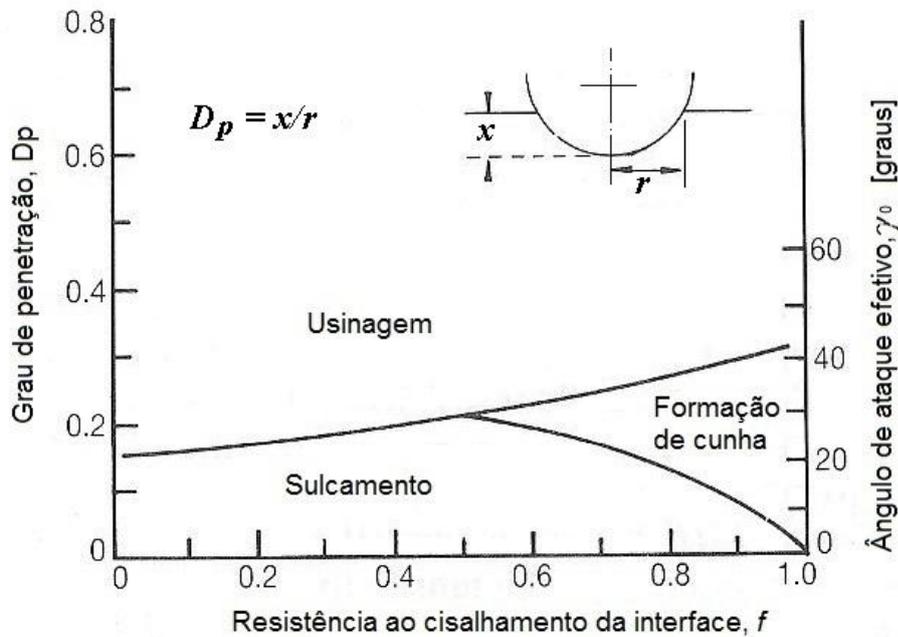


Figura 3.7 – Modo de deformação em função do grau de penetração e da resistência ao cisalhamento da interface.

Fonte - HUTCHINGS, 1992. p. 149

No modelo representado na figura 3.7, “ $r$ ” corresponde ao raio da aresta da ferramenta ( $\rho$ ), “ $x$ ” é a espessura do material não deformado ( $h_m$ ) e o ângulo de ataque efetivo é o ângulo de saída da ferramenta que se torna menor à medida que se diminui a espessura do material não deformado, ou quando o raio da aresta de corte é aumentado.

KIM et al. (apud ARAMCHAROEN e MATIVENGA, 2009) e LI et al. (2008) afirmam que quando se tem no microfresamento o avanço por aresta menor que o raio da aresta de corte, o cavaco poderá não ser formado. A figura 3.8 mostra três aspectos possíveis com respeito à espessura do material não deformado ( $h_m$ ) ou avanço por aresta ( $f_z$ ): CHAE et al. (2006) e LIU et al. (2004) afirmam que quando o avanço por aresta é menor que espessura crítica do cavaco ( $h_c$ ), vide figura 3.8(a), ocorrem deformações elástica e plástica e a aresta não remove material, permitindo uma recuperação elástica após a passagem da aresta de corte. Quando o avanço por aresta se aproxima da espessura crítica do material não deformado, cavacos são formados por cisalhamento e alguma deformação elástica também acontece

(figura 3.8b) e como resultado, a espessura removida é menor que a desejada. Por último, quando o avanço por aresta ultrapassa a espessura crítica a deformação plástica decresce significativamente e material é removido na forma de cavaco na espessura desejada, como mostra a figura 3.8(c).

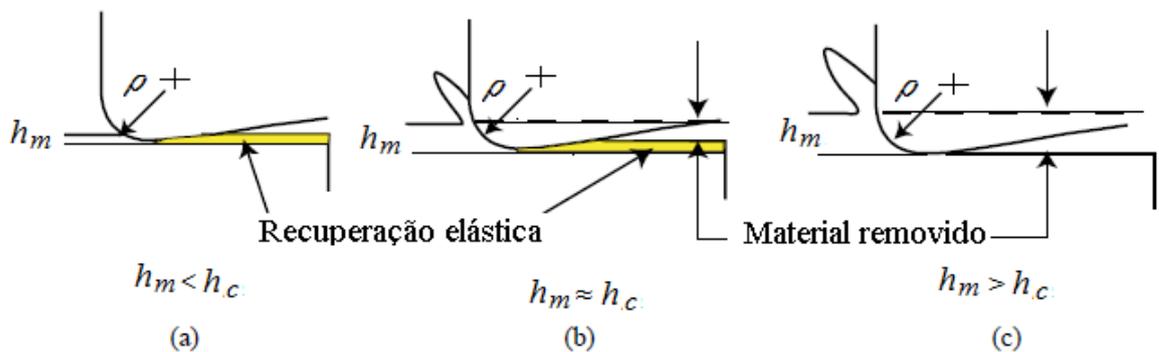


Figura 3.8 – (a) Espessura do material não deformado ( $h_m$ ) < espessura crítica ( $h_c$ ); (b) Espessura do material não deformado ( $h_m$ )  $\approx$  espessura crítica ( $h_c$ ); (c) Espessura do material não deformado ( $h_m$ ) > espessura crítica ( $h_c$ ).

Fonte - CHAE et al., (2006)

O ângulo de saída negativo (resultante da espessura do material não deformado menor que a espessura crítica causa o efeito de sulcamento) acelera o desgaste da ferramenta além de aumentar a rugosidade e gerar maior formação de rebarbas (BIERMANN, STEINER e KREBS, 2013).

FILIZ et al., (2007) descrevem a relação entre espessura do material não deformado e o raio da aresta de corte com base na figura 3.9. A espessura do material não deformado durante o microfresamento de topo de canal varia de zero no início do engajamento da ferramenta na peça ao valor máximo (igual ao valor do avanço por aresta) no centro do canal, e retorna a zero durante a saída do corte. O cavaco não é formado antes que a espessura do material não deformado atinja a espessura crítica (figura 3.9a). Abaixo da espessura crítica as forças observadas são similares às vistas em sulcamento e praticamente todo o material se recupera elasticamente após a passagem da aresta de corte. Quando a espessura instantânea do material não deformado excede a espessura crítica, o cavaco começa a ser formado e as forças alternam para forças de cisalhamento e de sulcamento. Poderá ainda haver recuperação elástica do material (figura 3.9b). A geração de cavaco cessa quando a espessura instantânea do cavaco se torna menor que a espessura crítica (figura 3.9c). A aresta seguinte encontra o material deixado pela aresta anterior (figura 3.9d). Para a região na qual o cavaco não tinha

vido gerado com a aresta anterior, a aresta atual irá encontrar uma espessura maior de material, então o ponto inicial de formação de cavaco recua de um determinado ângulo e a região de cisalhamento/sulcamento é estendida (figura 3.9e). Portanto, variações das forças são produzidas pela alternância das fases de sulcamento e cisalhamento/sulcamento.

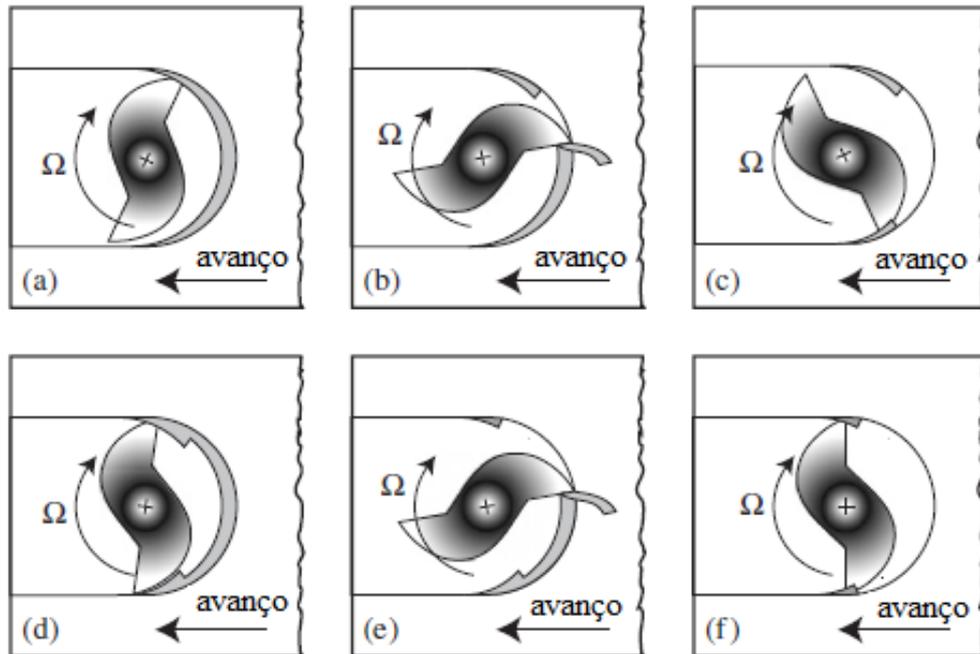


Figura 3.9 – Mecanismo de sulcamento e cisalhamento.

Fonte - FILIZ et al. (2007)

ARIF, RAHMAN e SAN (2011) afirmam que se a espessura mínima de material não deformado não for atingida ocorrerá sulcamento sem remoção de material. Como resultado tem-se o crescimento do ângulo de saída a partir do início do contato aresta-peça com valor muito negativo conforme equação 3.1 (ARIF, RAHMAN e SAN, 2013; KARPAT, 2009).

$$\gamma_o = -\pi/2 + \cos^{-1}(1 - h_m/\rho) \quad (3.1)$$

Onde  $h_m$  é a espessura do material não deformado e  $\rho$  é o raio da aresta de corte.

Uma abordagem para determinação da espessura mínima do material não deformado parte do estudo da energia despendida na formação do cavaco. Neste caso a formação do cavaco ocorre por um intenso processo de cisalhamento em uma região extremamente restrita seguida de atrito quando o cavaco desliza sobre a superfície de saída. Tipicamente, do total da energia despendida na formação do cavaco, o cisalhamento representa 75% e o atrito cavaco-

ferramenta 25% (MERCHANT apud MALKIN, 1989). Durante o processo de retificação foi observada uma área plana desgastada nos grãos abrasivos do rebolo devido à abrasão e adesão de partículas da peça trabalhada. A presença de áreas planas desgastadas, com estrias características do processo na direção da retificação indica que parte da energia despendida se deve ao deslizamento dos grãos sobre a peça. Uma relação direta foi obtida entre as forças tangencial e normal no processo de retificação e o grau de desgaste dos grãos, representada pela porcentagem de área dos grãos em relação à área do rebolo. A figura 3.10 mostra o comportamento das forças normal e tangencial para os aços AISI 52100 e SAE 1018. Pode ser observado que as forças crescem linearmente com a área plana desgastada do grão até um ponto crítico e que a partir daí a inclinação da reta se torna mais íngreme, acusando a queima da peça.

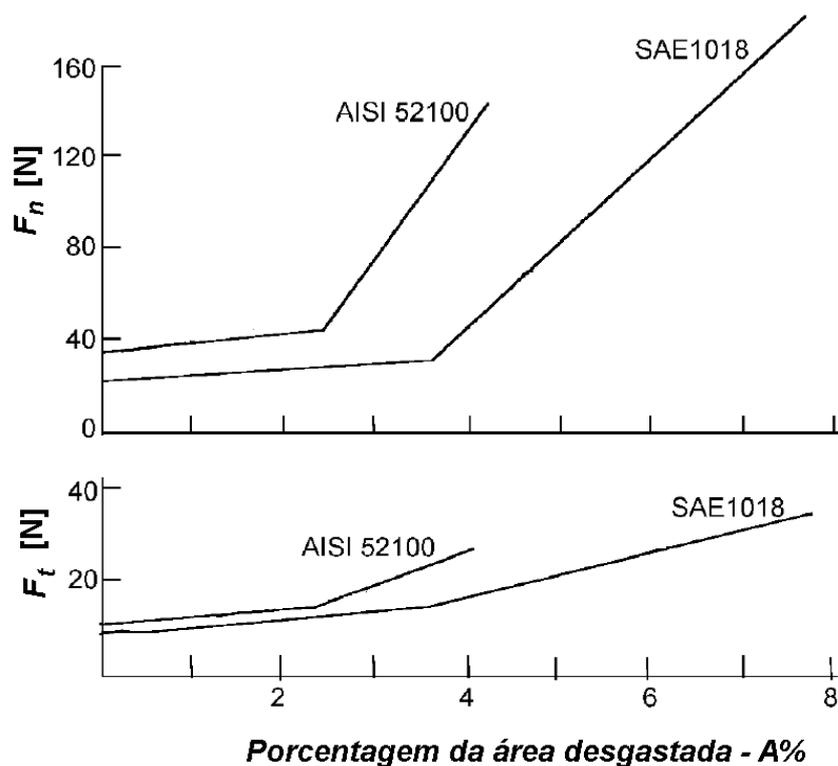


Figura 3.10 – Forças normal e tangencial em função da área desgastada dos grãos.

Fonte – Adaptado de MARINESCU et al., 2004, p. 162

Baseado nos resultados da figura 3.10 foi proposto que as forças de retificação e, por consequência, a energia específica, podem consistir das componentes de força de corte e força de deslizamento (MALKIN, 1989). As forças indicadas na interseção das curvas e o eixo das ordenadas ( $A=0$ ) são associadas à força de corte e os valores adicionais são associados à força de deslizamento, portanto:

$$\mathbf{F}_t = \mathbf{F}_{t,c} + \mathbf{F}_{t,sl} \quad (3.2)$$

$$\mathbf{F}_n = \mathbf{F}_{n,c} + \mathbf{F}_{n,sl} \quad (3.3)$$

Onde  $F_{t,c}$  e  $F_{n,c}$  são as forças de corte tangencial e normal e  $F_{t,sl}$  e  $F_{n,sl}$  são as forças de deslizamento tangencial e normal, respectivamente.

A proporcionalidade entre forças de deslizamento e área desgastada do grão, até a descontinuidade (figura 3.10) implica em uma pressão média de contato constante ( $\bar{p}$ ) e coeficiente de atrito ( $\mu$ ) entre a face plana desgastada do grão e a peça. Portanto, as forças nas equações (3.2) e (3.3) podem ser expressas:

$$\mathbf{F}_t = \mathbf{F}_{t,c} + \mu\bar{p}A_a \quad (3.4)$$

$$\mathbf{F}_n = \mathbf{F}_{n,c} + \bar{p}A_a \quad (3.5)$$

Onde  $A_a$  é a área real de contato entre a face plana desgastada do grão e a peça. Aplicando a equação 3.5 na equação 3.4 tem-se:

$$\frac{\mathbf{F}_t - \mathbf{F}_{t,c}}{\mu} = \bar{p}A_a = \mathbf{F}_n - \mathbf{F}_{n,c}$$

$$\mathbf{F}_n = \frac{1}{\mu}\mathbf{F}_t + \frac{\mu\mathbf{F}_{n,c} - \mathbf{F}_{t,c}}{\mu} \quad (3.6)$$

Para dadas condições de retificação,  $F_{t,c}$  e  $F_{n,c}$  são constantes e o gráfico  $F_n$  versus  $F_t$  deverá ter uma reta com inclinação  $\mu^{-1}$ . Um exemplo desse comportamento é mostrado na figura 3.11 (MALKIN, 1989).

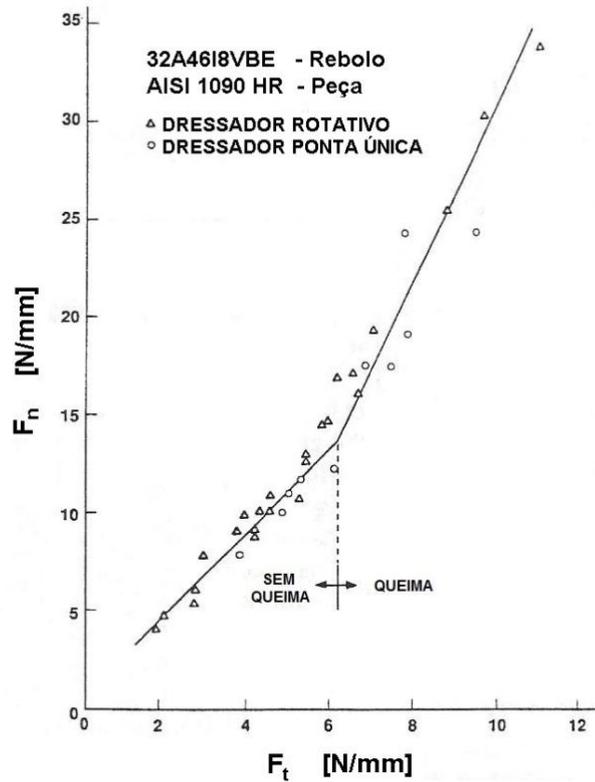


Figura 3.11 – Força normal versus força tangencial por unidade de largura.

Fonte - MALKIN, 1989. p. 116

A energia específica de corte ( $u_c$ ), que é a parcela da energia específica de retificação remanescente após a subtração da contribuição devida ao deslizamento, pode ser calculada a partir da equação 3.7, onde  $F_{t,c}$  é força de corte tangencial,  $v_s$  é a velocidade periférica do rebolo,  $b$  é a largura de retificação,  $v_w$  é a velocidade da peça e  $a_p$  é profundidade de usinagem:

$$u_c = \frac{F_{t,c} v_s}{b v_w a_p} \quad (3.7)$$

O numerador é a potência associada ao corte e o denominador é a taxa de remoção volumétrica. A força de corte tangencial  $F_{t,c}$  é equivalente a um rebolo sem desgaste ( $A=0$ ). A figura 3.12 mostra os resultados para energia específica de corte versus taxa de remoção por unidade de largura (MALKIN, 1989)

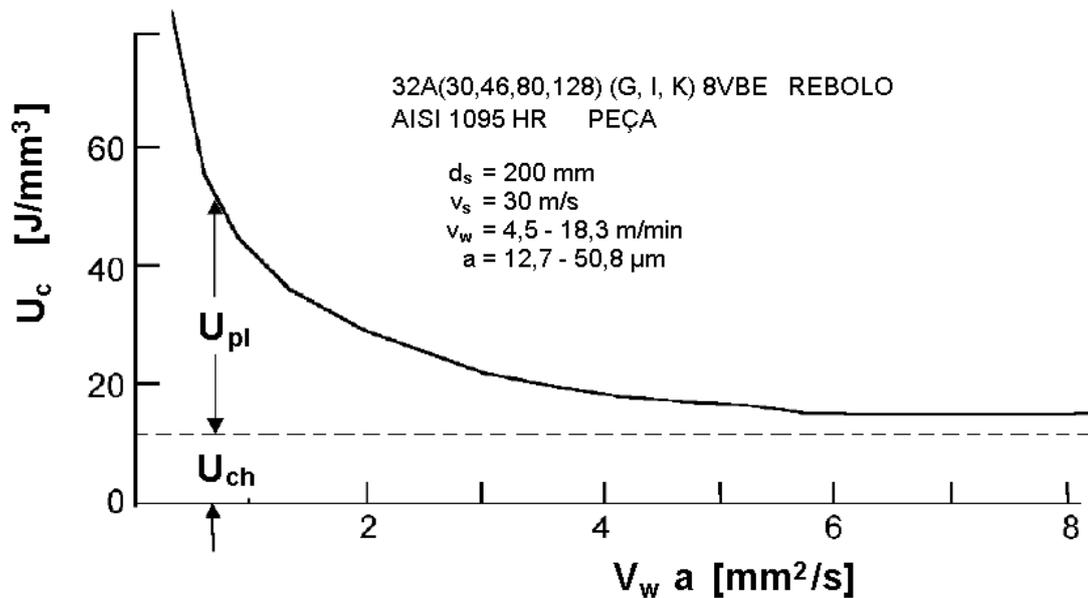


Figura 3.12 – Energia específica versus taxa de remoção por unidade de largura.

Fonte - Adaptado de MARINESCU et al., 2004. p. 163

Observa-se que sob baixas taxas de remoção a energia específica de corte é extremamente alta, porém decresce assintoticamente à medida que a taxa de remoção aumenta, tendendo para um mínimo, neste caso com valor de aproximadamente  $13,8 \text{ J/mm}^3$ . Mesmo após subtrair a energia de deslizamento, o gráfico mostra que existe ainda o efeito escala. Sob as menores taxas de remoção, correspondendo às menores espessuras de corte, a energia específica de corte se torna extremamente alta e sua magnitude não pode ser conciliada com o clássico modelo de formação de cavaco. Isto pode sugerir que somente parte da energia específica de corte é na realidade associada com a formação de cavaco e neste caso tem que existir outro mecanismo que justifique a energia remanescente (MALKIN, 1989).

O outro mecanismo associado ao processo abrasivo é o sulcamento. A energia de sulcamento é despendida por deformação da peça sem remoção de material, que ocorre quando o grão abrasivo inicia o contato com a peça, como mostrado na figura 3.13. Com a passagem do grão abrasivo pela região de corte, a espessura de corte passa de zero ao máximo valor  $h_m$  ao final do percurso. Inicialmente o grão faz contato elástico, que é tida como insignificante contribuição à energia total, seguido de deformação plástica (sulcamento) da peça. A formação do cavaco inicia apenas quando a ponta de corte tiver penetrado uma espessura de corte crítica,  $h_c$ . Mesmo após o início da formação do cavaco, o sulcamento continua atuando, expulsando material do percurso do grão para as laterais sem acontecer remoção de cavacos.

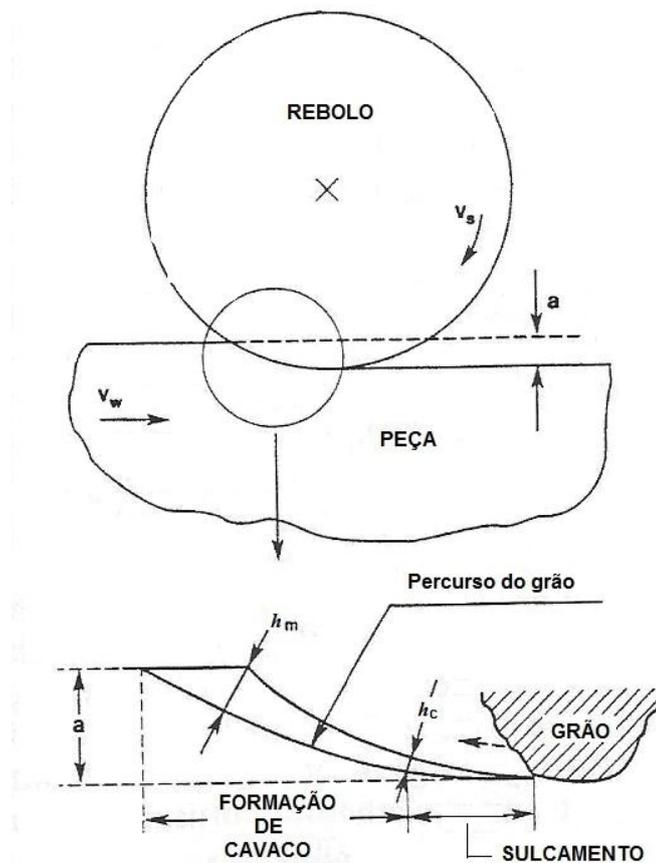


Figura 3.13 – Sulcamento.

Fonte - MALKIN, 1989. p. 120

Portanto, a energia específica total ( $u_c$ ) pode ser considerada como o somatório das parcelas devido à formação de cavaco, sulcamento e deslizamento, conforme equação 3.8:

$$u_c = u_{ch} + u_{pl} + u_{sl} \quad (3.8)$$

Onde  $u_{ch}$  é a energia de formação de cavaco,  $u_{pl}$  é a energia de sulcamento e  $u_{sl}$  é a energia de deslizamento. Somente a energia específica para formação de cavaco é realmente despendida na remoção de material e como tal é a mínima energia requerida no processo. Esse mecanismo de formação de cavaco que envolve as três etapas (deslizamento, sulcamento e formação de cavaco) está identicamente presente no microfresamento.

MALEKIAN et al., (2011) propuseram o cálculo da espessura mínima do material não deformado a partir da energia mínima necessária para gerar cisalhamento do cavaco, que deverá acontecer a uma espessura crítica ( $h_c$ ) identificada como ponto de estagnação "A" e  $\theta$  o ângulo do ponto de estagnação, mostrados na figura 3.14.

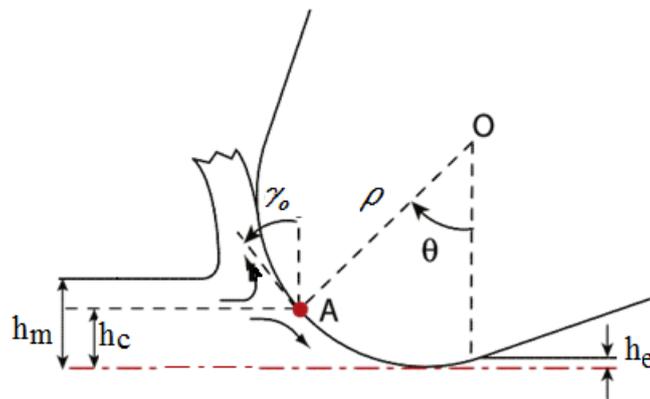


Figura 3.14 – Identificação do ponto de estagnação “A”.

Fonte - MALEKIAN et al. (2011)

A energia total é formulada com base na força de usinagem e na velocidade de corte e então tomando a derivada igual a zero calcula-se o ponto de estagnação “A”. Similarmente ao processo de retificação, dois mecanismos de deformação acima e abaixo da mínima espessura de cavaco (sulcamento/cisalhamento e formação de cavaco, respectivamente) são considerados na formulação das forças. O coeficiente de atrito total ( $\mu_t$ ) consiste em coeficiente de atrito devido à adesão ( $\mu_{ad}$ ), que ocorre entre a superfície da aresta de corte e a peça e o coeficiente de atrito devido ao sulcamento ( $\mu_{pl}$ ), que ocorre devido à deformação plástica da peça.

WOON et al. (2008) avaliaram os fenômenos que ocorrem no comprimento de contato do material usinado ao longo da aresta de corte considerando o efeito do raio da aresta de corte. Foi observado que no ponto de estagnação (espessura crítica do material não deformado) acontece um balanceamento das componentes das forças de cisalhamento, ocorrendo adesão do material da peça (figura 3.15). Acima deste ponto acontece o deslizamento do material sobre a superfície de saída que irá formar o cavaco e abaixo do ponto de estagnação ocorre também deslizamento, porém da aresta de corte secundária sobre a superfície recém-formada da peça.

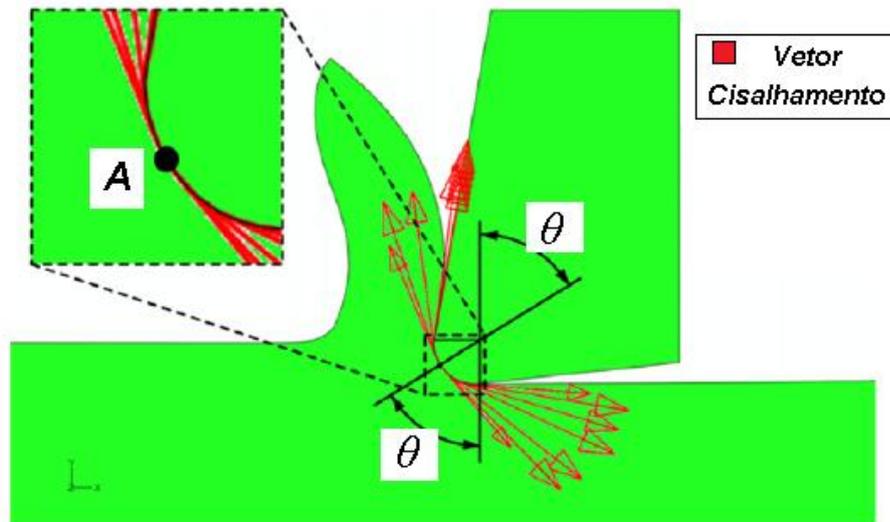


Figura 3.15 – Forças a partir do ponto de estagnação “A”.

Fonte - Adaptado de WOON et al. (2008)

Três regiões podem ser destacadas: região I de deslizamento sobre a superfície de saída, região II de aderência no ponto de estagnação e no seu entorno e a região III compreendendo o raio da aresta de corte abaixo do ponto de estagnação e a porção da superfície de folga.

A divisão da aresta de corte em regiões de aderência e de deslizamento está diretamente relacionada ao grau de separação das superfícies em contato, como determinado pela pressão de deformação (pressão de contato). A distribuição das pressões de deformação e suas intensidades variam em diferentes localizações na aresta de corte incluindo a região do raio da aresta de corte, as superfícies de saída e de folga. Variações nas pressões de deformação podem influenciar a distribuição da tensão de cisalhamento ( $\tau$ ), bem como a ocorrência de aderência e deslizamento.

Dois níveis de tensão cisalhante ( $\tau$ ) foram detectados na região II de aderência. O valor máximo de  $\tau$ , que é próximo do valor da tensão de cisalhamento do material, pode ser encontrado nas regiões acima e abaixo do ponto de estagnação. Tal valor foi atribuído à forte ação de deformação (similar à deformação no ensaio de dureza) imposta pela região do raio da aresta de corte. Por outro lado, a tensão de cisalhamento no ponto de estagnação foi desprezível (próximo de zero), devido ao balanceamento das componentes das forças de cisalhamento. Em ambos os lados da região de aderência, na direção das superfícies de saída e de folga, a pressão de deformação foi reduzida gradualmente devido à curvatura do raio da aresta de corte, o que resultou em uma queda do valor da tensão de cisalhamento, resultando em contato de deslizamento (WOON et al., 2008).

BISSACCO, HANSEN e SLUNSKY (2008) desenvolveram um modelo de força similar ao de MALEKIAN et al. (2011), considerando o efeito do raio da aresta de corte, conforme equação 3.9.

$$h_c = \rho(1 + \text{sen}\gamma_0) \quad (3.9)$$

Sendo  $\gamma_0 = \arcsen\left(\frac{h_m}{\rho} - 1\right)$  para  $h_m < h_c$

RAMOS et al. (2012) desenvolveram um modelo para determinar a espessura crítica do material não deformado a partir de microtorneamento ortogonal de discos de aço AISI 1045 previamente retificados com ferramentas de metal duro. A microusinagem consistiu em avançar a ferramenta axialmente a partir de espessura de corte igual a zero sincronizada com a rotação da peça, e a espessura máxima de corte foi atingida antes de se completar 360°, momento em que a ferramenta recuava. Com o canal tendo profundidade crescente ao longo do comprimento usinado, eram avaliadas a rugosidade, profundidade do canal e a tensão residual. Desta forma foi possível determinar seções do disco onde ocorria variação dos parâmetros medidos, criando uma associação entre rugosidade e tensão residual com regiões de sulcamento, transição sulcamento-cisalhamento e cisalhamento puro. Para tanto, o raio da aresta de corte foi medido previamente sendo então possível relacionar maiores raios da aresta de corte com maiores espessuras críticas do material não deformado.

SON, LIM e AHN (2005 e 2006) propuseram um modelo para o cálculo da espessura mínima do material não deformado a partir das forças normal e tangencial (mostradas na figura 3.16) e do coeficiente de atrito, quando o avanço por aresta de corte é menor que a espessura crítica do material não deformado ( $h_c$ ). Nessa situação o material da peça tem a recuperação elástica após o contato da aresta de corte e as forças normal e tangencial ( $F_n$  e  $F_t$  respectivamente) são expressas pelas equações (3.10) e (3.11):

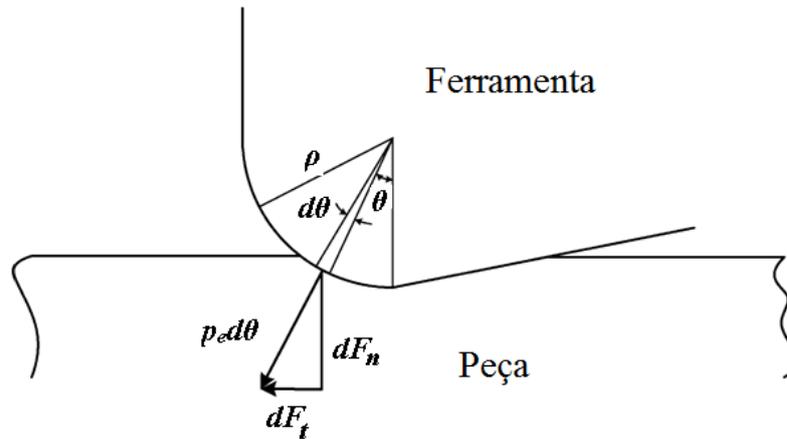


Figura 3.16 – Força normal  $F_n$  e tangencial  $F_t$ .

Fonte - SON, LIM e AHN (2005 e 2006)

$$dF_t = p_e \rho d\theta \sin\theta + \mu p_e \rho d\theta \cos\theta \quad (3.10)$$

$$dF_n = p_e \rho d\theta \cos\theta - \mu p_e \rho d\theta \sin\theta \quad (3.11)$$

Onde  $p_e$  é a tensão normal no raio da aresta de corte,  $\rho$  é o raio da aresta de corte,  $\mu$  é o coeficiente de atrito e  $\theta$  é o ângulo do ponto de estagnação. Das equações (3.10) e (3.11), a razão  $dF_n / dF_t$  é dada por:

$$\begin{aligned} \frac{dF_t}{dF_n} &= \frac{p_e \rho d\theta \sin\theta + \mu p_e \rho d\theta \cos\theta}{p_e \rho d\theta \cos\theta - \mu p_e \rho d\theta \sin\theta} = \frac{p_e \rho d\theta \sqrt{(1 + \mu^2)} \sin(\theta + \beta_e)}{p_e \rho d\theta \sqrt{(1 + \mu^2)} \cos(\theta + \beta_e)} = \\ &= \mathbf{tg(\theta + \beta_e)} \end{aligned} \quad (3.12)$$

Onde  $\beta_e$  é o ângulo de atrito em uma região perfeitamente elástica

Para o caso em que a espessura do material não deformado é maior que a profundidade perfeitamente elástica a modelagem de força é mostrada na figura 3.17.

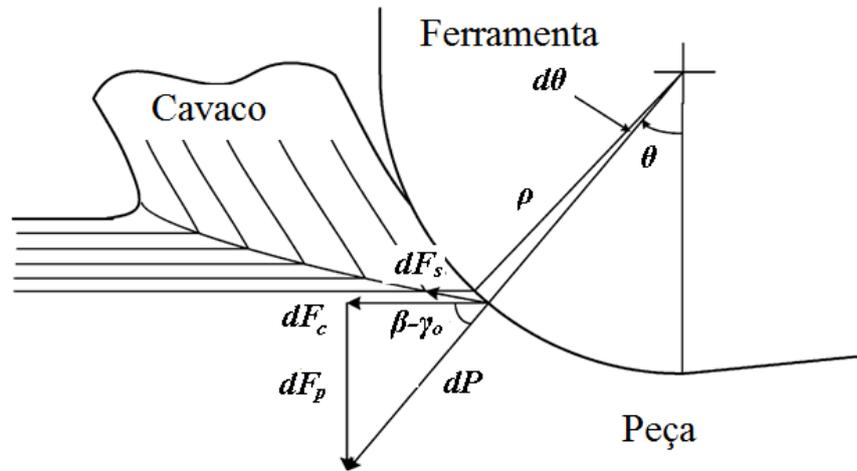


Figura 3.17 – Forças na região de corte.

Fonte - SON, LIM e AHN (2005 e 2006)

As forças em um elemento diferencial  $d\theta$  podem ser divididas em força de corte ( $F_c$ ) e força passiva ( $F_p$ ). Usando a expressão de força de Merchant, a força de corte é dada por:

$$dF_c = \frac{\tau_s b \cos(\beta_p - \gamma_0)}{\sin \varphi \cos(\varphi + \beta_p - \gamma_0)} dt \quad (3.13)$$

Onde  $\tau_s$  é a resistência ao cisalhamento,  $b$  é a largura da ferramenta,  $\beta_p$  é o ângulo de atrito em uma região perfeitamente plástica,  $\gamma_0$  é o ângulo de saída e  $\varphi$  é o ângulo de cisalhamento.

Sendo  $dt = \rho \sin \theta d\theta$ , onde  $\rho$  é o raio da aresta de corte, tem-se:

$$dF_c = \frac{-\tau_s b \sin \theta \sin(\beta_p + \theta)}{\sin \varphi \sin(\varphi + \beta_p + \theta)} d\theta \quad (3.14)$$

Similarmente, a força passiva pode ser escrita:

$$dF_p = \frac{-\tau_s b \sin \theta \cos(\beta_p + \theta)}{\sin \varphi \sin(\varphi + \beta_p + \theta)} d\theta \quad (3.15)$$

Portanto, das equações 3.14 e 3.15, a razão das forças  $dF_c/dF_p$  é:

$$\frac{dF_c}{dF_p} = \frac{\text{sen}(\beta_p + \theta)}{\text{cos}(\beta_p + \theta)} = \text{tg}(\beta_p + \theta) \quad (3.16)$$

Assim a espessura crítica do material não deformado será:

$$h_c = \rho \left[ 1 - \text{cos} \left( \frac{\pi}{4} - \frac{\beta}{2} \right) \right] \quad (3.17)$$

Onde  $\beta$  é  $\beta_e$  ou  $\beta_p$ . Por sua vez,  $\beta_e$  é o ângulo de atrito entre a ferramenta e o material da peça que passa sob a aresta de corte.  $\beta_p$  é o ângulo de atrito entre a ferramenta e o cavaco contínuo. Portanto,  $\beta_e$  e  $\beta_p$  são iguais em magnitude e opostos na direção.

YUAN, ZHOU e DONG (1996) utilizaram modelo para quantificar a espessura crítica do material não deformado baseado nas forças na direção do avanço ( $F_x$ ) e perpendicular à direção de avanço ( $F_y$ ) decompostas da força normal, no coeficiente de atrito entre a superfície de saída da ferramenta e o cavaco e no raio da aresta de corte, conforme figura 3.18.

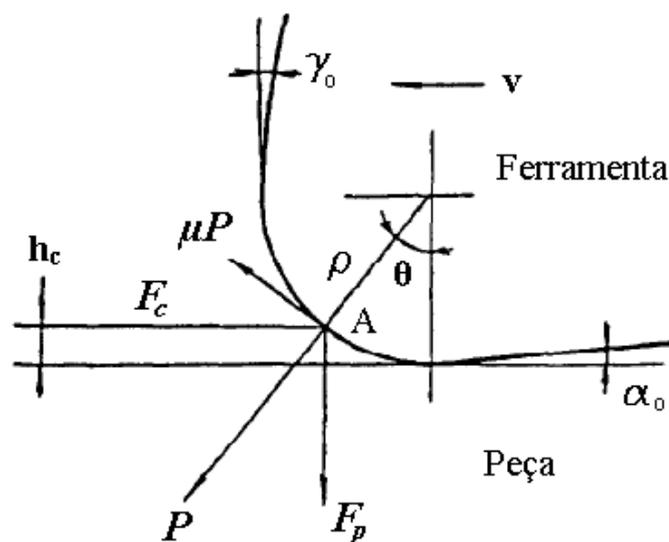


Figura 3.18 – Relação entre espessura crítica do material não deformado e o raio da aresta de corte.

Fonte - YUAN, ZHOU e DONG (1996)

As forças atuantes no ponto A podem ser decompostas em forças de corte ( $F_c$ ) e passiva ( $F_p$ ), sendo:

$$P = F_p \cos \theta + F_c \text{sen} \theta \quad (3.18)$$

$$\mu P = F_c \cos\theta - F_p \sin\theta \quad (3.19)$$

Onde  $\mu$  é o coeficiente de atrito entre a aresta de corte e o material da peça. Das equações 3.18 e 3.19, tem-se:

$$tg\theta = (F_c - \mu F_p) / (\mu F_c + F_p) \quad (3.20)$$

Como o ponto A é o ponto crítico, a espessura crítica do material não deformado é dada pela equação 3.21:

$$h_c = \rho(1 - \cos\theta) = \rho \left( 1 - \left( \sqrt{1 + tg^2\theta} \right)^{-1} \right) \quad (3.21)$$

Substituindo a equação 3.20 na equação 3.21, tem-se:

$$h_c = \rho \left( 1 - \frac{F_p + \mu F_c}{\sqrt{(F_c^2 + F_p^2)(1 + \mu^2)}} \right) \quad (3.22)$$

Nos experimentos feitos no microtorneamento de uma liga de alumínio (3,8 % Cu, 1,6 % Mg, 0,6 % Mn) utilizando ferramenta de diamante YUAN, ZHOU e DONG (1996) registraram redução dos valores de rugosidade e da espessura crítica do material não deformado, com a redução do raio da aresta de corte.

UCUN, ASLANTAS e BEDIR (2013) registraram o desgaste da aresta de corte por distância microusinada durante o microfresamento de Inconel 718, com fresa diâmetro de 718  $\mu\text{m}$ , velocidade de corte de 48 m/min e avanços por aresta de 1,25 – 2,5 – 3,75 e 5  $\mu\text{m}$ . Foi observado que o desgaste aumentou com a redução do avanço por aresta. Isto se deve ao fato da fresa trabalhar maior tempo na condição de sulcamento quando o avanço por aresta é menor, o que ocasiona maior abrasão comparada à condição de usinagem.

Os modelamentos apresentados por BISSACCO, HANSEN e SLUNSKY (2008), SON, LIM e AHN (2005 e 2006) e YUAN, ZHOU e DONG (1996) são similares uma vez que partem da decomposição da força de usinagem em força passiva e força de corte ou força tangencial e força normal, do ângulo de saída efetivo e do coeficiente de atrito entre o

material da superfície da microfresa e o material usinado, diferenciando apenas nos parâmetros utilizados para apresentar a espessura crítica do material não deformado.

Neste trabalho será utilizado o modelamento de SON, LIM e AHN (2005 e 2006) por destacar o efeito do coeficiente de atrito entre o material da superfície da microfresa e o material da peça.

### 3.1.2 Tamanho do grão e propriedades mecânicas do material microusinado

Em microfresamento, a espessura do material não deformado, ou seja, o avanço por aresta de corte ( $f_z$ ), tipicamente varia de décimos de micrômetro a poucos micrômetros. Nesta faixa de dimensões o acabamento superficial e a formação do cavaco são imensamente afetados pelas propriedades mecânicas (dureza e ductilidade) das fases constituintes e microestrutura do material usinado. Quando se usinam materiais policristalinos nesse nível de remoção, o mecanismo de retirada de material é influenciado pelo comportamento dúctil/frágil, pelo tamanho de grão, pelas fases constituinte e pela orientação cristalográfica na interface cavaco-superfície de saída da ferramenta, que está associada aos planos de deslizamento e estão distribuídos aleatoriamente dentro de cada grão (BOWDEN e TABOR, 1973; LEE e CHANG, 1999), conforme mostrado na figura 3.19.

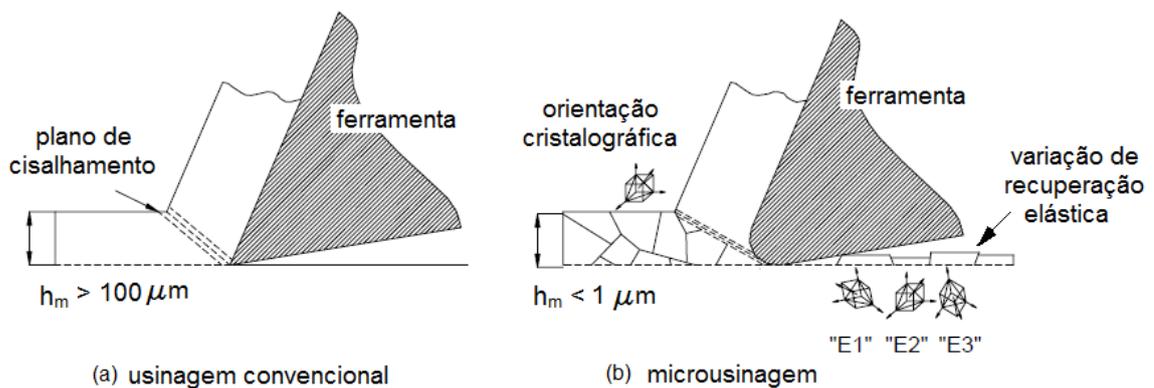


Figura 3.19 –(a) Usinagem convencional e (b) Microusinagem.

Fonte - VALENTE et al. (2002)

Nos experimentos conduzidos por WEULE, HÜNTRUP e TRITSCHLER (2009), foi utilizado aço ABNT 1045 normalizado constituído de grãos de ferrita e perlita com diâmetro médio dos grãos igual a 50 $\mu$ m. Na figura 3.20(a) o grão de ferrita (clara) apresenta recuperação elástica após a passagem da ferramenta devido à baixa dureza deste constituinte e

na figura 3.20(b) somente um grão de perlita é usinado, apresentando menor desvio da geometria ideal do canal.

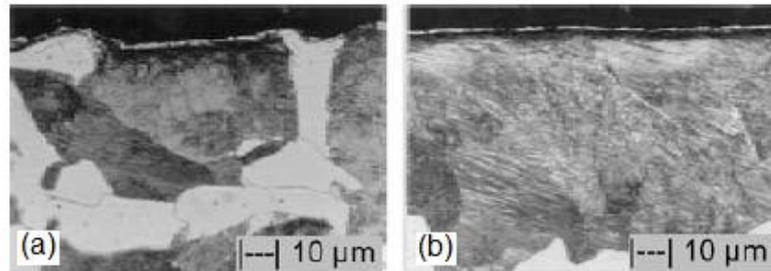


Figura 3.20 – (a) Recuperação elástica da ferrita (clara) e (b) Menor desvio da perlita.

Fonte - WEULE, HÜNTRUP, TRITSCHLER (2009)

Os autores realizaram então uma segunda sequência de testes para avaliar o acabamento superficial em função da velocidade corte para as diferentes microestruturas do aço ABNT 1045. Para tal, quatro amostras foram submetidas a tratamento térmico de têmpera e revenimento por duas horas sob diferentes temperaturas (conforme mostrado na tabela 3.1).

TABELA 3.1

Tratamentos térmicos empregados e durezas correspondentes.

Material	Tratamento Térmico	Dureza [HRC]
ABNT 1045	Temperado sem revenimento	62
ABNT 1045 T180 temperado e revenido	Revenido a 180°C	58
ABNT 1045 T300 temperado e revenido	Revenido a 300°C	51
ABNT 1045 T450 temperado e revenido	Revenido a 450°C	39

Fonte - WEULE, HÜNTRUP, TRITSCHLER (2009)

Na figura 3.21 pode-se observar que os canais usinados com ferramenta de metal duro com granulação ultrafina, empregando 300 µm de largura de corte, ângulo de saída  $\gamma_o=8^\circ$  e raio de aresta  $\rho=5$  µm apresentaram respostas diferentes. Os resultados mostram que quanto maior a dureza do material usinado, menor é o valor da rugosidade e que sob altas velocidades de corte o valor da rugosidade tende a ser constante. Além disso, o valor da rugosidade sob baixas velocidades de corte aumenta com a redução da dureza. Assim, os autores concluem que materiais com maior dureza e maior homogeneidade são pré-requisitos para microfresamento de aço com microfresas de metal duro.

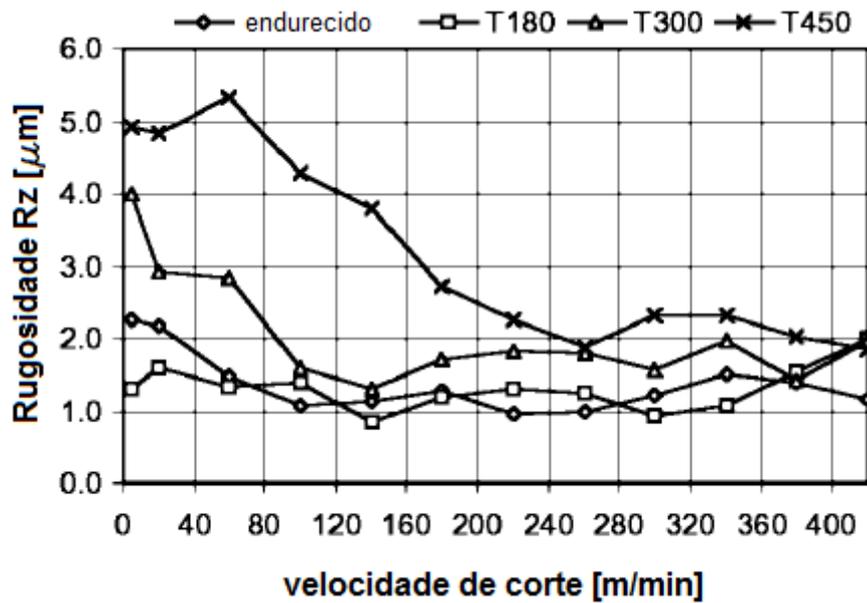


Figura 3.21 – Influência da velocidade de corte e do tratamento térmico do material da peça na rugosidade  $R_z$ .

Fonte - WEULE, HÜNTRUP, TRITSCHLER (2009)

SIMONEAU, NG e ELBESTAWI (2006) realizaram testes de microtorneamento ortogonal de aço AISI 1045 usando avanços de  $2 \mu\text{m}/\text{rev}$  a  $50 \mu\text{m}/\text{rev}$ , velocidades de corte de 60 e 70 m/min, largura de usinagem constante de 2 mm e insertos de metal duro revestidos de TiN com ângulo de saída  $\gamma_o=8^\circ$ , ângulo de folga  $\alpha_o=11^\circ$  e raio de ponta  $r_e=0,1\text{mm}$ . O raio da aresta de corte ( $\rho$ ) variou entre 8 e  $10 \mu\text{m}$ . Foram feitas fotomicrografias da estrutura do aço, que apresentou tamanho médio de grão de ferrita de aproximadamente  $10 \mu\text{m}$  (branca) enquanto o grão de perlita excedeu  $100 \mu\text{m}$  (cinza), vide figuras 3.22(a) e 3.22(b). A figura 3.22(c) mostra grão de perlita tendo a cementita com orientação aleatória.

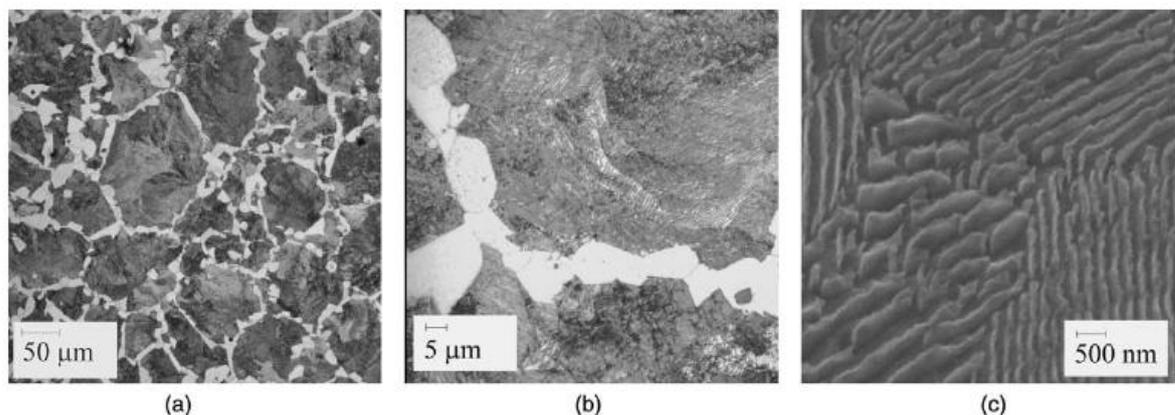


Figura 3.22 – (a) Ferrita; (b) Ampliação da ferrita e (c) Grão de perlita.

Fonte - SIMONEAU, NG, ELBESTAWI (2006)

Exames da morfologia dos cavacos revelaram estrutura variável quando a espessura do material não deformado se aproximou ou foi inferior ao tamanho médio do menor grão. As figuras 3.23(a), 3.23(b) e 3.23(c) apresentam fotomicrografias do cavaco contínuo formado quando a espessura do material não deformado foi maior ou igual ao menor grão (ferrita). Uma vez que a espessura do material não deformado decresceu, uma transição para cavacos do tipo cisalhamento-quase-extrusão ocorreu, como mostram as figuras 3.23(d), 3.23(e) e 3.23(f). A espessura do material não deformado é indicada abaixo de cada fotomicrografia.

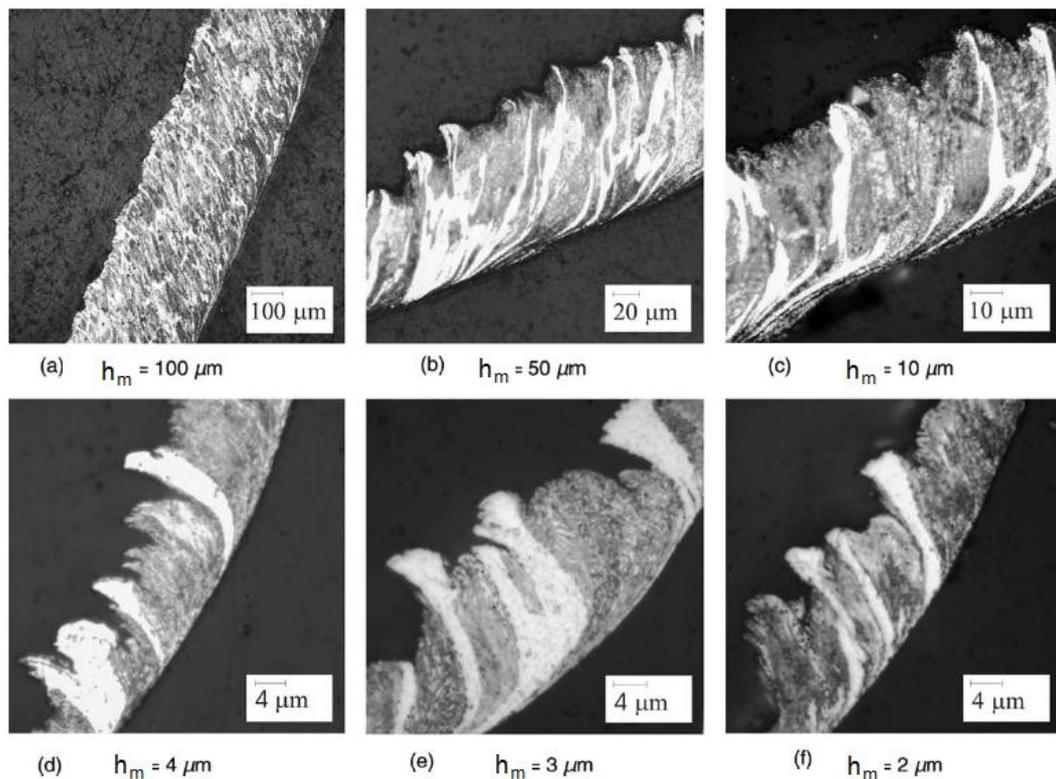


Figura 3.23 – Cavacos contínuos (a, b e c) e cavacos tipo cisalhamento-quase-extrusão (d, e e f).

Fonte - SIMONEAU, NG, ELBESTAWI (2006)

As fotomicrografias das figuras 3.23(d), 3.23(e) e 3.23(f) indicam que quando a espessura do material não deformado é menor que o menor tamanho médio de grão, as camadas de ferrita macia (branca) são extrudadas pelas camadas de perlita dura (cinza) adjacentes.

A imagem de MEV (microscopia eletrônica de varredura) da figura 3.24(a) mostra grãos da ferrita extrudados entre grãos de perlita cisalhada, com a ejeção de ferrita na superfície livre do cavaco para uma espessura de material não deformado  $h_m=5\mu\text{m}$  e nas figuras 3.24(b), 3.24(c) e 3.24(d) a espessura de material não deformado é  $h_m=3\mu\text{m}$ .

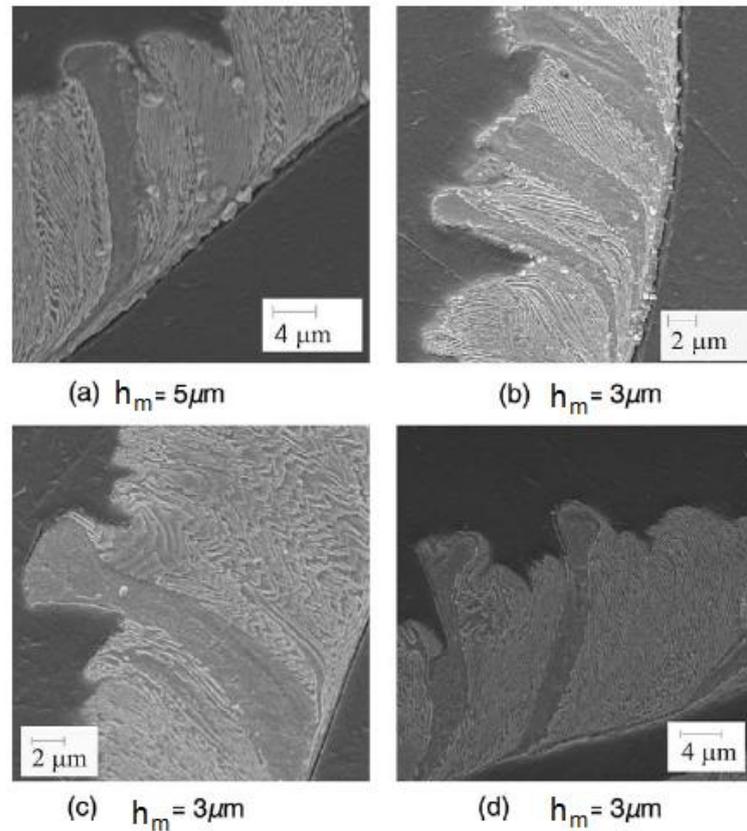


Figura 3.24 – Camadas alternadas de ferrita (camada lisa) e perlita composta de ferrita e cementita (a);  $h_m=5\mu\text{m}$  (b), (c) e (d)  $h_m=3\mu\text{m}$ .

Fonte - SIMONEAU, NG, ELBESTAWI (2006)

As camadas alternadas de perlita e ferrita provocam a oscilação das forças de usinagem, similar às observações feitas quando materiais puros são usinados. Nestes casos, as variações da orientação cristalográfica implicam em variações das forças de usinagem (LEE apud SIMONEAU, 2006)

Quando considerada a microestrutura do material, a perlita, a ferrita e os contornos de grão irão ser deformados diferentemente durante o corte. Mesmo em um grão de perlita a operação de corte irá variar uma vez que o espaçamento e orientação da cementita não são constantes no grão. Além disso, a resistência à fratura, ductilidade e tenacidade têm seus valores majorados com o decréscimo do espaçamento interlamelar da cementita.

Durante a microusinagem, a estrutura heterogênea do material causa oscilações no ângulo do cisalhamento. A passagem da aresta de corte por diferentes grãos apresenta variações na tensão de cisalhamento quando a ferrita com menor dureza deforma mais facilmente que a perlita. A modelagem por elementos finitos feito por SIMONEAU, NG e ELBESTAWI (2006) ilustrada na figura 3.25 mostra detalhadamente a sequência de deformações considerando as propriedades da cada material. A figura 3.25(a) mostra o estágio

inicial do microtorneamento ortogonal de um material com dois tipos de grãos. O corte inicia com o contato da aresta de corte com o grão *A* (maior dureza), com o ângulo de cisalhamento  $\phi \approx 23^\circ$ . A figura 3.25(b) mostra o campo de tensões quando inicia a interação com o grão *B* (menor dureza). Como o grão *A* continua a fazer compressão, o plano de cisalhamento entra em contato com o material de menor dureza (grão *B*) e um campo intenso de tensões é iniciado sob a superfície do cavaco no contorno de grão *A-B*. O grão *B* é empurrado para a superfície livre do cavaco ou extrudado. Com o movimento da ferramenta, vide figuras 3.25(c) e 3.25(d), o plano de cisalhamento aparenta se mover através dos grãos *A* e *B* e quando a aresta se encontra dentro do grão *B*, o ângulo de cisalhamento é reorientado assumindo então  $\phi \approx 18^\circ$ . Na interface cavaco-ferramenta as tensões aumentam quando o material *A* se move lentamente pela superfície de saída.

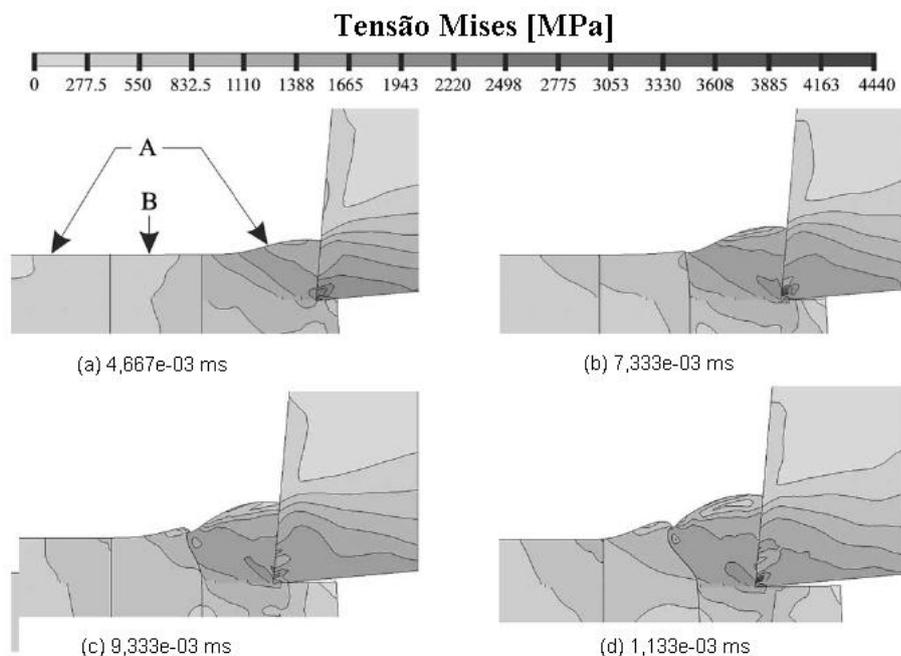


Figura 3.25 – Movimento da ferramenta do grão *A* para o grão *B*, (a) 4,667e-03 ms; (b) 7,333e- 03 ms; (c) 9,333e-03 ms e (d) 11,333e-03 ms.

Fonte - SIMONEAU, NG e ELBESTAWI (2006)

Quando a aresta de corte se aproxima e em seguida atravessa o grão *B* (figura 3.26a), este é extrudado por grãos *A* adjacentes e a transição cisalhamento-extrusão-cisalhamento ocorre. Na figura 3.26(a) observa-se que o cisalhamento está ocorrendo no grão *B*, enquanto o grão *A* adere à superfície de saída (ou se move lentamente), ocasionando severa compressão no grão *B*, que é extrudado para a superfície livre do cavaco. Nesta condição os materiais *A* e *B* são plasticamente deformados e dado que o material *A* é mais resistente à deformação

plástica, ele acaba por atuar como uma aresta de corte com ângulo de saída extremamente negativo, causando sulcamento no grão *B*, (figura 3.26b). Uma vez que a aresta de corte entrou no grão *B*, o material do grão *A* fica livre para mover sobre a superfície de saída. As figuras 3.26(d), 3.26(e) e 3.26(f) mostram o ângulo de cisalhamento estabilizando em  $\phi \approx 23^\circ$ , quando o cisalhamento volta a ocorrer dentro do grão *A*.

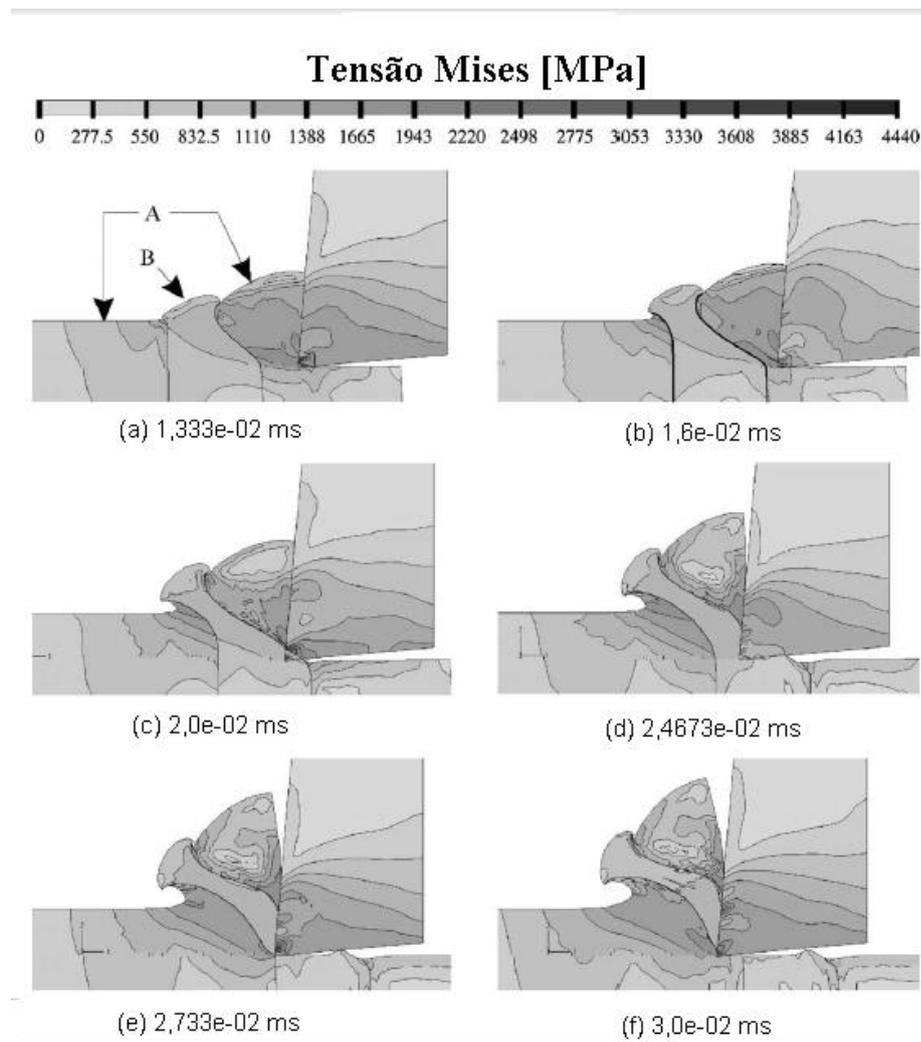


Figura 3.26 – (a) Cisalhamento ocorrendo no grão *B*; (b) Grão *A* atuando como aresta de corte; (c) Grão *A* se movendo sobre a superfície de saída; (d), (e) e (f) Ângulo de cisalhamento estabilizado em  $23^\circ$ .

Fonte - SIMONEAU, NG e ELBESTAWI (2006)

Na sequência do movimento o comprimento de contato cavaco-superfície de saída continua a crescer para aproximadamente três vezes a espessura do material não deformado, o que é mostrado nas figuras 3.27(a), 3.27(b), 3.27(c) e 3.27(d). O corte do segundo grão *A* é similar ao primeiro, porém, a deformação plástica no contorno de grão é mais severa como

resultado do processo de *stick-slip* na interface cavaco-ferramenta. Com o corte do grão *B*, que representa a fase de deslizamento o comprimento de contato cavaco-ferramenta diminui para aproximadamente duas vezes a espessura do material não deformado e o cavaco começa a se curvar perdendo o contato com a superfície de saída da ferramenta. A figura 3.27(f) mostra o ângulo de cisalhamento estabilizando novamente e o comprimento de contato cavaco-ferramenta começa a crescer.

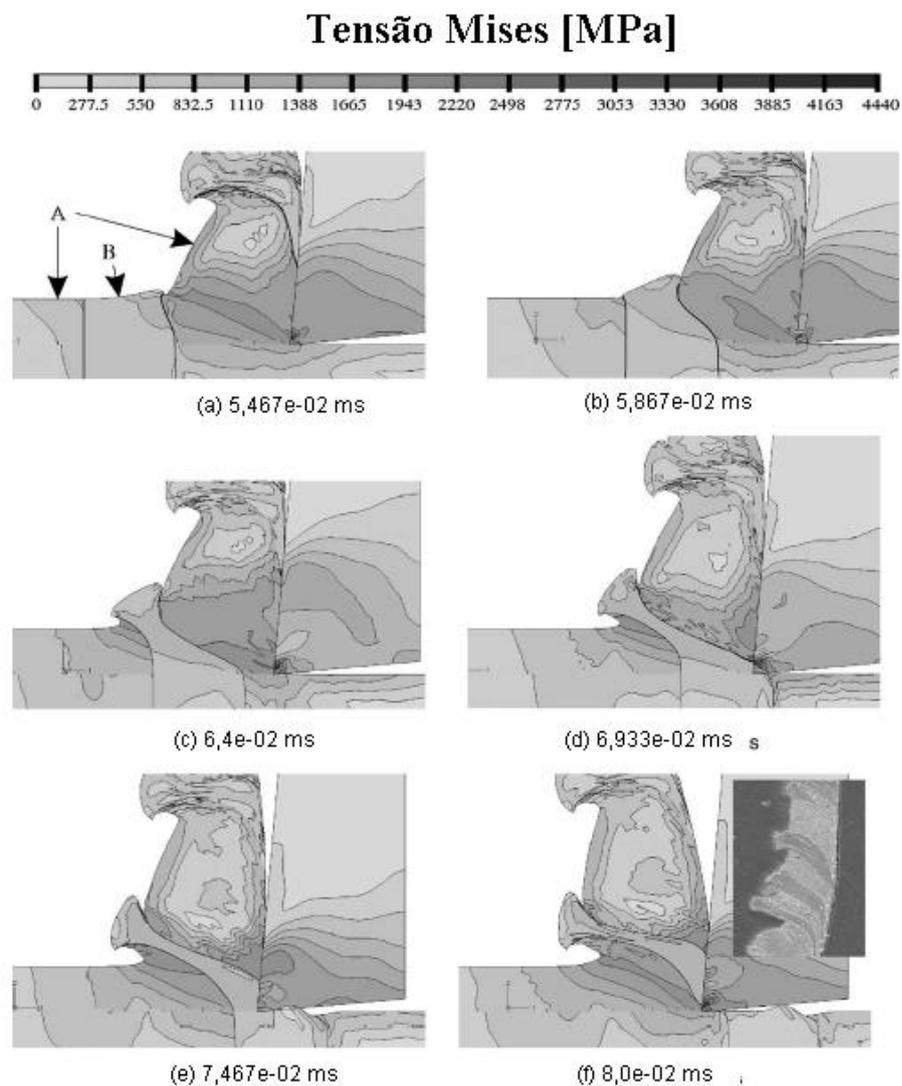


Figura 3.27 – (a), (b) e (c) Comprimento de contato cavaco-superfície de saída é aproximadamente três vezes a espessura do material não deformado; (d) e (e) Início de corte do grão *B* e redução do comprimento de contato cavaco-superfície de saída; (f) Ângulo de cisalhamento estabilizando.

Fonte - SIMONEAU, NG, ELBESTAWI (2006)

Durante o corte do grão *A* as tensões são muito altas na interface cavaco-ferramenta, o que indica grande pressão existente entre a superfície de saída e o material da peça. Sob estas condições, o material adere mais facilmente à superfície de saída e a velocidade do cavaco na interface fica menor que a velocidade na superfície livre do cavaco, promovendo crescimento do comprimento de contato cavaco-ferramenta. Durante o corte do grão *B* o nível de tensão cai bruscamente na interface cavaco-ferramenta, permitindo então o deslizamento do material na superfície de saída e promovendo o aumento da velocidade de deslizamento do cavaco na interface cavaco-ferramenta. Como a velocidade do cavaco é maior na interface cavaco-ferramenta que na superfície livre do cavaco, é criado um gradiente de velocidade na espessura do cavaco permitindo o encurvamento do cavaco, que se desprende da interface cavaco-ferramenta.

### 3.1.3 Material e geometria da ferramenta de corte

A ferramenta empregada em operações de microfresamento é o requisito primeiro para produzir superfícies tridimensionais com elevada razão entre a maior dimensão e a menor dimensão. Normalmente são utilizadas microfresas de topo reto e topo esférico, sendo a primeira aplicada em rasgos e canais (2D e 2½D) e a segunda em superfícies tridimensionais.

Os materiais comumente empregados na fabricação destas ferramentas são o aço rápido (HSS - *high speed steel*) e o metal duro (WC-Co), sendo este mais utilizado por apresentar dureza elevada e resistência sob altas temperaturas (WANG et al, 2007). O aumento do teor de cobalto no metal duro reduz a sua dureza e a resistência ao desgaste da ferramenta (TRENT e WRIGHT, 2000). A granulação de WC usada na produção de ferramentas para microusinagem varia de <600nm a 2 µm, o que representa comportamentos mecânicos bastante diversos entre ferramentas de metal duro produzidas com estas granulações. Comparando duas ferramentas de metal duro com mesmo teor de WC, uma com granulação grosseira (2 µm) e outra com tamanho de grão menor que 600 nm, esta terá maior tenacidade à fratura para a mesma dureza, uma vez que para o mesmo volume de partículas duras (WC) a soma das áreas externas dos grãos da peça com menor granulação será maior, propiciando maior possibilidade de absorção de energia (tenacidade à fratura) por ter o cobalto (fase macia) melhor distribuído no volume. Além do exposto, pequenos valores de avanço por aresta usados em microfresamento indicam o metal duro com menor granulação como melhor opção. O tamanho do grão tem a mesma ordem de grandeza do avanço por aresta e como no processo de formação do cavaco a fase de sulcamento está presente quando

se tem altas tensões, é a matriz de cobalto que deve sustentar o grão de WC. Assim, maiores grãos implicam em maior energia específica e ângulos de saída mais negativos durante a fase de sulcamento, o que acelera o processo de desgaste da ferramenta (FILIZ et al., 2007).

LI e CHOU (2010) compararam o desempenho de ferramentas de metal duro com a mesma geometria de corte, porém, com diferentes teores de cobalto: 20% em peso (ferramenta A) e 13% em peso (ferramenta B). Foi verificada também a resposta das ferramentas sob as condições de mínima quantidade de lubrificante e a seco durante o microfresamento de aço SDK61 (equivalente ao AISI H13) com dureza de 38 HRC. A figura 3.28 mostra os resultados obtidos.

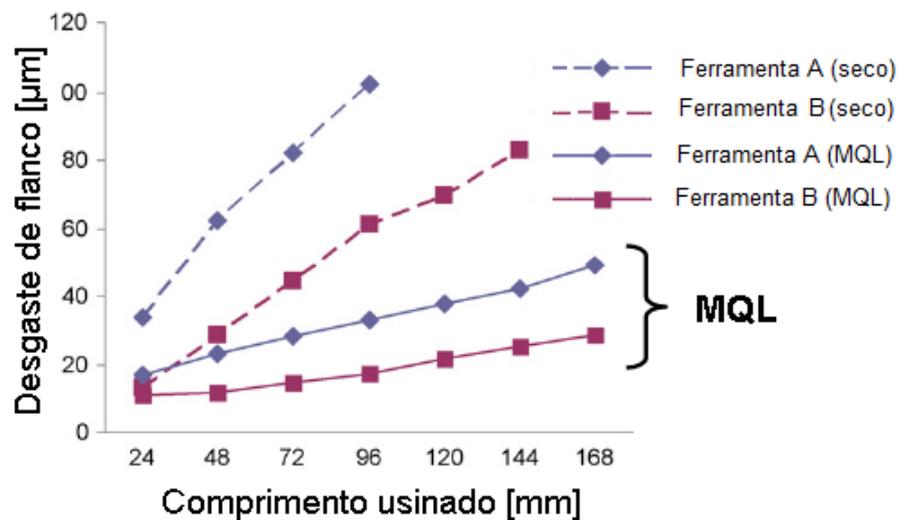


Figura 3.28 – Progressão de desgaste para diferentes materiais da ferramenta de corte.

Fonte - LI e CHOU (2010)

Não surpreende o fato de a taxa de desgaste da ferramenta A ser maior que da ferramenta B, visto ter maior teor de cobalto e, por consequência, menor dureza. Usinando com a condição de MQL a taxa de desgaste é reduzida para as duas ferramentas.

TAKÁCS et al., (2003) salientam que o raio da aresta de corte não pode ser menor que o tamanho médio do grão do material da ferramenta, uma vez que durante o processo de fabricação da ferramenta as forças inerentes ao processo de retificação são suficientemente altas para arrancar o grão de WC da matriz de cobalto ao invés de usiná-lo. Atualmente, microfresas com canal helicoidal e diâmetro de 30 μm estão comercialmente disponíveis. Para a fabricação de ferramentas com diâmetros micrométricos são necessários rebolos de espessura muito pequena e a produção deste rebole se torna outro desafio. Na literatura, a

menor largura de canal fresado é de 8  $\mu\text{m}$ , microusinado em latão, com uma microfresa produzida por eletroerosão (EGASHIRA et al., 2011).

SUGIHARA e ENOMOTO (2009) avaliaram o coeficiente de atrito no fresamento da liga de alumínio AA5052 W75 com ferramentas de metal duro classe K10. As ferramentas tiveram a superfície de saída texturizadas com intuito de formar volumes para retenção de fluido de corte. Três formas de texturas foram executadas: a primeira com forma de microcanais paralelos à aresta de corte, a segunda com canais idênticos à primeira, porém, com direção perpendicular à aresta de corte e por último os microcanais foram dispostos de forma a ter espaços entre eles, tendo então parte da superfície de saída com acabamento superficial polido seguido do microcanal. Os resultados mostraram que a ferramenta com superfície sem texturização (somente polimento) apresentou maior coeficiente de atrito ( $\mu=0,63$ ) devido à maior área de contato real, enquanto as superfícies texturizadas tiveram menores valores de coeficiente de atrito devido à redução da área de contato, além de formar reentrâncias para retenção de fluidos de corte. A situação com superfície de saída polida entre os microcanais apresentou o menor valor de coeficiente de atrito entre os avaliados.

É comum encontrar microfresas de topo com duas arestas de corte e diâmetro de corte variando de 0,1 mm a 1,0 mm, como mostra a figura 3.29(a). Diâmetros menores são produzidos com uma única aresta de corte, na qual a ponta do bastão de metal duro é feito por eletroerosão a fio e um plano ao longo do eixo longitudinal, dividindo o diâmetro ao meio, conforme mostrado na figura 3.29(b).

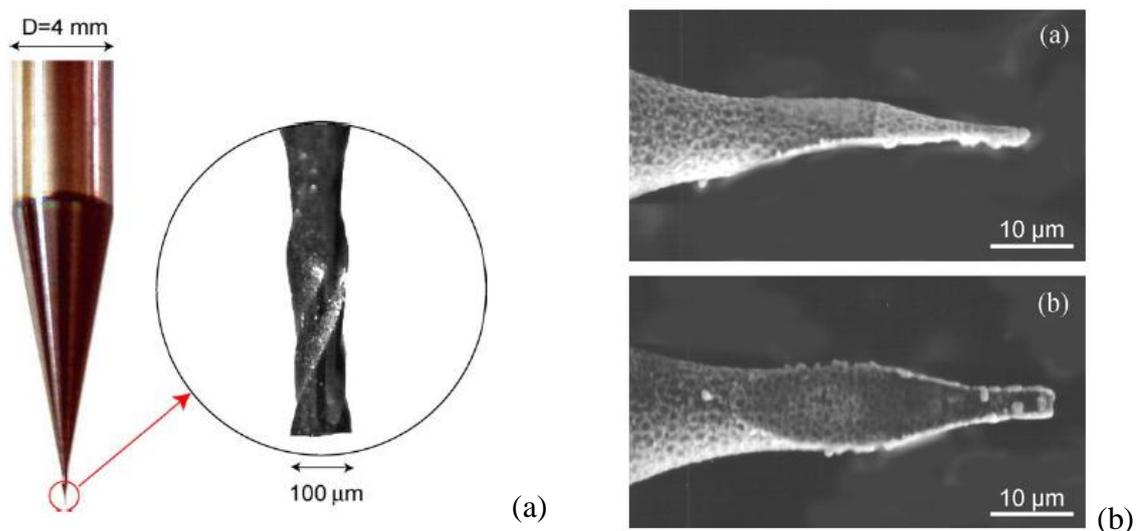


Figura 3.29 – (a) Microfresa diâmetro 100 $\mu\text{m}$  e (b) Microfresa diâmetro 3  $\mu\text{m}$ .

Fonte - CHAE, PARK e FREIHEIT (2006) e EGASHIRA et al. (2011)

EGASHIRA et al. (2011) descreveram esquematicamente o processo de fabricação de uma microfresa com diâmetro 3  $\mu\text{m}$  por eletroerosão, mostrado na figura 3.30. Na primeira etapa o eletrodo de diâmetro 100  $\mu\text{m}$  desbasta o cilindro de metal duro até o diâmetro de 10  $\mu\text{m}$ . Em seguida a forma semicilíndrica é feita sem rotação do cilindro de metal duro, e finalmente o diâmetro 3  $\mu\text{m}$  é feito utilizando parâmetros de acabamento (EGASHIRA et al., 2011 e SCHALLER et al., 1999).

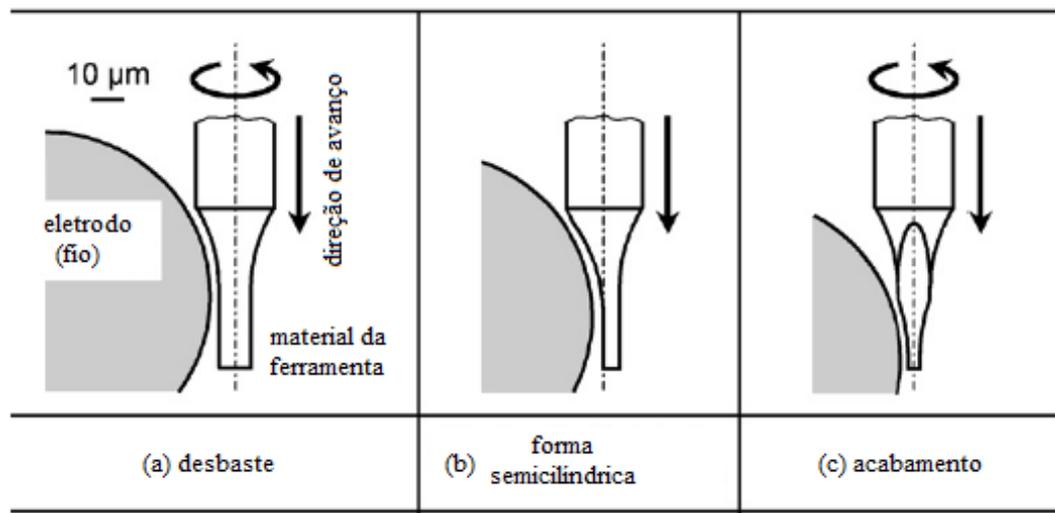


Figura 3.30 – Fases do processo de fabricação de microfresas por eletroerosão a fio

Fonte – EGASHIRA et al. (2011)

As microfresas com diâmetro maior que 100  $\mu\text{m}$  são fabricadas com canais helicoidais, ângulos de saída radial e axial e ângulos de folga radial e axial. Já as microfresas com diâmetro menor que 100  $\mu\text{m}$  apresentam canal reto e ângulo de saída radial de  $0^\circ$ , o que dificulta a expulsão dos cavacos e aumenta a força de usinagem.

#### 3.1.4 Coeficiente de atrito entre a aresta de corte e o material da peça

A temperatura afeta drasticamente o comportamento das superfícies. Em uma escala atômica, os fenômenos mecânicos, químicos e elétricos são geralmente dependentes da energia térmica disponível para ativá-los. Durante o deslizamento, a influência das condições de operação, tais como carga normal e velocidade, sobre o atrito e o desgaste são frequentemente manifestações do efeito do aumento da temperatura sobre as variações observadas. As propriedades mecânicas (como ductilidade e dureza) e propriedades dos

lubrificantes de muitos materiais começam a se degradar com o aumento da temperatura da interface, o que afeta seu desempenho tribológico.

O deslizamento entre metais na presença de ar é bastante diferente do observado no vácuo devido à camada de óxido formada no primeiro caso. A espessura desta camada depende da temperatura de deslizamento. Sob pequenas cargas, a camada de óxido pode ser efetiva no sentido de prevenir o contato metal-metal (e condução elétrica). Nesta situação, o coeficiente de atrito varia de 0,6 a 1,0. Sob altas cargas normais, dependendo do metal o filme de óxido pode ser quebrado e o coeficiente de atrito aumentar (e a condutividade elétrica) assim que acontece o contato metal-metal. Isto se aplica ao cobre, porém não ao alumínio e à prata. No caso do alumínio, o filme de óxido é quebrado mesmo com baixos valores de carga normal, uma vez que o substrato tem menor dureza que o óxido formado. No caso da prata, a formação de óxido é insignificante, sendo o coeficiente de atrito relativamente independente da carga. Em todos os casos, mesmo onde acontece o contato metal-metal, o coeficiente de atrito é menor que entre superfícies isentas de óxidos ou qualquer outra camada, por exemplo, óleos, adsorção de moléculas de água. (ADAMSON, 1967). HAGER et al. (2010) registraram redução do coeficiente de atrito entre óxido de níquel e liga de Ti (Ti6Al4V) com o aumento da temperatura.

A vida de determinado componente é o tempo limite que ele pode desempenhar a função para a qual foi projetado (HOLMBERG, 2001) e o desgaste é o dano superficial ou a remoção de material de uma ou ambas as superfícies em contato com movimento relativo. Na maioria dos casos o desgaste ocorre por meio das interações das asperezas das superfícies (BHUSHAN, 2013). O desgaste, como o atrito, não é uma propriedade do material, mas sim uma resposta do sistema. As condições de operação afetam o desgaste da interface. Frequentemente é assumido que interfaces com altos valores de coeficiente de atrito apresentam altas taxas de desgaste, o que não é necessariamente verdadeiro. Por exemplo, interfaces com lubrificantes sólidos e polímeros exibem coeficientes de atrito relativamente baixos e altos valores de desgaste, enquanto cerâmicas exibem coeficientes de atrito moderados e extremamente baixos valores de desgaste.

Nas últimas décadas o desenvolvimento da tecnologia de deposição de revestimentos duros sobre ferramentas de corte, tanto PVD (deposição física de vapor) quanto CVD (deposição química de vapor) tem propiciado a cada dia velocidades de corte mais altas (maiores temperaturas de corte), tempos de vida da aresta de corte mais longos (maior resistência ao desgaste), melhores qualidades de superfícies usinadas, baixos valores de

coeficiente de atrito e melhor estabilidade térmica (MARIN et al., 2009; YU et al., 2008; HOLMBERG et al., 2007).

É típico de revestimentos duros executados pelo processo PVD apresentarem tensão residual de compressão na faixa de 0,5 a 1,5 GPa. Um fator que propicia este efeito é a diferença entre os coeficientes de expansão térmica do substrato e do material do revestimento, que cria tensão de compressão no revestimento quando o conjugado é resfriado (HOLMBERG et al., 2006; MATTHEWS e LEYLAND, 1995; MATTOX, 1998). Tal característica torna o processo de revestimento por deposição física de vapor mais adequado para ferramentas empregadas em usinagem com corte intermitente, como exemplo o fresamento. Isto se dá pelo fato da aresta de corte estar sujeita a variação térmica cíclica (elevação da temperatura durante o tempo ativo e redução durante o tempo inativo). O resultado deste processo cíclico é o surgimento de trincas, que têm a sua propagação inibida na presença de tensão de compressão no revestimento.

Os revestimentos cerâmicos podem aumentar o tempo de vida dos componentes em contato com movimento relativo devido às suas excepcionais características de baixo coeficiente de atrito contra metais e suas ligas e à sua adequada resistência ao desgaste (CHO e LEE, 2009).

O conhecimento das grandezas: (a) coeficiente de atrito entre o material da superfície de saída da ferramenta e o material da peça usinada e (b) raio da aresta de corte é então preponderante para a determinação da espessura crítica do material não deformado.

MO et al., (2007) compararam o comportamento tribológico dos revestimentos AlCrN e (Ti,Al)N, depositados por processo físico (PVD) sobre metal duro classe ISO K40 em testes de deslizamento contra esferas de  $\text{Si}_3\text{N}_4$ . Os resultados mostraram menores valores de coeficiente de atrito para o revestimento AlCrN em relação ao (Ti,Al)N ( $\mu=0,75$  e  $0,85$ , respectivamente). Os coeficientes de atrito para ambos os revestimentos mostraram tendência ao decréscimo durante o deslizamento provavelmente devido às reações triboquímicas e ao comportamento de partículas desprendidas.

Substratos revestidos com filmes de (Ti,Al)N têm sido investigados exhaustivamente nos últimos anos devido à alta resistência à oxidação do composto sob elevadas temperaturas, bem como boa resistência ao desgaste. É relatado por HOLMBERG e MATTHEWS (1994) e OHNUMA et al. (2004) que a temperatura de oxidação aumenta com o aumento do teor de Al no filme de (Ti,Al)N devido à formação de camadas protetoras de óxido de alumínio ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) durante temperaturas elevadas. Este revestimento tem sido a primeira escolha para usinagem de materiais como ferro fundido, aços ferramentas, ligas de alumínio, ligas de níquel, ligas de

titânio e aços inoxidáveis das séries 300 e 400. Ferramentas revestidas com (Ti,Al)N são apropriadas para usinagens a seco sob altas velocidades de corte e de avanço, que além de aumentar em produtividade, reduz em custo de operação (GRZESIK et al., 2006).

A otimização da estrutura do revestimento (Ti,Al)N e de suas propriedades mecânicas e tribológicas é praticamente baseada na variação do teor de alumínio do composto (JEHN, 2000; PALDEY e DEEVI, 2003; TILLMANN et al., 2010). Este teor está tipicamente entre 0,5 e 0,75. Revestimentos com teor de alumínio menor ou igual a 0,66 apresentam estrutura cúbica metaestável, enquanto revestimentos (Ti,Al)N com teor de alumínio igual a 0,74 apresentam estruturas de duas fases, cúbica e hexagonal. A maior dureza do revestimento (37 GPa) foi obtida com teor de alumínio de 0,66.

Nos experimentos feitos por OHNUMA et al. (2004) com revestimentos (Ti,Al)N variando a proporção (Ti:Al) em 60:40; 42:58 e 30:70 foi registrado que para a primeira proporção a estrutura apresentada era cúbica (B1), para a segunda a estrutura era hexagonal (B4) com pequena quantidade de estrutura B1 e para a terceira proporção o filme tinha estrutura completa B4. Essa mudança de estrutura implica em perda de dureza do revestimento, como mostra a figura 3.31. Menores coeficientes de atrito e taxas de desgaste foram registrados para o revestimento de maior dureza, corroborando a equação de desgaste de Archard que afirma que a taxa de desgaste é inversamente proporcional à dureza do material (RABINOWICZ, 1995; HUTCHINGS, 1992; HOLMBERG et al., 2006).

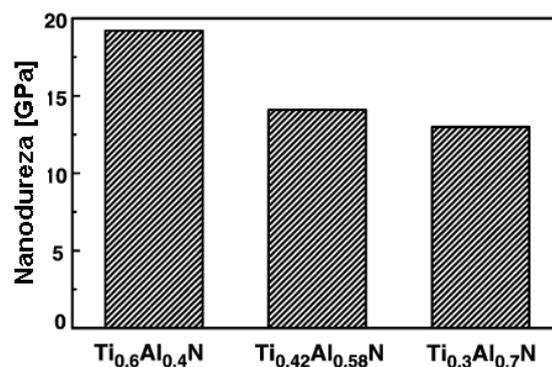


Figura 3.31 – Dureza versus teor de Al nos revestimentos (Ti,Al)N

Fonte - OHNUMA et al., 2004

A microdureza do revestimento é a propriedade mecânica de maior influência sobre a vida da ferramenta de corte. Entretanto, a usinagem é um processo extremamente complexo e outros parâmetros devem ser considerados para melhor caracterizar o comportamento da ferramenta de corte, como: razão entre dureza e módulo de elasticidade H/E, resistência à

fadiga por impacto e adesão do revestimento ao substrato. A razão entre a dureza e o módulo de elasticidade pode dar uma indicação efetiva da habilidade da superfície resistir à degradação mecânica. As resistências ao desgaste abrasivo e ao desgaste por erosão aumentam com o aumento da dureza do revestimento (RUTHERFORD et al., 1996; MATTHEWS et al., 2007).

FOX-RABINOVICH et al. (2006) avaliaram os revestimentos (Ti,Al)N e AlCrN depositados sobre metal duro classe ISO K10, deslizando contra aço estrutural SAE 1040 com estrutura ferrita-perlita. Na caracterização dos revestimentos os autores encontraram maior dureza à temperatura ambiente para o (Ti,Al)N, porém, os dois revestimentos mostraram similaridade no que refere à rigidez. O (Ti,Al)N apresentou maior redução da dureza quando a temperatura variou de 20° C para 500° C, comparada ao revestimento AlCrN, que apresentou maior dureza que o (Ti,Al)N à 500° C. O módulo de elasticidade equivalente teve o valor reduzido com o aumento da temperatura para o (Ti,Al)N, enquanto que para o AlCrN o valor aumentou. Na razão entre a microdureza e o módulo de elasticidade (H/E) os revestimentos apresentaram pequena diferença à temperatura ambiente, porém, se mostraram praticamente iguais sob elevadas temperaturas.

Durante os ensaios de pino sobre disco, HUANG, SUN e BELL (1994) utilizaram esferas de aço de rolamentos com dureza de 700 HV<sub>0,2</sub> com rugosidade  $R_a = 0,15 \mu\text{m}$  deslizando contra discos de aço En40B (equivalente ao DIN 32CrMo12) revestidos com (Ti,Al)N. Foram observados coeficientes de atrito variando de 0,6 e 0,8 para velocidades de deslizamento de 0,06 m/s e 0,12 m/s respectivamente.

GRZESIK et al. (2006) registraram coeficientes de atrito de metal duro revestidos com (Ti,Al)N deslizando contra aço C45 de  $\mu=1,3$  para carga normal de 10 N,  $\mu=0,6$  para carga normal de 20 N e  $\mu=0,5$  para carga normal de 30 N. A redução do coeficiente de atrito com o aumento da carga normal é explicada devido à formação de estrutura estratificada de óxidos (Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub> e FeO) no aço C45.

RODRIGUEZ et al. (2002) realizaram ensaios de pino sobre disco (com umidade controlada) utilizando esferas de aço 100Cr6 deslizando contra aço rápido M2 revestido com (Ti,Al)N. Para a condição de 30% de umidade e velocidade de deslizamento de 0,07m/s foram registrados coeficientes de atrito variando de 0,54 a 0,86.

RAMADOSS et al. (2013) executaram testes tipo pino sobre disco com pinos de metal duro WC-12Co revestidos com (Ti,Al)N por processo PVD e discos de Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>. Com carga normal de 5 N e velocidade de deslizamento de 4 cm/s os autores registraram coeficientes de atrito variando de 0,6 a 1,0. Além do coeficiente de atrito foi observada a perda de massa

durante o deslizamento que apresentou uma queda na taxa de perda de massa ao longo da distância percorrida. Isso se deve ao fato de se ter alta tensão localizada no início do deslizamento uma vez que a área de contato é muito reduzida, e à medida que o desgaste progride, a área de contato aumenta, reduzindo a tensão localizada e a remoção de material (desgaste).

WARCHOLINSKI, GILEWICZ e MYSLINSKI (2009) registraram coeficiente de atrito de  $0,88 \pm 0,04$  em ensaios de pino sobre disco utilizando discos de aço rápido revestidos com  $(Ti_{50},Al_{50})N$  e de  $0,80 \pm 0,02$  com discos de aço rápido revestido com  $(Ti,Al,Cr)N$ , ambos deslizando contra esferas de  $Al_2O_3$ . O menor coeficiente de atrito para o segundo revestimento é justificado pela formação de óxido de cromo que tem menor dureza, tornando-o suscetível a cisalhamento durante o deslizamento.

BERGER e HOGMARK (2002) executaram testes de desgaste e de coeficiente de atrito com cilindros cruzados, utilizando cilindros de metal duro revestidos com  $(Ti,Al)N$  e com  $TiB_2$  deslizando contra cilindros de liga de alumínio Al 7075. Coeficientes de atrito oscilando entre 0,4 e 0,5 foram encontrados para o primeiro e de 0,25 a 0,30 para o segundo devido à menor solubilidade do alumínio no  $TiB_2$ .

SATO et al. (1998) utilizaram cilindros de aço rápido SKH51 (JIS) como substratos que foram revestidos com  $TiCN$ ,  $TiN$ ,  $TiC$ ,  $(Ti,Al)N$  e  $CrN$  no deslizamento contra cobre puro. Foi observado que os revestimentos à base de Ti apresentaram maior taxa de desgaste quando comparados ao revestimento  $CrN$ , devido à oxidação acelerada quando em contato com cobre. LIN, LIU e WU (1996) explicam o baixo valor da taxa de desgaste do revestimento de  $CrN$  quando comparado ao  $TiN$  devido à formação de uma espessa camada de  $Cr_2O_3$  que protege a superfície de  $CrN$ .

Os materiais utilizados em ferramentas de corte têm dureza muito superior aos metais e ligas de baixa densidade (à base de alumínio, magnésio e titânio) e por consequência o desgaste devido à abrasão e/ou erosão é limitado. Além disso, estes metais e ligas (leves e dúcteis) tendem a aderir fortemente à superfície das ferramentas e dos componentes em contato com movimento relativo, comprometendo o acabamento superficial. A busca por revestimentos que proporcionem menores coeficientes de atrito e baixos valores de energia livre de formação é constante com intuito de reduzir o efeito de adesão.

### 3.2 Máquinas - ferramentas para microusinagem

OKASAKI, MISHIMA e ASHIDA (2004) relatam que na última década do século XX a manufatura em todos os países encontrou um território turbulento e não familiar, a exemplo da indústria japonesa que já havia criado a tradição de produção eficiente e, devido à liberalização comercial e globalização da tecnologia de manufatura, se viu na necessidade de buscar outros países onde produzir com menor custo, o que resultou em grandes dificuldades para a indústria local, que precisou superar não somente a necessidade de projetos de produtos e processos de produção arrojados, mas também encontrar maior variedade de produtos e taxa de produção variável. A demanda por agilidade de produção, prazos curtos de entrega e serviços com valor agregado deveriam ser atingidos.

Outra questão de maior importância foi a redução de consumo de energia na produção. Consumo excessivo de energia aumenta o custo do produto não somente no que tange às plantas físicas e seu funcionamento, mas também um custo adicional ao meio ambiente e na harmonização entre máquinas e operários. Por essa ótica, o conceito de unidades fabris precisava ser mudado. Produtos altamente integrados, como os que envolvem tecnologia de informação/comunicação e aplicações biomédicas requerem a produção e montagem de micropeças. Quanto menor o tamanho das peças que seriam montadas e processadas, mais ineficientes eram os excessivos espaços e maiores os custos. O mais razoável seria então usar pequenos equipamentos para a produção de pequenas peças, para atingir a demanda industrial.

Microfábricas iriam abranger temas técnicos que integrassem máquinas e equipamentos, processamento e sistemas de controle. Além disso, microfábricas não iriam somente mudar o modo de produzir peças e produtos, mas também nos permitiriam desenvolver novo modo de sistema de produção pela miniaturização e consolidando os sistemas existentes a partir de uma perspectiva completamente nova. Algumas vantagens esperadas no uso de microfábricas:

- aspectos ambientais:
  - economia de energia e materiais;
  - redução de vibração e ruídos para operários e vizinhança;
  - facilidade no controle de desperdício e poluição.
- aspectos econômicos:
  - redução do investimento de capital em equipamentos e construções como terrenos, prédios, fontes de energia, etc;

- redução do custo de funcionamento da fábrica, como consumo de energia, facilidade de manutenção, operações de limpeza, etc;
  - eficiência na utilização do espaço: maior número de equipamentos podem ser instalados em menor espaço;
  - facilidade de realocação de maquinário e reconfiguração de leiaute dinâmica em resposta a mudanças de produtos e quantidade variável de produção.
- aspectos técnicos:
    - maiores velocidades podem ser atingidas devido à menor inércia do equipamento;
    - maior liberdade de configuração e proporção no projeto de máquinas, com projeto flexível a rigidez do laço estrutural e frequência ressonante podem ser aumentadas, resultando em máquinas mais robustas contra vibrações externas;
    - projetos modulares de máquinas podem ser facilmente realizados.

Um microtorno desenvolvido em 1996, com 32 mm de comprimento, 25 mm de largura, 30,5 mm de altura e com peso de 100 g é mostrado na figura 3.32 (OKAZAKI, MISHIMA e ASHIDA, 2004).

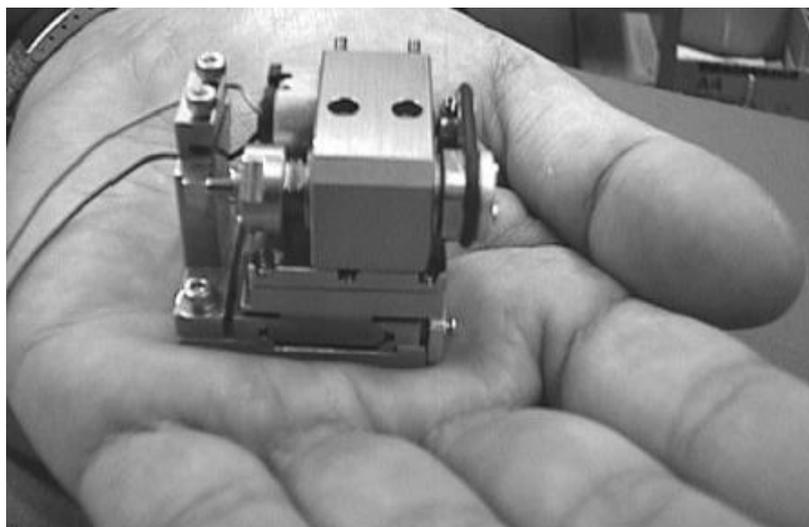


Figura 3.32 – Microtorno

Fonte - OKAZAKI, MISHIMA e ASHIDA (2004)

BORISAVLJEVIC et al. (2009) e KIMMAN, LANGEN e SCHMDT (2010) ressaltam que devido aos pequenos diâmetros de microfresas utilizadas em processos de

microfresamento, onde a resistência mecânica da ferramenta limita a velocidade de avanço utilizada, faz-se necessário empregar velocidades periféricas com valores altíssimos. Os objetivos dos pesquisadores em 2006 era a construção de cabeçotes que atingissem velocidades de 300000 rpm.

A escolha da máquina ferramenta adequada é fundamental ao processo de microfresamento e deve apresentar as seguintes características (WANG et al., 2007):

- alta rigidez do laço estrutural: todos os componentes mecânicos e articulações desde a fonte de energia até a ferramenta de corte devem ter alta rigidez para evitar deformações em mudanças de cargas, incluindo o eixo-árvore, mancais e suportes, guias de deslizamento ou lineares, a estrutura da máquina, a ferramenta de corte e dispositivo de fixação da peça. O laço de força convencional em um centro de usinagem é mostrado na figura 3.33(a) e comparado ao laço de força reduzido, figura 3.33(b) (NAKAZAWA, 1994; PARK e RAHNAMA, 2010).

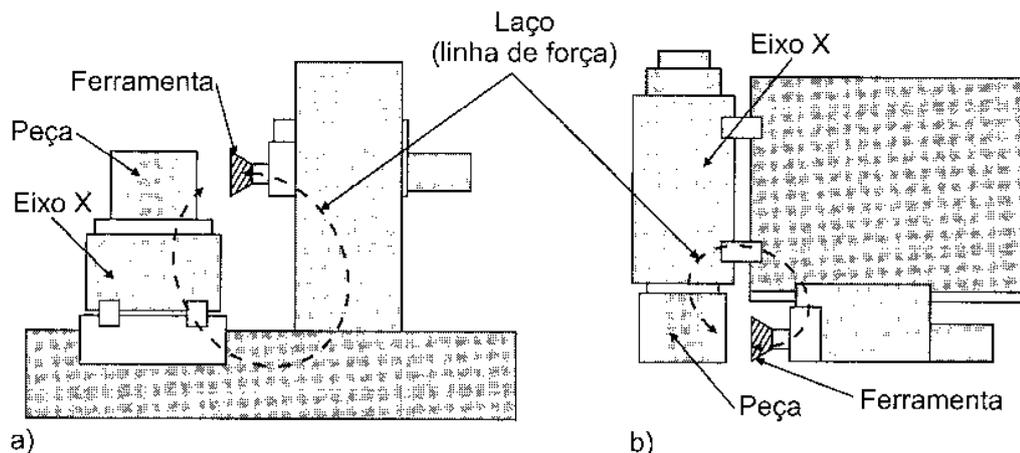


Figura 3.33 – Centro de usinagem com laço de força (a) convencional e (b) reduzido.

Fonte - NAKAZAWA, 1994. p.96

- escolha adequada de materiais: o material adequado a ser utilizado nos componentes de uma máquina é determinante para o seu desempenho. Deve-se ter atenção para os aspectos indicados a seguir:
  - *expansão térmica*: efeito ocasionado por variações de temperatura no tamanho e forma dos componentes. O coeficiente de expansão térmica ( $\alpha$ ) de materiais de interesse em componentes de máquinas é apresentado na tabela 3.2 (PORTO et al., 2004; CREIGHTON et al., 2010):

TABELA 3.2

Coeficiente de expansão térmica de materiais empregados em componentes de máquinas

	Granito natural	Granito sintético	Alumínio 6061	Aço 1018	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Invar	Zerodur
$\alpha$ [ $\mu\text{m}/\text{m}^\circ\text{C}$ ]	6,0	1,0	2,6	11,7	8,0	0,8	0,05

Fonte - PORTO et al., 2004

- *distorção térmica relativa*: distorções ocasionadas por mudanças de temperatura não-uniformes são proporcionais ao coeficiente de expansão térmica ( $\alpha$ ) dividido pelo coeficiente de condutibilidade térmica ( $c$ ).
- *rapidez no equilíbrio térmico*: medido por meio da difusividade térmica, representada pela relação entre coeficiente de condutividade térmica ( $c$ ) dividido pelo produto da densidade ( $\rho$ ) pelo calor específico ( $C$ ).
- *rigidez*: corresponde ao valor da força necessária para provocar valor fixo de deflexão.
- *rigidez específica*: corresponde à relação entre módulo de elasticidade ( $E$ ) e a densidade do material ( $\rho$ ).
- *amortecimento interno*: capacidade de atenuar vibrações não desejadas provenientes do ambiente de trabalho. Para evitar vibrações auto-excitadas (ressonância) devem ser previstos meios de dissipação de energia por meio de juntas e no próprio material.
- *minimização das deformações térmicas*: deformações oriundas de gradientes térmicos são extremamente prejudiciais ao desempenho adequado das máquinas em operações de microfresamento. Minimizar o gradiente térmico isolando as fontes de calor do sistema e fazer com que o sistema atinja e mantenha o equilíbrio térmico estável é muito importante. O controle de temperatura em máquinas para microfresamento deve ficar no campo de 0,1 °C.
- *isolamento do ambiente*: é essencial isolar a máquina dos distúrbios do ambiente, oriundos da vizinhança do equipamento, como vibrações do solo, flutuações da temperatura ambiente e transferência de calor de outros equipamentos.

Além das máquinas, outra área em desenvolvimento foca na comunicação entre sensores presentes nos processos para monitorar condições da usinagem, máquinas e o ambiente externo. Com o aumento da complexidade dos sistemas de manufatura existe uma

necessidade crescente de unir os avanços de diferentes áreas de pesquisas de manufatura e aplicação. Não é mais adequado para os fabricantes focar em aspectos particulares de seus processos para melhoria, é necessário usar uma abordagem holística. Uma vez que os sensores e sistemas de monitoração desempenham um papel em conjunto nas operações e controle destes sistemas, eles precisam ser incluídos ao processo como um todo. Para utilizar e processar informações em diferentes níveis, métodos robustos para comunicação e interoperacionalidade entre os níveis são necessários. Interoperacionalidade é definida como a capacidade de dois ou mais sistemas ou componentes trocarem informações e usar as informações trocadas (TETI et al., 2010).

### 3.3 Emissão acústica

Emissão acústica pode ser definida como ondas de pressão ou de tensão geradas durante processos dinâmicos em materiais (LIPTAI et al., 1970). Quando submetidos à carga, os materiais têm como resposta movimentos na direção do estado de mais baixa energia e desenvolvem condições localmente instáveis bem antes de toda a massa se tornar instável. Esta condição resulta em movimentos dinâmicos, como a formação de planos de deslizamentos ou plaquetas de martensita, propagação de trincas ou linhas de Luder, súbita reorientação de contornos de grão, formação de bolhas durante ebulição ou movimentos de falhas tectônicas durante terremotos. Tais falhas geradas por movimentos são fontes de emissão acústica. A energia das ondas elásticas que constituem a emissão em forma de ondas é fornecida pelo trabalho feito por carga externa sobre o material de teste (WADLEY, SCRUBY e SPEAKE, 1980)

Historicamente, a análise de emissões acústicas começou na sismologia. A análise de ondas elásticas produzidas por terremotos foi utilizada para caracterizar falhas em movimentos de terra em termos de energia liberada, localização e profundidade. As primeiras observações de emissões acústicas em metais foram feitas por trabalhadores que lidavam com estanho, que notaram *tin cry* durante a deformação do estanho. Sons audíveis ou estalidos percebidos durante tratamentos térmicos de aços foram relacionados à transformação martensítica. Estudos posteriores mostraram que as transformações martensíticas são emissoras acústicas. MASON et al. (apud LIPTAI et al., 1970), sugeriram que as deslocções em estruturas finas de metais produzem vibrações de alta frequência. A primeira investigação documentada sobre emissão acústica feita em 1950 por J. KAISER (apud LIPTAI et al., 1970). Ele relatou que todos os metais examinados (zinco, aço, alumínio, cobre e chumbo)

exibiram o fenômeno da emissão, associada à interação induzida entre interfaces por tensão aplicada. Kaiser percebeu que para um dado material, existia um espectro característico de frequência e amplitude que foi relacionado ao nível de tensão. No final dos anos 60, estudos de emissão acústica foram associados à deformação plástica ou propagação de trincas em metais usando frequências, na maioria das investigações, abaixo de 60kHz. Um avanço significativo nas técnicas de experimentação foi a utilização de frequências na faixa de 100 kHz e 1 MHz, o que eliminava a necessidade de laboratórios a prova de som, uma vez que os ruídos estranhos ao processo não afetavam os sinais coletados. A intensidade dos sinais de emissão acústica depende do meio onde a energia elástica é liberada gerando ondas elásticas que propagam para a superfície (MIN et al., 2011). Quanto maior o impacto instantâneo exercido durante o contato, mais intensos serão os sinais da emissão acústica. No caso da usinagem a intensidade do impacto será influenciada pelo diâmetro, velocidade de avanço e pela velocidade periférica da ferramenta, além do módulo de elasticidade do material usinado. Em microusinagem de materiais policristalinos, a resposta dos sinais de emissão acústica é influenciada pela anisotropia dos grãos (DORNFELD et al., 2003; LAWSON, KOTA e OZDOGANTAR, 2008).

DORNFELD e LEE (2008) afirmam que a emissão acústica é derivada de uma porção da energia aplicada que resulta em deformação plástica, apresentando então forte dependência da velocidade de corte (taxa de deformação), profundidade de corte e avanço (ambos influenciando o volume de material que é submetido à deformação plástica). Além disso, o valor médio quadrático do sinal de emissão acústica em usinagem é proporcional à taxa de deformação plástica. Resultados experimentais mostraram que, sendo a viscosidade do aço 1,8 kNs/m<sup>2</sup> e do alumínio 1,5 kNs/m<sup>2</sup>, sob determinada taxa de deformação o aço gera emissão acústica com maior nível de energia que o alumínio.

Segundo HUNG e LU (2013) a geração de emissão acústica em usinagem é oriunda principalmente de deformações plásticas no plano de cisalhamento, atrito na superfície de saída e da deformação do material na superfície de folga desgastada. Os autores demonstraram que o aumento do desgaste da aresta de corte secundária acarretou aumento na intensidade do sinal de emissão acústica durante o microfresamento do aço AISI W1.

### 3.3.1 Princípios da emissão acústica

As principais restrições em projetos que utilizam emissão acústica são impostas pela magnitude e tempo de duração do sinal emitido pela fonte. Um evento hipotético, porém

possível conceitualmente será apresentado, mostrando a origem da energia, tempo de duração e frequências consistentes com a maioria dos registros de emissão acústica. Considerando um grão de um material policristalino cercado pelo contorno de grão e, assumindo o grão esférico com diâmetro  $l = 0,127$  mm, durante a deformação a metade superior do grão desliza sobre a metade inferior por uma distância  $s = 0,025$  mm e o módulo de cisalhamento é  $G = 27,6$  GPa. A tensão que acarreta a deformação é  $\tau_s = sG/l$ . A energia associada ao cisalhamento, sendo  $A$  a área cisalhada, é estimada por:

$$u = \frac{GAs^2}{2l} \sim 10^{-13} J \quad (3.23)$$

Assumindo que o deslizamento é súbito e progride à metade da velocidade do som no material ( $V_s$ ), uma estimativa do tempo de duração é:

$$t = \frac{l}{V_s/2} \sim 2 \times 10^{-8} s \quad (3.24)$$

Considerando então o evento inicial como um impulso que coloca o grão em vibração ressonante, com a metade superior deslizando sobre a metade inferior, sendo  $m$  = metade da massa do grão de alumínio, uma estimativa da frequência da vibração é dada por:

$$f = \sqrt{\frac{2AG}{lm}} \sim 1,25 \times 10^7 \text{ rad/s} \sim 2 \text{ MHz} \quad (3.25)$$

Tais estimativas variam com o tamanho e densidade do grão, com o deslocamento e com o material, porém, podem estabelecer frequências na faixa de 1 a 50 MHz como plausíveis para emissões acústicas.

### 3.3.2 Sensores e fontes de sinais de emissão acústica

As ondas elásticas que se propagam pelo material carregam energia suficiente para excitar tanto uma amostra ressonante como um cristal transdutor conectado à amostra. Pesquisadores têm utilizado estes transdutores para detectar emissões acústicas que chegam a superfície do material. Devido ao baixo nível de sinal encontrado, o transdutor deve ser

colocado em contato com a amostra. As irregularidades (rugosidade) das superfícies da amostra e do transdutor não permitem o contato adequado e geram perda de sinal, portanto um agente de acoplamento viscoso é usado entre as duas superfícies de forma a garantir que as ondas que chegam à superfície causem pressão no transdutor.

Operações de microusinagem são executadas em escala micrométrica ou mesmo nanométrica (com respeito à espessura do material não deformado) e para obtenção das informações para avaliação da quantidade de material retirado, do acabamento superficial e dos danos subsuperficiais são necessários sensores com capacidade de detectar tais respostas (DORNFELD, 1999; UEHARA, 1984). A figura 3.34 ilustra diferentes tipos de sensores para aplicações distintas (DORNFELD, 1999 e DORNFELD e LEE, 2008).

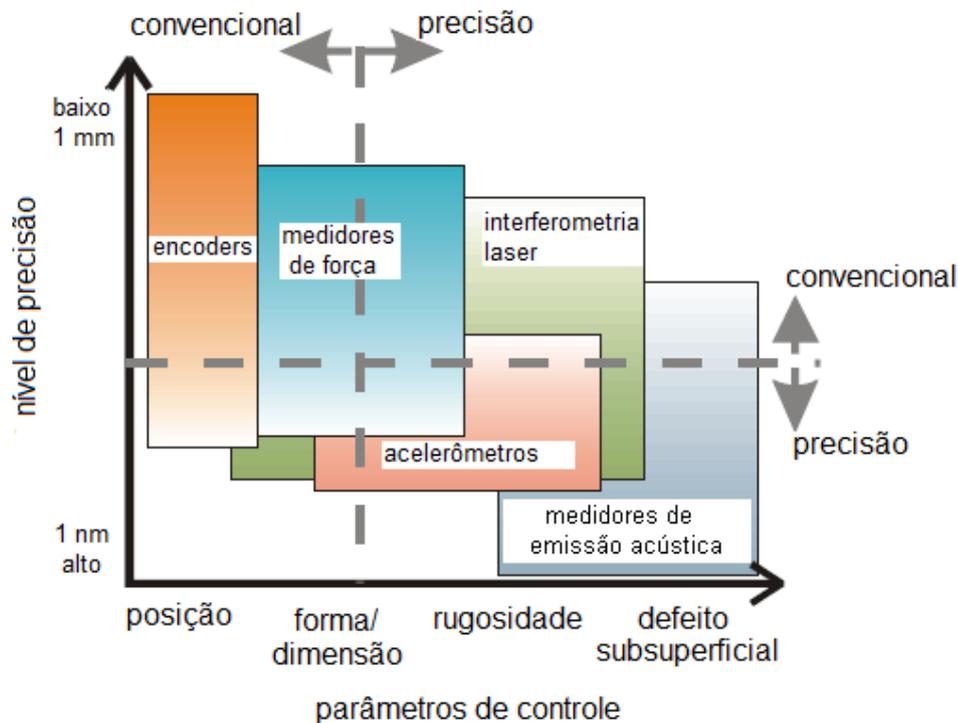


Figura 3.34 – Aplicação de sensores versus nível de precisão e erros em parâmetros de controle.

Fonte - DORNFELD (1999)

Sensores convencionais, como os sensores de força e vibração, são inexatos devido à perda de sensibilidade em situações nas quais frequências extremamente altas estão presentes. Os sensores de emissão acústica exibem melhor resposta no campo da alta frequência presente na microusinagem, onde são menores as influências dos ruídos de baixa frequência induzidos pela máquina (LEE et al., 2006; JEMIELNIAK e ARRAZOLA, 2008; MIAN, DRIVER e MATIVENGA, 2011; WEBSTER, MARINESCU e BENNETT, 1994; TETI et al., 2010). As

figuras 3.35 e 3.36 mostram a eficiência e comparam diversos sensores com o sensor de emissão acústica para aplicação em microusinagem (DORNFELD 1999).

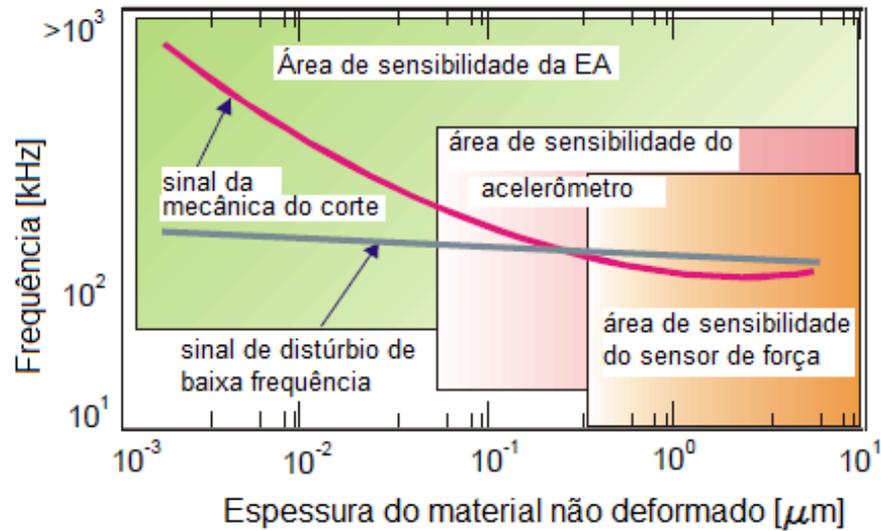


Figura 3.35 – Frequências do sinal de corte e ruído e eficiência do sensor.

Fonte - DORNFELD (1999)

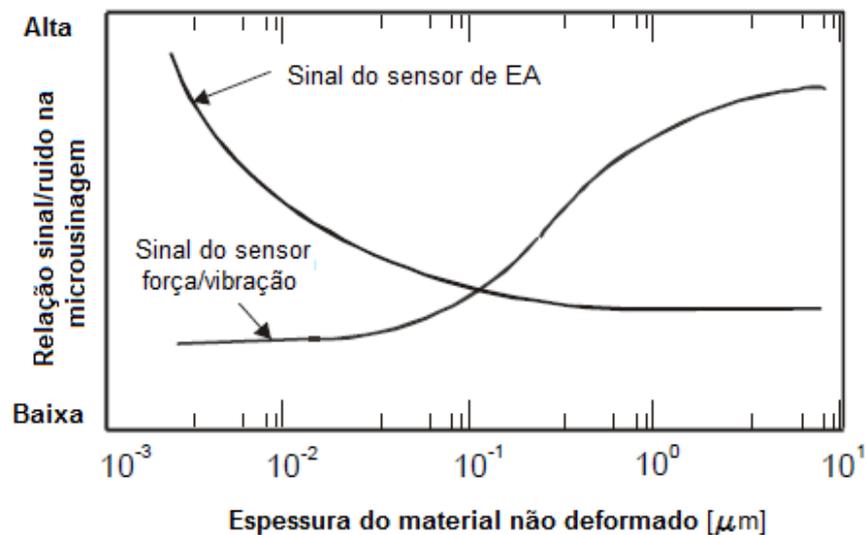


Figura 3.36 – Relação sinal/ruído característica de emissão acústica versus sensores de força/vibração em diferentes espessuras de corte.

Fonte - DORNFELD (1999)

De acordo com JANG et al., (2010), o sinal de emissão acústica é sujeito à consideráveis mudanças durante o corte, sendo mais forte no início, decrescendo durante o corte e aumentando novamente perto do final do corte.

RAHNAMA, SAJJADI e PARK, (2009) monitoraram o microfresamento de uma liga de alumínio utilizando sinais de emissão acústica e detectaram vibrações por meio de significativas mudanças nos tempos e frequências dos sinais quando comparados aos sinais de uma microusinagem estável, além de relacionarem tais vibrações às maiores rebarbas formadas.

MALEKIAN et al. (2009) associaram sinais de vibração, forças e emissão acústica com o objetivo de monitorar o desgaste da ferramenta em microfresamento. Os resultados mostraram que ao mesclar os diferentes sinais em um algoritmo de interferência nebulosa, informações a partir de uma ampla largura de banda (1 a  $10^7$  Hz) puderam ser coletadas, reduzindo os erros entre o desgaste previsto da ferramenta e o resultado experimental.

Segundo SHAW (1997), existe três áreas de interesse no processo de corte. A primeira, ao longo do plano de cisalhamento, é a fronteira entre o material deformado e o não deformado (zona primária). A segunda área inclui a interface entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta (zona secundária) e a última inclui o contato entre a superfície usinada e a superfície de folga da ferramenta. No fresamento ou qualquer outra operação de usinagem intermitente, uma fonte adicional de emissão acústica é o impacto da aresta de corte com a peça.

O sinal oriundo do plano de cisalhamento contém informações sobre a deformação plástica por cisalhamento ou fratura por cisalhamento, enquanto que os sinais vindos das interfaces cavaco - superfície de saída e peça - superfície de folga trazem informações dos deslizamentos que ocorrem nestas interfaces (UEHARA, 1984). A velocidade da onda elástica nas zonas de cisalhamento primária e secundária pode ser muito baixa por que a inclinação da curva tensão-deformação nestas zonas é pequena, então as ondas elásticas incidentes nestas zonas podem ser refletidas ou amortecidas. Como resultado é esperado que os sinais detectados na lateral da ferramenta e na lateral da peça sejam diferentes. UEHARA (1984) analisou esta condição durante o torneamento utilizando sensores de emissão acústica posicionados na lateral da peça e na lateral da ferramenta. Os materiais usinados foram: aço AISI 1045, liga de titânio Ti-6Al-4V, aço inoxidável 304 e latão 40/60 sob condições de corte distintas e utilizando ferramenta de corte de metal duro classe P20.

Após o registro das formas das ondas de emissão acústica oriundas das laterais da peça e da ferramenta foi observado que o padrão de sinal acústico mostrado na usinagem do aço inoxidável 304, da liga Ti-6Al-4V e do latão 40/60 é típico da formação de cavaco tipo dente de serra ou descontínuos. Já na usinagem do aço AISI 1045, os picos de sinal registrados

indicam a quebra de arestas postiças de corte. Os sinais de emissão acústica foram detectados diferentemente pelos sensores da lateral da peça e da lateral da ferramenta.

JEMIELNIAK e ARRAZOLA (2008) executaram testes de microfresamento de aço DIN X155CrVMo12-1 (ABNT D2) com dureza de 50HRC com microfresa de topo esférico de metal duro microgrão sem revestimento com diâmetro de 800 $\mu$ m. Os parâmetros de corte utilizados foram: velocidade de corte  $v_c = 68$  m/min, avanço por aresta  $f_z = 16$   $\mu$ m, profundidade de usinagem  $a_p = 50$   $\mu$ m e penetração de trabalho  $a_e = 50$   $\mu$ m. Foi detectado durante os primeiros contatos da aresta de corte com a peça, quando a espessura do cavaco ainda era tão pequena que o sinal recebido da força de corte praticamente inexistiu e que o sinal proveniente da emissão acústica cresceu instantaneamente, atingindo 55 mV em 0,2 ms.

A energia da emissão acústica e a energia específica mostram incremento com o aumento da espessura do material não deformado. A intensidade do sinal de emissão acústica é diretamente proporcional à espessura do material não deformado quando sua formação se dá com valores acima da espessura crítica.

### 3.4 Forças no microfresamento

A força de usinagem está diretamente relacionada com o processo de formação do cavaco. No microfresamento essa formação passa por particularidades tais como: a espessura do material não deformado ser da mesma ordem de grandeza do raio da aresta de corte; a provável recuperação elástica do material da peça após a passagem da aresta de corte que gera mais uma fonte de atrito; grãos do material usinado que têm orientação cristalográfica e microestrutura diferentes sendo acessados separadamente pela aresta de corte. O sulcamento não somente aumenta a força de atrito, mas também possibilita a formação de partículas oriundas de desgaste que aumentam o atrito e o desgaste.

A teoria de corte com aresta viva de Merchant utilizada em usinagem convencional não pode ser aplicada no microfresamento devido ao ângulo de saída ser altamente negativo, a ferramenta não apresentar aresta viva e sim um raio de aresta de corte que tem grande influência no processo de cisalhamento, além da tensão de cisalhamento surgir continuamente no contorno da aresta de corte (CHAE, PARK e FREIHEIT, 2006). Associado a isso, como a área de material cisalhado é muito pequena, os sinais/ruídos gerados apresentam pequenos valores, podendo dar um falso resultado da força de usinagem.

O fato do raio da aresta de corte ( $\rho$ ) ser da mesma magnitude da espessura do material não deformado implica no efeito de sulcamento, mostrado na figura 3.8(a), que não contribui

para a formação do cavaco, mas atinge significativas proporções na força total de corte (PÉREZ et al., 2007).

O comportamento das forças no microfresamento é caracterizado por flutuações bruscas devido ao efeito de cisalhamento e sulcamento. TANSEL et al. (1998) relataram que a força na direção do avanço registrada quando duas ferramentas novas foram empregadas em idênticas condições de usinagem variou de 10% a 30%.

A intensidade da força de microfresamento está diretamente relacionada à espessura do material não deformado, que por sua vez é inversamente proporcional ao coeficiente de atrito do sistema tribológico “material da superfície de saída da ferramenta de corte – material microfresado”. LEMBKE et al. (2001) encontraram valores para o coeficiente de atrito do (Ti,Al,Cr)N deslizando contra alumina variando de 0,65 a 0,92 (carga normal de 5 N).

Observações experimentais a respeito de forças no processo de microfresamento com diferentes materiais sob diversas condições de usinagem são relatadas na literatura. AFAZOV, RATCHEV e SEGAL (2010) estudaram a influência do raio da aresta de corte na força na direção de avanço em função da espessura do material não deformado na usinagem do aço AISI 4340 (31 HRC). No experimento foi utilizada uma microfresa de metal duro revestida de TiN com duas arestas de corte, diâmetro de 500 $\mu\text{m}$  e raio da aresta de corte próxima de 3,5  $\mu\text{m}$ . Os autores enfatizaram que o raio da aresta de corte medido e o real podem ser diferentes devido a estimativas de medições e incertezas. Tais diferenças podem afetar a exatidão das forças de corte. Uma análise de sensibilidade foi feita com velocidade de corte de 94,26 m/min e três raios da aresta de corte (2,5; 3,5 e 4,5  $\mu\text{m}$ ). Os resultados mostraram que o incremento do raio da aresta de corte resultou em aumento da força na direção de avanço. Isto pode ser explicado pelo fato do comprimento de contato aresta de corte-peça ser maior para maiores raios de aresta de corte, resultando em maior atrito.

KU, KANG e KIM (2010) identificaram e analisaram a variação das forças nas direções de avanço ( $F_x$ ) e perpendicular à ela ( $F_y$ ) durante o microfresamento do aço AISI 1045. Foi utilizada uma microfresa de topo de metal duro com diâmetro 200  $\mu\text{m}$  e raio da aresta de corte de 1,0  $\mu\text{m}$ . Os parâmetros de corte foram: velocidade de corte 62,83 m/min, avanços por aresta de corte de 0,2  $\mu\text{m}$  e 0,8  $\mu\text{m}$ , e profundidade de usinagem de 20  $\mu\text{m}$ . A figura 3.37(a) mostra as curvas das forças de usinagem nas direções X e Y para o avanço por aresta  $f_z = 0,8 \mu\text{m}$ , ou seja, próximo ao valor do raio da aresta de corte. A curva formada é similar às curvas de força de usinagem convencional. Este resultado indica que para o maior avanço o cavaco foi produzido de forma similar à usinagem convencional enquanto que para o menor avanço (figura 3.37b) os sinais de força se apresentaram de forma não periódica.

Estes sinais indicam que ocorreu sulcamento do material da peça em vez de formação de cavaco.

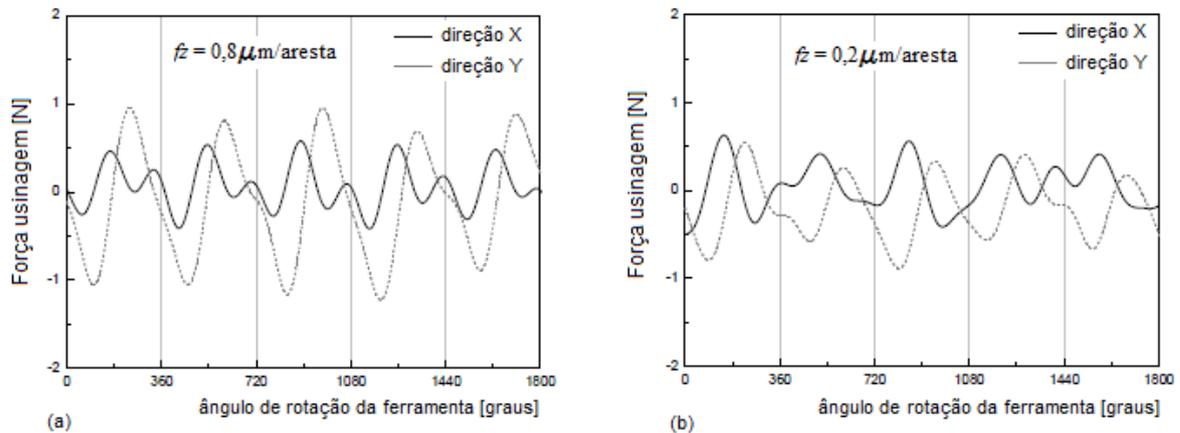


Figura 3.37 – Forças nas direções de avanço (X) e perpendicular à direção de avanço (Y) em função do ângulo de rotação da microfresa para (a)  $f_z = 0,8 \mu\text{m}/\text{aresta}$  e (b)  $f_z = 0,2 \mu\text{m}/\text{aresta}$ .

Fonte - KU, KANG e KIM (2010)

BISSACCO, HANSEN e DE CHIFFRE (2005) avaliaram as forças nas direções do avanço ( $F_x$ ), perpendicular à direção de avanço ( $F_y$ ) e axial ( $F_z$ ) no microfresamento de um aço ferramenta com dureza de 58 HRC utilizando microfresa de topo esférico de metal duro com raio de aresta de corte de  $1 \mu\text{m}$ . Foram usados três avanços por aresta: 3, 6 e  $15 \mu\text{m}$ . Foi observado que devido à relação entre a espessura do material não deformado e raio da aresta de corte ocorreram: grande deflexão da ferramenta, alto valor de rugosidade e formação de rebarbas. Segundo os autores, uma forma de aprimorar o desempenho do processo seria aumentando a razão entre a espessura do material não deformado e o raio da aresta de corte e a melhor maneira de fazer isso seria reduzir o raio de aresta de corte. Entretanto, isso ainda não é possível em função dos materiais disponíveis para fabricação de ferramentas de metal duro e do processo de produção de tais ferramentas, mas é possível aumentar a espessura do material não deformado, aumentando o avanço por aresta de corte. Enquanto isso é claramente benéfico, tanto para redução das rebarbas quanto para melhoria da rugosidade superficial, o efeito sobre as forças de usinagem e, portanto, sobre a deflexão da ferramenta, não é tão óbvio. Por um lado o aumento da espessura da seção transversal do cavaco pode levar a maiores valores de forças, por outro lado, a razão entre a espessura do material não deformado e o raio da aresta de corte pode levar a valores médios mais favoráveis de ângulo da saída, melhorando a geometria de remoção de material e reduzindo a força específica de

corte. A investigação mostrou ainda que as componentes da força de usinagem tiveram aumento de apenas 10% com o incremento do avanço por aresta de 3 para 15  $\mu\text{m}$ .

ARIF, RAHMAN e SAN (2012) usinaram monocristal de silício com microfresa de topo esférico de nitreto cúbico de boro. A usinagem sem fluido de corte foi adotada para alcançar o modo de cisalhamento dúctil, quando tensões compressivas são desenvolvidas na zona de corte. Essa tensão é suficiente para suprimir a propagação da trinca e promover a formação de fases dúcteis em um material tipicamente frágil. Foi registrado que as componentes da força de usinagem cresceram com a velocidade de avanço assim que o corte atingiu o modo dúctil. Aumentar a velocidade de avanço acima do valor crítico necessário para produzir fratura frágil não implicou em elevação das componentes da força.

As forças do microfresamento podem ser drasticamente reduzidas por bombardeamento de laser à frente da trajetória de usinagem. KUMAR e MELKOTE (2012) relataram uma redução máxima de 69% no pico de força durante o fresamento de um aço ferramenta (62 HRC) com ferramenta de metal duro revestido com (Ti, Al)N. A energia específica de corte também teve redução indicando um decréscimo no efeito de sulcamento.

FILIZ et al. (2007) utilizaram microfresas de metal duro microgrão com duas arestas de corte, diâmetro 254  $\mu\text{m}$ , ângulo de hélice de 30° e raio médio da aresta de corte 1,9  $\mu\text{m}$  (com desvio padrão de 0,35  $\mu\text{m}$ ) no microfresamento de canais em cobre puro UNS 10100 OFHC (*Oxygen free high conductivity copper*) usinando canais com 30  $\mu\text{m}$  de profundidade. Foram usados quatro avanços por aresta: 0,75  $\mu\text{m}$ , 1,5  $\mu\text{m}$ , 3  $\mu\text{m}$  e 6  $\mu\text{m}$  e três velocidades de corte: 40, 80 e 120 m/min. Foi observado que para o avanço por aresta 0,75  $\mu\text{m}$  as curvas de forças  $F_x$  e  $F_y$  versus ângulo de rotação da ferramenta apresentaram forma irregular onde era esperada periodicidade com a frequência de passagem da aresta, típica do fresamento convencional. A justificativa para tal comportamento foi o fato da espessura do material não deformado ter sido menor que o raio da aresta de corte, causando sulcamento e alterando o comportamento das componentes da força de usinagem. Quando o avanço por aresta foi aumentado para 3  $\mu\text{m}$  os efeitos de espessura crítica, recuperação elástica e força de sulcamento começaram a diminuir e as forças se tornaram cíclicas. Já para o avanço por aresta de 6  $\mu\text{m}$  as curvas se mostraram similares às curvas do fresamento convencional. Nesta condição os efeitos da espessura crítica e sulcamento foram reduzidos e o modo “usinagem” foi dominante durante a maior parte da operação.

O gráfico da figura 3.38 mostra a energia específica média versus avanço por aresta para as três velocidades de corte utilizadas. Maior energia específica é relacionada a menores valores de avanço. Esta observação corresponde ao já discutido *efeito escala*.

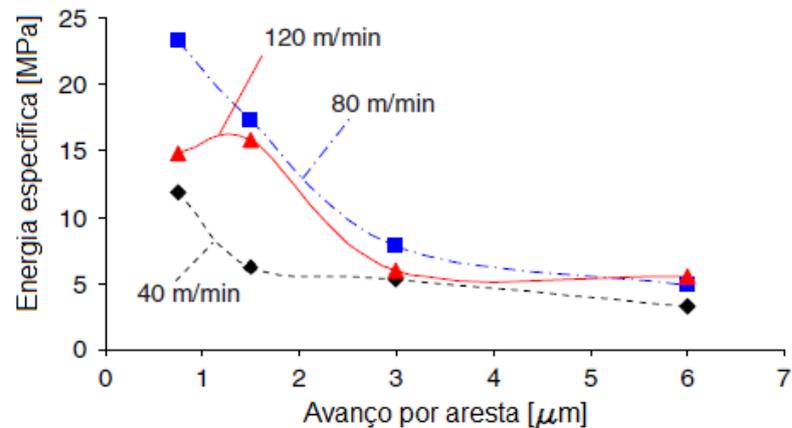


Figura 3.38 – Energia específica versus avanço por aresta para  $v_c = 40, 80$  e  $120\text{m/min}$ .

Fonte - FILIZ et al. (2007)

NEWBY, VENKATACHALAN e LIANG (2007) avaliaram o comportamento das forças na direção do avanço ( $F_x$ ) e na direção perpendicular ao avanço ( $F_y$ ) em função da espessura do material não deformado ( $h_m$ ) durante o microfresamento concordante da liga de alumínio AA 7075-T6. Foram utilizadas microfresas com diâmetros variando de  $254\ \mu\text{m}$  a  $800\ \mu\text{m}$  e penetração de trabalho ( $a_e$ ) variando de  $10\ \mu\text{m}$  a  $800\ \mu\text{m}$ .

O comportamento apresentado não difere do esperado em microfresamento, ou seja, as forças  $F_x$  e  $F_y$  aumentam com o aumento da espessura do material não deformado. Entretanto, a pressão específica de corte é determinada pelas componentes de força tangencial ( $F_t$ ) e radial ( $F_r$ ) e não pelas forças  $F_x$  e  $F_y$ . Os autores fizeram a decomposição das forças  $F_x$  e  $F_y$  em  $F_t$  e  $F_r$  e observaram que as forças no microfresamento decrescem com o aumento da espessura do material não deformado. Além disso,  $F_t$  tem a mesma ordem de magnitude de  $F_r$ , porém, os valores de  $F_r$  aumentam quando se passa do microfresamento para o fresamento convencional.

Com o decréscimo da profundidade de usinagem ( $a_p$ ) e do avanço por aresta ( $f_z$ ), a espessura do material não deformado passa a ter a mesma magnitude do tamanho dos grãos em muitas ligas. Enquanto no fresamento convencional o material da peça pode ser considerado homogêneo e isotrópico, no microfresamento o material da peça tem que ser considerado como heterogêneo e em alguns casos, anisotrópico. Muitos materiais como os aços não apresentam comportamento homogêneo quando consideradas as ordens de grandeza usadas no microfresamento. O comportamento das fases metalúrgicas quando usinadas individualmente é bastante diverso, indicando que na operação de microfresamento a

microestrutura do material tem que ser considerada. Estas mudanças são manifestadas como variações de força de usinagem que podem levar a altos níveis de vibração e quebra prematura da ferramenta.

VOGLER, DeVOR e KAPOOR (2003) coletaram dados de força durante o microfresamento de canais em ferro fundido nodular perlítico (50% perlita) e ferro fundido nodular ferrítico (70% ferrita), utilizando microfresas de topo reto de metal duro com diâmetro de 500  $\mu\text{m}$ , duas arestas de corte, ângulo de hélice 30° e ângulo de saída radial 9°. Foram utilizados os seguintes parâmetros:  $v_c=48\text{m/min}$ ,  $a_p=50\ \mu\text{m}$  e dois valores de avanço por aresta de corte  $f_z$ : 0,5 e 2,0  $\mu\text{m}$ . Os resultados mostraram que além da frequência do fuso da máquina (500 Hz) e da frequência da passagem da aresta de corte (1000 Hz) e seus harmônicos, existe um montante significativo de sinal de energia concentrado entre 11 e 13 kHz. Para uma velocidade de corte de 48m/min, 12 kHz correspondem a um comprimento de onda de 65,4  $\mu\text{m}$ . Este valor é extremamente próximo do tamanho médio do grão de ferrita (70  $\mu\text{m}$ ),

Os dados de força nas direções de avanço e perpendicular a ela também apresentam evidências da influência da microestrutura. Frequências em torno de 15 kHz correspondem a um comprimento de onda de 53,3  $\mu\text{m}$ , que é próximo ao valor do tamanho médio do grão de ferrita (50  $\mu\text{m}$ ). Os valores de frequências encontrados na usinagem do ferro fundido ferrítico têm menores amplitudes que os valores encontrados no ferro fundido ferrítico. Isto não surpreende devido ao fato de o material ser composto predominantemente de ferrita e a variação das forças ser devida aos pequenos teores de grafita e perlita nas amostras.

Para os dois materiais a força na direção perpendicular à direção de avanço se torna negativa na região de pequenos valores da espessura do material não deformado. Isto se deve ao desengajamento da aresta de corte da peça quando a força abruptamente muda de nível. Observando o movimento da ferramenta como uma série de etapas, a variação nas forças de usinagem quando a aresta de corte passa de uma fase para outra pode ser considerada como uma mudança de etapas no movimento da ferramenta. A carga de impacto durante a mudança de etapa causa deflexão na ferramenta e mesmo o menor deslocamento causado por estas forças irá defletir a ferramenta o suficiente para causar o desengajamento da aresta, provocando a oscilação da força.

MIAO, CHEN e LAI (2007) mostram que a taxa de crescimento da força passiva e da força na direção de avanço é extremamente alta na condição de sulcamento, enquanto que na condição de usinagem a taxa muda suavemente. Além disso, existe um ponto de transição

bem definido da curva da força passiva, onde a condição passa de sulcamento para usinagem, como mostra a figura 3.39.

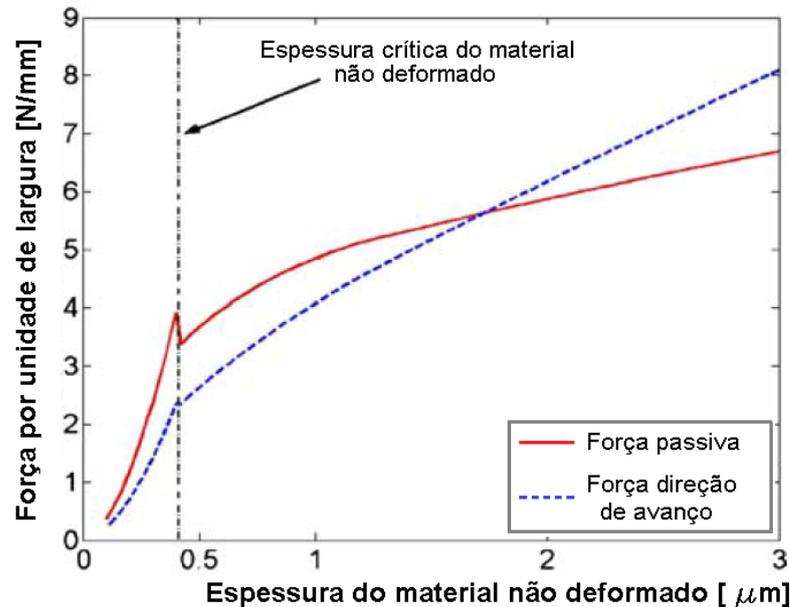


Figura 3.39 – Força por unidade de largura versus espessura do material não deformado.

Fonte - adaptado de MIAO, CHEN e LAI (2007)

### 3.5 Qualidade de superfícies microusinadas

Todo processo que gera uma nova superfície deixa sua marca característica nesta superfície. Em operação de usinagem com retirada de material na forma de cavaco, as tensões inerentes ao processo irão deformar a superfície da peça com maior ou menor intensidade dependendo dos parâmetros de corte, da rigidez da máquina, do método de fixação da peça, das propriedades mecânicas do material da peça e do material e geometria da ferramenta de corte (TANSEL et al., 1998).

As superfícies usinadas são formadas por um processo de fratura sob tensão de cisalhamento. Com metais dúcteis e ligas, ambos os lados da fratura cisalhada são plasticamente deformados, portanto, algum grau de deformação plástica é característico de superfícies usinadas (TRENT e WRIGHT, 2000). Quando as superfícies de metais são postas em contato, o topo das asperezas imediatamente se deforma plasticamente, sendo a pressão de deformação dada pelo produto de uma constante  $c$  (que depende da forma e tamanho das irregularidades da superfície) pela tensão de escoamento do material representando o limite de

deformação elástica no topo da aspereza do material. Para asperezas com formas cônicas e piramidais, com ampla gama de ângulos e asperezas semiesféricas,  $c$  tem o valor de aproximadamente 3. Conseqüentemente, a pressão de deformação das irregularidades das superfícies é igual a aproximadamente a três vezes a tensão de escoamento (TABOR, 1951)

No caso de microusinagem a temperatura nas interfaces cavaco – superfície de saída e peça – superfície de folga também influencia fortemente a qualidade da superfície e a taxa de desgaste da ferramenta (WISSMILLER e PFEFFERKORN, 2009).

Analisando uma operação de usinagem como um sistema, pode-se citar como itens de entrada, a peça, ferramentas, movimentos, controle e fluidos. Como itens internos do processo são citados, as forças, energia, temperaturas, desgaste, zonas estacionárias e vibrações, e como itens de saída, peças e custos, peças e tempo, geometria requerida e integridade superficial. Integridade superficial envolve os seguintes aspectos: acabamento superficial e superfície livre de trincas, alteração química, danos térmicos e tensões residuais adversas. O acabamento superficial é o item mais importante nas operações de usinagem (SHAW, 1997).

A importância do estudo do acabamento superficial aumenta na medida em que cresce a precisão de ajuste entre peças a serem acopladas, onde somente a exatidão dimensional e tolerâncias de forma e de posição não são suficientes para garantir a funcionabilidade do par acoplado. Na análise das irregularidades ou desvios da superfície real em relação à superfície geométrica ideal, distinguem-se os seguintes erros:

- macrogeométricos ou erros de forma, posição e orientação;
- microgeométricos que podem ser medidos com rugosímetros e perfilômetros.

Quando se mede a rugosidade, o instrumento mostrará o perfil da peça composto da rugosidade (ou textura primária) e da ondulação (ou textura secundária). Na rugosidade, as irregularidades são repetidas em ondas de comprimento semelhantes à sua amplitude e na ondulação as irregularidades são repetidas em ondas de comprimento bem maior que sua amplitude. O instrumento de medição de rugosidade deverá separar ondulação de rugosidade por meio de uma filtragem. O comprimento de onda do filtro determina o que deve passar e o que não deve. O sinal de rugosidade apresenta altas frequências (pequenos comprimentos de onda) e as ondulações e demais erros de forma apresentam sinais de baixas frequências (grandes comprimentos de ondas). Os rugosímetros utilizam filtros que deixam passar os sinais de alta frequência e eliminam os sinais de baixa frequência. Estes filtros são denominados “filtros passa-alta”.

A figura 3.40 mostra a forma real de uma superfície comparada com o registro do perfilômetro ou rugosímetro da mesma superfície com ampliações (vertical:horizontal) de 5:1 e 50:1 (HUTCHINGS, 1992).

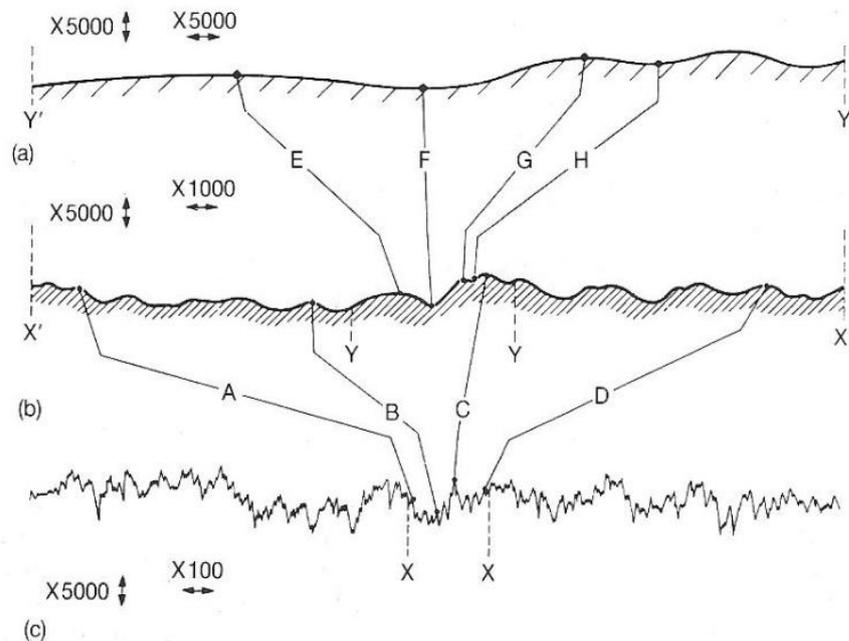


Figura 3.40 – (a) Perfil real da peça; (b) Como representada pelo perfilômetro com ampliação de 5 vezes; (c) Igual a (b) com ampliação de 50 vezes.

Fonte - HUTCHINGS, 1992. p. 6

### 3.5.1 Efeitos de alguns parâmetros de microusinagem na rugosidade

Em geral, o acabamento ou rugosidade pode ser menor quando as flexões geradas por esforços de usinagem ou vibrações são pequenas, o material da peça é puro, livre de defeitos (trincas, bolhas e inclusões), o eixo principal da máquina-ferramenta está corretamente alinhado e as guias estão sem desgaste. A elasticidade do conjunto máquina-ferramenta-peça altera o acabamento superficial do material microfresado (LIU e WANG, 2009).

As condições de corte têm grande efeito sobre a rugosidade. O avanço tem maior influência: a altura dos picos e profundidade dos vales das marcas de avanço tende a aumentar em proporção quadrática ao avanço (SHAW, 1997). Com a elevação da velocidade de avanço aumentam as forças de usinagem e a amplitude das vibrações da ferramenta, acarretando maiores alturas das ondulações (WENTIAN e YUDE, 2010).

Sob baixas velocidades de corte pode ocorrer aresta postiça de corte (APC) que tende a piorar o acabamento, devido às partes da APC cisalharem durante o processo e aderirem à

superfície da peça usinada. Por outro lado, sob velocidades de corte mais altas, a rugosidade deve melhorar uma vez que a temperatura de usinagem aumenta, o que impede o encruamento do material do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta, inibindo a formação de APC. Além disso, a dureza do material diminui facilitando o seu cisalhamento. Em contrapartida, o aumento da velocidade de corte requer rotações mais altas que podem gerar vibrações, prejudicando o acabamento.

VOGLER, De VOR e KAPOOR (2004) atestam que a profundidade de usinagem durante o microfresamento de aço dentro do campo testado (50 a 100  $\mu\text{m}$ ) não afeta significativamente a rugosidade.

Em microfreamento a rugosidade da superfície usinada é uma sucessão regular de picos e vales resultantes de materiais não retirados entre as arestas de corte consecutivas, devido ao avanço da microfresa, como mostra a figura 3.41.

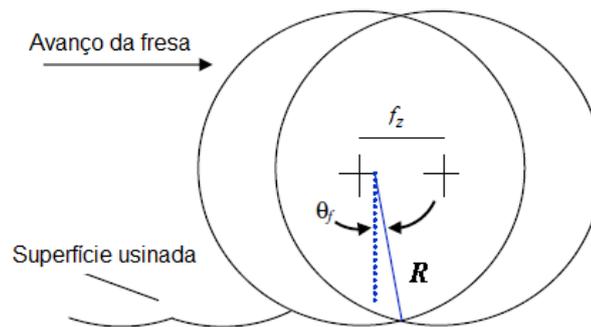


Figura 3.41 – Superfície usinada gerada pelo avanço da ferramenta.

Fonte - ARIF, RAHMAN e SAN (2013)

O ângulo para a trajetória da fresa ( $\theta_f$ ) que é deixado na superfície usinada pode ser calculado pela equação 3.27:

$$\theta_f = \text{sen}^{-1}(f_z/2R) \quad (3.27)$$

Onde  $f_z$  é o avanço por aresta e  $R$  é o raio da fresa. O valor correspondente da espessura do material não deformado para este ângulo é dado pela equação 3.28:

$$h_m = f_z \text{sen } \theta_f \quad (3.28)$$

Características do material da peça também podem afetar positivamente a rugosidade, tais como: composição química desfavorável ao aparecimento de APC, alta dureza e baixa ductilidade, granulação fina e maior dureza dos microconstituintes (MACHADO et al., 2009).

Materiais para ferramentas mais resistentes ao desgaste suportam maiores velocidades de corte, o que propicia a eliminação da APC. Assim, ferramenta de metal duro, cerâmicas ou diamante policristalino asseguram melhor acabamento que ferramentas de aço rápido.

Experimentos de microfresamento conduzidos por pesquisadores em condições de usinagem diversas e em grande variedade de materiais para avaliação da rugosidade são descritas na literatura.

LI e CHOU (2010) usinaram o aço ferramenta SDK61 (equivalente ao AISI H13) com dureza de 38 HRC, empregando mínima quantidade de lubrificante (MQL) e a seco. Foi utilizada uma microfresa de metal duro com 600  $\mu\text{m}$  de diâmetro e duas arestas de corte. Ao variar o avanço por aresta de corte e sob velocidade corte constante, foi observado que a rugosidade na condição de MQL praticamente não apresentou variações ao longo do comprimento usinado (168 mm) e também não mostrou variações sob os três avanços por aresta usados (1 $\mu\text{m}$ , 1,5  $\mu\text{m}$  e 2  $\mu\text{m}$ ). Já na condição de usinagem a seco, os valores da rugosidade cresceram gradualmente até o desgaste de flanco da ferramenta se aproximar de 80 $\mu\text{m}$ , a partir deste ponto a rugosidade teve um crescimento brusco, até atingir valor maior que 0,8 $\mu\text{m}$ . Após este ponto a ferramenta teve quebra no teste seguinte, quando o desgaste de flanco atingiu 90  $\mu\text{m}$ .

Variando a velocidade de corte e mantendo o avanço por aresta em 1,0  $\mu\text{m}$ , o desgaste da aresta determinou um crescimento brusco da rugosidade. Já a condição de trabalho com MQL, a variação da velocidade de corte não afetou a rugosidade.

CHANG et al. (2011) avaliaram a rugosidade obtida do microfresamento de um aço para trabalho a quente com dureza de 40 HRC. Foram utilizadas quatro fresas de metal duro com diâmetro de 2 mm, sendo que três delas tiveram canais executados na superfície de saída da aresta de corte com as seguintes dimensões: largura de 4,5 $\mu\text{m}$ , comprimento de 300  $\mu\text{m}$  e profundidade de 7,5  $\mu\text{m}$ . A quarta microfresa não teve estruturação da aresta. A figura 3.42 mostra as microfresas e detalhes dos canais executados.

Foram utilizados os seguintes parâmetros de corte: velocidade de corte de 62,8 m/min, velocidade de avanço de 40 mm/min e profundidade de usinagem de 0,15 mm. A rugosidade ( $R_a$ ) foi medida para cada estruturação da aresta de corte sob as condições de corte a seco e com fluido de corte.

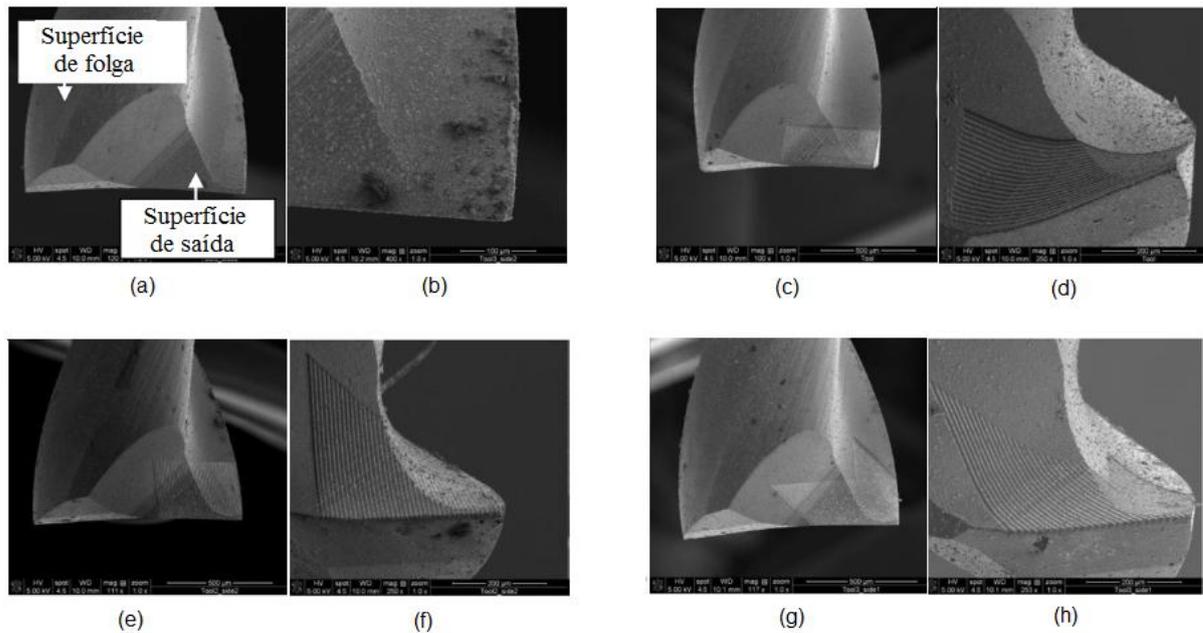


Figura 3.42 – Fotomicrografias das arestas de corte (a) normal; (b) detalhe da aresta normal; (c) estruturada à 0°; (d) detalhe da aresta estruturada à 0°; (e) estruturada à 90°; (f) detalhe da aresta estruturada à 90°; (g) estruturada à 45°; (h) detalhe da aresta estruturada à 45°.

Fonte - CHANG et al., (2011)

Os resultados mostraram que a rugosidade mais baixa foi obtida no corte à seco empregando-se as microfresas com arestas de corte estruturadas à 0° (horizontalmente) e à 90° (perpendicularmente). Isto é devido à facilidade com que a aresta de corte estruturada perpendicularmente remove o microcavaco, mesmo sem o auxílio do fluido de corte. De acordo com os autores quando é usada a ferramenta com aresta estruturada horizontalmente e empregado fluido de corte, a força na direção do avanço é estável no início da usinagem. Entretanto, após um comprimento usinado de 5 mm, a força cresceu subitamente e excedeu o valor registrado na condição sem fluido de corte. Por esta razão a rugosidade ( $R_a$ ) obtida foi maior que na condição a seco.

UHLMANN, PILTZ e SCHAUER (2005) usinaram a liga cobre-tungstênio sinterizado com microfresa de metal duro revestida com (Ti,Al)N com diâmetro igual a 500  $\mu\text{m}$ . Os autores observaram o aumento da rugosidade com a redução da velocidade de corte, como mostrado na figura 3.43, quando utilizado avanço por aresta de 0,6  $\mu\text{m}$ , penetração de trabalho de 200  $\mu\text{m}$  e profundidade de usinagem de 100  $\mu\text{m}$ . Esse fato pode ser atribuído à formação de aresta postiça de corte e à deflexão da ferramenta numa direção perpendicular à direção de avanço. Foi observado ainda que o aumento da velocidade de corte não implica em redução contínua da rugosidade, mas que esta atinge um valor mínimo quando a velocidade

de corte é igual a 80m/min. Neste caso, a topografia é determinada pelo perfil de rugosidade da aresta de corte e pela elasticidade do material microusinado.

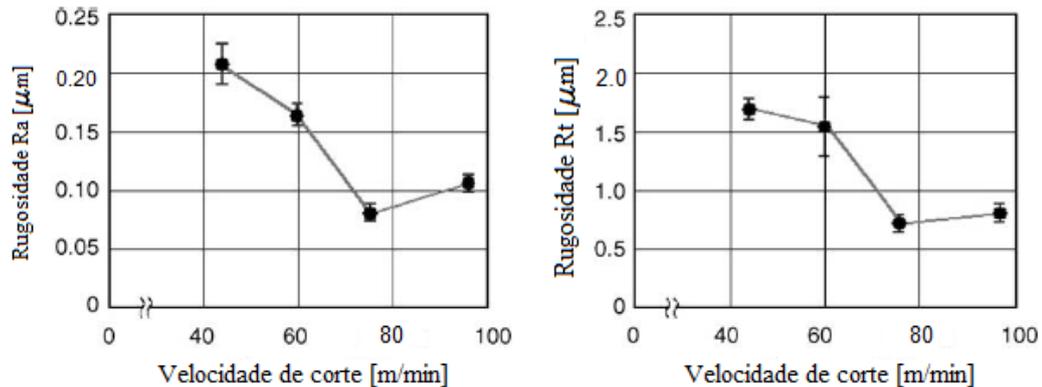


Figura 3.43 – Influência da velocidade de corte sobre (a)  $R_a$  e (b)  $R_t$ .

Fonte - UHLMANN, PILTZ e SCHAUER (2005)

A rugosidade sob diferentes avanços por aresta não depende somente do processo cinemático (comprimento microusinado= 120mm,  $v_c= 100\text{m/min}$ ,  $a_p= 600\mu\text{m}$  e  $a_e= 500\mu\text{m}$ ), mas também da evolução do desgaste da aresta de corte. Neste experimento, as partículas de tungstênio tem forte efeito abrasivo sobre o revestimento cerâmico (Ti,Al)N. Quando utilizados maiores avanços (maiores seções transversais do cavaco) forças mais elevadas foram detectadas, o que acelerou a deterioração da aresta de corte. Condições opostas (baixos valores de avanço por aresta), causaram deformação plástica na superfície da peça e como resultado ocorreu o desgaste adesivo por micropartículas aderidas na superfície de saída da ferramenta.

YUN et al. (2011) avaliaram o acabamento superficial da parede do canal microusinado de cobre. Foram utilizados os seguintes parâmetros de corte:  $v_c= 70\text{m/min}$ ,  $a_p= 100\mu\text{m}$  e avanço por aresta variando de 0,2 a 4,0 $\mu\text{m}$  e fresa com duas arestas de corte. A rugosidade  $R_a$  cresceu de 13 para 26 nm quando o avanço por aresta foi aumentado de 0,8 para 4,0  $\mu\text{m}$ . Para valores menores que 0,8  $\mu\text{m}$ /aresta a rugosidade aumentou novamente, mostrado na figura 3.44.

Este resultado confirma pesquisas anteriores que relatam que a rugosidade superficial pode aumentar quando utilizado avanço por aresta menor que a espessura crítica do material não deformado (neste caso 0,8  $\mu\text{m}$ ) devido ao efeito de sulcamento. A partir deste valor a rugosidade cresce com o aumento de avanço por aresta de corte.

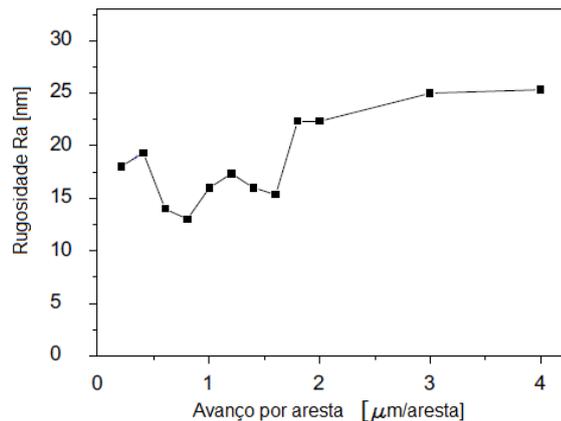


Figura 3.44 – Influência do avanço por aresta sobre a Rugosidade  $R_a$ .

Fonte - Adaptado de YUN et al., (2011)

### 3.6 Formação de rebarbas

As exigências feitas por projetistas sobre as peças e suas funcionalidades aumentam dia a dia. Um aspecto importante que a manufatura pode contribuir para atender estas demandas é a atenção dispensada às superfícies da peça usinada. Enquanto as geometrias do projeto são limpas e sem distorções, a geometria real das intersessões da peça apresenta a formação de rebarbas resultante do processo de fabricação, exigindo processos demorados e de alto custo de retirada destas rebarbas (AURICH et al., 2009 e YUNMING et al., 2008). Mesmo que a rebarba não tenha que ser retirada por questões funcionais, corre-se o risco de causar danos ao equipamento quando estas rebarbas se desprendem da peça podendo danificar o conjunto, além de poder causar lesões aos operadores que manuseiam tais peças. Avaliação dos efeitos das rebarbas na aplicação de *microbarbs* foi feita por FILIZ et al. (2008), mostrando a possibilidade das rebarbas causarem lesões aos tecidos recompostos por estes dispositivos. Foi mostrado que o tamanho das rebarbas aumenta com o aumento da velocidade de avanço.

Estudo feito pela indústria automotiva e fabricantes de máquinas operatrizes da Alemanha mostrou os custos associados à redução de rebarbas, rebarbação e limpeza de peças: aumento de 15% em mão de obra e tempo de ciclo de fabricação, 2% em taxa de rejeição e 4% em paradas de máquinas.

Pesquisadores têm desenvolvido propostas para métodos de rebarbação com intuito de minimizar danos causados aos componentes usinados, utilizando energia térmica, laser, fluxo abrasivo, meios eletroquímicos e usinagem por eletroerosão. Entretanto, cada processo de

rebarbação apresenta suas limitações, como baixo controle da área rebarbada, oxidação superficial por energia térmica e danos mecânicos causados por impactos. JANG et al. (2012) propuseram um método de rebarbação utilizando fluido magnetoreológico, que é um fluido funcional com tensão de escoamento variável controlado por um campo magnético externo. O fluido é composto de micropartículas de ferrocarbonila em suspensão em meio não magnético (água ou óleo). Normalmente, o fluido magnetoreológico se comporta com um fluido Newtoniano, porém, quando o fluido é posto em um campo magnético, as partículas de ferrocarbonila se atraem e se alinham ao longo das linhas do fluxo magnético, criando uma restrição aos movimentos das partículas. O fluido então se comporta com um fluido viscoplástico de Bingham, com tensão de escoamento dependente do campo magnético. A variação da viscosidade do fluido devido ao seu enrijecimento permite a remoção de rebarbas por dois meios: no primeiro, o movimento do fluido possibilita remover rebarbas com pequenas espessuras e no segundo, rebarbas com maiores espessuras são removidas devido ao desgaste abrasivo causado pela ação das partículas de ferrocarbonila.

A norma ISO 13715 define a rebarba como material bruto residual, fora da geometria ideal de uma aresta, resultante de um processo de usinagem ou de conformação, mostrada na figura 3.45(a) e considerada por Gillespie (apud AURICH et al., 2009), vide figura 3.53(b).

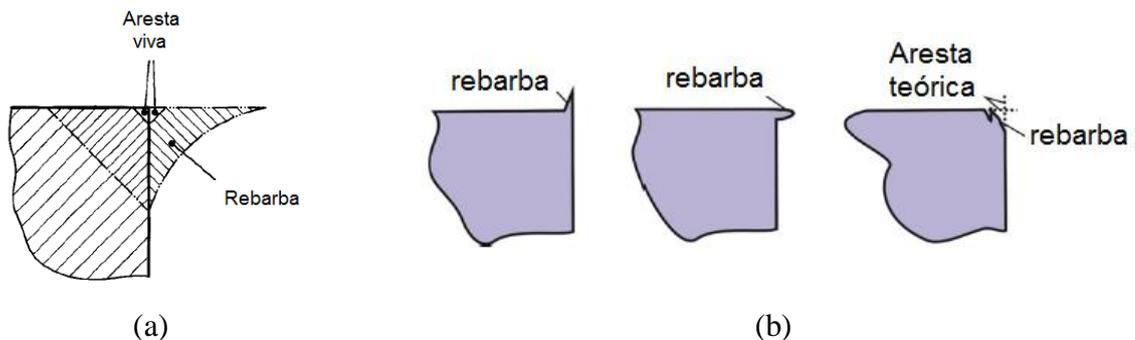


Figura 3.45 – Rebarba segundo (a) ISO 13715 e (b) Gillespie.

Fonte - (a) Norma ISO 13715 e (b) AURICH et al., (2009)

O tamanho da rebarba, segundo a norma ISO 13715 é medido da superfície que a rebarba é protuberante até a extremidade da rebarba, perpendicular à superfície.

Em fresamento, a rebarba pode ser classificada de acordo com a localização, a forma e o mecanismo de formação, como mostra a figura 3.46 (AURICH et al., 2009):

- a rebarba ligada à superfície usinada pela aresta secundária de corte é rebarba de saída;

- a rebarba ligada à superfície lateral da peça, tanto na entrada quanto na saída da aresta principal de corte é rebarba lateral;
- a rebarba ligada ao topo da superfície da peça é rebarba de topo.

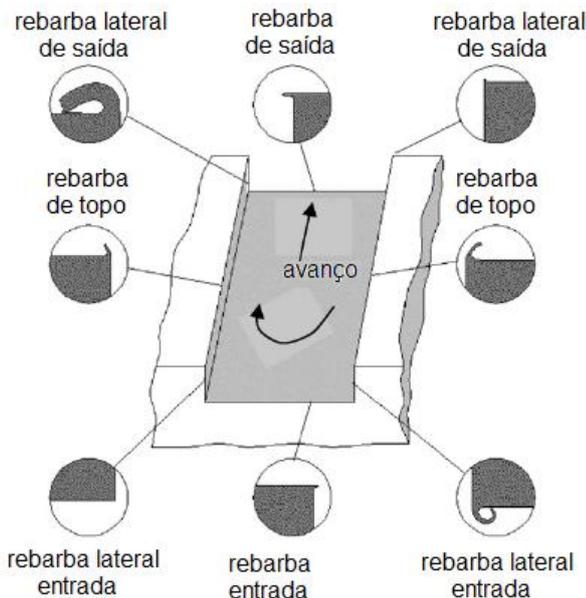


Figura 3.46 – Rebarbas típicas.

Fonte - AURICH et al. (2009)

LEE e DORNFELD (2005) relatam o desafio de medir e a variedade de dimensões das rebarbas, a saber: altura, espessura e volume da rebarba, além da dureza. A altura e espessura das rebarbas são as dimensões usualmente medidas nas pesquisas e as mais fáceis de medir, por meio de instrumentos de contato, microscópios óticos e instrumento de medição por coordenadas. Os autores afirmam ainda que a altura da rebarba é linearmente proporcional à velocidade de avanço.

LEE e DORNFELD (apud ROBINSON e JACKSON, 2005) afirmam que no microfresamento o movimento discordante geralmente forma menores rebarbas comparado ao movimento concordante.

BISSACCO, HANSEN e DE CHIFFRE (2005) ressaltam que no processo de microfresamento a altura das rebarbas de topo é maior quando comparada ao processo convencional devido à razão entre a espessura do material não deformado e o avanço por aresta gerar um estado de tensão compressiva biaxial, forçando uma grande quantidade de material escoar para a superfície livre.

SCHÄFFER (apud AURICH et al. 2009) observou que em processos de usinagem a rebarba é formada sempre que o material é deslocado e ocorrem na entrada e / ou na saída da

peça. O material tende a formar rebarbas maiores e em maior quantidade com o aumento da ductilidade. A formação das rebarbas é menor se a deformação do material for restrita à direção da força devido à geometria da peça e às condições de usinagem.

Com a entrada da aresta de corte na peça, é formado um cone de compressão que atua deformando elasticamente o material, e na continuidade da compressão o material é então deformado plasticamente na direção de menor resistência. Isto leva ao aumento da resistência mecânica do material na superfície onde material não foi removido. A rebarba será formada fora da área de contato ferramenta-peça.

O mecanismo de formação da rebarba é afetado não somente pelas condições de corte incluindo a geometria da peça e da ferramenta, mas também pelas propriedades mecânicas do material da peça. Pode ser descrita em oito etapas (AURICH et al. 2009):

- etapa 1: descreve formação de cavacos contínuos de materiais dúcteis ou cavacos descontínuos de materiais frágeis;
- etapa 2: chamada pré-iniciação, a deformação e distribuição de tensões são afetadas pela extremidade da peça. A zona de deformação elástica intercepta a aresta da peça. A zona de deformação plástica que contorna a zona de cisalhamento primário também deve atingir a extremidade da peça;
- etapa 3: início da formação da rebarba, a deformação plástica ocorre também na extremidade da peça como encurvamento. A deformação plástica no contorno da zona de cisalhamento primário e a zona de cisalhamento primário são majoradas;
- etapa 4: área de flexão, uma grande deformação catastrófica ocorre na extremidade da peça e é formada uma zona de cisalhamento;
- etapa 5: a rebarba é formada e uma grande deformação na área de flexão expande até a deformação ocorrida na zona de cisalhamento primário. A grande zona de deformação abaixo da linha de corte é chamada “zona de cisalhamento negativo”. O movimento da ferramenta na direção da extremidade da peça flexiona ainda mais esta extremidade, aumentando o tamanho do cavaco e da rebarba;
- etapa 6.1: descreva o início da trinca para materiais dúcteis. A trinca inicia na ponta da ferramenta, na zona de cisalhamento primário em direção à linha de corte;
- etapa 7.1: a trinca cresce ao longo da zona de cisalhamento primário. O movimento da ferramenta ao longo da linha de corte ocasiona não somente o crescimento da trinca, mas também a deformação da peça;

- etapa 8.1, indica o final da formação da rebarba. A trinca faz a separação do cavaco ao longo da linha de corte e uma rebarba permanece na extremidade da peça;
- etapa 6.2: para materiais frágeis, a trinca inicia na ponta da ferramenta na zona negativa de cisalhamento e propaga em direção à área de flexão;
- etapa 7.2: a trinca cresce ao longo da zona negativa de cisalhamento, movendo ao longo da linha de corte. A ferramenta induz o crescimento da trinca e o tipo de trinca pode mudar de cisalhamento para abertura da trinca.
- etapa 8.2: final da formação da rebarba. A trinca separa o cavaco com parte da peça aderida. Como resultado, uma área consistindo de superfície fraturada e uma pequena quantidade de material deformado permanece na extremidade da peça. Neste caso a rebarba remanescente com pequena deformação é chamada rebarba negativa (*break out*).

A figura 3.47 mostra vistas esquemáticas da formação da rebarba para materiais dúcteis e frágeis.

ARAMCHAROEN e MATIVENGA (2009) avaliaram a formação de rebarba na usinagem do aço para trabalho a quente AISI H13 com dureza de 45 HRC. Foi utilizada uma microfresa de topo reto de metal duro microgrão com duas arestas de corte, diâmetro de 900  $\mu\text{m}$  e raio da aresta de corte  $\rho=1,4 \mu\text{m}$  ( $v_c=84,8\text{m/min}$ ,  $a_p=50 \mu\text{m}$ , velocidade de avanço ( $v_f$ ) variando de 12 a 216 mm/min que implica em razão  $f_z/\rho$  variando de 0,2 a 2,0. A largura da rebarba variou de 20 a 110  $\mu\text{m}$  dependendo da relação  $f_z/\rho$  utilizada e sua largura decresceu com o aumento da razão entre a espessura do material não deformado e o raio da aresta de corte. Os autores observaram que com menores valores de velocidade de avanço, atrito e compressão do material são mais presentes ao invés de cisalhamento, gerando mais rebarbas. Ainda, com avanço por aresta de corte igual ao raio da aresta de corte a rugosidade tem valores menores, porém comprometendo o objetivo de menores rebarbas. Os autores observaram ainda que o corte concordante gera rebarbas maiores quando em comparação ao corte discordante.

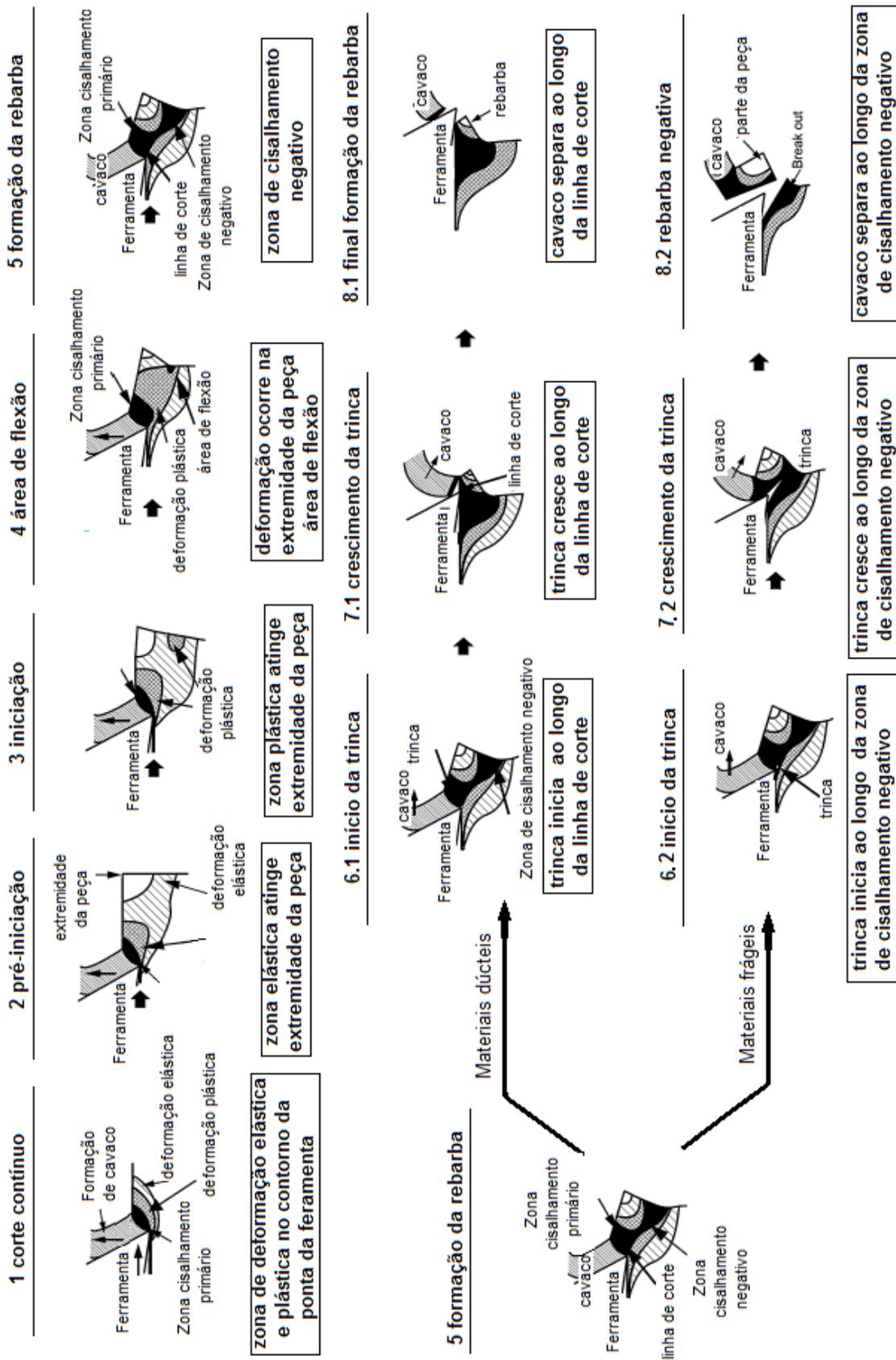


Figura 3.47 – Mecanismos de formação de rebarbas em materiais dúcteis e materiais frágeis.  
 Fonte - AURICH et al., (2009)

LI e CHOU (2010) examinaram a formação de rebarbas quando usinaram canais com 300  $\mu\text{m}$  de profundidade em aço ferramenta SKD61 (equivalente ao AISI H13) na condição a seco e com mínima quantidade de lubrificante (MQL). Foi utilizada uma microfresa de metal duro com diâmetro de 600  $\mu\text{m}$  e duas arestas de corte. Os parâmetros de corte usados foram: rotações de 20000, 30000 e 40000 rpm e avanços por aresta de 0,5  $\mu\text{m}$ , 0,75  $\mu\text{m}$  e 1,0  $\mu\text{m}$ . A formação de rebarbas foi observada em todos os testes. Da mesma forma que ARAMCHAROEN e MATIVENGA (2009), os autores encontraram maiores rebarbas no corte concordante do que no discordante. Para a usinagem a seco, maiores rebarbas foram observadas para avanços por aresta de 0,5  $\mu\text{m}$ , seguido pelo avanço por aresta de 0,75  $\mu\text{m}$  e 1,0  $\mu\text{m}$ . Em contraste, a formação de rebarbas não foi fortemente afetada pelo aumento do comprimento usinado na condição MQL. Os primeiros canais usinados não apresentaram diferença significativa no tamanho das rebarbas da condição a seco para a condição MQL. Somente após determinado comprimento usinado é que a diferença se destacou, podendo ser deduzido que a relação entre o desgaste de ferramenta, a rugosidade superficial e a formação de rebarbas sob a condição MQL é parcialmente atribuída à menor taxa de desgaste da ferramenta devido ao uso de fluido de corte.

LEKKALA et al. (2011) utilizaram o método Taguchi na microusinagem do aço inoxidável SS304. A altura e espessura das rebarbas foram usadas como variáveis de resposta enquanto velocidade de corte, velocidade avanço, profundidade de usinagem, diâmetro e número de arestas da microfresa foram usadas como variáveis independentes. Foram testadas microfresas de metal duro com diâmetros de 300 e 400  $\mu\text{m}$ , com duas ou quatro arestas de cortes para usinar canais com comprimento de 1 mm. As seguintes condições de corte foram utilizadas: rotações de 1500, 2000 e 2500 rpm, velocidades de avanço de 1, 2 e 3 mm/min e profundidades de usinagem de 16, 32 e 48  $\mu\text{m}$ . Os autores observaram que o diâmetro da microfresa e a velocidade de avanço influenciaram significativamente a largura da rebarba de saída e que a altura da rebarba decresceu com o aumento da profundidade de usinagem de 16 a 48  $\mu\text{m}$ . Microfresas com diâmetro maior são mais rígidas quando comparadas às de menor diâmetro, portanto elas tendem a ser mais estáveis durante a usinagem, reduzindo a altura da rebarba. Quanto à velocidade de avanço, os autores concluíram que quando este foi elevado de 1,0 para 2,0 mm/min, a altura da rebarba de saída aumentou devido ao aumento da espessura do material não deformado não ter sido suficiente para superar a espessura mínima necessária para iniciar cisalhamento. Como consequência, as forças de usinagem que aumentam as tensões na formação do cavaco favoreceram o crescimento da altura das rebarbas, entretanto, quando o avanço foi alterado de 2,0 para 3,0 mm/min a altura da rebarba

diminuiu devido ao aumento da razão  $f_z/\rho$ , quando o material da peça foi então mais facilmente cisalhado, resultando em menores rebarbas de saída.

As propriedades elétricas do cobre assim como outras das suas propriedades, fazem deste material um condutor metálico amplamente usado. O cobre de alta condutividade e isento de oxigênio (*OFHC - oxygen-free high-conductivity*) possui teores de oxigênio e de outras impurezas extremamente baixos e é empregado em muitas aplicações elétricas (CALLISTER, 2006). MIN et al. (2006) usinaram monocristais de cobre OFHC (99,999% de pureza) nas orientações cristalográficas (100), (110) e (111) utilizando rotação de 36000 rpm, profundidade de usinagem de 10  $\mu\text{m}$ , avanço por aresta de 1 e 3  $\mu\text{m}$  e microfresa de metal duro sem revestimento com 150  $\mu\text{m}$  de diâmetro. Maiores rebarbas nas laterais foram observadas no microfresamento concordante quando comparadas às rebarbas da lateral oposta (corte discordante). A figura 3.48 mostra fotomicrografias das rebarbas originadas no microfresamento variando com a orientação cristalográfica do material, sendo a figura 3.48(a) à 135° e a figura 3.48(b) à 180°. Também podem ser observadas

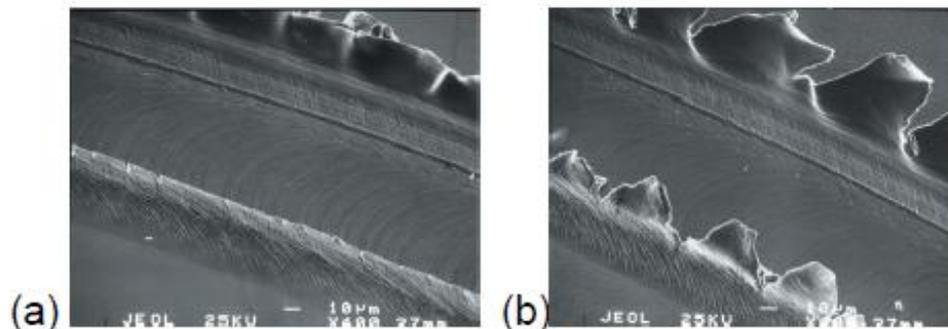


Figura 3.48 – Fotomicrografias de variação de rebarbas no plano (100) à (a) 135° e (b) 180°.

Fonte - MIN et al., (2006)

Pouca variação foi observada nas alturas das rebarbas em função das velocidades de corte ou de avanço, porém a no plano (100) houve uma variação periódica na altura da rebarba de topo no microfresamento concordante a aproximadamente 90°, enquanto a variação de altura da rebarba de topo no microfresamento discordante não é clara. A variação de altura da rebarba de topo no plano (110) é periódica a cada 180°. Excetuando a peça usinada no plano (100), foi encontrada forte correlação entre a variação da altura da rebarba de topo e a orientação cristalográfica na usinagem dos planos (110) e (111). Uma possível explicação para esse comportamento, segundo Sato (apud MIN, 2011), é que a quantidade de fluxo lateral na superfície depende da anisotropia plástica do cristal. Como a orientação (100) tem

anisotropia relativamente menor que (110) e (111) por ter maior grau de simetria, possui sistemas de deslizamento mais igualmente distribuídos que as outras orientações.

FILIZ et al., (2007) usinaram canais em cobre 101 (OFHC) com 160000, 100000 e 50000 rpm com uma microfresa de metal duro microgrão de diâmetro de 254  $\mu\text{m}$ , ângulo de hélice 30° e raio da aresta de corte de 1,9  $\mu\text{m}$ . Foram usados os parâmetros: profundidade de usinagem de 30  $\mu\text{m}$  e avanços por aresta de 0,75  $\mu\text{m}$ , 1,5  $\mu\text{m}$ , 3 e 6  $\mu\text{m}$ . A altura das rebarbas aumentou com o comprimento usinado devido ao desgaste da aresta de corte, mostrando maiores rebarbas no lado usinado com movimento concordante (ROBINSON e JACKSON, 2005). O aumento do desgaste causa a elevação do raio da aresta de corte, tornando o ângulo de saída mais negativo e provocando maior sulcamento. Para materiais de baixa dureza como o cobre 101, esta alteração na geometria de corte implica em maior sulcamento do material (ao invés de cisalhamento).

NIKNAM e SONGMENE (2013) avaliaram a formação de rebarbas durante a usinagem das ligas AA 2024-T321 e AA 6061-T6 e detectaram que os parâmetros de maior influência são a velocidade de avanço e profundidade de usinagem. A velocidade de corte teve influência pouco significativa.

A mesma montagem e procedimento usados anteriormente por LEKKALA et al. (2011), também foram utilizados no microfresamento da liga de alumínio AA-2124. Foi observado que o diâmetro da microfresa, o número de arestas, a profundidade de usinagem e a velocidade do avanço têm influência significativa na redução da altura das rebarbas de saída. A altura da rebarba aumentou com o diâmetro da microfresa e diminuiu com o aumento da profundidade de usinagem, com o número de arestas de corte e com a velocidade de avanço. O aumento do número de arestas de corte resultou em redução do material removido por aresta uma vez que foi mantida a velocidade de avanço.

Ligas à base de níquel são extensivamente empregadas em componentes aeroespaciais devido à sua alta resistência específica (relação entre resistência e peso) que é mantida sob elevada variação de temperatura. Entretanto, estas ligas apresentam baixa usinabilidade devido ao intenso encruamento, alta resistência sob altas temperaturas, baixa condutividade térmica e presença de partículas abrasivas de alta dureza. MIAN et al. (2011) conduziram testes para avaliar os fatores dominantes no controle da deformação plástica no microfresamento de Inconel 718. Os testes foram executados a seco, com microfresa de metal duro com granulação ultrafina, diâmetro de 500  $\mu\text{m}$  e ângulo de hélice de 30°. Foram utilizadas ferramentas com revestimento de (Ti,Al)N e raio da aresta de corte  $\rho=2$   $\mu\text{m}$  e ferramentas sem revestimento com  $\rho=1,7$   $\mu\text{m}$ . O método de Taguchi foi empregado para

investigar os fatores que afetam o efeito escala. As variáveis de entrada foram velocidade de corte, relação entre a espessura do material não deformado e o raio da aresta de corte ( $f_z/\rho$ ), profundidade de usinagem e revestimento da ferramenta. Os parâmetros de corte utilizados foram: velocidades de corte de 10, 25 e 40 m/min, relações entre  $f_z$  e  $\rho$  de 0,4 – 0,6 e 0,8. Os autores observaram rebarbas maiores e mais uniformes na lateral do canal quando ocorreu corte concordante. A velocidade de corte e a razão entre  $f_z$  e  $\rho$  foram os parâmetros mais importantes no controle da espessura da raiz da rebarba, sendo indicadores do efeito escala. O efeito de sulcamento é devido à aresta de corte não ter atingido a espessura mínima necessária para gerar cisalhamento. Tal espessura será atingida em menor tempo para maiores valores de  $f_z$  causando a redução da altura e da quantidade de rebarbas

CARRELA, WALK e AURICH (2012) utilizaram um bastão de metal duro microgrão (tamanho médio do grão de 0,2  $\mu\text{m}$ ) com diâmetro de 26  $\mu\text{m}$  que teve primeiramente níquel eletrodepositado com espessura de 0,2  $\mu\text{m}$ . Em seguida nova camada foi eletrodepositada contendo níquel e partículas de cBN (diâmetro de 1 a 3  $\mu\text{m}$ ), como mostram as figuras 3.49(a) e 3.49(b), para usinar aço para moldes 42CrMo4 com 60 HRC. Neste caso, trata-se de uma operação de microretificação e foi observado que o tamanho das rebarbas formadas aumentou com o aumento da velocidade de avanço.

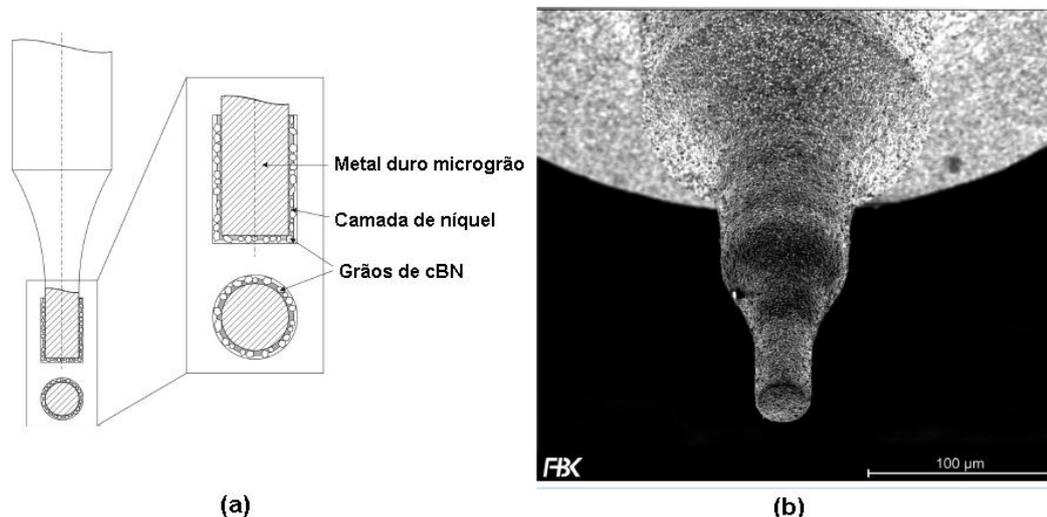


Figura 3.49 – (a) Desenho esquemático da ferramenta e (b) Fotomicrografia do microrebolo.

Fonte - Adaptado de CARRELLA, WALK e AURICH (2012)

### 3.7 Considerações finais

A revisão bibliográfica mostra que a operação de microfresamento é influenciada pelo efeito escala. Especificamente mostra que o modo “sulcamento”, “cisalhamento” ou “formação de cunha” que ocorrerá na formação do cavaco depende dos seguintes fatores: a razão entre o avanço por aresta e o raio da aresta de corte ( $f_z/\rho$ ) e do coeficiente de atrito entre a superfície de saída da aresta de corte e a superfície inferior do cavaco e entre a superfície de folga e a superfície usinada, além da microestrutura do material usinado devido às diferentes propriedades mecânicas (dureza, tensão de cisalhamento) de seus constituintes e do tamanho de grão, o que resulta em maior ou menor resistência à passagem da aresta de corte de uma fase para outra. A emissão acústica, que é uma resposta do sistema quanto ao modo de formação de cavaco (decorrente dos parâmetros de usinagem utilizados e do material microfresado) pode ser registrada por sensores que captam sinais de alta frequência presentes nesta operação. Outra resposta, composta pelas componentes da força da microusinagem podem ser registradas por um dinamômetro, porém com resultados limitados devido à falta de sensibilidade a altas frequências. A rugosidade também é uma resposta ao efeito escala uma vez que o modo de formação de cavaco determina a intensidade da recuperação elástica da superfície. Da mesma maneira, a formação de rebarbas depende de propriedades mecânicas como dureza e limite de resistência à tração e da forma que o corte ocorre: concordante ou discordante.

A conclusão que pode ser extraída a partir da revisão bibliográfica é que intensidade de sinal de emissão acústica e de força, a rugosidade e a formação de rebarbas na operação de microfresamento foram justificadas tendo em conta que o efeito escala é resultado dos fatores: tensão de cisalhamento das superfícies, dureza do material, avanço por aresta, raio da aresta de corte, coeficiente de atrito, microestrutura do material usinado e tamanho dos grãos presentes. Porém, as respostas mencionadas do sistema não foram avaliadas sob o ponto de vista da ductilidade que representa a capacidade do material ser deformado plasticamente sem se romper.

O avanço por aresta é calculado em função do raio da aresta de corte e do coeficiente de atrito entre o material da ferramenta e o material usinado. Por sua vez, coeficiente de atrito é diretamente proporcional à tensão de cisalhamento da interface, que é relacionado à ductilidade, portanto, determinante na formação de rebarbas e na rugosidade.

## 4 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

O procedimento experimental foi realizado no Laboratório de Usinagem e Automação do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais – UFMG.

### 4.1 Materiais

Os materiais dos corpos de prova para os ensaios de microfresamento foram selecionados de forma a se trabalhar com propriedades mecânicas (dureza, limite de resistência à tração e alongamento percentual) bastante distintas, a saber: níquel puro, aço ABNT 1030 laminado, aço ABNT 1030 laminado e recozido à 1100° C e resfriado no forno, cobre eletrolítico, liga de alumínio AA6262-T6 e grafite. A tabela 4.1 mostra os valores de pressão específica de corte, dureza, limite de resistência à tração e alongamento percentual dos materiais usinados.

TABELA 4.1

Valores de pressão específica de corte, dureza, limite de resistência à tração e alongamento percentual.

Material	Pressão específica de corte [N/mm <sup>2</sup> ]	Dureza [HB]	Limite de Resistência à Tração [MPa]	Alongamento percentual
Níquel puro	1100	225 <sup>(1)</sup>	403 <sup>(5)</sup>	50 <sup>(5)</sup>
Aço 1030 laminado	1700 <sup>(4)</sup>	174 <sup>(1)</sup>	470 <sup>(3)</sup>	20 <sup>(3)</sup>
Aço 1030 recozido	1500 <sup>(4)</sup>	150 <sup>(1)</sup>	395 <sup>(3)</sup>	30,2 <sup>(3)</sup>
Cobre Eletrolítico	1350 <sup>(4)</sup>	77 <sup>(1)</sup>	221 <sup>(5)</sup>	55 <sup>(5)</sup>
Liga de alumínio AA 6262-T6	600 <sup>(4)</sup>	97	310 <sup>(5)</sup>	17 <sup>(5)</sup>
Grafite	200	45-95 <sup>(2)</sup>	13,8 <sup>(6)</sup>	-

Fonte - MACHADO et al. 2009

- (1) Dados do autor
- (2) DORMER (b)
- (3) Metals Handbook, vol 1. (1990)
- (4) Manual Técnico SANDVIK
- (5) Metals Handbook, vol 2. (1990)
- (6) CALLISTER (2006)

Os corpos de prova para execução dos testes de microfresamento foram preparados conforme mostrada na figura 4.1(a) com dimensões mostradas na figura 4.1(b).

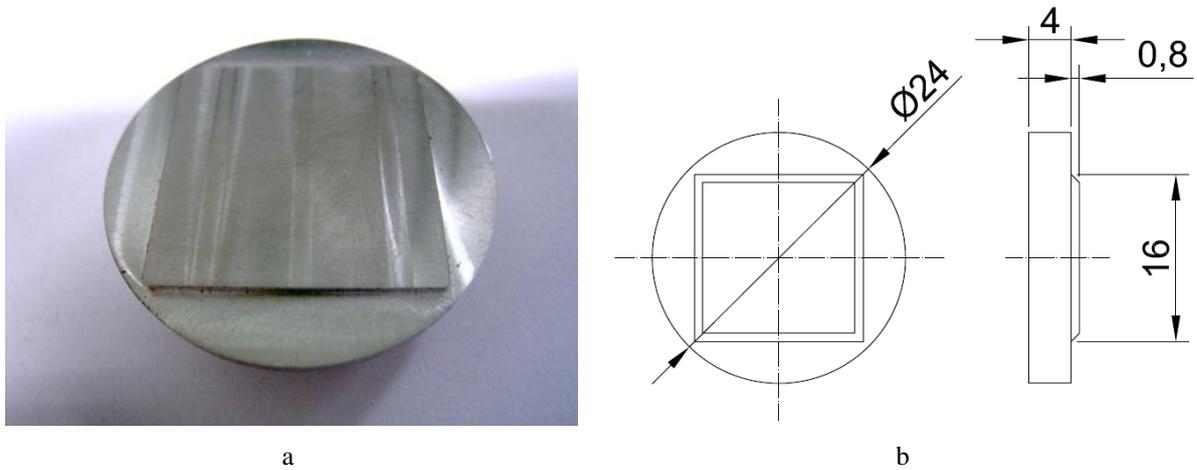


Figura 4.1 – (a) Amostra de teste e (b) Dimensões da amostra [mm].

Fonte - Elaborada pelo autor

Os corpos de prova utilizados nos testes de pino sobre disco ( $\text{Ø} 60 \text{ mm} \times 15 \text{ mm}$ ) são mostrados na figura 4.2: (a) níquel puro, (b) aço ABNT 1030 laminado, (c) aço ABNT 1030 recozido, (d) cobre eletrolítico, (e) liga de alumínio AA 6262-T6 e (f) grafite.

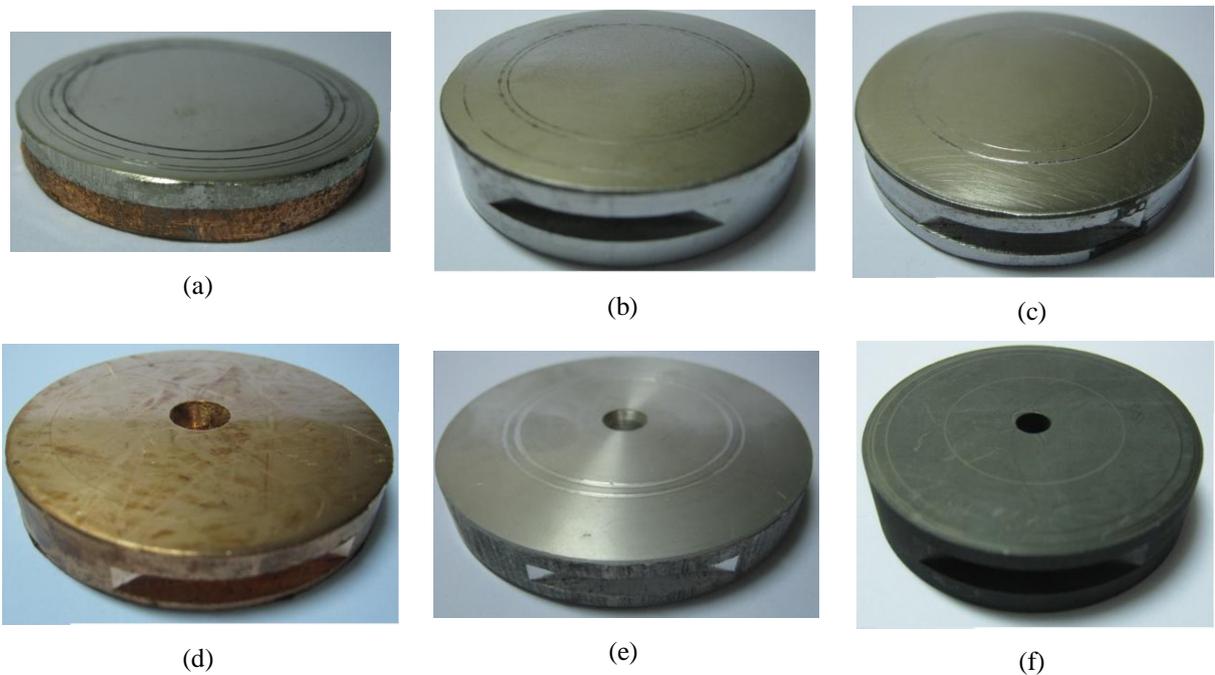


Figura 4.2 – Corpos de prova utilizados no tribômetro (a) níquel puro; (b) aço ABNT 1030 laminado; (c) aço ABNT 1030 recozido, (d) cobre eletrolítico, (e) liga de alumínio AA 6262-T6 e (f) grafite.

Fonte - Elaboradas pelo autor

As figuras 4.3 (a) e 4.3 (b) mostram respectivamente a fotografia e o desenho do pino com topo esférico de metal duro microgrão revestido com (Ti,Al)N utilizado no teste de pino sobre disco.

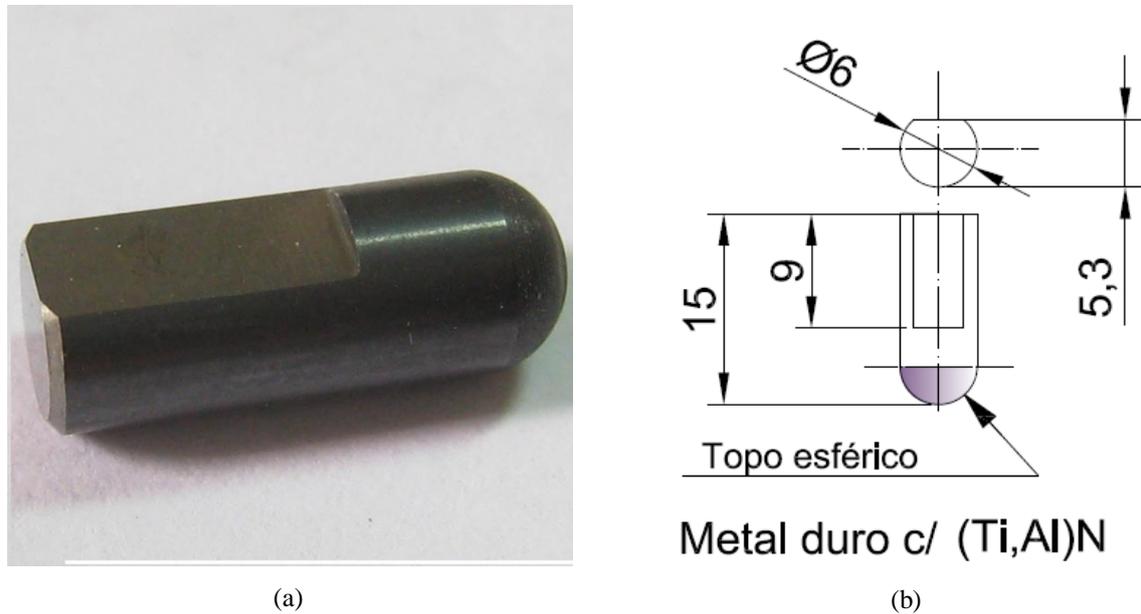


Figura 4.3 – (a) Fotografia e (b) Desenho do pino com topo esférico de metal duro microgrão revestido com (Ti,Al)N para ensaio de pino sobre disco.

Fonte - Elaboradas pelo autor

Os testes de microfresamento foram realizados com microfresas de metal duro integral revestidas com (Ti,Al)N por processo PVD, com duas arestas de corte e diâmetro de  $500\ \mu\text{m}$ , ângulo de hélice de  $30^\circ$ , comprimento de hélice ( $L_3$ ) de 1,5 mm, diâmetro da haste de 6 mm e comprimento total de 50 mm. A figura 4.4(a) mostra a fotografia e a figura 4.4(b) mostra o desenho da microfresa utilizada.

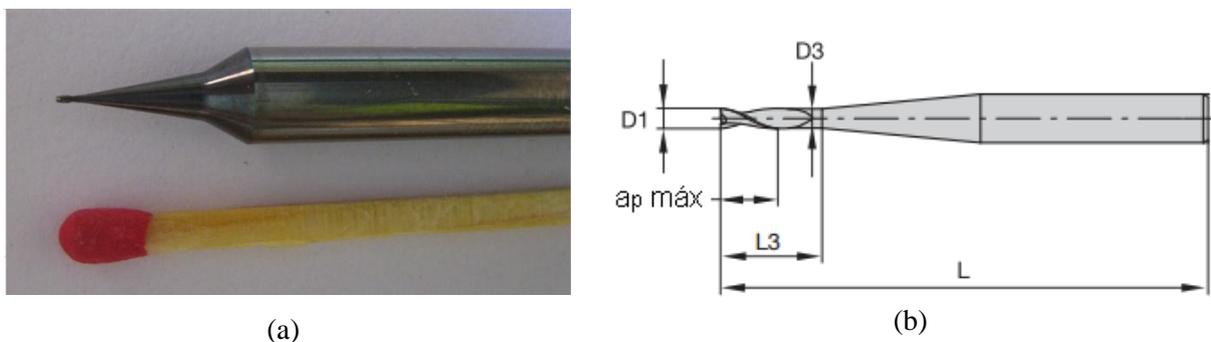


Figura 4.4 – (a) Fotografia e (b) Desenho da microfresa de metal duro integral.

Fonte - (a) Catálogo Sandvik Elaborada pelo autor

(b) Elaborada pelo autor

A figura 4.5(a) mostra a fotomicrografia da microfresa utilizada na usinagem dos materiais e a figura 4.5(b) mostra o raio da aresta de corte ( $\rho = 2,160 \mu\text{m}$ ).

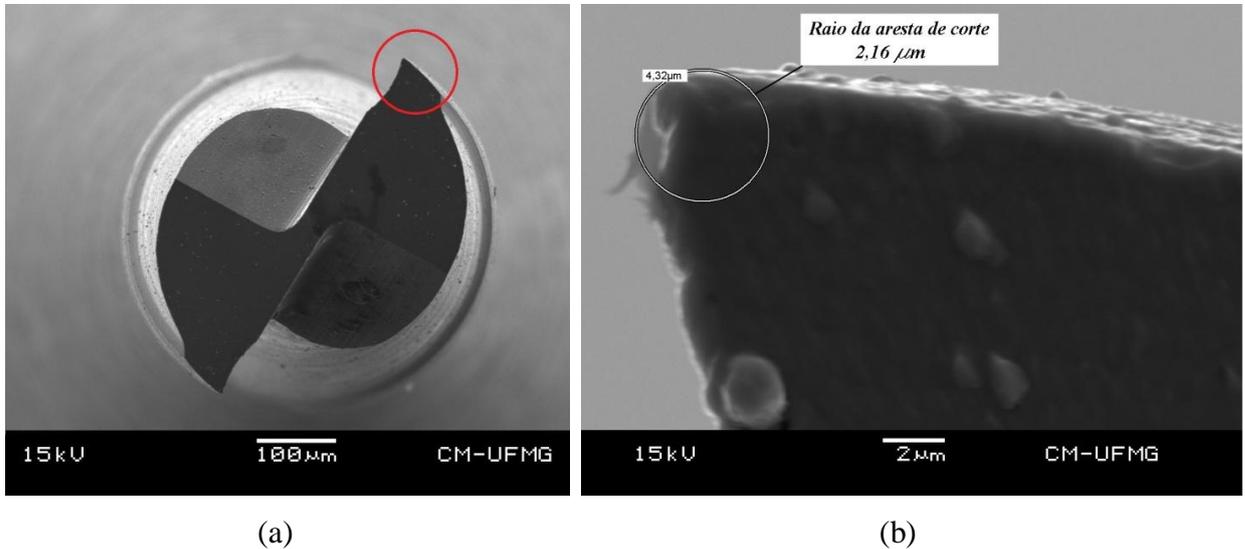


Figura 4.5 – (a) Fotomicrografia do topo da microfresa e (b) Detalhe do raio da aresta de corte.

Fonte - Elaboradas pelo autor

A figura 4.6 mostra a fotomicrografia do revestimento de (Ti,Al)N da microfresa com espessura de  $1,7 \mu\text{m}$  e a figura 4.7 mostra a análise de EDX do revestimento, acusando a presença dos elementos titânio, alumínio e nitrogênio.

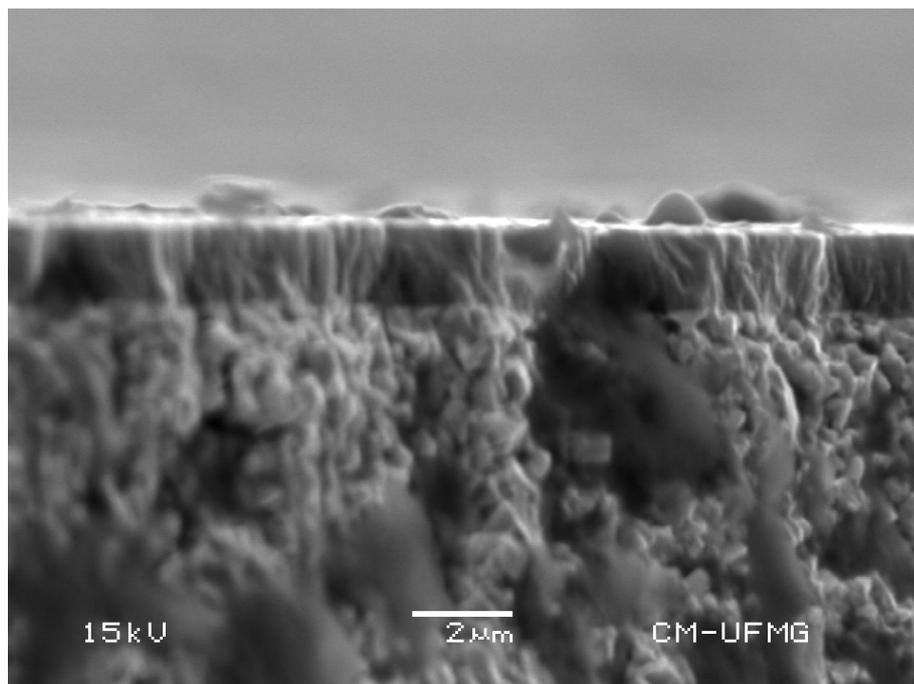


Figura 4.6- Fotomicrografia do revestimento de (Ti,Al)N.

Fonte - Elaborada pelo autor

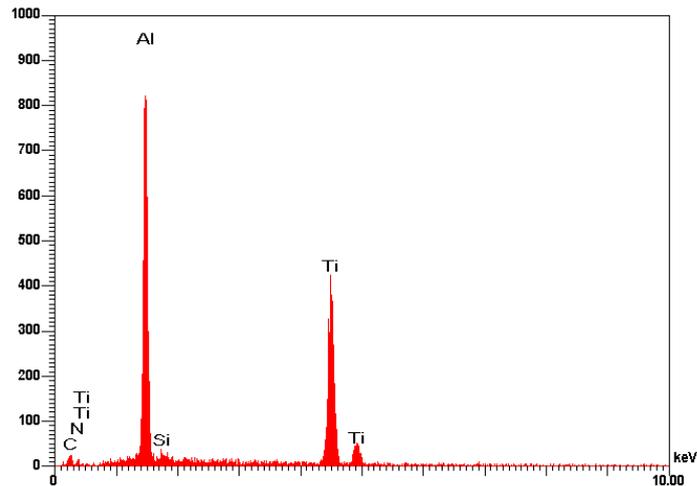


Figura 4.7- Análise de EDX do revestimento.

Fonte - Elaborada pelo autor

Todos os materiais foram usinados a seco, com exceção da usinagem do cobre eletrolítico, na qual foi utilizado álcool como fluido de corte.

## 4.2 Equipamentos

A medição do coeficiente de atrito entre os materiais dos corpos de prova e o material da microfresa foi executada no tribômetro Micro Test modelo MT (figura 4.8) do Laboratório de Tribologia do Departamento de Engenharia de Materiais da UFMG.

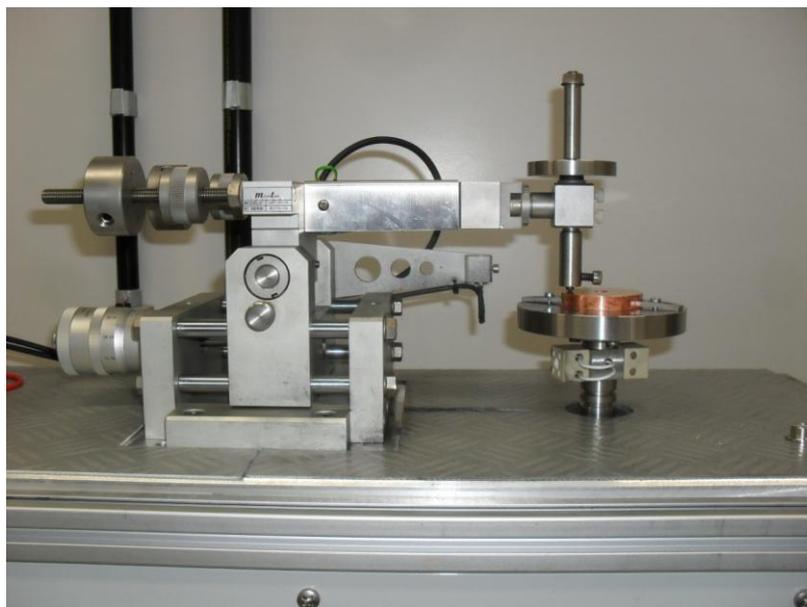


Figura 4.8 – Tribômetro Micro Test modelo MT.

Fonte - Elaborada pelo autor

As análises de elementos químicos presentes nos materiais feitas por EDX (espectroscopia de energia dispersiva de raio-X) e fotomicrografias das ferramentas e das amostras microusinadas foram feitas no microscópio eletrônico de varredura Shimadzu modelo SSX-550 Supercan do Laboratório de Materiais do CEFET MG e no microscópio eletrônico de varredura Jeol modelo JSM 6360LV do Centro de Microscopia da UFMG.

Os testes de microfresamento foram executados em um centro de usinagem ROMI modelo Discovery 560 com potência de 9,0 kW e rotação máxima de 7500 rpm, equipado com comando numérico Siemens 810D.

Uma turbina pneumática Air Turbine Tools modelo 650BT40 (figura 4.9), com rotação máxima de 40000 rpm foi acoplada ao centro de usinagem. Esta turbina utiliza pinças de precisão com diâmetro de 6 mm. O objetivo da utilização da turbina é atingir uma velocidade de corte adequada aos materiais usinados, uma vez que a máxima rotação disponível no centro de usinagem (7500 rpm) iria proporcionar velocidade de corte com valor inferior ao indicado devido ao diâmetro das microfresas (500  $\mu\text{m}$ ).

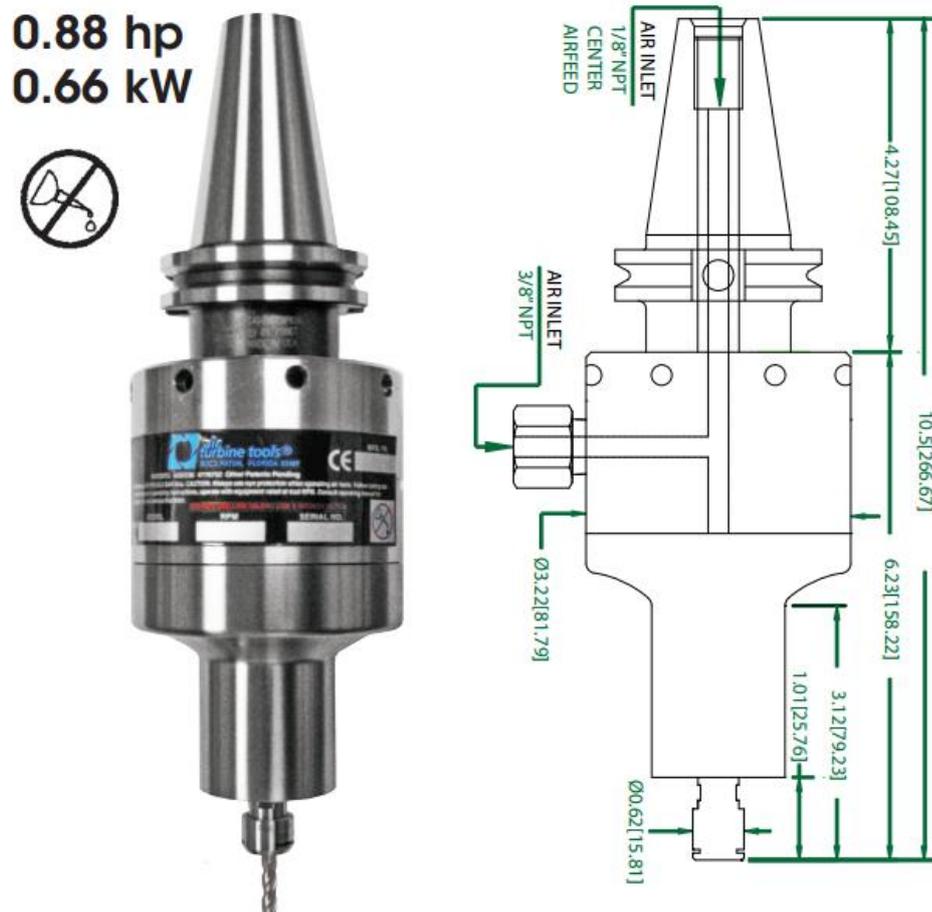


Figura 4.9 – Turbina pneumática.

Fonte - Air Turbine Tool, 2013

Para avaliação da força na direção de avanço durante o fresamento foi utilizado o dinamômetro Kistler modelo 9257 BA (figura 4.10) com amplificador de sinais e placa de aquisição e software Dynoware instalado em um computador AMD K6.

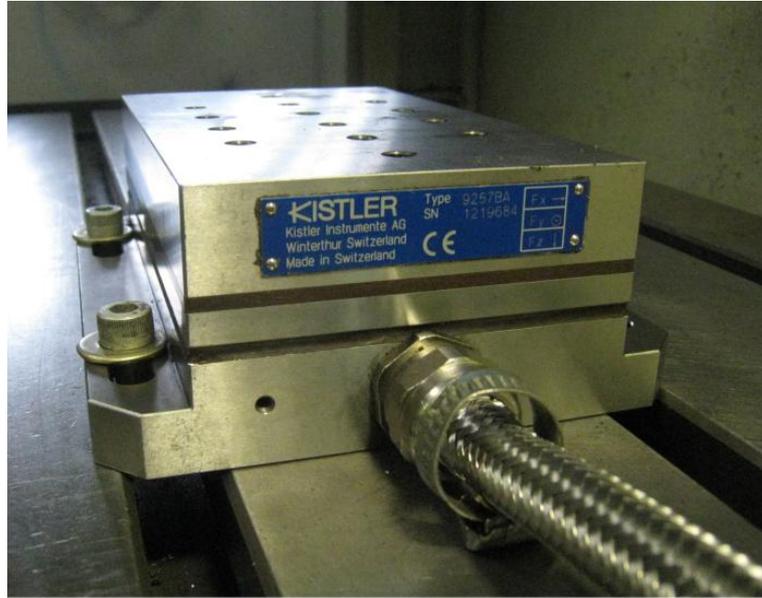


Figura 4.10 – Dinamômetro Kistler modelo 9257 BA.

Fonte - Elaborada pelo autor

Para a aquisição dos sinais de emissão acústica foram utilizados sensores PSA300 Mc (Wade Monitoring), com filtro passa alta de 150 kHz e regulador de sinais DFF-01. O esquema de montagem é mostrado no diagrama de blocos da figura 4.11 e a montagem do sensor de emissão acústica no corpo de prova é mostrada na figura 4.12.



Figura 4.11 – Esquema de montagem para aquisição de sinais de emissão acústica.

Fonte - Elaborada pelo autor

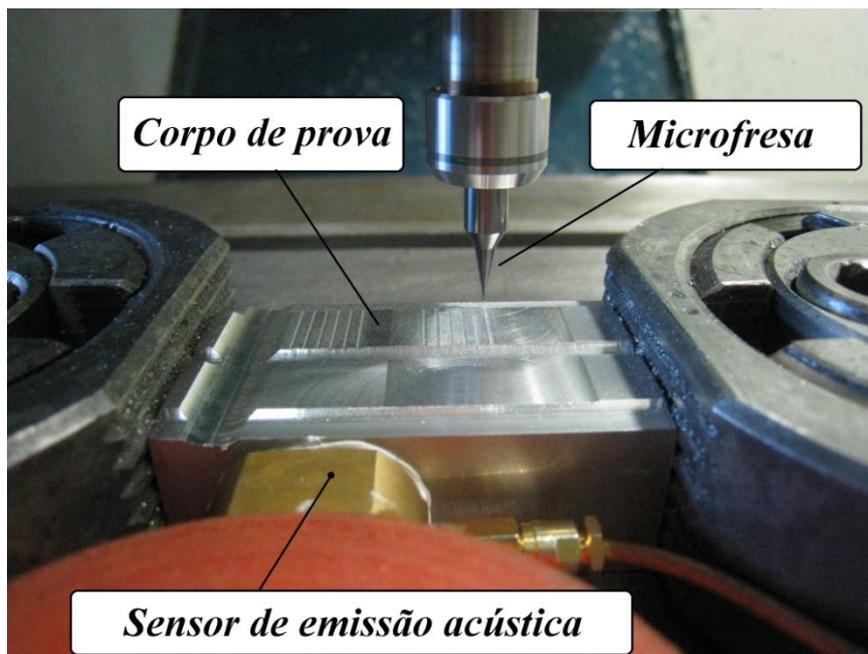


Figura 4.12 – Montagem do sensor de emissão acústica.

Fonte - Elaborada pelo autor

A medição da rugosidade dos corpos de prova foi realizada em um perfilômetro óptico NANOVEA modelo PS50 (figura 4.13) e foi utilizado o software NANOVEA 3D.

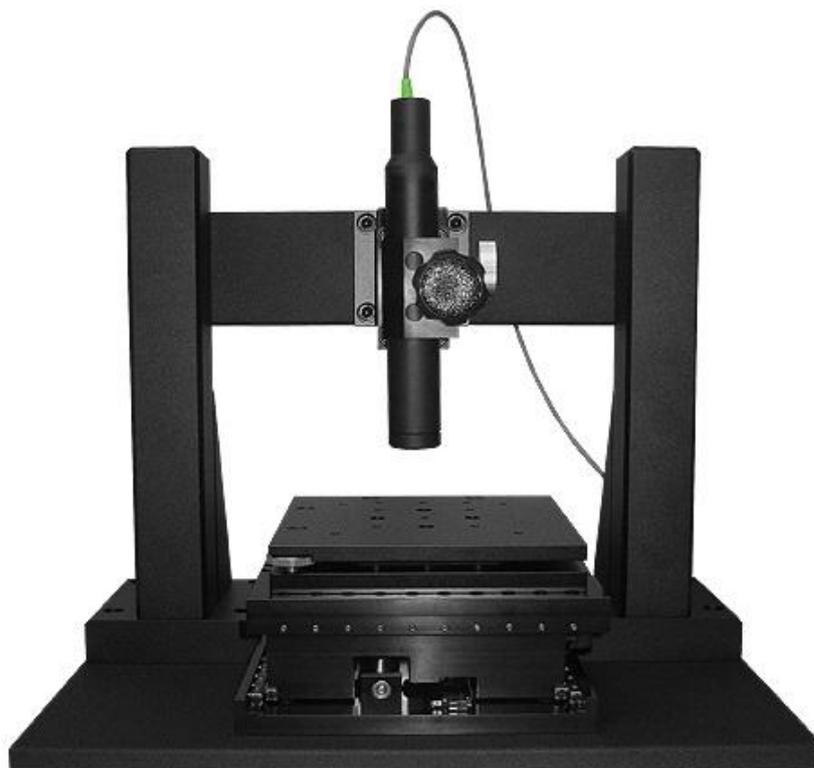


Figura 4.13 - Perfilômetro óptico NANOVEA PS50.

Fonte - NANOVEA

### 4.3 Métodos

O procedimento experimental foi executado na sequência:

- a) preparação dos corpos de prova para ensaio de pino sobre disco e avaliação da rugosidade,
- b) microfresamento dos materiais: níquel puro, cobre eletrolítico, liga de alumínio AA 6262-T6 e grafite para avaliação da força na direção do avanço,
- c) ensaios de pino sobre disco com os seis materiais deslizando contra pino de metal duro microgrão revestido com (Ti, Al)N,
- d) análise e fotomicrografias das superfícies dos canais de desgaste dos discos e do topo dos pinos no microscópio eletrônico de varredura,
- e) fotomicrografias do raio da aresta de corte,
- f) determinação dos avanços por aresta a serem utilizados a partir do raio da aresta de corte e dos coeficientes de atrito entre os materiais a serem microfresados e o material da microfresa,
- g) microfresamento dos materiais: níquel puro, aço ABNT 1030 laminado, aço ABNT 1030 recozido, cobre eletrolítico, liga de alumínio AA 6262-T6 e grafite. Nesta etapa foram registrados os sinais de emissão acústica,
- h) avaliação da rugosidade do fundo dos canais utilizando perfilômetro óptico,
- i) avaliação da formação de rebarbas utilizando microscópio eletrônico de varredura.

Após a preparação dos corpos de prova foi feita a medição da rugosidade ( $R_a$ ) da superfície de cada amostra preparada para os testes de pino sobre disco. Conforme a norma ASTM G99-05 (2010), as superfícies dos corpos de prova devem apresentar rugosidade  $R_a \leq 0,8 \mu\text{m}$ . Em seguida as amostras foram montadas no tribômetro onde foram feitas as medições dos coeficientes de atrito dos materiais: níquel puro, aço ABNT 1030 laminado, aço ABNT 1030 recozido, cobre eletrolítico, liga de alumínio AA 6262 T6 e grafite, deslizando contra pino de metal duro microgrão revestido com (Ti,Al)N. A velocidade de deslizamento do pino sobre o disco adotada foi igual a velocidade de corte utilizada nos ensaios de microfresamento, qual seja: 62,8 m/min. Os ensaios foram executados sem fluido de corte.

Paralelamente foi feita medição do raio da aresta de corte ( $\rho$ ) da microfresa no MEV. A partir destes resultados foram determinadas as espessuras críticas de material não deformado ( $h_c$ ) que correspondem aos valores dos avanços por aresta conforme equação 3.17.

Após os ensaios de pino sobre disco, os corpos de prova e os pinos de metal duro microgrão revestidos com (Ti,Al)N foram montados no MEV, onde foram feitas as análises de EDX e fotomicrografias dos canais desgastados dos discos e do topo dos pinos.

O diagrama de blocos da figura 4.14 mostra as etapas do trabalho.

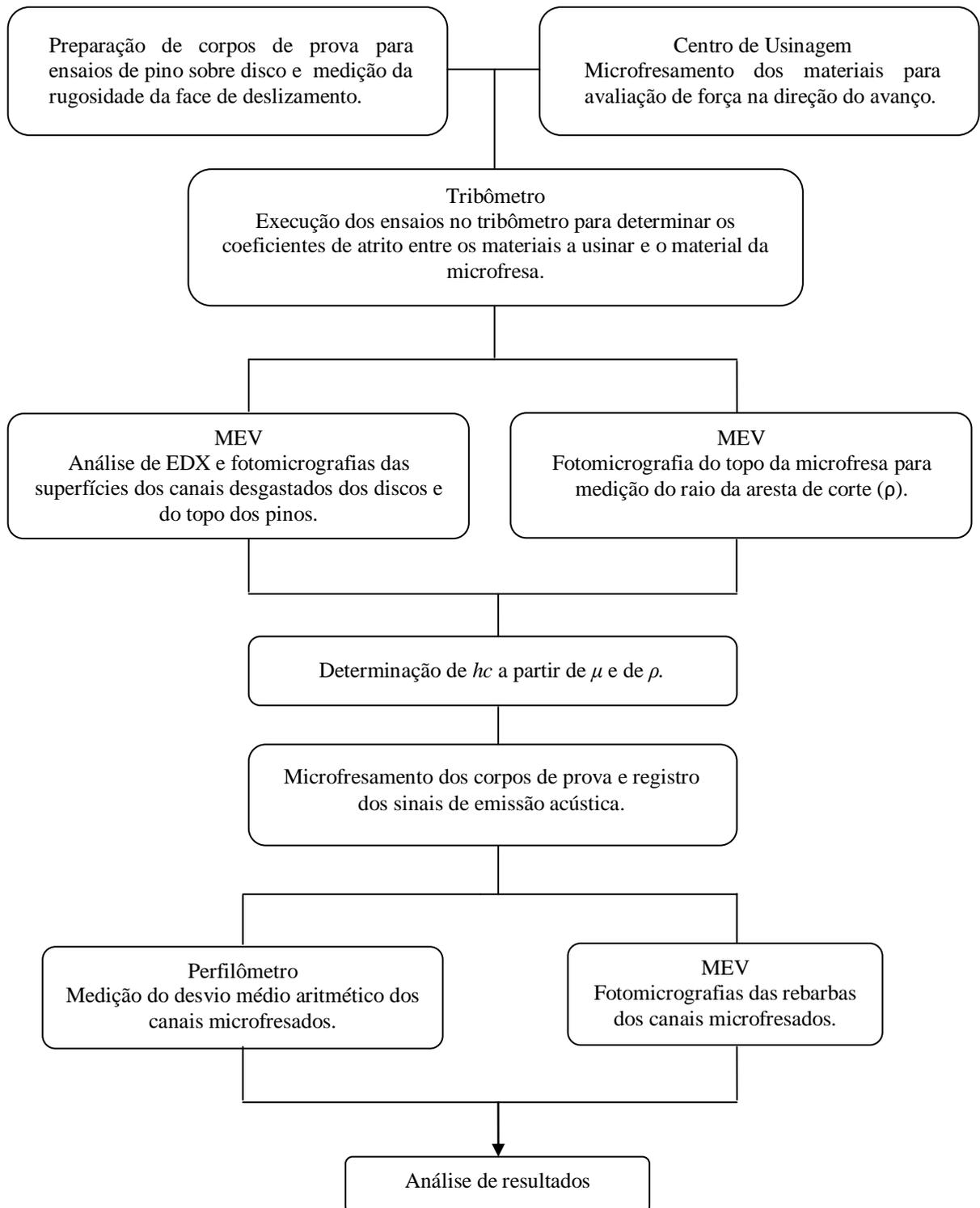


Figura 4.14 – Sequência de etapas do trabalho.

Fonte - Dados do autor

Para a determinação da força na direção do avanço durante o microfresamento o corpo de prova foi montado em uma placa de três castanhas que estava afixada ao dinamômetro, e este à mesa do centro de usinagem. A turbina com microfresa foi montada no cabeçote do centro de usinagem. A montagem completa pode ser vista na figura 4.15.

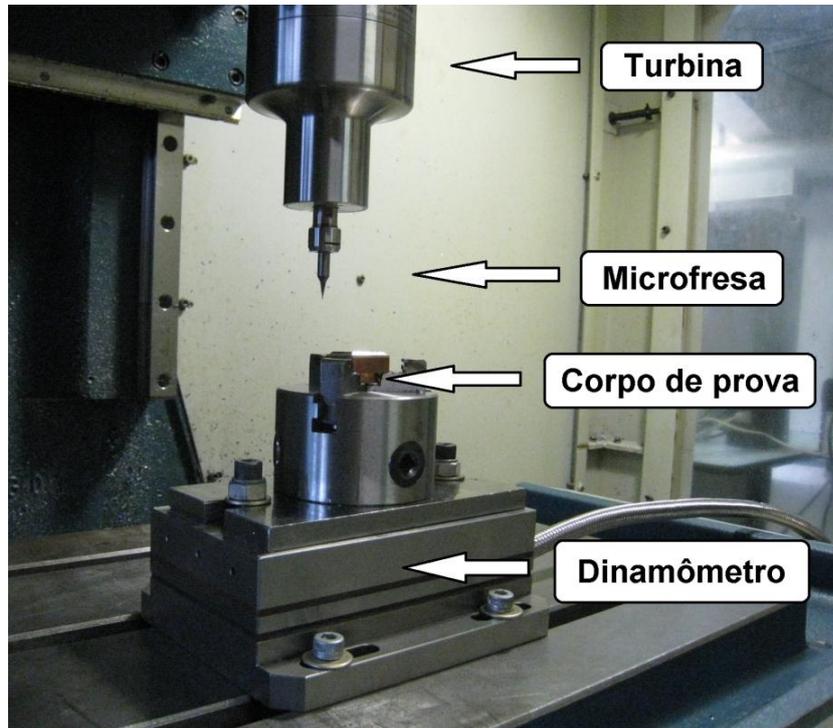


Figura 4.15 – Montagem turbina com microfresa e corpo de prova na placa sobre dinamômetro.

Fonte - Elaboradas pelo autor

Para garantir a perpendicularidade da superfície em relação ao eixo de rotação, ou seja, garantir que durante a usinagem do canal a profundidade de usinagem fosse constante do início ao fim de cada canal, foi executado o faceamento da amostra com a microfresa (diâmetro  $500\mu\text{m}$ ) onde seriam executados os canais para aquisição de sinais de força. Primeiramente foi usinado um canal com profundidade de usinagem de  $30\mu\text{m}$  (figura 4.16a), em seguida a microfresa foi deslocada  $200\mu\text{m}$  para a direita e executada nova usinagem gerando um canal com  $700\mu\text{m}$  de largura (figura 4.16b). Por último (figuras 4.16c e 4.16d) a microfresa foi centralizada nesse canal e foram usinados canais com profundidade de usinagem de  $30$  e  $50\mu\text{m}$ .

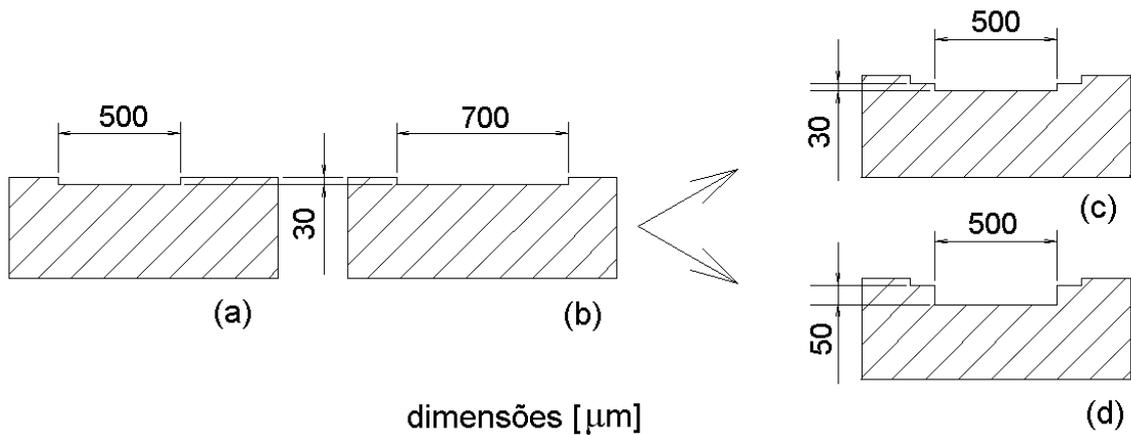


Figura 4.16 – (a) Canal com largura 500  $\mu\text{m}$ ; (b) Canal com largura 700  $\mu\text{m}$ , (c) Canal com largura 500  $\mu\text{m}$  e  $a_p=30\ \mu\text{m}$  e (d) Canal com largura 500  $\mu\text{m}$  e  $a_p=50\ \mu\text{m}$  ao longo do canal microusinado.

Fonte - Elaborada pelo autor

Em cada corpo de prova foram executados quatro canais como mostra a figura 4.17, combinando duas profundidades de usinagem (30 e 50  $\mu\text{m}$ ) e dois avanços por aresta (0,250 e 0,500  $\mu\text{m}$ ). Tais avanços adotados foram adequados para se trabalhar com valores da espessura do material não deformado acima e abaixo do valor da espessura crítica ( $h_c$ ) para evidenciar os modos “usinagem” e “sulcamento”.



Figura 4.17 – Canais microusinados (16 mm x 16 mm).

Fonte - Elaborada pelo autor

Na etapa a seguir, o objetivo foi registrar a intensidade do sinal da emissão acústica durante o microfresamento dos corpos de prova, para posterior avaliação da rugosidade  $R_a$  do fundo dos canais e da formação de rebarbas.

No planejamento de testes foram utilizados dois valores de profundidade de usinagem (30  $\mu\text{m}$  e 50  $\mu\text{m}$ ) e três valores de avanço por aresta, sendo o valor central igual à espessura crítica de material não deformado ( $h_c$ ). O valor inferior do avanço por aresta foi calculado usando 80% da espessura crítica do material não deformado para se usinar no modo “sulcamento” e o superior equivalente a 120% da espessura crítica do material não deformado para se usinar no modo “usinagem”. O planejamento fatorial forneceu seis condições de testes, e com a réplica de cada condição foram totalizados doze canais por corpo de prova. A velocidade de corte foi mantida em 62,8 m/min para todos os materiais ( $n=40000$  rpm e diâmetro da microfresa= 500  $\mu\text{m}$ ) e todos os testes foram executados sem fluido de corte, com exceção do cobre eletrolítico em que foi utilizado álcool.

Nesta etapa também foi observada a preparação da superfície do corpo de prova para se ter a profundidade de usinagem constante durante a execução do canal, conforme figura 4.16.

## 5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

A seguir serão apresentados os resultados obtidos e discussão da fase preparatória dos corpos de prova para ensaios de pino sobre disco e dos ensaios de microfresamento, a saber: rugosidade dos corpos de prova para ensaios de pino sobre disco, coeficiente de atrito dos pares tribológicos ferramenta-peça, seguidos de microdureza e tamanho de grãos do aço ABNT 1030 laminado e do aço ABNT 1030 recozido, avanços por aresta adotados no microfresamento, intensidade do sinal médio quadrático de emissão acústica, rugosidade e finalizando com a formação de rebarbas.

A figura 5.1 mostra a rugosidade  $R_a$  da face de deslizamento preparada de cada corpo de prova antes da utilização no tribômetro. Todos os materiais apresentaram rugosidade ( $R_a$ ) menor que  $0,8 \mu\text{m}$ , conforme determinado pela norma ASTM G99-05 (2010)

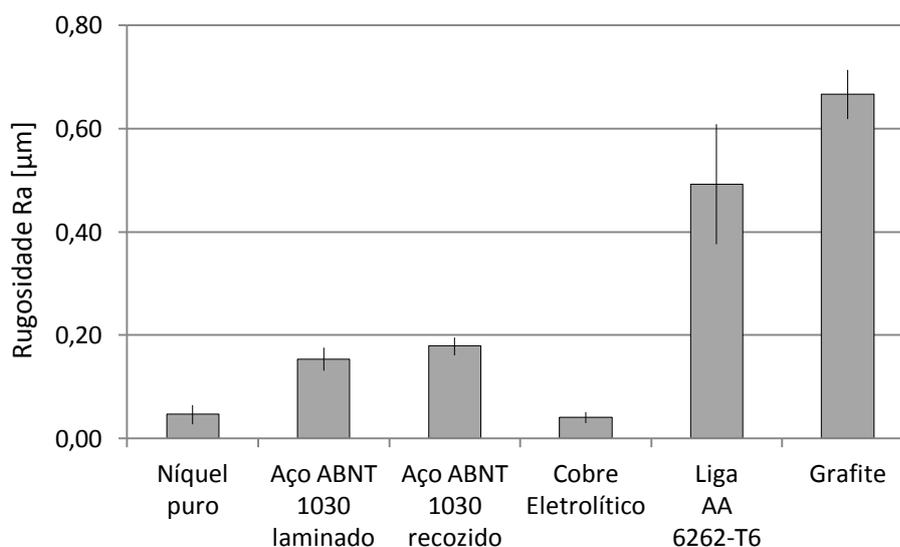


Figura 5.1 – Rugosidade  $R_a$  da face de deslizamento dos corpos de prova para tribômetro.

Fonte - Dados do autor

### 5.1 Força registrada no microfresamento

Durante o microfresamento do níquel puro, cobre eletrolítico, liga de alumínio AA 6262-T6 e grafite foram registrados os sinais de força na direção de avanço. A figura 5.2 apresenta, a título de exemplo, a curva de força na direção de avanço em função do tempo do microfresamento do cobre eletrolítico com  $a_p = 30 \mu\text{m}$  e  $f_z = 0,250 \mu\text{m}$

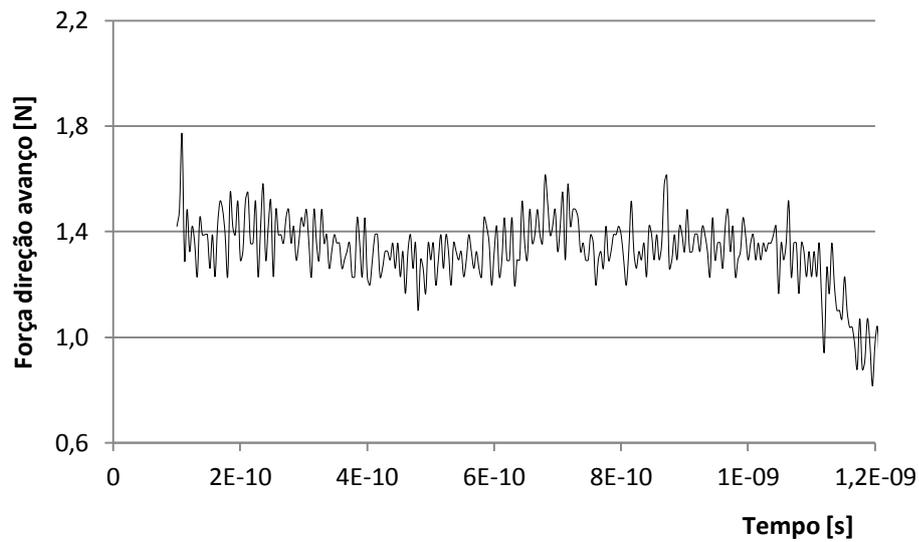


Figura 5.2 –Força na direção de avanço versus tempo: cobre eletrolítico,  $a_p = 30 \mu\text{m}$  e  $f_z = 0,250 \mu\text{m}$ .

Fonte - Dados do autor

### 5.1.1 Força na direção de avanço no níquel puro

Durante o microfresamento do níquel puro o registro da força na direção de avanço mostrou crescimento com o aumento do avanço por aresta tanto para profundidade de usinagem de  $30 \mu\text{m}$  quanto para  $50 \mu\text{m}$  (figura 5.3). A redução de  $f_z$  de  $0,500 \mu\text{m}$  para  $0,250 \mu\text{m}$  com  $a_p$  igual a  $30 \mu\text{m}$  resultou em crescimento da pressão específica de corte de  $142858 \text{ N/mm}^2$  para  $148107 \text{ N/mm}^2$ . Isto evidencia o efeito escala.

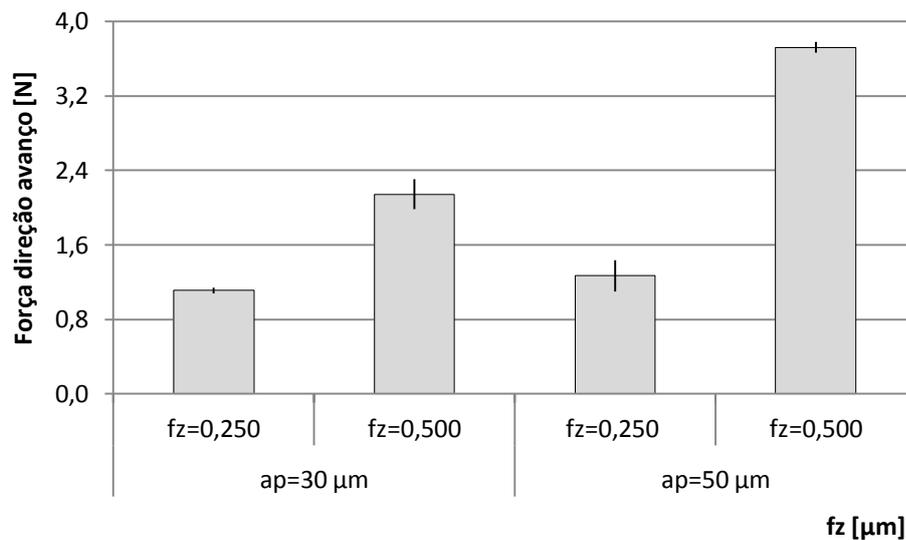


Figura 5.3 – Força na direção do avanço versus  $a_p$  e  $f_z$ : níquel puro.

Fonte - Dados do autor

### 5.1.2 Força na direção de avanço no cobre eletrolítico

A figura 5.4 mostra a intensidade da força na direção de avanço em função da profundidade de usinagem e do avanço por aresta registrada no microfresamento do cobre eletrolítico. A pressão específica de corte aumentou com a redução de  $f_z$  para os dois valores de  $a_p$  evidenciando o efeito escala (de 150419 para 165894 N/mm<sup>2</sup> para  $a_p = 30 \mu\text{m}$  e de 102776 para 107217 N/mm<sup>2</sup> para  $a_p = 50 \mu\text{m}$ ). O aumento do avanço por aresta provocou aumento da força. Já a profundidade de usinagem não mostrou influência significativa sobre a intensidade da força.

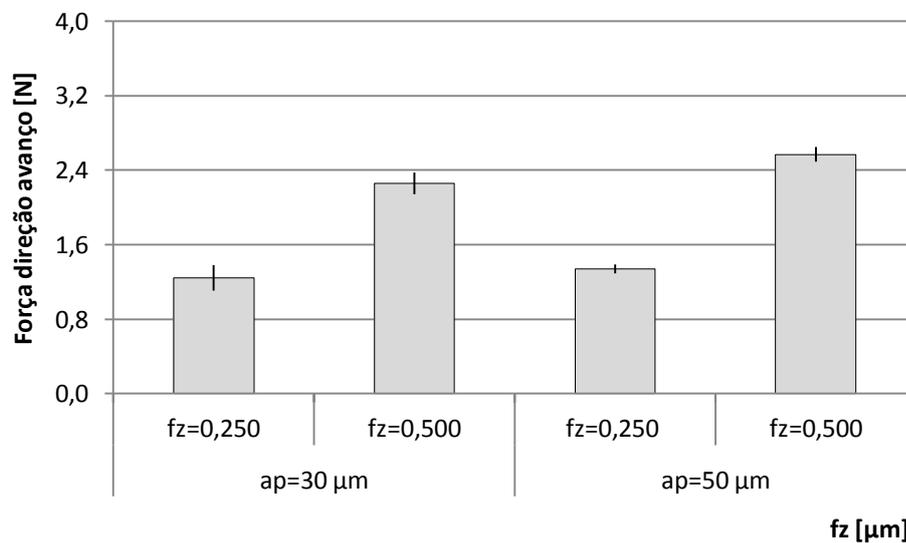


Figura 5.4 – Força na direção do avanço versus  $a_p$  e  $f_z$ : cobre eletrolítico.

Fonte - Dados do autor

### 5.1.3 Força na direção de avanço na liga de alumínio AA 6262-T6

A liga de alumínio AA 6262-T6 apresenta baixos valores de dureza, alongamento percentual e pressão específica de corte. Isto o torna um material de fácil usinabilidade, entretanto, o aumento da área cisalhada ( $a_p \times f_z$ ) gera maior temperatura que por sua vez aumenta a ductilidade do material provocando sua aderência à superfície de saída da ferramenta. Isto pode congestionar os canais helicoidais da microfresa que induz ao aumento da força. Na figura 5.5 pode ser observado o aumento da força com o aumento da profundidade de usinagem e com o aumento do avanço por aresta.

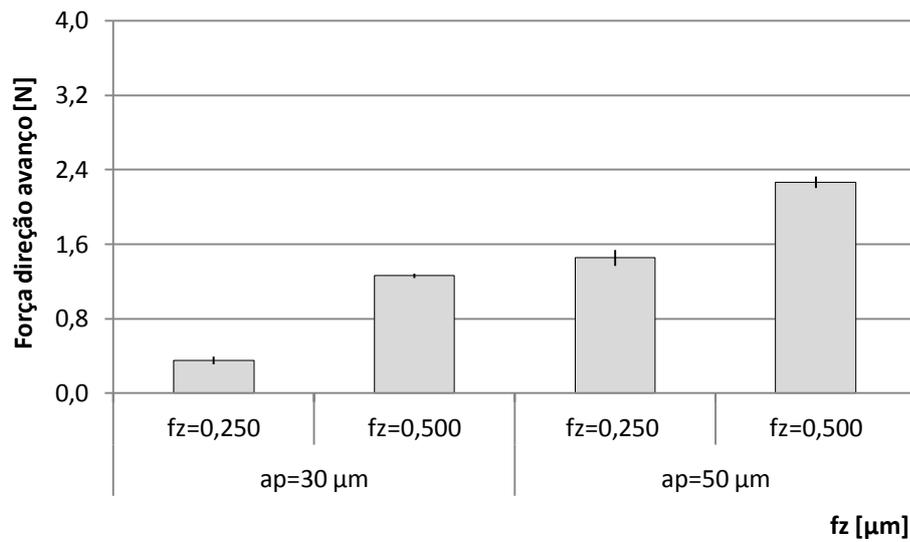


Figura 5.5 – Força na direção do avanço versus  $a_p$  e  $f_z$ : liga de alumínio AA 6262-T6.

Fonte - Dados do autor

#### 5.1.4 Força na direção de avanço no grafite

A fragilidade do grafite e sua característica lubrificante (que reduz a tensão de cisalhamento na interface cavaco-ferramenta) o tornam um material que exige pequenos valores de força para cisalhá-lo. O avanço por aresta e a profundidade de usinagem não mostraram influência sobre as forças registradas, como pode ser observado na figura 5.6.

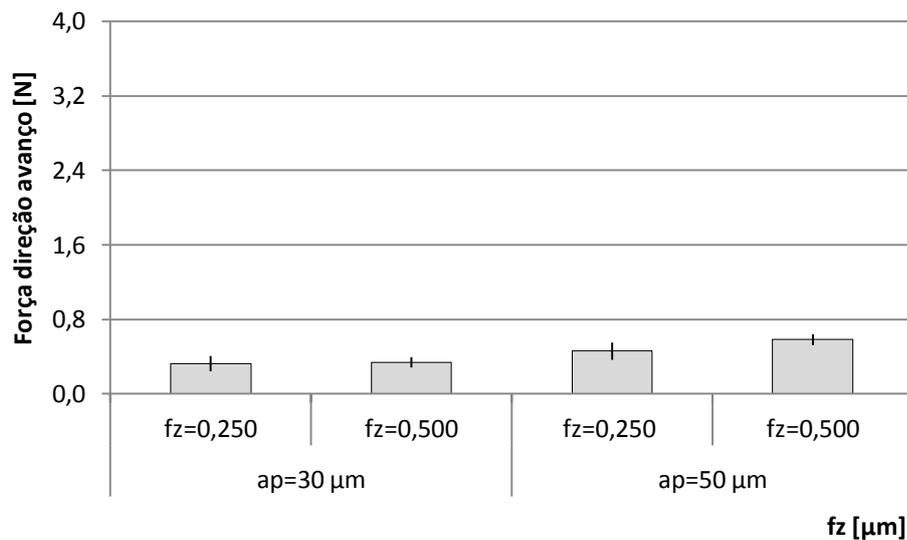


Figura 5.6 – Força na direção do avanço versus  $a_p$  e  $f_z$ : grafite.

Fonte - Dados do autor

O aumento do avanço por aresta com mesma profundidade de usinagem aumenta a força na direção de avanço para os materiais testados com exceção do grafite. A profundidade de usinagem mostrou influência sobre a força para o níquel puro e para a liga de alumínio AA 6262-T6.

## 5.2 Coeficiente de atrito entre os materiais da ferramenta e do corpo de prova

Os ensaios de pino sobre disco foram executados conforme norma ASTM G99-05 (2010), utilizando pinos de metal duro microgrão com topo esférico revestidos com (Ti,Al)N deslizando contra discos dos materiais utilizados nos corpos de prova.

A velocidade de deslizamento utilizada para todos os ensaios de pino sobre disco foi igual à velocidade de corte programada para os testes de microfresamento, qual seja: 62,8 m/min.

A carga normal (W) adotada foi igual a três vezes o valor da força na direção do avanço, tendo então para cada material dois valores de carga normal, sendo um para a força obtida com menor valor de avanço por aresta ( $f_z = 0,250 \mu\text{m}$ ) e o outro para o maior valor de avanço por aresta ( $f_z = 0,500 \mu\text{m}$ ).

O valor médio de coeficiente de atrito e respectivo desvio padrão para dois valores de carga normal (W) aplicada em cada material é mostrado na tabela 5.1.

TABELA 5.1  
Coeficientes de atrito

Material	Carga Normal $W_1$ [N]	Coeficiente de atrito $\mu$	Carga Normal $W_2$ [N]	Coeficiente de atrito $\mu$
Níquel puro	2	0,77±0,10	7	0,71±0,05
Aço ABNT 1030 laminado	2	0,60±0,09	7	0,59±0,04
Aço ABNT 1030 recozido	2	0,64±0,11	7	0,58±0,06
Cobre eletrolítico	2	0,57±0,04	3	0,40±0,02
Liga de alumínio AA 6262-T6	2	0,57±0,11	5	0,62±0,14
Grafite	1	0,22±0,03	2	0,23±0,02

Fonte - Dados do autor

### 5.2.1 Coeficiente de atrito e canais de desgaste em níquel puro

A figura 5.7 mostra as curvas de coeficiente de atrito do níquel puro em função da distância de deslizamento para cargas de 2 N e 7 N. Pode-se observar comportamento similar para as curvas, sendo que para a carga normal de 7 N a curva se mostra com valores pouco inferiores, indicando que ocorreram maiores temperaturas no cisalhamento das junções devido à maior carga normal, as quais aceleraram a formação de óxidos de níquel na interface, reduzindo o coeficiente de atrito, conforme HUTCHINGS (1992).

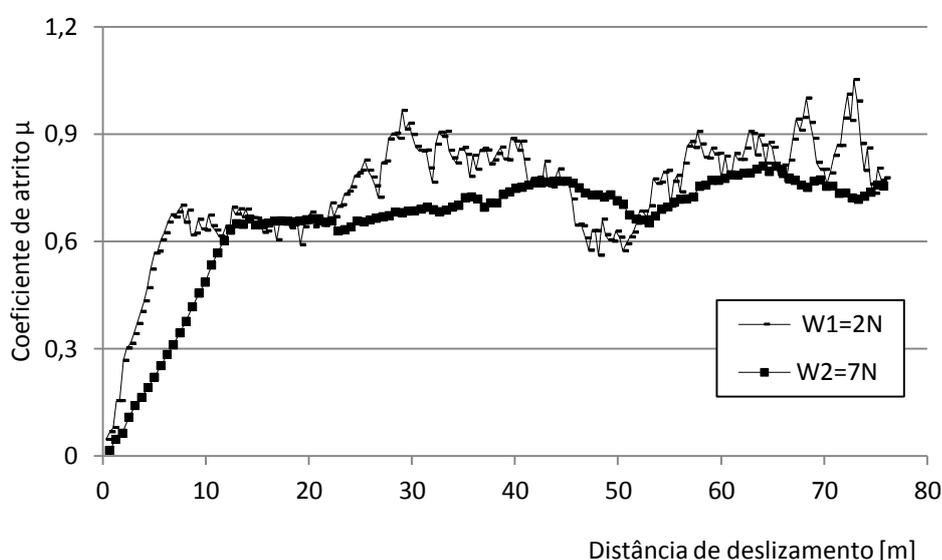


Figura 5.7 – Coeficiente de atrito versus distância de deslizamento: metal duro microgrão revestido com (Ti,Al)N contra níquel puro.

Fonte - Dados do autor

As figuras 5.8 e 5.9 mostram o canal de desgaste no disco de níquel puro e detalhe ampliado do canal, respectivamente. Pode ser observada a presença de material deformado plasticamente e desgaste abrasivo característico de materiais com grande alongamento percentual. O desgaste abrasivo ocorre quando as asperezas de uma superfície dura ou partículas duras deslizam sobre uma superfície com baixa dureza causando danos à interface por deformação plástica ou fratura. No caso de materiais dúcteis, asperezas ou partículas duras promovem escoamento plástico do material de menor dureza (BHUSHAN, 2013).

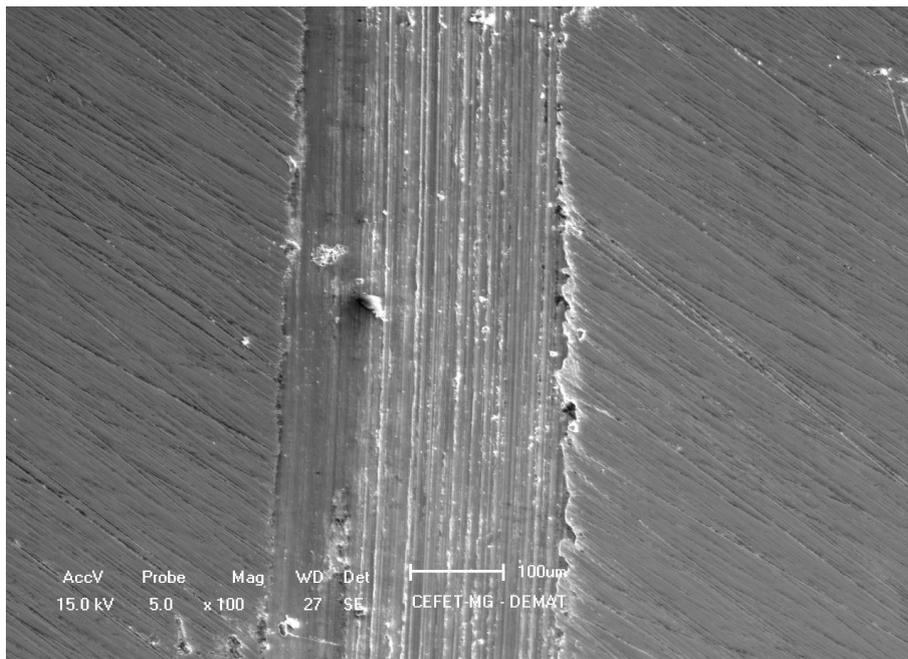


Figura 5.8 – Canal de desgaste no disco de níquel puro.

Fonte – Elaborada pelo autor

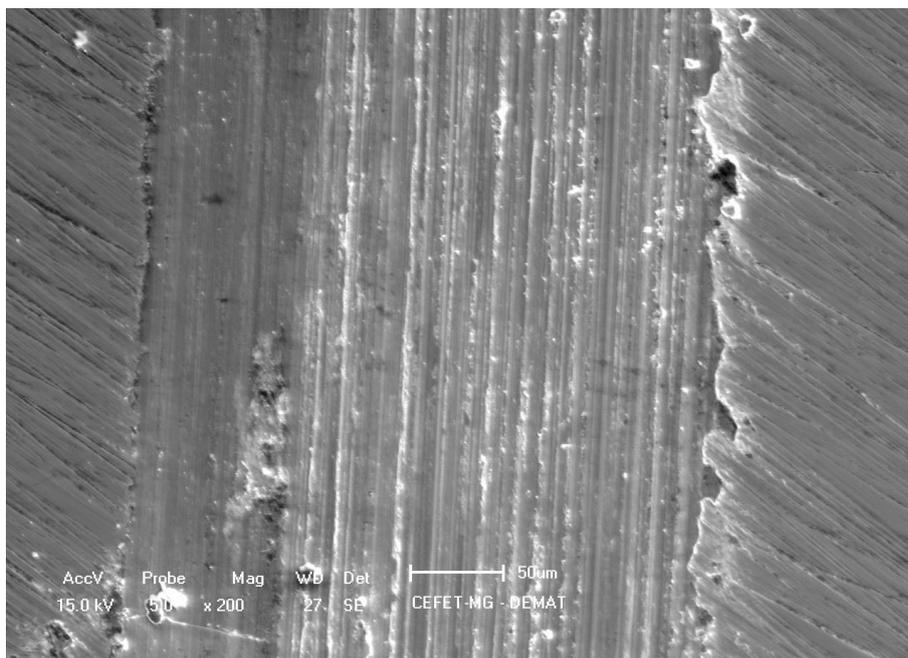


Figura 5.9 – Detalhe ampliado do canal no disco de níquel puro.

Fonte – Elaborada pelo autor

A figura 5.10 mostra a análise de EDX do fundo do canal, indicando a presença de níquel e oxigênio, ou seja, a formação de óxido de níquel que ocasiona decréscimo do valor de coeficiente de atrito entre as superfícies do disco e do pino.

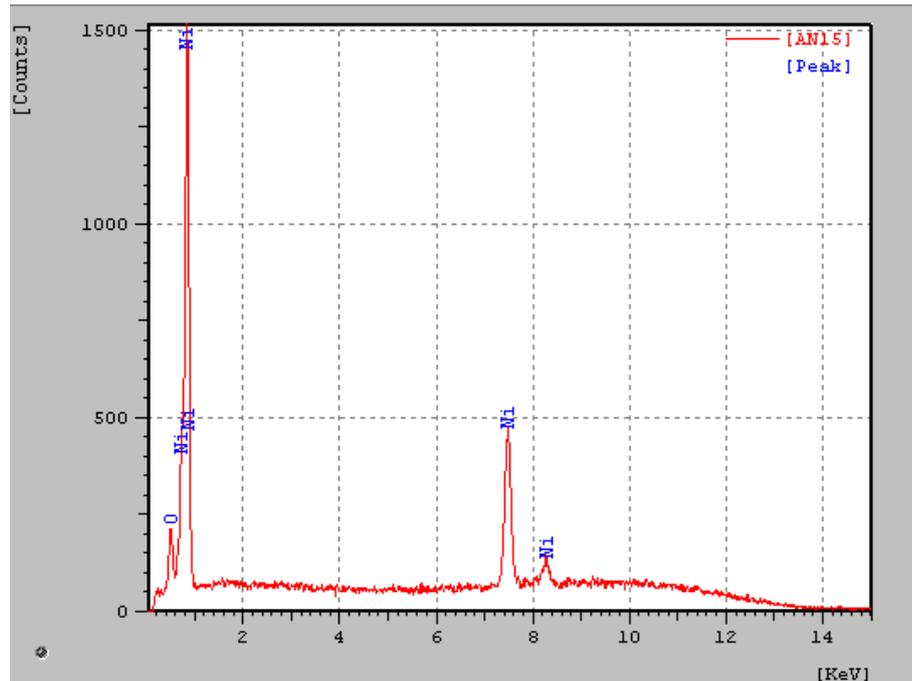


Figura 5.10 – Análise de EDX do fundo do canal.

Fonte - Dados do autor

A superfície do pino de metal duro revestido com (Ti,Al)N após o deslizamento contra disco de níquel puro é mostrada na fotomicrografia da figura 5.11 e o detalhe na figura 5.12. Pelas imagens de elétron secundário pode ser observada a adesão do níquel puro (material de menor dureza do par tribológico) na superfície do pino. Partículas destacadas da superfície do disco por abrasão e/ou adesão são aderidas à superfície do pino. Com a continuidade do deslizamento os fragmentos aderidos à superfície do pino são deformados plasticamente com maior intensidade e podem formar partículas soltas entre as superfícies de contato e/ou serem transferidos de volta à superfície do disco de níquel puro. Este mecanismo possibilita a retirada de material da contra peça (revestimento do pino).



Figura 5.11 – Fotomicrografia do topo esférico do pino de metal duro microgrão revestido com (Ti,Al)N com adesão de níquel puro

Fonte – Elaborada pelo autor

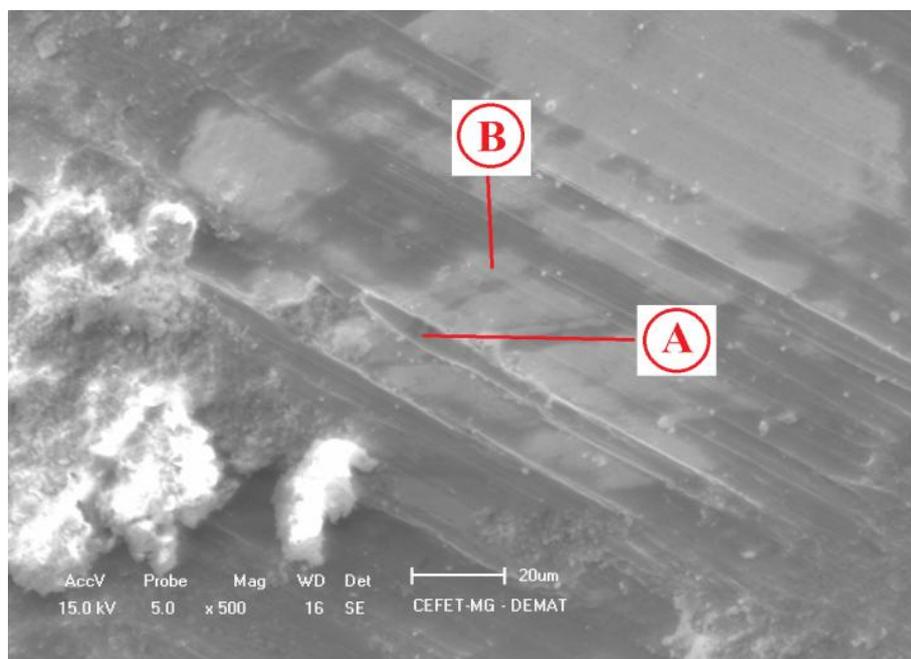


Figura 5.12 – Detalhe ampliado do topo esférico.

Fonte – Elaborada pelo autor

A figura 5.13 mostra a análise de EDX do topo do pino enfatizando a presença de cobalto e tungstênio, o que indica que nesta região o revestimento de (Ti,Al)N foi desgastado ou delaminado durante o deslizamento (detalhe A da figura 5.12), enquanto a figura 5.14

apresenta somente níquel e oxigênio, indicando a presença de material aderido na forma de óxido de níquel (detalhe B da figura 5.12).

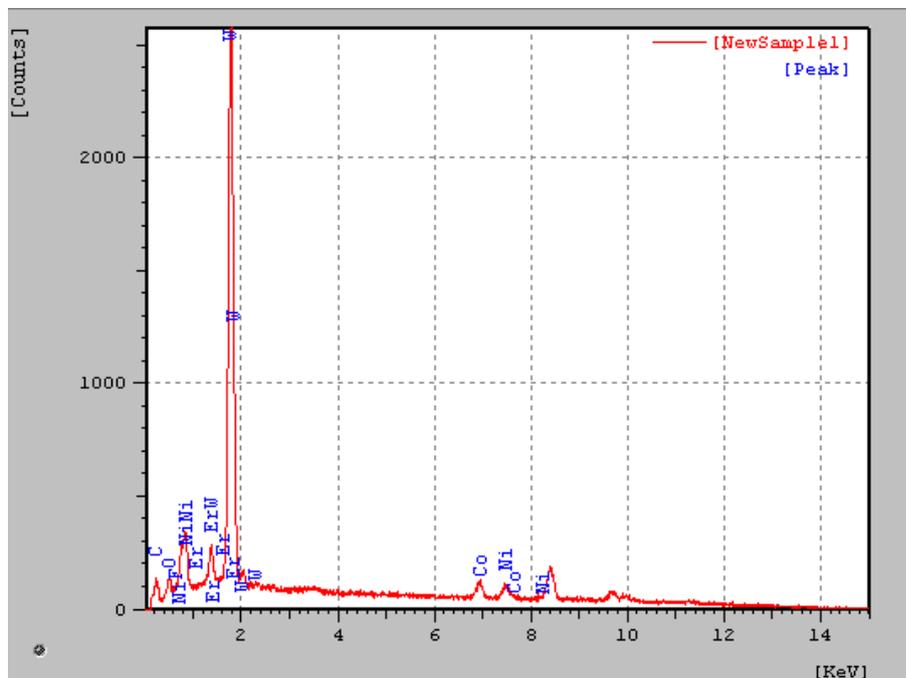


Figura 5.13 – Análise de EDX topo do pino com revestimento desgastado ou retirado.

Fonte - Dados do autor

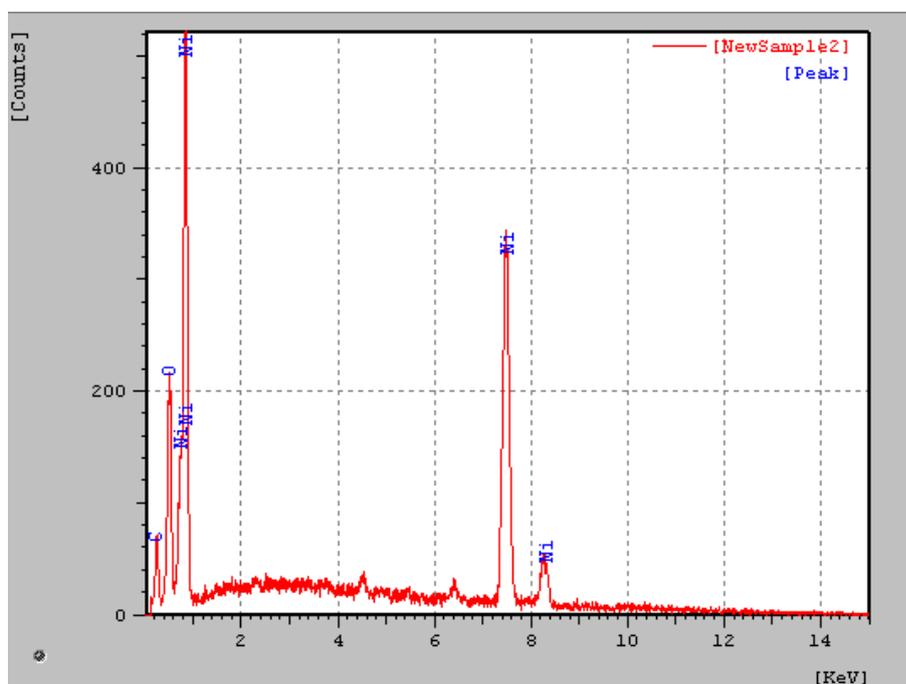


Figura 5.14 – Análise de EDX topo do pino com óxido de níquel aderido.

Fonte - Dados do autor

### 5.2.2 Coeficiente de atrito e canais de desgaste em aço ABNT 1030 laminado

A figura 5.15 representa as curvas de coeficiente de atrito versus distância de deslizamento do aço ABNT 1030 laminado contra metal duro microgrão revestido com (Ti,Al)N. Pode ser observado que para a carga normal de 7 N, a curva atinge o regime de estabilização do coeficiente de atrito com menor distância de deslizamento quando comparada à curva para carga normal de 2 N. Isto mostra que com a carga normal de 7 N foi possível desgastar as camadas de óxidos presentes com menor distância de deslizamento atingindo o aço (substrato) sem a presença de óxidos, enquanto que com a carga normal de 2 N foi necessária maior distância de deslizamento. Esta resposta confirma a equação de desgaste de Archard que afirma que o volume de material desgastado por unidade de deslizamento é diretamente proporcional à carga normal.

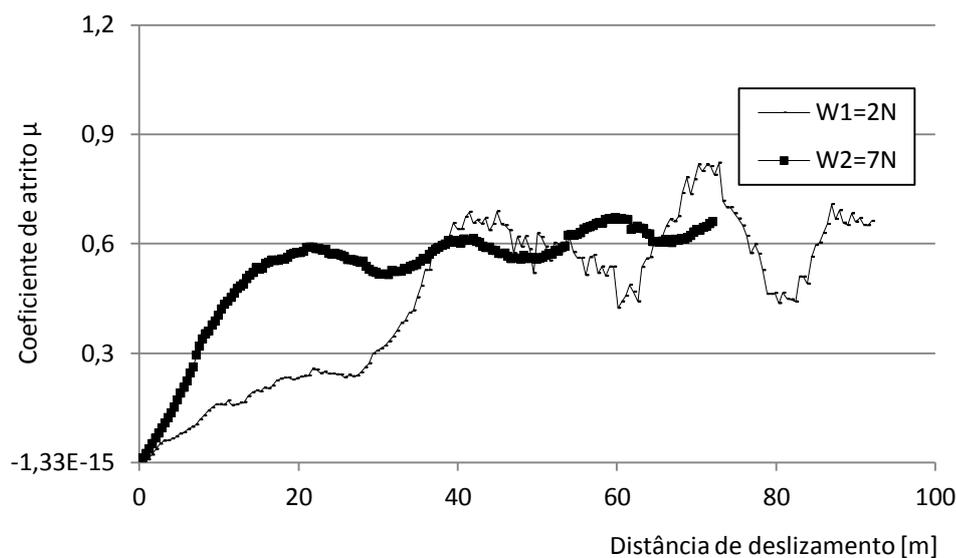


Figura 5.15 – Coeficiente de atrito versus distância de deslizamento: metal duro microgrão revestido com (Ti,Al)N contra aço ABNT 1030 laminado.

Fonte - Dados do autor

As figuras 5.16 e 5.17 mostram respectivamente, fotomicrografias do canal de desgaste do aço ABNT 1030 laminado e o detalhe do canal. Pode ser observado material removido da superfície de deslizamento e material recalado no fundo canal, característico de desgaste adesivo.

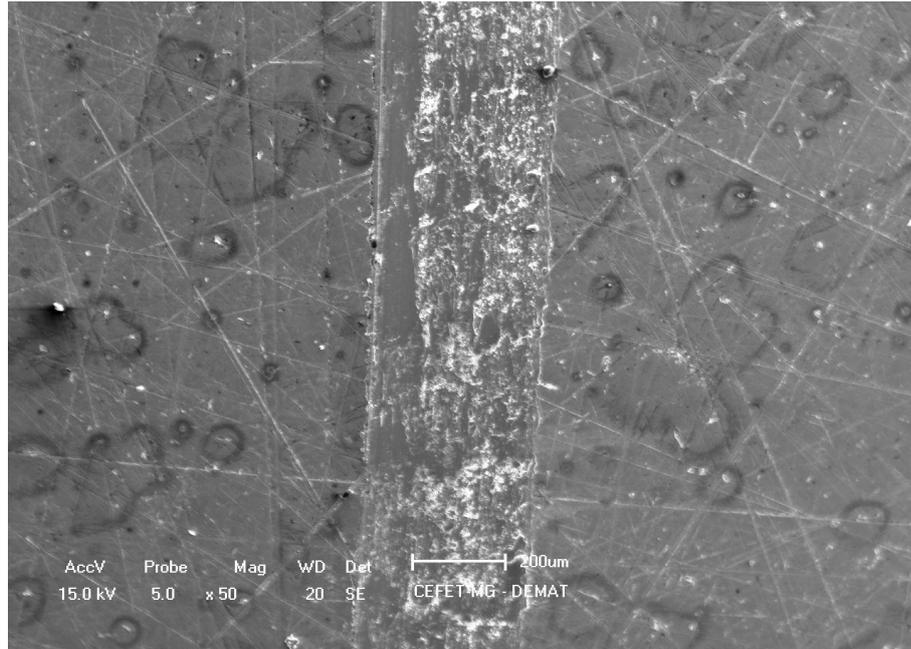


Figura 5.16 – Canal de desgaste no disco de aço ABNT 1030 laminado.

Fonte – Elaborada pelo autor



Figura 5.17 – Detalhe ampliado do canal.

Fonte – Elaborada pelo autor

A análise de EDX do fundo do canal (figura 5.18) acusa a presença de elementos do aço, mas não indica a presença de elementos químicos do revestimento ou do metal duro. Pode-se afirmar que no percurso de deslizamento observado não houve desgaste ou delaminação do revestimento do pino.

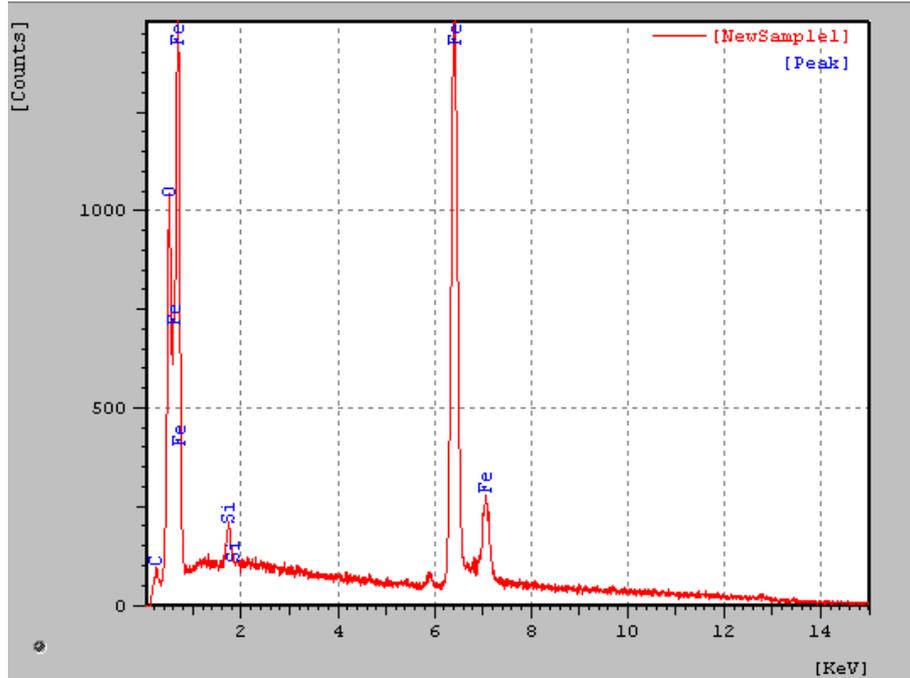


Figura 5.18 – Análise de EDX do fundo do canal.

Fonte - Dados do autor

As figuras 5.19 e 5.20 mostram respectivamente fotomicrografias do topo do pino de metal duro revestido com (Ti,Al)N e detalhe do topo com material destacado do disco de aço ABNT 1030 laminado e aderido no topo do pino.

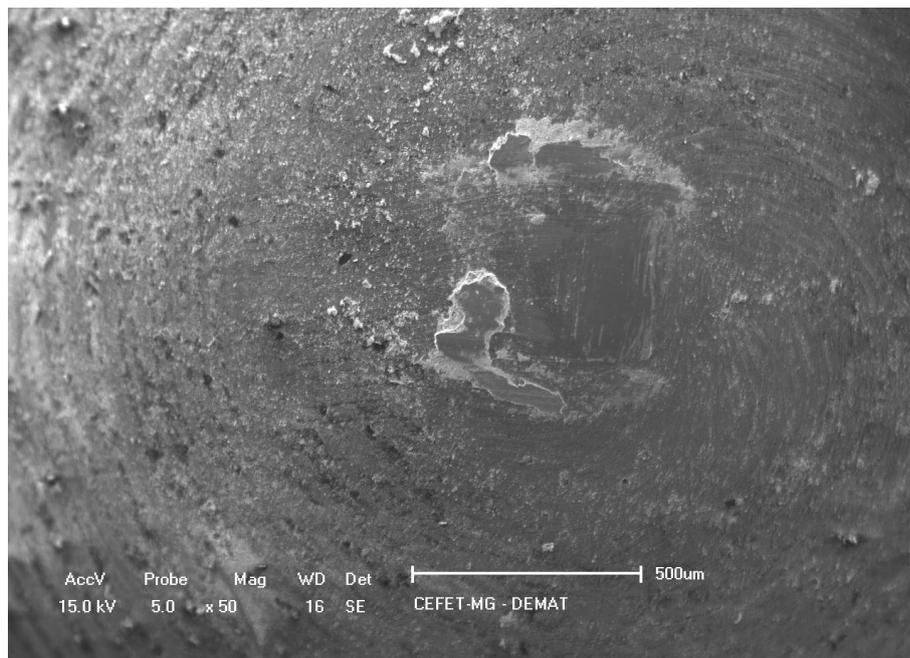


Figura 5.19 – Topo do pino.

Fonte – Elaborada pelo autor

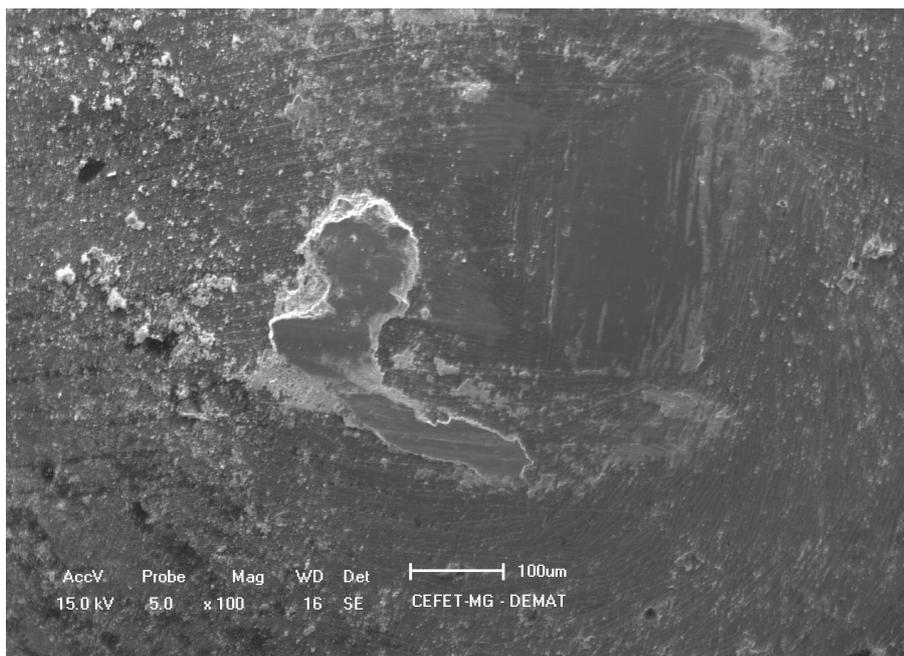


Figura 5.20 – Detalhe do topo do pino.

Fonte – Elaborada pelo autor

A análise de EDX do material aderido no topo do pino indica elementos químicos presentes no aço, conforme representado na figura 5.21.

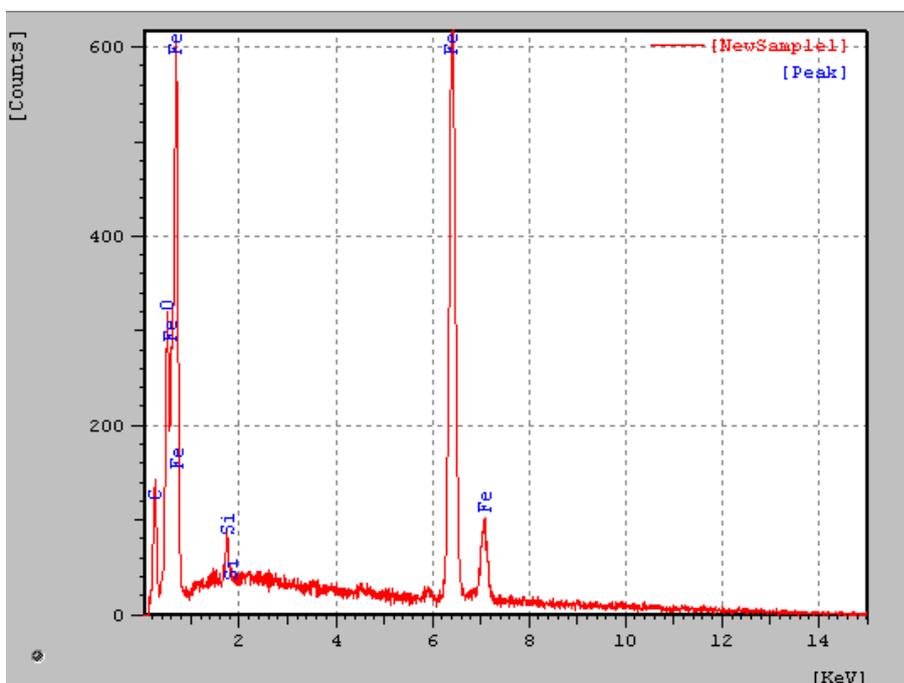


Figura 5.21 – Análise de EDX do topo do pino utilizado no deslizamento contra disco de aço ABNT 1030 laminado.

Fonte - Dados do autor

### 5.2.3 Coeficiente de atrito e canais de desgaste em aço ABNT 1030 recozido

A figura 5.22 mostra as curvas de coeficiente de atrito em função da distância de deslizamento. Pode ser observado comportamento similar das curvas indicando que as cargas normais utilizadas foram suficientes para desgastar o corpo de prova em uma profundidade suficiente para retirar as camadas de óxidos, atingindo o substrato. Os coeficientes de atrito apresentam mesma magnitude dos encontrados no aço ABNT 1030 laminado indicando superfície com mesma característica quanto à formação de óxidos.

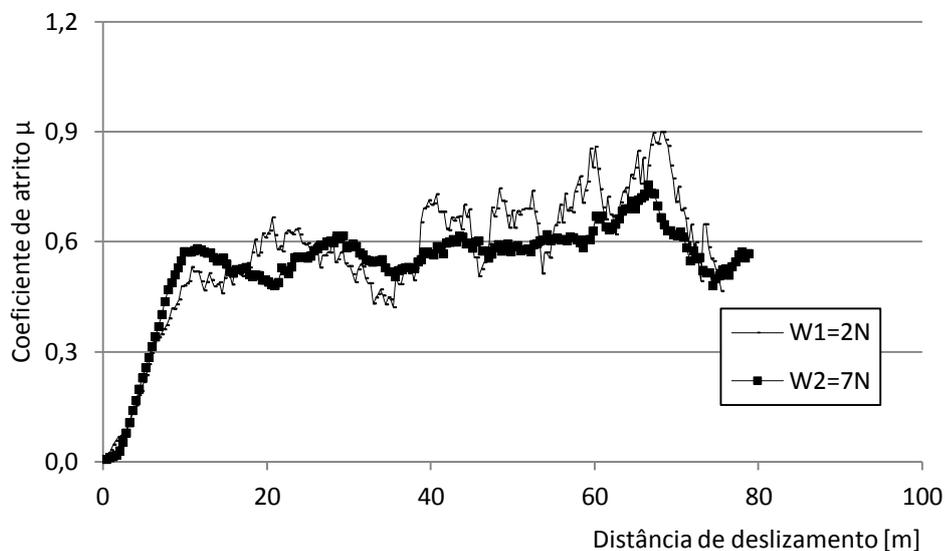


Figura 5.22 – Coeficiente de atrito versus distância de deslizamento: metal duro microgrão revestido com (Ti,Al)N contra aço ABNT 1030 recozido.

Fonte - Dados do autor

As figuras 5.23 e 5.24 apresentam fotomicrografias do canal de desgaste no disco e detalhe do canal desgastado, respectivamente. Nota-se material recalado nas laterais do canal e material removido no centro do canal (desgaste adesivo).

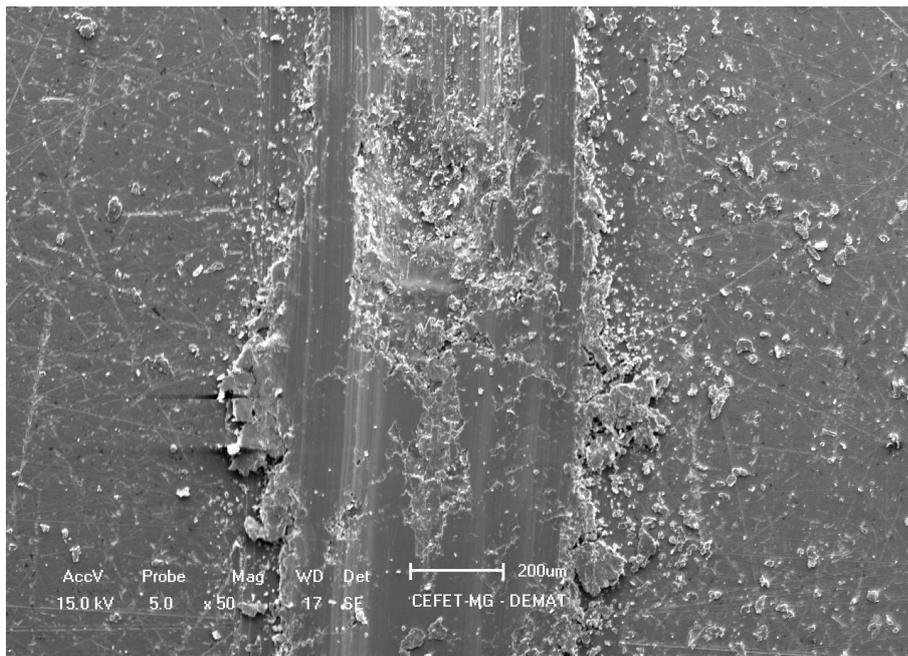


Figura 5.23 – Canal de desgaste no disco de aço ABNT 1030 recozido.

Fonte – Elaborada pelo autor

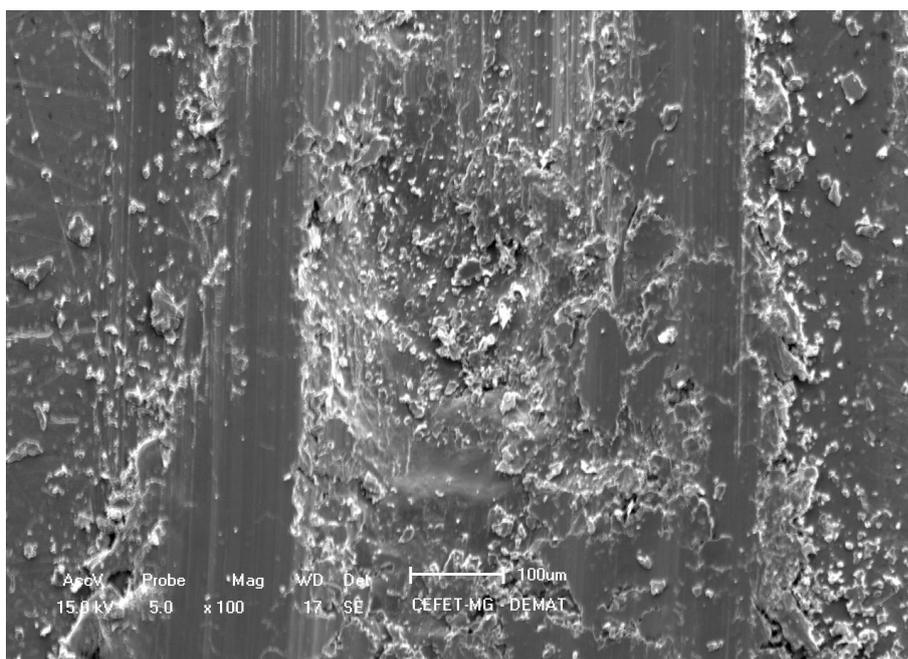


Figura 5.24 – Detalhe ampliado do fundo canal.

Fonte – Elaborada pelo autor

A figura 5.25 mostra a análise de EDX do material encontrado no fundo do canal, acusando a presença de Fe, Si, O e C do aço e Ti e Al do revestimento do pino de metal duro e indicando que o material do revestimento foi desgastado e transferido para a superfície do canal do disco.

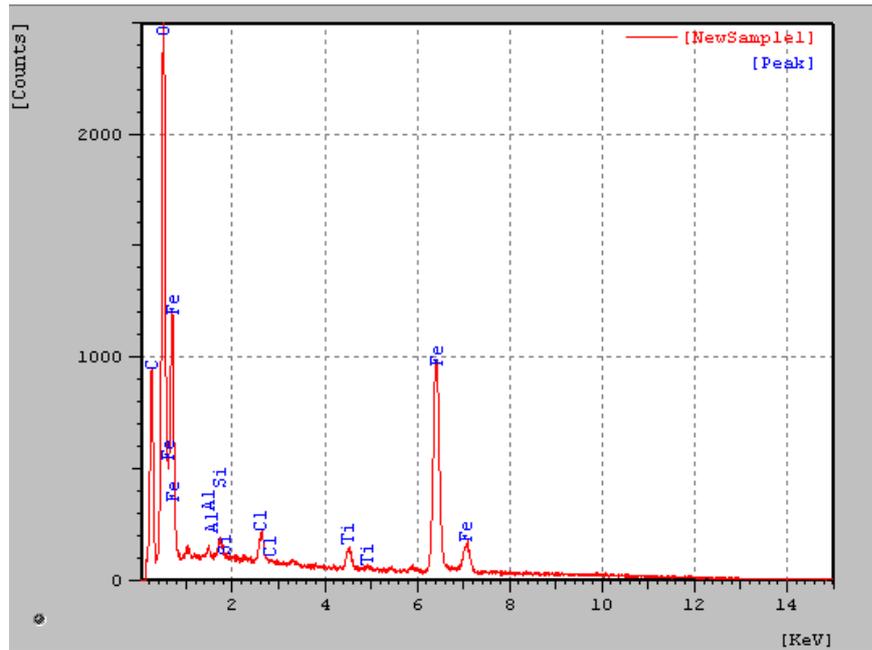


Figura 5.25 – Análise de EDX do fundo do canal.

Fonte - Dados do autor

A fotomicrografia do topo do pino de metal duro é apresentada na figura 5.26, onde se observa material aderido no topo e fragmentos de material desgastado no entorno do topo. A figura 5.27 mostra a análise EDX do material encontrado no topo do pino de metal duro, indicando a presença de elementos químicos do material do revestimento: nitrogênio, titânio e alumínio. Na região analisada não houve retirada do material do revestimento do topo do pino.

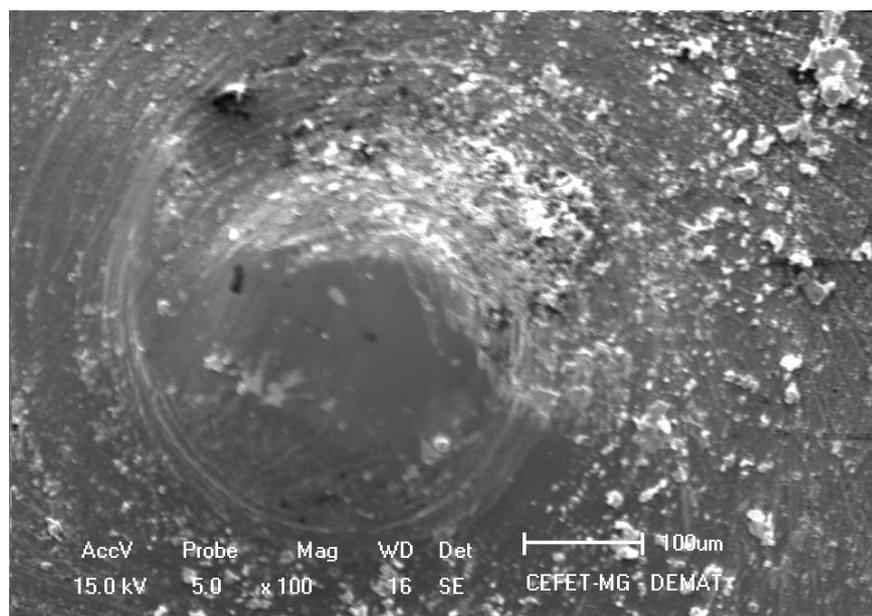


Figura 5.26 – Fotomicrografia do topo do pino de metal duro.

Fonte - Elaborada pelo autor

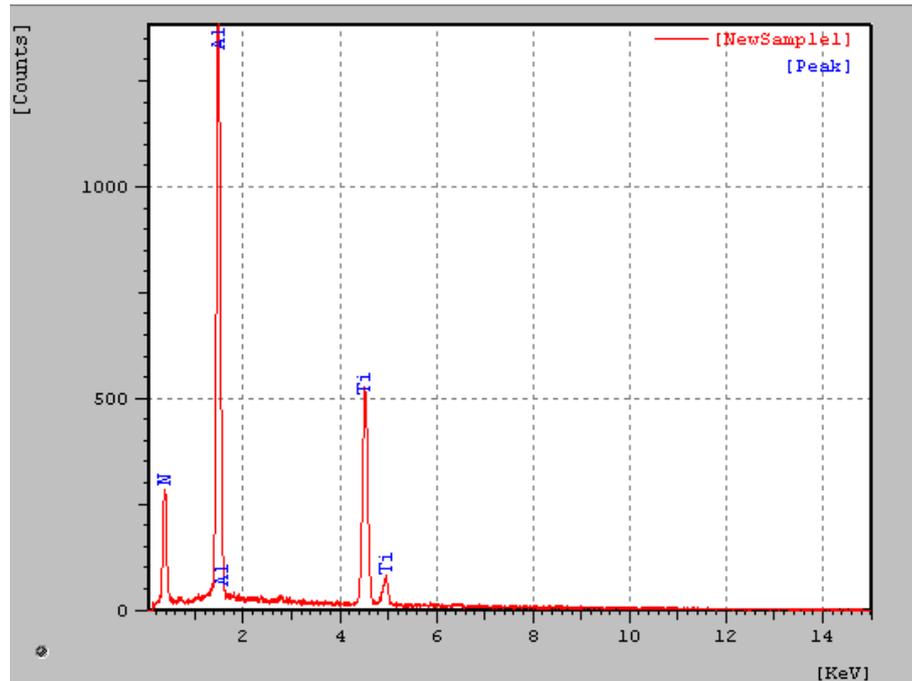


Figura 5.27 – Análise EDX do material do topo do pino.

Fonte - Dados do autor

#### 5.2.4 Coefficiente de atrito e canais de desgaste em cobre eletrolítico

As curvas de coeficiente de atrito de cobre eletrolítico deslizando contra pino de metal duro revestido com (Ti,Al)N são mostradas na figura 5.28. Pode ser observado menor valor de coeficiente de atrito para carga normal de 3 N indicando que maior valor de carga normal aumentou a temperatura durante o deslizamento, reduzindo a resistência ao cisalhamento das junções e por consequência diminuindo o coeficiente de atrito, no comprimento de deslizamento registrado.

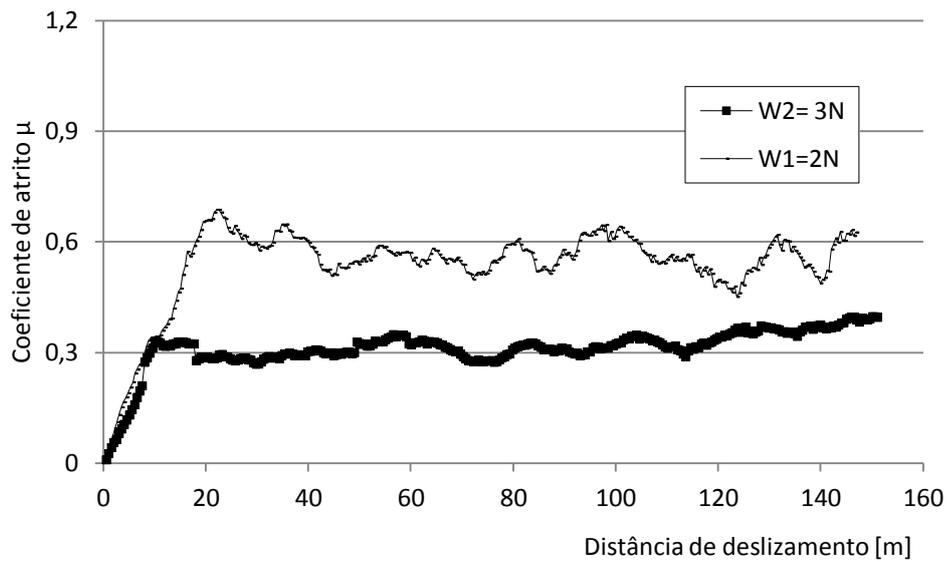


Figura 5.28– Coeficiente de atrito versus distância de deslizamento: metal duro microgrão revestido com (Ti,Al)N contra cobre eletrolítico.

Fonte - Dados do autor

A figura 5.29 mostra a fotomicrografia do canal de desgaste no disco de cobre eletrolítico. Observa-se recalque de material na lateral do canal indicando a deformação plástica devido à sua alta ductilidade. A figura 5.30 mostra análise de EDX do fundo do canal destacando a presença de cobre e oxigênio (óxido de cobre) do próprio disco e titânio do revestimento do pino indicando que ocorreu desgaste ou delaminação do revestimento.

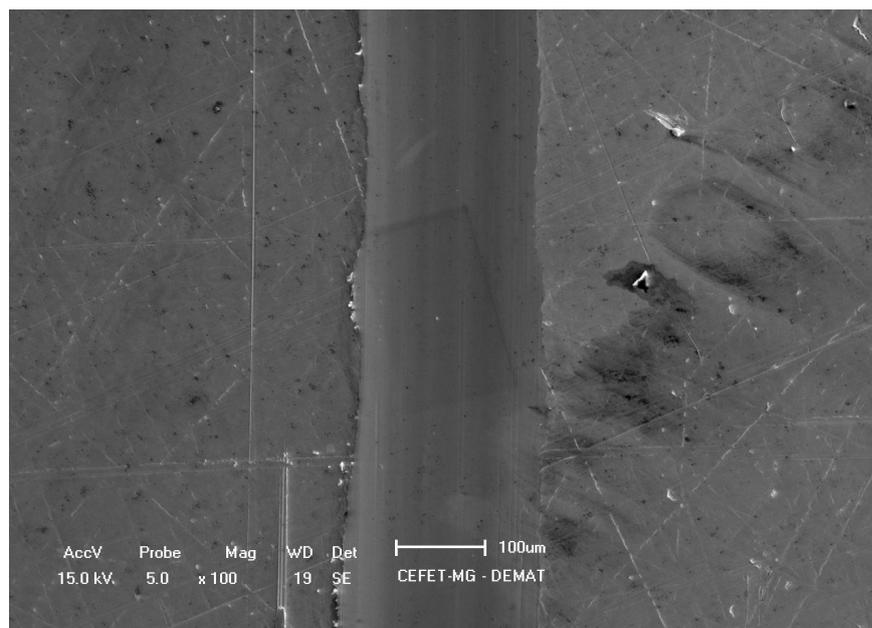


Figura 5.29 – Fundo do canal de desgaste do disco de cobre eletrolítico.

Fonte - Elaborada pelo autor

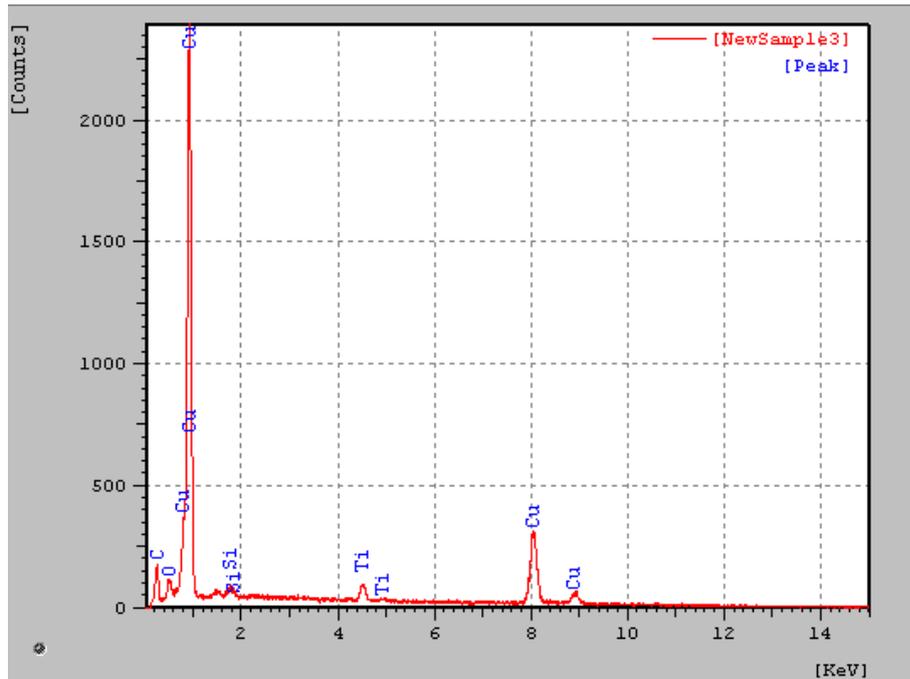


Figura 5.30 – Análise de EDX fundo do canal.

Fonte - Dados do autor

A figura 5.31 mostra a fotomicrografia do topo do pino utilizado no deslizamento contra cobre eletrolítico onde pode ser observada a presença de material do disco, deformado plasticamente e aderido à superfície.

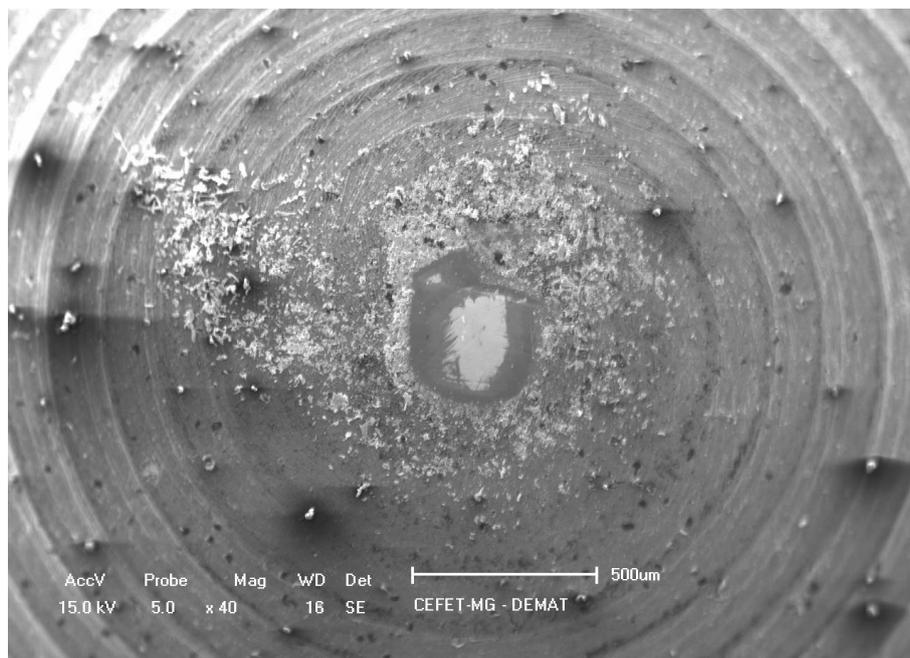


Figura 5.31 – Topo do pino.

Fonte - Elaborada pelo autor

A figura 5.32 mostra a fotomicrografia do detalhe topo do pino que apresenta partículas desgastadas do disco no entorno do topo.

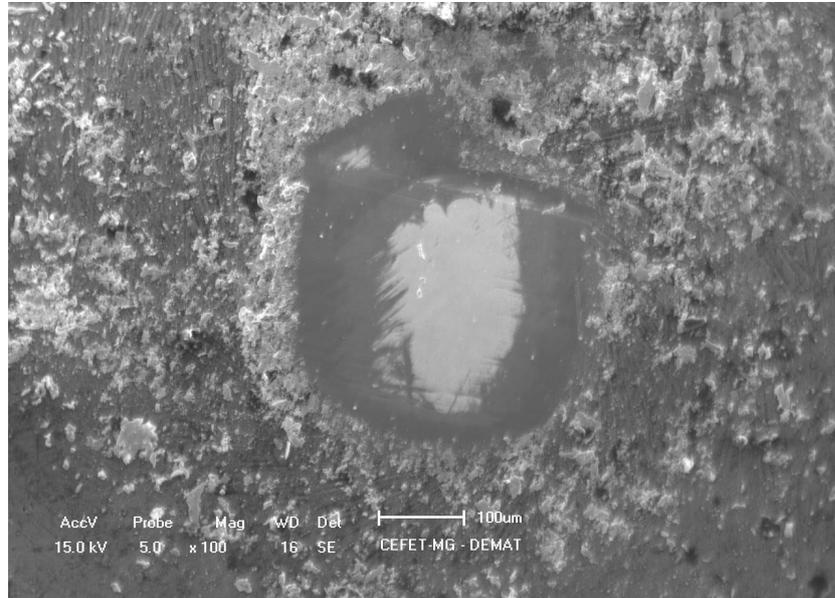


Figura 5.32 – Detalhe do topo do pino.

Fonte - Elaborada pelo autor

A análise de EDX do topo do pino é mostrada na figura 5.33, indicando elementos químicos presentes no substrato do pino (metal duro), quais sejam: cobalto, carbono e tungstênio, demonstram que o revestimento foi destacado ou delaminado.

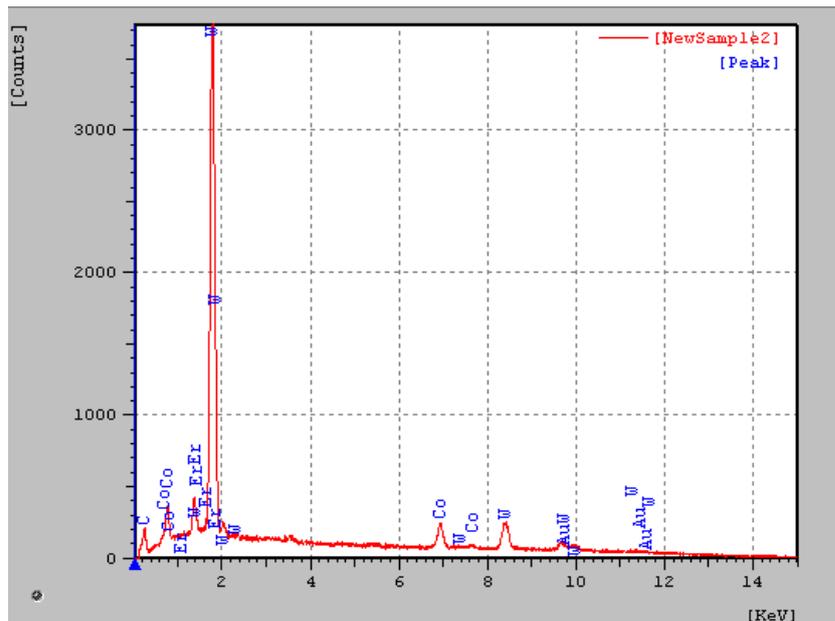


Figura 5.33 – Análise de EDX do topo do pino.

Fonte - Dados do autor

### 5.2.5 Coeficiente de atrito e canais de desgaste em liga de alumínio AA 6262-T6

No caso da liga de alumínio AA 6262-T6, a figura 5.34 mostra as curvas de coeficiente de atrito em função da distância de deslizamento para cargas de 2 N e 5 N. Pode-se observar que a estabilização do coeficiente de atrito para ambas as curvas tem início após uma distância de deslizamento maior quando comparada as curvas do ensaio com níquel puro, aço ABNT 1030 laminado, aço ABNT 1030 recozido e cobre eletrolítico. Isso se justifica devido à maior dureza do óxido de alumínio presente na interface, considerando que o volume de material desgastado por unidade de deslizamento é diretamente proporcional à carga normal e inversamente proporcional à dureza do material.

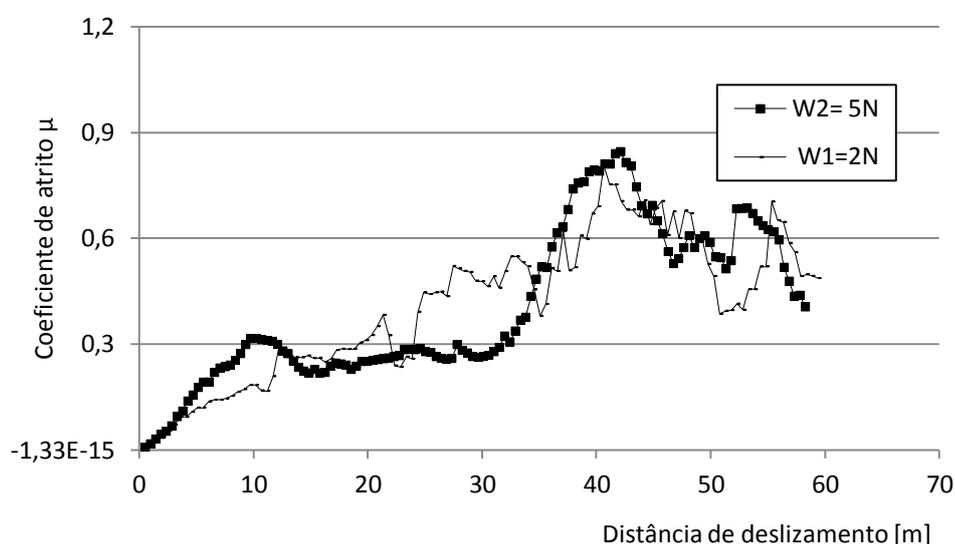


Figura 5.34 – Coeficiente de atrito versus distância de deslizamento: metal duro microgrão revestido com (Ti,Al)N contra liga de alumínio AA 6262-T6.

Fonte - Dados do autor

As figuras 5.35 e 5.36 mostram, respectivamente, fotomicrografias do fundo do canal de desgaste no disco da liga de alumínio AA 6262-T6 e detalhe do fundo do canal que apresentam material deformado plasticamente e remoção de material.

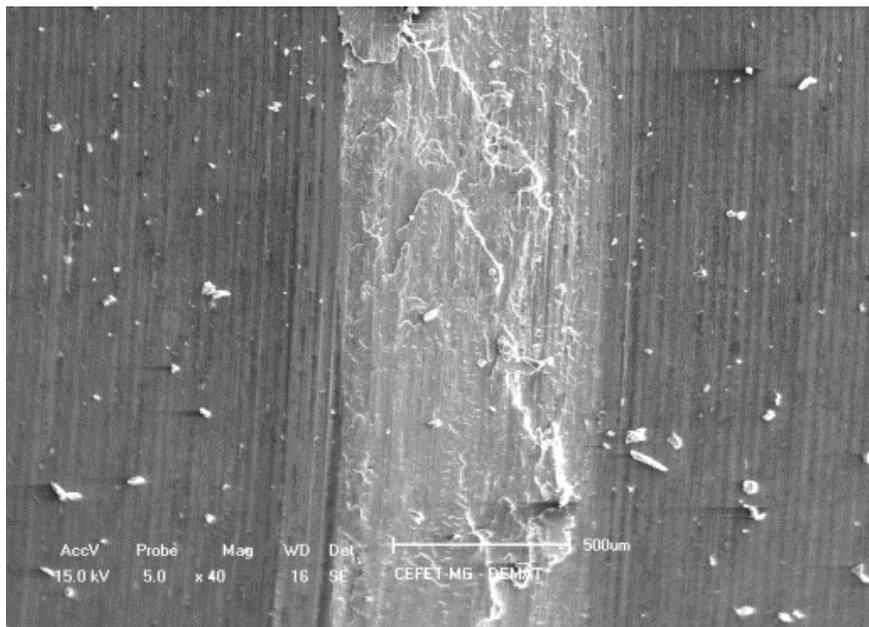


Figura 5.35 – Fundo do canal de desgaste do disco de liga de alumínio AA 6262-T6.

Fonte - Elaborada pelo autor

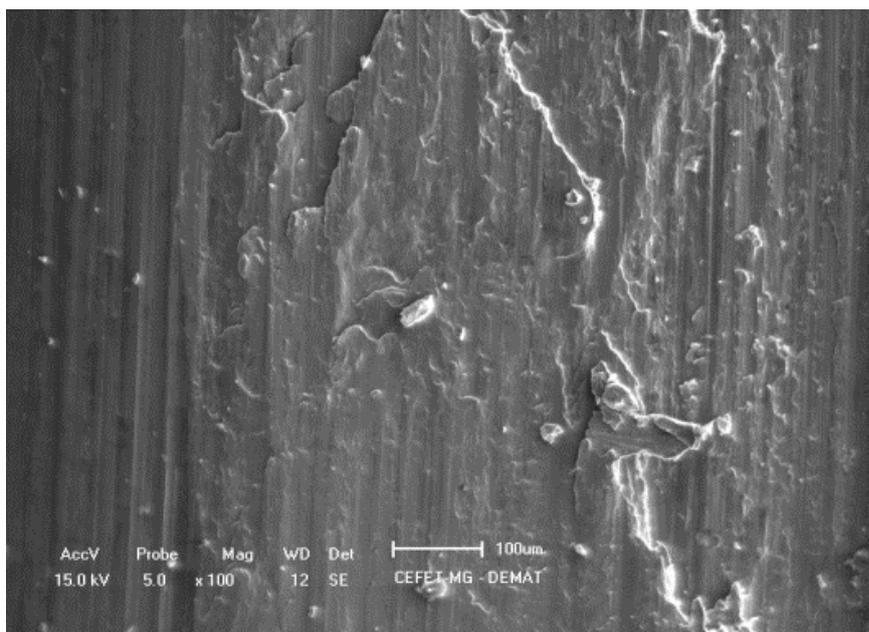


Figura 5.36 – Detalhe ampliado do fundo do canal.

Fonte - Elaborada pelo autor

A análise de EDX do fundo do canal acusa a presença somente de elementos da liga de alumínio no disco (figura 5.37), indicando que não houve desgaste e aderência do material do revestimento na superfície do canal desgastado do disco.

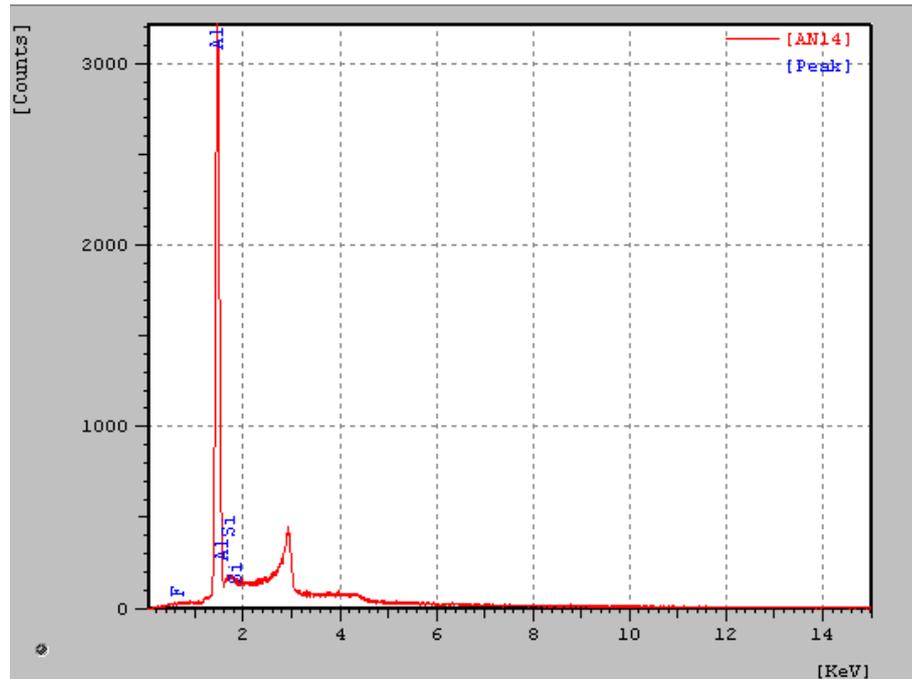


Figura 5.37 – Análise de EDX do fundo do canal.

Fonte - Dados do autor

Fotomicrografias do topo do pino com a presença de material do disco da liga de alumínio AA 6262-T6 deformado plasticamente aderido na sua superfície e detalhe do topo, são mostradas nas figuras 5.38 e 5.39.

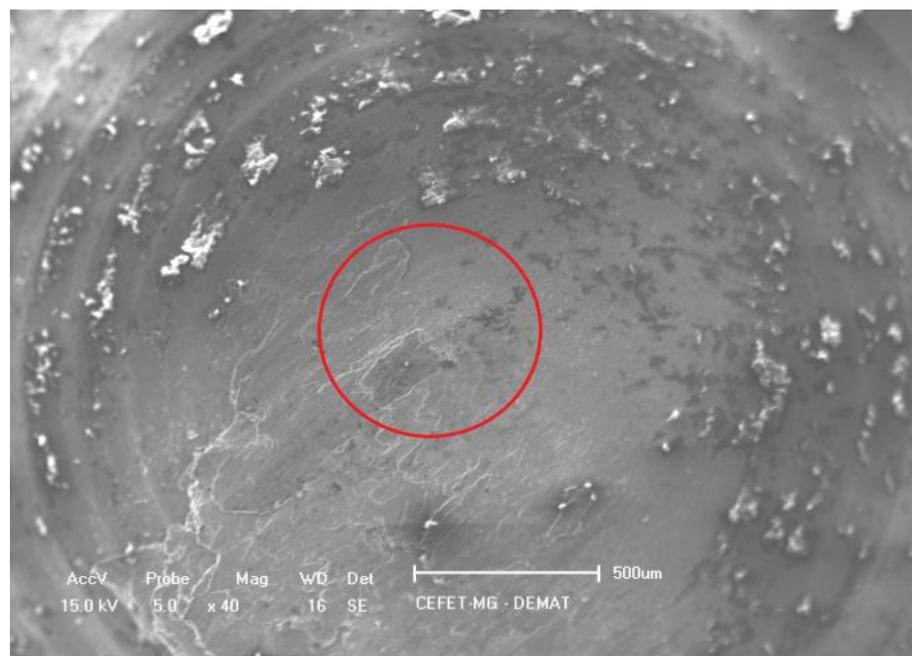


Figura 5.38 – Topo do pino.

Fonte - Elaborada pelo autor

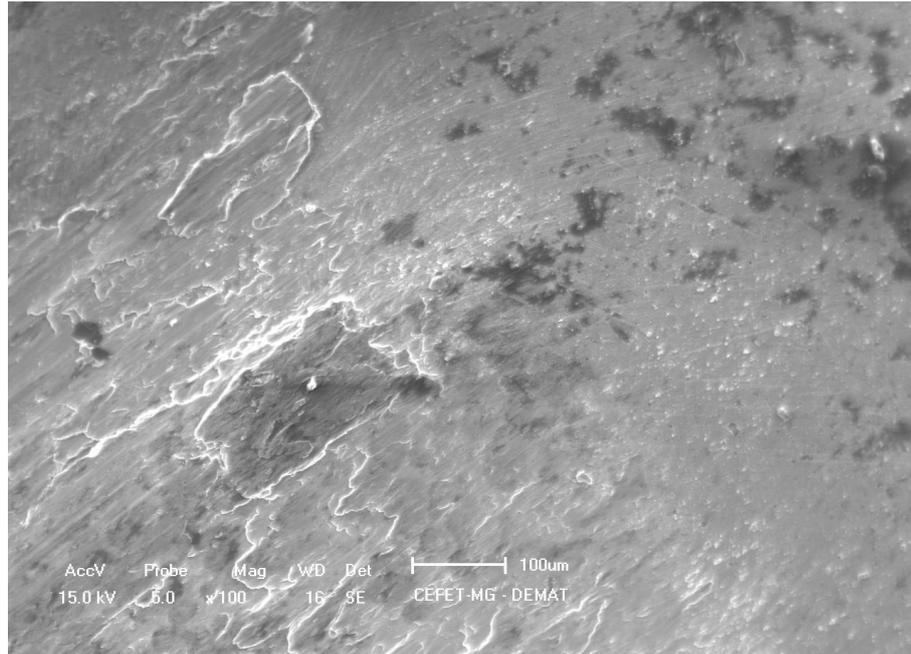


Figura 5.39 – Detalhe do topo do pino.

Fonte – Elaborada pelo autor

A figura 5.40 mostra a análise de EDX do topo do pino mostrando elementos químicos presentes na liga de alumínio AA 6262-T6 indicando que ocorreu transferência de material somente do disco para o pino.

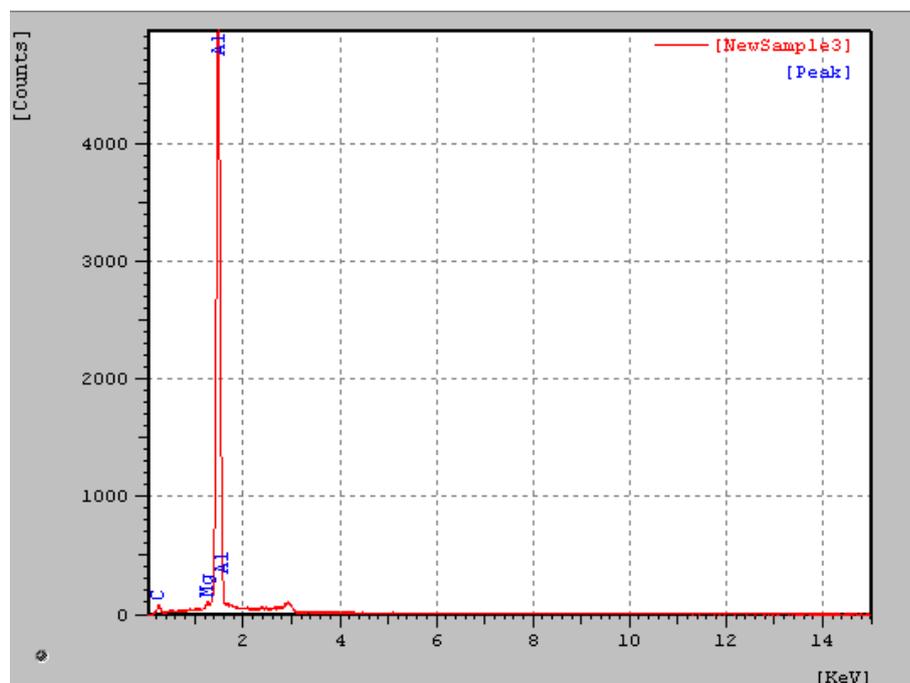


Figura 5.40 – Análise de EDX do topo do pino: liga de alumínio AA 6262-T6.

Fonte - Dados do autor

### 5.2.6 Coeficiente de atrito e canais de desgaste em grafite

As curvas de coeficiente de atrito do grafite deslizando contra metal duro microgrão revestido com (Ti,Al)N são apresentadas na figura 5.41. As curvas se mostram com comportamento similares e com valores inferiores aos materiais anteriores devido à natureza frágil do grafite, além de sua estrutura lamelar que atua como lubrificante sólido. Tais lamelas adsorvem moléculas de água do ar para reduzir a tensão superficial de suas extremidades. Estas moléculas de água atuam como fluido lubrificante entre as lamelas.

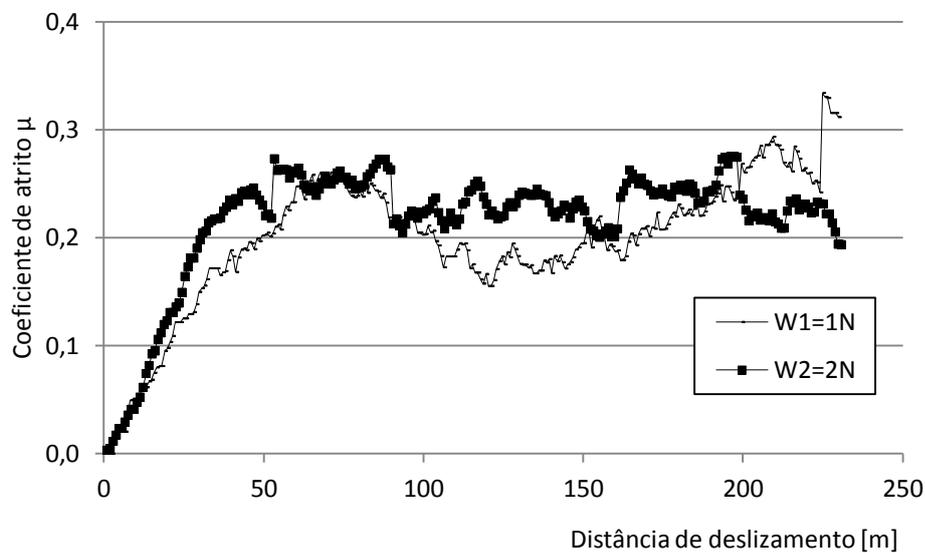


Figura 5.41 – Coeficiente de atrito versus distância de deslizamento: metal duro microgrão revestido com (Ti,Al)N contra grafite.

Fonte - Dados do autor

As figuras 5.42 e 5.43 mostram, respectivamente, fotomicrografias do canal de desgaste no disco de grafite e detalhe do canal. Pode ser observado apenas desgaste adesivo do grafite sem recalque ou deformação plástica devido à natureza frágil desta material

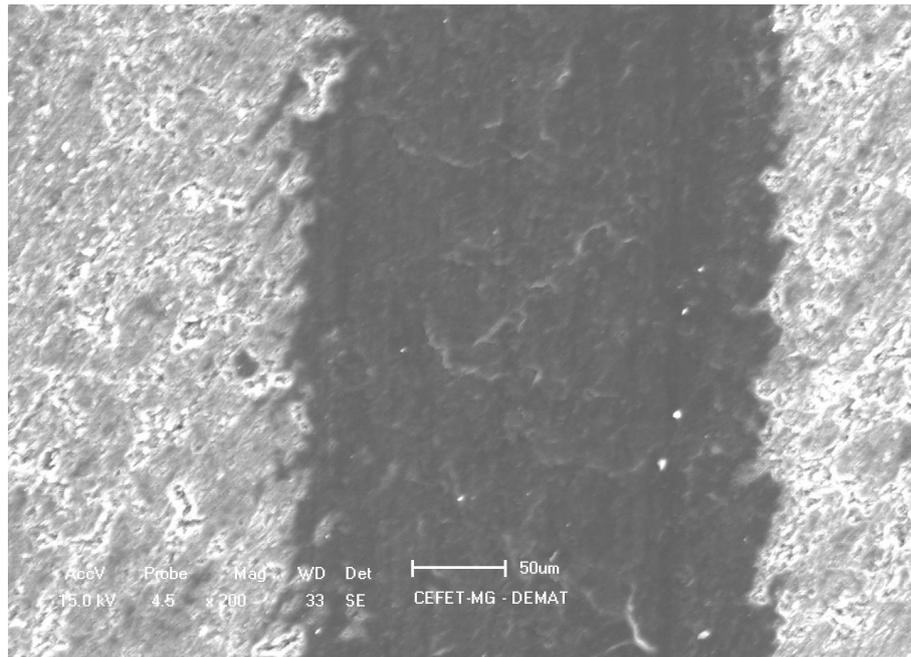


Figura 5.42 – Canal de desgaste no disco de grafite.

Fonte - Elaborada pelo autor

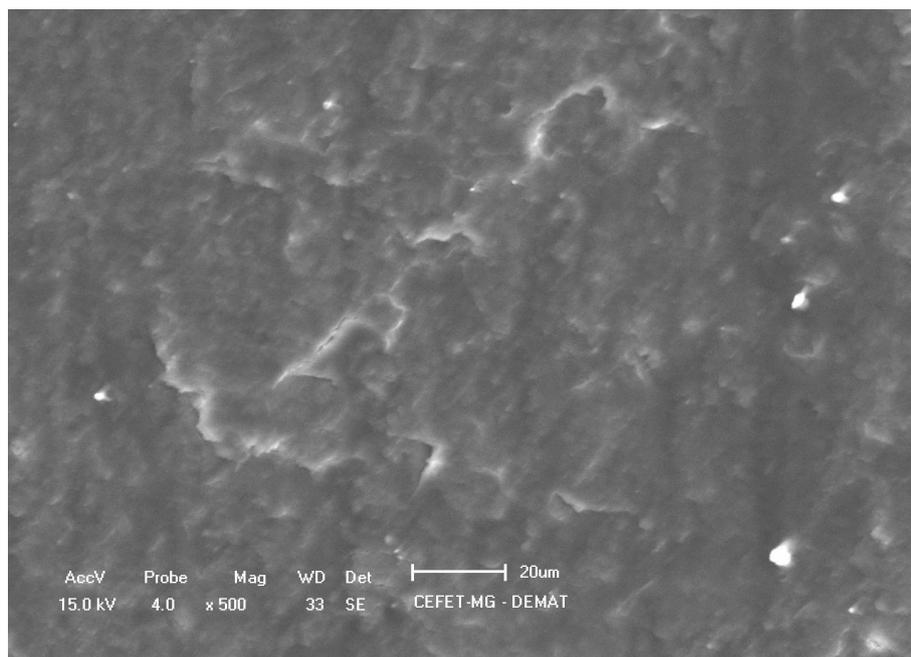


Figura 5.43 – Detalhe ampliado do fundo do canal.

Fonte - Elaborada pelo autor

Fotomicrografias do topo do pino utilizado no deslizamento contra grafite e o detalhe do topo são mostradas, respectivamente, nas figuras 5.44 e 5.45. Observa-se material do disco aderido à superfície do pino.

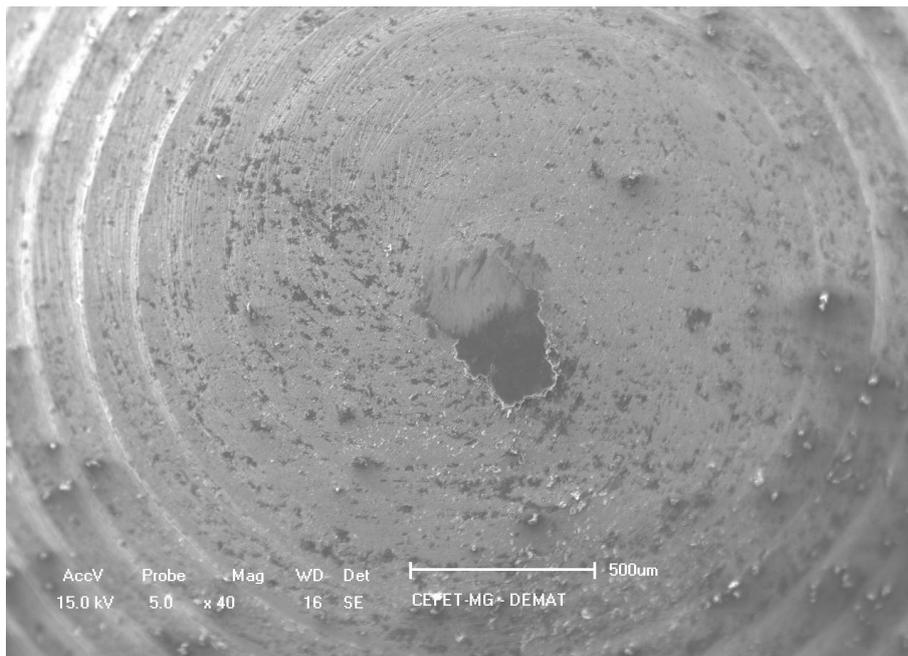


Figura 5.44 – Topo do pino.

Fonte - Elaborada pelo autor

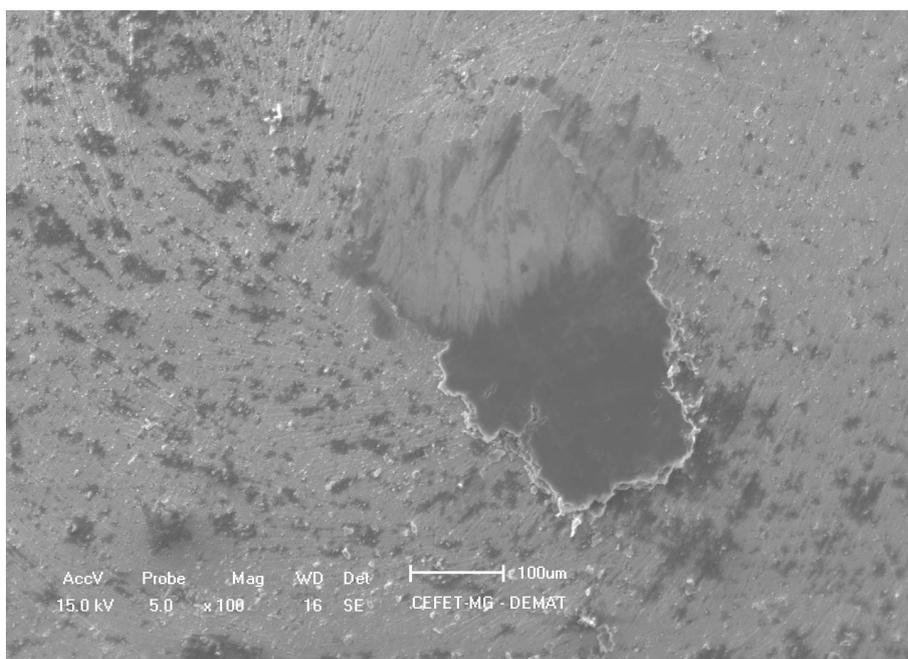


Figura 5.45 – Detalhe do topo.

Fonte - Elaborada pelo autor

A análise de EDX do topo do pino é apresentada na figura 5.46 que indica a presença de carbono, nitrogênio e oxigênio. Isso sugere que ocorreu desgaste somente do disco de grafite que ficou aderido ao topo do pino, não havendo desgaste do revestimento durante o percurso de deslizamento observado.

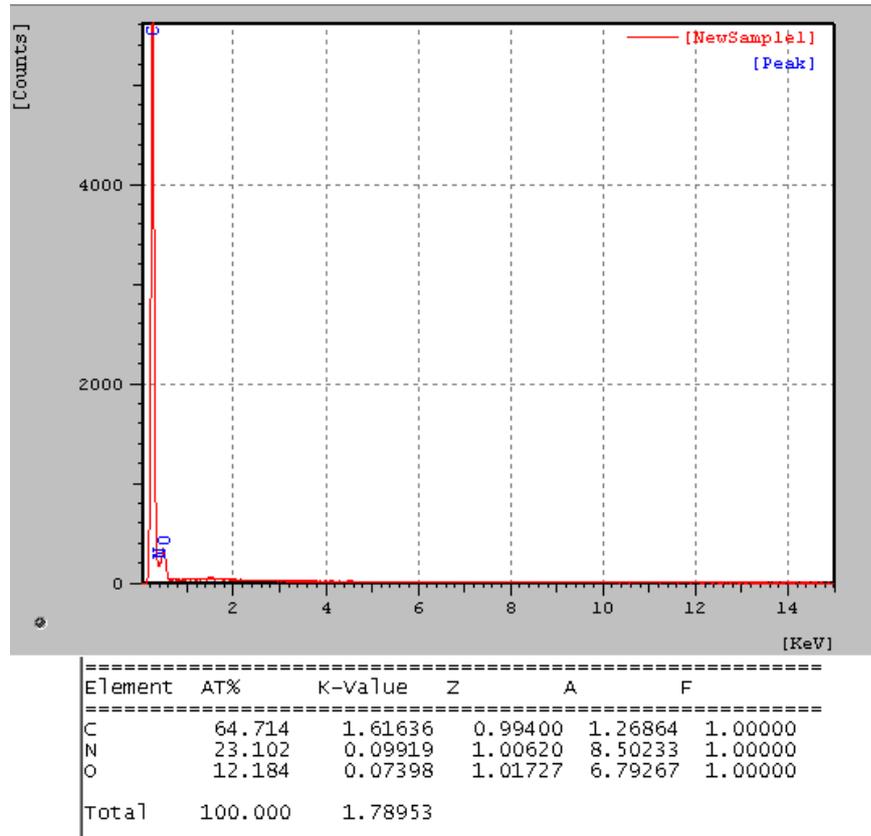


Figura 5.46 – Análise de EDX do topo do pino utilizado no deslizamento contra disco de grafite.  
Fonte - Dados do autor

### 5.3 Microdureza e tamanho de grãos do aço ABNT 1030 laminado e do aço ABNT 1030 recozido

Os testes de microdureza podem fornecer informações sobre as diferentes recuperações elásticas de cada fase presente nos aços, que por sua vez influencia a rugosidade do fundo do canal microfresado e a intensidade do sinal de emissão acústica.

#### 5.3.1 Tamanho dos grãos de ferrita e perlita nos aços ABNT 1030 laminado e recozido

As figuras 5.47 (a) e 5.47 (b) mostram, respectivamente, o tamanho dos grãos de ferrita e perlita do aço ABNT 1030 laminado e do aço ABNT 1030 recozido. O diâmetro médio avaliado dos grãos de ferrita foi de 20  $\mu\text{m}$  para o material na condição de laminado e de 60  $\mu\text{m}$  para o material na condição de recozido. Esta característica promove variação da intensidade do sinal de emissão acústica com maior frequência no material com menor

tamanho de grão. Isto pode implicar em desprendimento da aresta de corte da parede do canal microfresado devido à vibração / deflexão da ferramenta que tende a deteriorar a rugosidade, conforme VOGLER, De VOR e KAPOOR (2003).

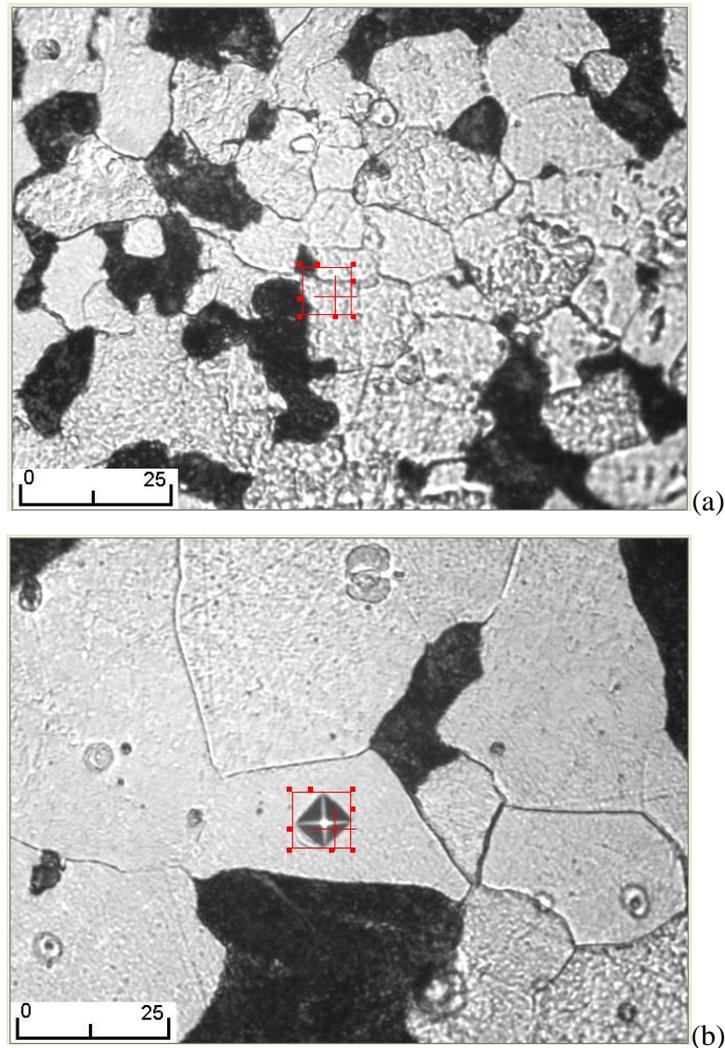


Figura 5.47 - (a) Aço ABNT 1030 laminado com grãos de ferrita (branca) diâmetro médio = 20 $\mu$ m e (b) Aço ABNT 1030 recozido com grãos de ferrita (branca) diâmetro médio = 60 $\mu$ m.

Fonte - Dados do autor

### 5.3.2 Microdureza das fases presentes nos aços

As figuras 5.48(a) e 5.48(b) mostram respectivamente, a microestrutura do grão de ferrita (199 HV) e do grão de perlita (282 HV) presentes no aço ABNT 1030 recozido. A perlita apresenta maior dureza que a ferrita devido à sua estrutura constituída de lamelas alternadas de ferro  $\alpha$  e de cementita ( $Fe_3C$ ). Esta característica permite o sulcamento tanto da

ferrita quanto da perlita e logo após haja maior recuperação elástica da ferrita em comparação à perlita.

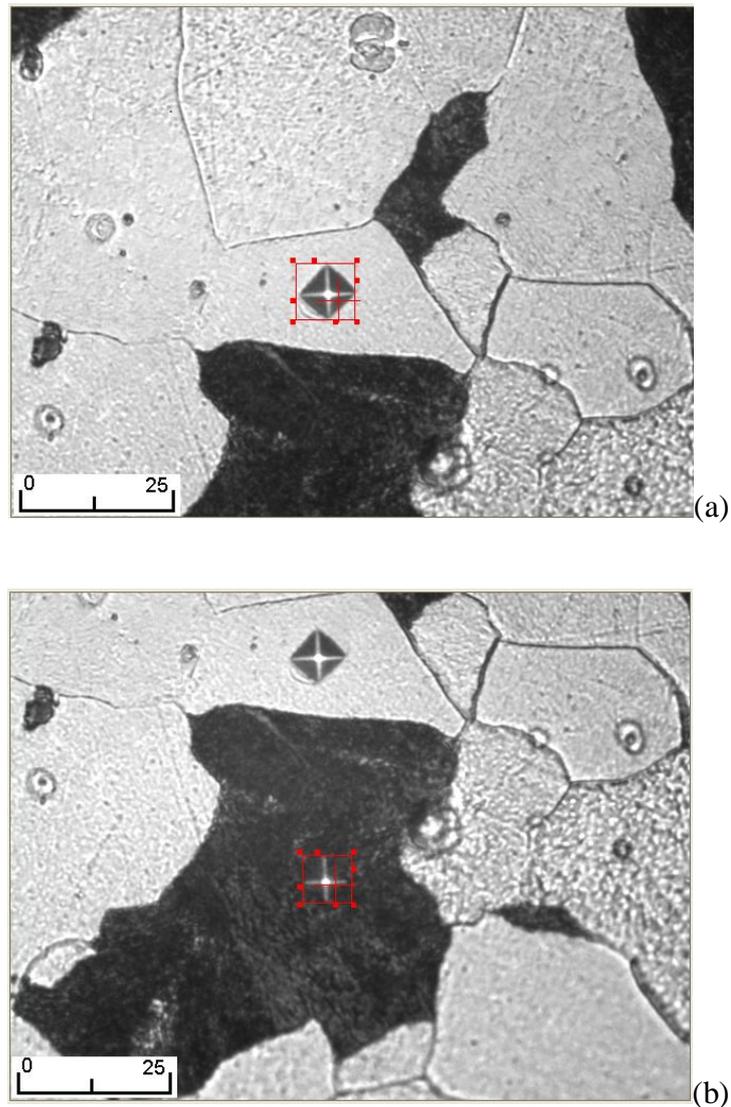


Figura 5.48 - (a) Indentação do grão de ferrita e (b) Indentação do grão de perlita.

Fonte - Dados do autor

#### 5.4 Determinação dos valores de avanços a serem adotados no microfresamento

A partir dos valores do raio da aresta de corte e dos coeficientes de atrito entre o pino de topo esférico de metal duro microgrão revestido com (Ti,Al)N e cada material a ser microfresado, a espessura crítica do material não deformado foi calculada com a equação 3.17. Foi definido trabalhar com este modelo devido à maior exatidão das medições do coeficiente de atrito e do raio da aresta de corte, enquanto os outros dois modelos (equações 3.9 e 3.22) utilizam valores de força de usinagem coletados do dinamômetro que apresenta

baixa sensibilidade a altas frequências presentes no microfresamento. Com esses resultados foram calculados os avanços por aresta para cada material, como mostra a tabela 5.2.

TABELA 5.2

Valores da espessura crítica do material não deformado ( $h_c$ ) e avanços por aresta ( $f_z$ )

	Níquel puro	Aço ABNT 1030 Laminado	Aço ABNT 1030 Recozido	Cobre eletrolítico	Liga de alumínio AA 6262-T6	Grafite
Coefficiente atrito ( $\beta$ )	0,777	0,640	0,600	0,570	0,620	0,230
$h_c$ [ $\mu\text{m}$ ] (para $\rho = 2,160 \mu\text{m}$ )	0,220	0,265	0,280	0,292	0,273	0,470
Avanço por aresta [ $\mu\text{m}$ ]	0,220	0,265	0,280	0,292	0,273	0,470
<b>Valores de avanço por aresta adotados [<math>\mu\text{m}</math>]</b>						
80% avanço por aresta [ $\mu\text{m}$ ]	0,175	0,225	0,225	0,260	0,225	0,375
Avanço por aresta [ $\mu\text{m}$ ]	0,225	0,275	0,275	0,325	0,275	0,475
120% avanço por aresta [ $\mu\text{m}$ ]	0,275	0,325	0,325	0,390	0,325	0,575

Fonte - Dados do autor

Com a proposta de trabalhar com três valores de avanço por aresta e duas profundidades de usinagem, a sequência de testes gerada pelo software Minitab 16.1.0 é mostrada na tabela 5.3

TABELA 5.3

Sequência de testes de microfresamento

Sequência de testes	$a_p$ [ $\mu\text{m}$ ]	Avanço por aresta [ $\mu\text{m}$ ]					
		Níquel puro	Aço ABNT 1030 laminado	Aço ABNT 1030 recozido	Cobre Eletrolítico	Liga de alumínio AA 6262-T6	Grafite
1	50	0,225	0,275	0,275	0,325	0,275	0,475
2	50	0,175	0,225	0,225	0,260	0,225	0,375
3	50	0,275	0,325	0,325	0,390	0,325	0,575
4	30	0,175	0,225	0,225	0,260	0,225	0,375
5	50	0,225	0,275	0,275	0,325	0,275	0,475
6	30	0,225	0,275	0,275	0,325	0,275	0,475
7	50	0,175	0,225	0,225	0,260	0,225	0,375
8	30	0,225	0,275	0,275	0,325	0,275	0,475
9	30	0,275	0,325	0,325	0,390	0,325	0,575
10	50	0,275	0,325	0,325	0,390	0,325	0,575
11	30	0,175	0,225	0,225	0,260	0,225	0,375
12	30	0,275	0,325	0,325	0,390	0,325	0,575

Fonte - Dados do autor

## 5.5 Emissão acústica registrada no microfresamento

Durante os testes de microfresamento foi registrada a intensidade do sinal médio quadrático de emissão acústica. A figura 5.49 mostra a curva do sinal médio quadrático da emissão acústica em função do tempo registrada durante a usinagem do níquel puro com avanço por aresta igual a  $0,175 \mu\text{m}$  e profundidade de usinagem igual a  $50 \mu\text{m}$ .

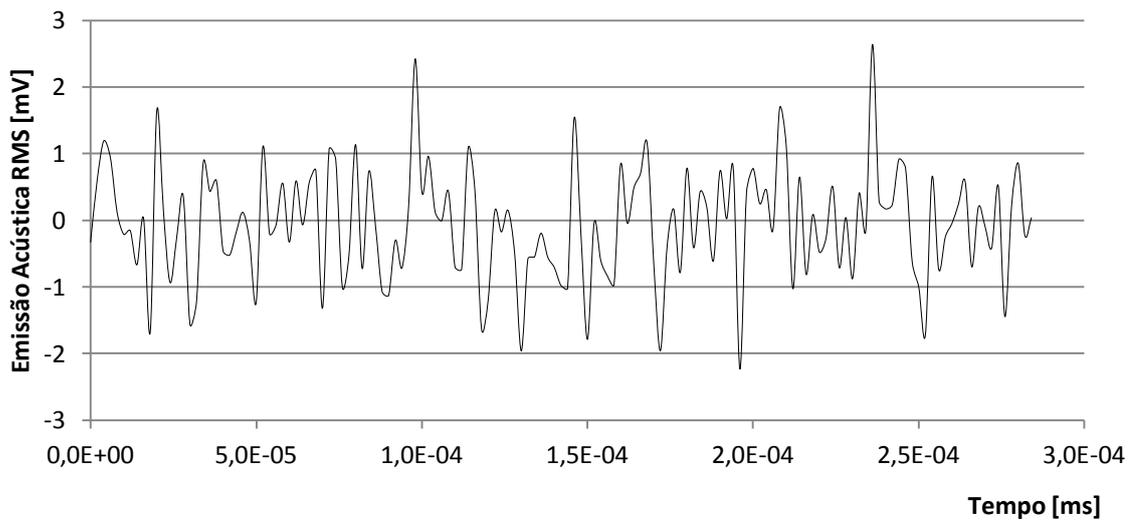


Figura 5.49 – Sinal médio quadrático da EA em função do tempo: níquel puro,  $f_z=0,175 \mu\text{m}$  e  $a_p=50 \mu\text{m}$ .

Fonte – Dados do autor

### 5.5.1 Sinal médio quadrático de emissão acústica - níquel puro

A intensidade do sinal médio quadrático (RMS) de emissão acústica registrada durante o microfresamento do níquel puro em função do avanço por aresta e da profundidade de usinagem é mostrada na figura 5.50. Para o avanço por aresta de  $0,175 \mu\text{m}$  a intensidade da emissão acústica foi maior, uma vez que se tem a espessura do material não deformado menor que a espessura crítica que impõe maior deformação plástica e elástica ao material sob a aresta de corte e possibilita a sua recuperação elástica. Nesta condição se tem o ângulo de saída efetivo mais negativo que caracteriza o modo “sulcamento”. Podem ser observados menores valores da emissão acústica para o valor central do avanço por aresta de  $0,225 \mu\text{m}$  que corresponde à espessura crítica do material não deformado, tanto para profundidade de usinagem de  $50 \mu\text{m}$  quanto para  $30 \mu\text{m}$ . Para o maior avanço por aresta ( $f_z=0,275 \mu\text{m}$ ) a intensidade do sinal de emissão acústica aumentou (comparado ao avanço por aresta igual a

0,225  $\mu\text{m}$ ) uma vez que se tem maior área de material cisalhado ( $a_p \times f_z$ ), que impõe maior força durante o cisalhamento do material usinado. A formação de cavaco se dá como na usinagem convencional. Nesta condição o ângulo de saída efetivo se torna maior, o que caracteriza o modo “usinagem” que permite o deslizamento do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta. Não foi observada influência da profundidade de usinagem na intensidade do sinal médio quadrático da emissão acústica com exceção para o maior avanço, que indica maior deformação devido à maior área cisalhada.

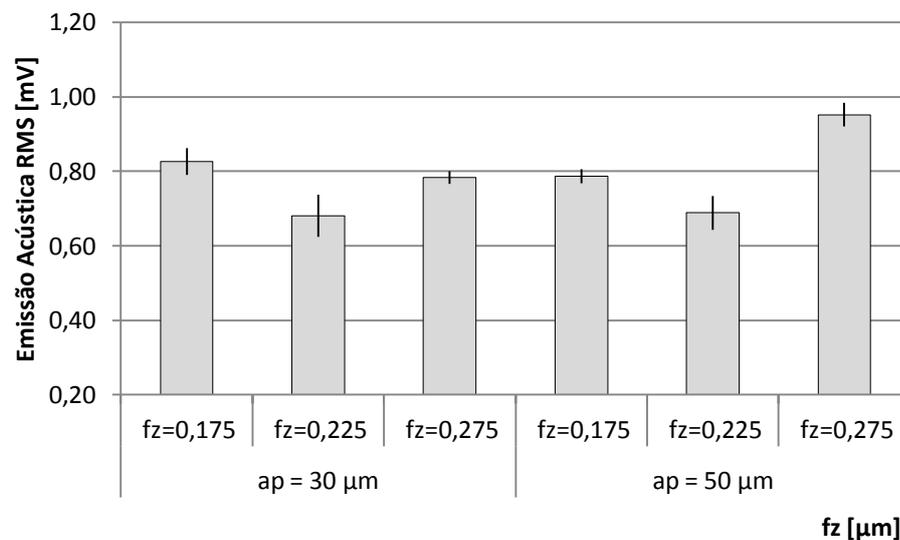


Figura 5.50 – Emissão acústica (RMS) em função do avanço  $f_z$  e  $a_p$ ; níquel puro.

Fonte - Dados do autor

### 5.5.2 Sinal médio quadrático de emissão acústica – aço ABNT 1030 laminado

A figura 5.51 mostra a intensidade dos sinais de emissão acústica (RMS) registrada durante o microfresamento do aço ABNT 1030 laminado em função do avanço por aresta e da profundidade de usinagem. Maior intensidade do sinal de emissão acústica foi registrada para o menor avanço por aresta ( $f_z=0,225 \mu\text{m}$ ), que propicia ângulo de saída mais negativo, característico do modo “sulcamento”. A menor intensidade do sinal foi observada quando o avanço por aresta foi igual à espessura crítica do material não deformado (0,275  $\mu\text{m}$ ). Comparado às seis condições de teste do níquel puro, o microfresamento do aço ABNT 1030 laminado mostrou maiores valores do sinal de emissão acústica. Isto é devido à maior pressão específica de corte e ao maior limite de resistência à tração do aço ABNT 1030 laminado, além de maiores valores de avanço por aresta adotados que resultam em maior área de

cisalhamento do material removido. A profundidade de usinagem de 50  $\mu\text{m}$  apresentou valor de sinal de emissão acústica maior que a profundidade de usinagem de 30  $\mu\text{m}$  somente com avanço por aresta igual a 0,225  $\mu\text{m}$ .

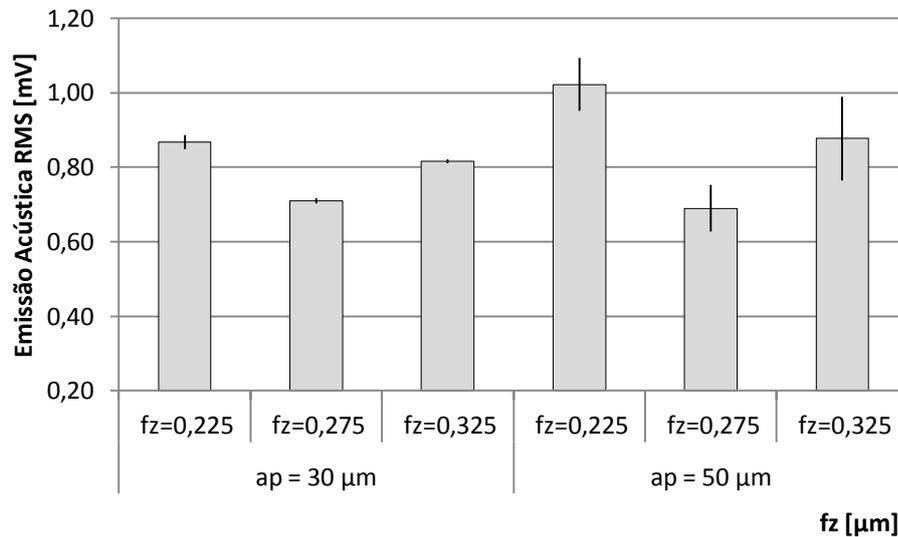


Figura 5.51 – Emissão acústica (RMS) em função do avanço  $f_z$  e  $a_p$ : aço ABNT 1030 laminado .

Fonte - Dados do autor

### 5.5.3 Sinal médio quadrático de emissão acústica - aço ABNT 1030 recozido

A emissão acústica mostra a intensidade das ondas elásticas resultante da quantidade de deslizamento dos defeitos (lacunas, discordâncias), que ocorrem durante a deformação. A intensidade dos sinais de emissão acústica (RMS) registrada durante o microfresamento do aço ABNT 1030 recozido em função do avanço por aresta e da profundidade de usinagem é mostrada na figura 5.52. Pode ser observado que os modos “sulcamento” e “usinagem” se apresentaram bem definidos para as duas profundidades de usinagem ( $a_p=30 \mu\text{m}$  e  $a_p=50 \mu\text{m}$ ), com valores de emissão acústica superiores ao registrado para o avanço igual a espessura crítica do material não deformado ( $h_c=f_z=0,275 \mu\text{m}$ ). Além disso, os valores dos sinais foram próximos dos valores registrados no microfresamento do níquel puro. Neste sentido, a menor pressão específica de corte do níquel puro (comparada ao aço ABNT 1030 recozido) não é o fator determinante na intensidade de emissão acústica e sim o alongamento percentual, uma vez que o volume de material deformado plasticamente é maior no material mais dúctil, portanto, maior quantidade de movimentações dentro do material para gerar maior emissão acústica.

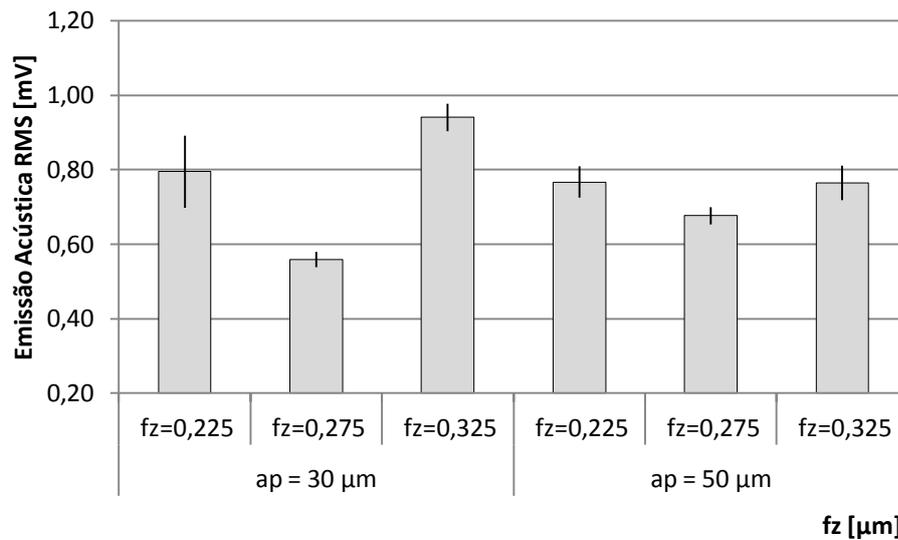


Figura 5.52 - Emissão acústica (RMS) em função do avanço  $f_z$  e  $a_p$ : aço ABNT 1030 recozido.

Fonte - Dados do autor

#### 5.5.4 Sinal médio quadrático de emissão acústica - cobre eletrolítico

A intensidade dos sinais (RMS) de emissão acústica registrada durante o microfresamento do cobre eletrolítico em função do avanço por aresta e da profundidade de usinagem é mostrada na figura 5.53. A resposta da intensidade de emissão acústica para as três velocidades de avanço e duas profundidades de usinagem adotadas segue o mesmo padrão observado no microfresamento do níquel puro porém, com valores inferiores. As profundidades de usinagem não apresentaram influência sobre a intensidade do sinal.

Pode ser observada menor intensidade do sinal para o avanço por aresta com valor central em relação aos avanços correspondentes a 80% e 120% de  $h_c$ , porém, com intensidade do sinal bem inferior à obtida no microfresamento do níquel puro, mesmo tendo sido usados avanço por aresta maiores para o cobre eletrolítico:

- $\approx 0,55$  mV para o cobre eletrolítico e
- $\approx 0,75$  mV para o níquel puro.

Isto se deve à menor dureza do cobre eletrolítico comparada ao níquel, uma vez que os dois materiais apresentam valores de alongamento percentual muito próximos. Sendo a tensão de ruptura por cisalhamento a propriedade de maior influência na pressão específica de corte, é justificada essa resposta, com base nos valores de tensão de ruptura por cisalhamento de 35 MPa para o cobre eletrolítico e 74 MPa para o níquel puro (Metals Handbook, vol 2, 1990).

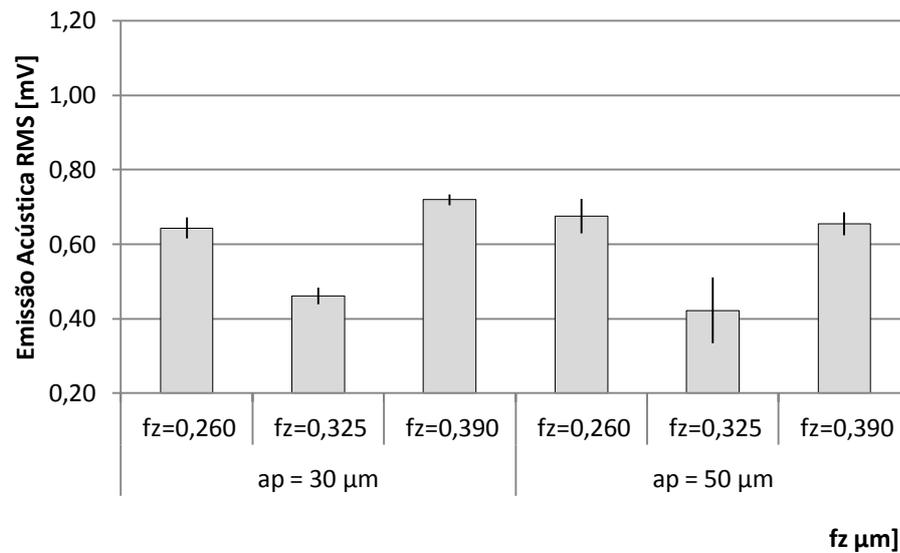


Figura 5.53 – Emissão acústica (RMS) em função do avanço  $f_z$  e  $a_p$ :: cobre eletrolítico.

Fonte - Dados do autor

### 5.5.5 Sinal médio quadrático de emissão acústica – liga de alumínio AA 6262-T6

A figura 5.54 mostra intensidade dos sinais (RMS) de emissão acústica registrada durante o microfresamento da liga de alumínio AA 6262-T6 em função do avanço por aresta e da profundidade de usinagem. O valor médio da intensidade do sinal de emissão acústica para cada avanço por aresta testado mostra o padrão de comportamento idêntico aos materiais já analisados, porém com valores inferiores aos apresentados na usinagem do cobre eletrolítico. A liga de alumínio AA 6262-T6 apresenta menor dureza e menor alongamento percentual que o cobre eletrolítico. Estas características propiciam menor força necessária para formar o cavaco e menor quantidade de deformações do material e por consequência menor intensidade do sinal médio quadrático da emissão acústica. As profundidades de usinagem não apresentaram influência sobre a intensidade dos sinais de emissão acústica. Os avanços por aresta adotados foram adequados para mostrar os modos “sulcamento” e “usinagem”.

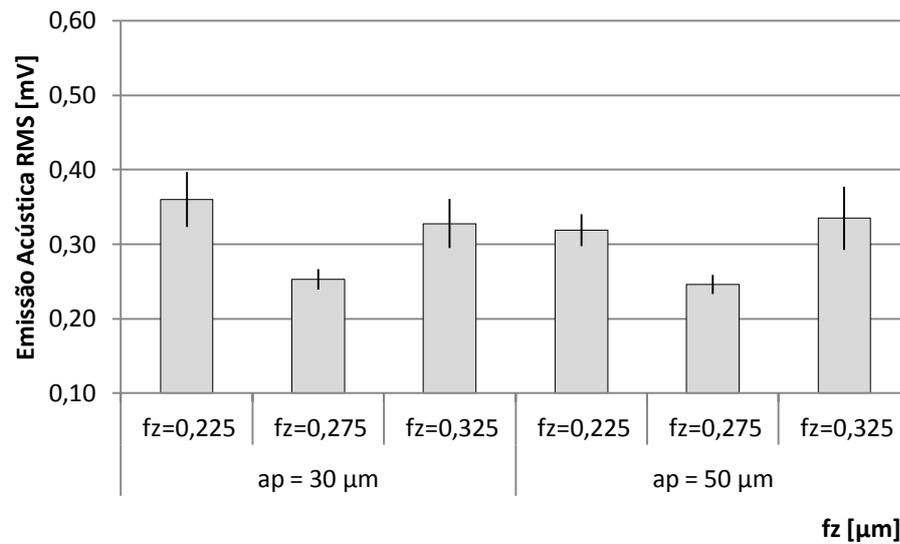


Figura 5.54 - Emissão acústica (RMS) em função do avanço  $f_z$  e  $a_p$ : liga de alumínio AA 6262-T6.

Fonte - Dados do autor

#### 5.5.6 Sinal médio quadrático de emissão acústica - grafite

A figura 5.55 mostra o sinal médio quadrático (RMS) de emissão acústica registrado durante o microfresamento do grafite em função do avanço por aresta e da profundidade de usinagem. A variação do avanço por aresta mostrou influência sobre a intensidade dos sinais mostrando maiores valores para as condições de menor e maior avanço por aresta para as duas profundidades de usinagem. Os valores registrados são bem inferiores aos dos materiais anteriores devido à natureza frágil do grafite. O contato do cavaco com a superfície de saída da ferramenta se dá em uma área muito pequena, propiciando força tangencial devida ao atrito com valor pouco significativo. As duas profundidades de usinagem testadas ( $a_p=30 \mu\text{m}$  e  $a_p=50 \mu\text{m}$ ) não mostraram influência sobre a intensidade dos sinais de emissão acústica.

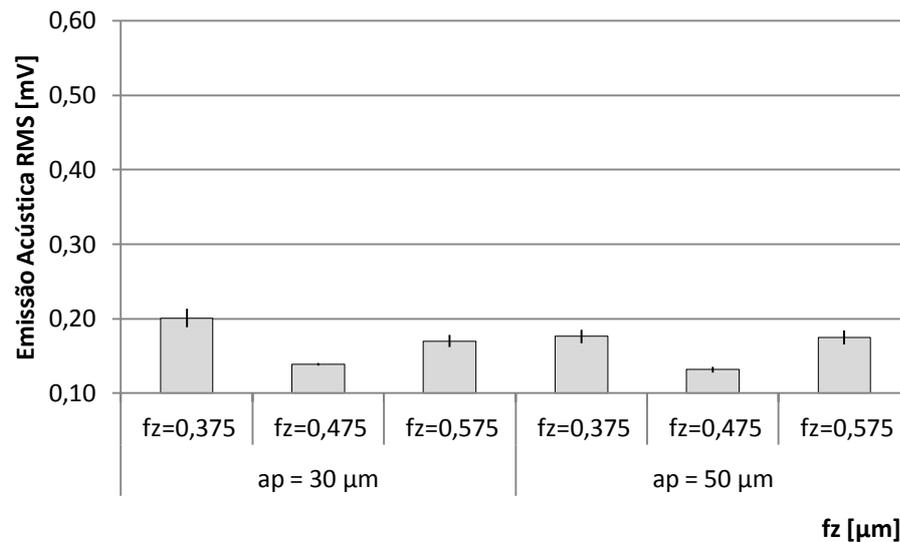


Figura 5.55 – Emissão acústica (RMS) em função do avanço  $f_z$  e  $a_p$ : grafite.

Fonte - Dados do autor

Não se pode relacionar a intensidade do sinal de emissão acústica a apenas uma característica do material. Em uma escala decrescente de valor de emissão acústica foi observado:

- maior pressão específica de corte do aço ABNT 1030 laminado ( $1700 \text{ N/mm}^2$ ) foi determinante para apresentar maiores valores de emissão acústica,
- maior dureza e alongamento percentual do níquel puro em relação ao aço ABNT 1030 recozido propiciaram valores similares de emissão acústica entre estes materiais mesmo o níquel puro apresentando menor pressão específica de corte,
- comparado ao níquel puro, o cobre eletrolítico apresenta maior pressão específica de corte porém, com dureza de aproximadamente 30% da dureza do níquel puro, o que impõe menor intensidade de emissão acústica,
- devido aos menores valores de pressão específica de corte e dureza, a liga de alumínio AA 6262-T6 apresentou os menores valores de emissão acústica entre os metais e ligas testados,
- a natureza frágil do grafite propiciou os menores valores de emissão acústica.

Os avanços por aresta utilizados mostraram maiores valores de emissão acústica para os valores extremos (modos “sulcamento” e “usinagem”) e menor valor para o avanço igual a espessura crítica do material não deformado. A profundidade de usinagem não apresentou influência sobre a intensidade da emissão acústica.

## 5.6 Rugosidade

Os valores de rugosidade  $R_z$  (altura máxima do perfil) medidos no fundo dos canais microfresados serão mostrados e discutidos a seguir. A figura 5.56 apresenta a vista tridimensional do canal microfresado no níquel puro com  $a_p=30\ \mu\text{m}$  e  $f_z=0,250\ \mu\text{m}$ .

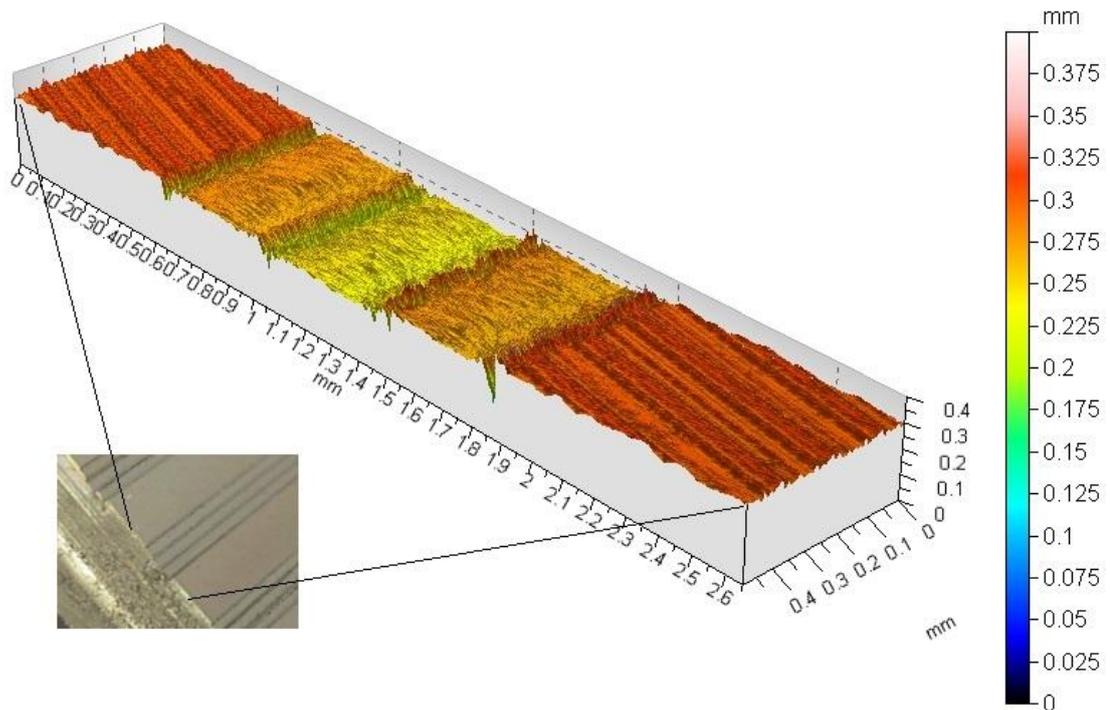


Figura 5.56 – Vista tridimensional do canal microfresado no níquel puro com  $a_p=30\ \mu\text{m}$  e  $f_z=0,250\ \mu\text{m}$ .

Fonte - Elaborada pelo autor

### 5.6.1 Rugosidade do níquel puro

A figura 5.57 mostra a rugosidade  $R_z$  sob cada condição de teste no níquel puro. Pode ser observada que na condição de menor avanço por aresta ( $f_z=0,175\ \mu\text{m}$ ) a rugosidade é maior devido à recuperação elástica do material da superfície microfresada, que caracteriza o modo “sulcamento” uma vez que a espessura do material não deformado é menor que a espessura crítica. Quando o avanço por aresta foi aumentado de  $f_z=0,225\ \mu\text{m}$  para  $f_z=0,275\ \mu\text{m}$  ocorreu a transição da espessura do material não deformado de espessura crítica para uma espessura que propicia o modo “usinagem” (maior ângulo de saída efetivo), que reduz a rugosidade devido à remoção de material na forma de cavaco sem recuperação elástica. Nas

condições de usinagem dos testes, a menor profundidade de usinagem não apresentou redução significativa da rugosidade.

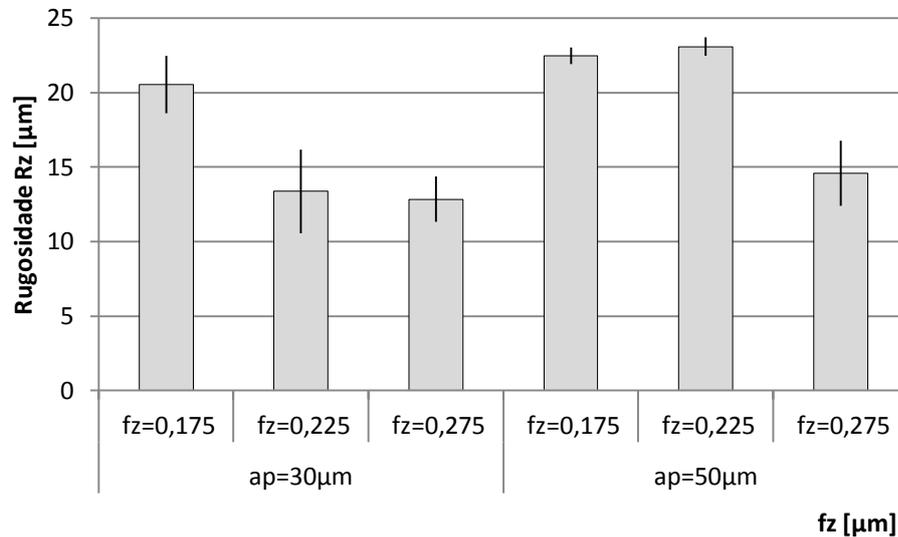


Figura 5.57 – Rugosidades  $R_z$  em função do avanço  $f_z$  e  $a_p$ : níquel puro.

Fonte - Dados do autor

### 5.6.2 Rugosidade do aço ABNT 1030 laminado

A rugosidade  $R_z$  dos canais fresados no aço ABNT 1030 laminado é mostrada na figura 5.58. Pode ser observado que os valores da rugosidade são menores quando comparados aos registrados no níquel puro, mesmo apresentando maior pressão específica de corte. Isto é justificado pela menor ductilidade (alongamento percentual) do aço ABNT 1030 laminado que propicia menor recuperação elástica após a passagem da aresta de corte. A profundidade de usinagem não influenciou a rugosidade diferentemente do observado por WENTIAN e YUDE (2010), com exceção para o avanço por aresta igual a 0,325  $\mu\text{m}$  em que maior valor de rugosidade foi registrado para a profundidade de usinagem de 50  $\mu\text{m}$ . devido à maior força de usinagem que pode ocasionar maior deflexão da ferramenta.

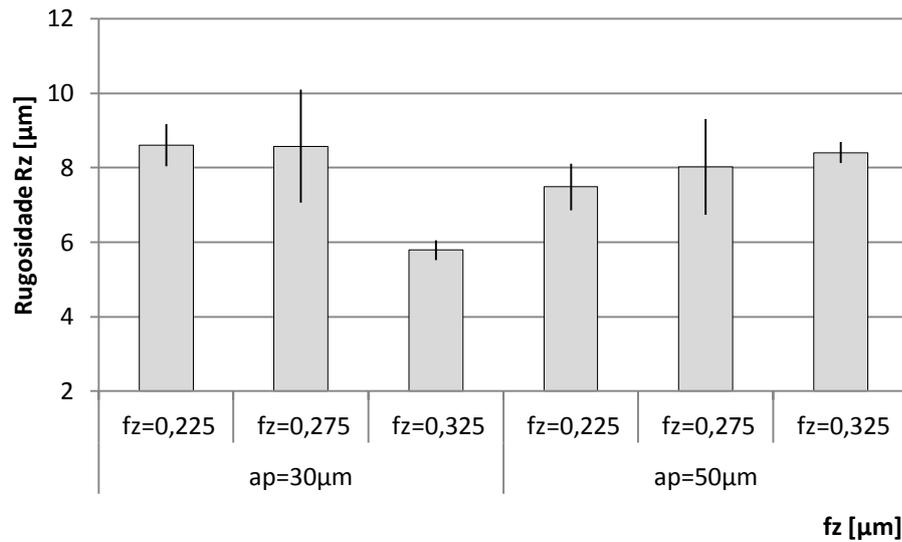


Figura 5.58 – Rugosidades  $R_z$  em função do avanço  $f_z$  e  $a_p$ : aço ABNT 1030 laminado.

Fonte - Dados do autor

### 5.6.3 Rugosidade do aço ABNT 1030 recozido

A figura 5.59 apresenta rugosidade  $R_z$  sob cada condição de teste no aço ABNT 1030 recozido. Os valores mostrados são inferiores aos valores do aço ABNT 1030 laminado, o que pode ser justificado pela menor pressão específica de corte e dureza do material no estado recozido. A profundidade de usinagem mostrou influência sobre a rugosidade, diferentemente dos resultados encontrados por VOGLER, De VOR e KAPOOR (2004).

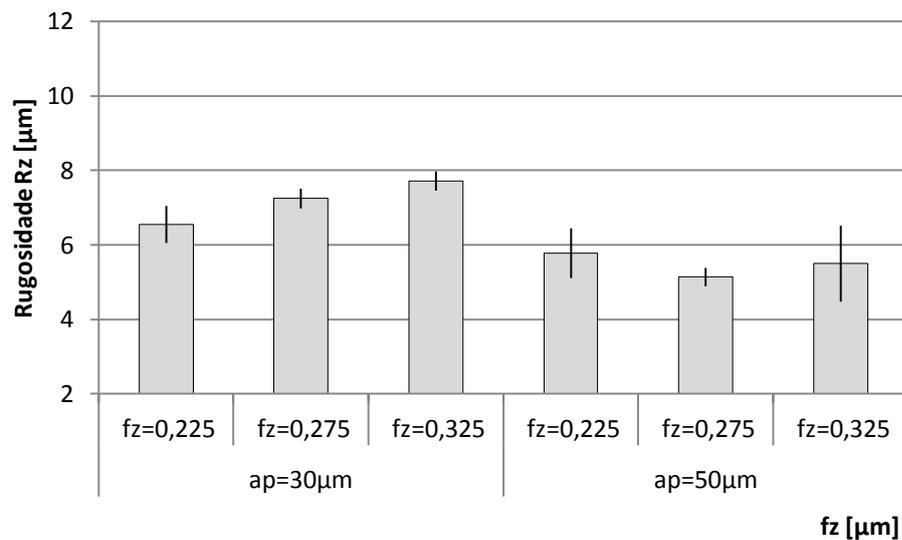


Figura 5.59 – Rugosidades  $R_z$  em função do avanço  $f_z$  e  $a_p$ : aço ABNT 1030 recozido.

Fonte - Dados do autor

#### 5.6.4 Rugosidade do cobre eletrolítico

A rugosidade  $R_z$  em cada condição de teste para o cobre eletrolítico é mostrada na figura 5.60. A resposta de rugosidade para as duas profundidades de usinagem testadas são similares. O modo “sulcamento” ( $h_m < h_c$ ) apresentou o maior valor de rugosidade devido a grande recuperação elástica resultante do alto valor do alongamento percentual deste material, conforme relatado por BIERMANN, STEINER e KREBS (2013). Na condição em que  $h_m = h_c$  o valor da rugosidade diminuiu devido à menor parcela de deformação imposta ao material. Já para o maior avanço por aresta a rugosidade aumentou devido à maior área de material cisalhado exigir maior força e por consequência possibilitando maior deflexão da ferramenta. Quando comparados os valores de rugosidade do cobre eletrolítico com o níquel puro (que apresentam valores de alongamento percentual muito próximos) podem ser observados menores valores para o primeiro devido a sua dureza ser aproximadamente 30% da dureza do níquel puro, que propicia menor deflexão da ferramenta. A profundidade de usinagem dos testes ( $a_p=30\ \mu\text{m}$  e  $a_p=50\ \mu\text{m}$ ) não apresentou influência nos resultados de rugosidade.

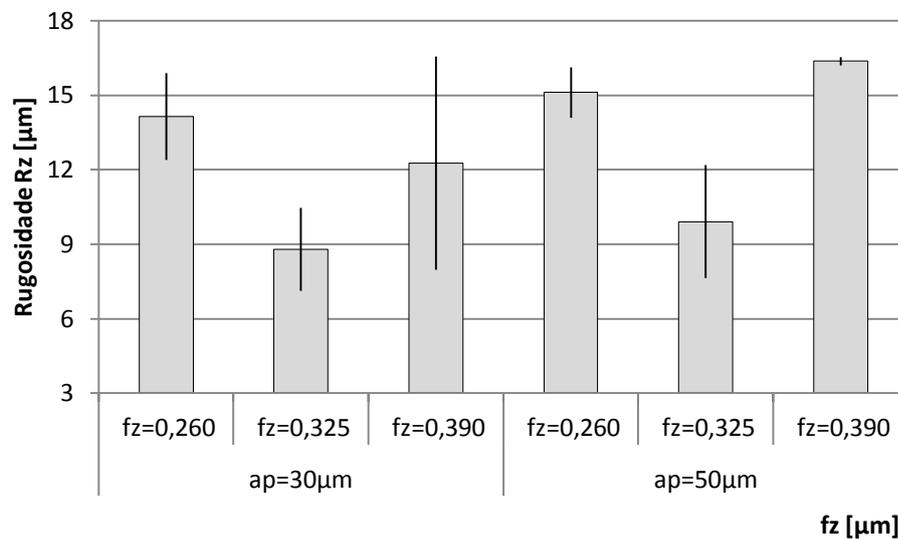


Figura 5.60 – Rugosidades  $R_z$  em função do avanço  $f_z$  e  $a_p$ : cobre eletrolítico.

Fonte - Dados do autor

### 5.6.5 Rugosidade da liga de alumínio AA 6262-T6

A rugosidade  $R_z$  em cada condição de teste para a liga de alumínio AA 6262-T6 é mostrada na figura 5.61. Podem ser observados menores valores de rugosidade quando comparada ao cobre eletrolítico. Isto se deve ao fato do cobre eletrolítico apresentar maior alongamento percentual, possibilitando maior recuperação elástica em relação à liga de alumínio AA 6262-T6 e à maior dureza e pressão específica de corte do cobre eletrolítico que exigem maior força para cisalhar o material. Diante destas características é inferida a exigência de maior energia necessária para remover determinado volume de cobre eletrolítico.

Para os dois materiais, as respostas de rugosidade para as condições testadas são similares, com diferença na amplitude. Nestas condições de usinagem, quando se passa do avanço que proporciona sulcamento ( $h_m < h_c$ ) para o avanço intermediário ( $h_m = h_c$ ) a rugosidade não apresentou alteração (dentro do desvio padrão) possivelmente por este material apresentar pequeno alongamento percentual (comparado ao níquel puro e ao cobre eletrolítico) e pequena recuperação elástica. Já para o avanço que proporciona o modo “usinagem” ( $h_m > h_c$ ) a rugosidade decresceu devido a sua recuperação elástica ser de baixo valor (da mesma ordem do aço ABNT 1030 laminado). A profundidade de usinagem não mostrou variação significativa da rugosidade para os valores testados.

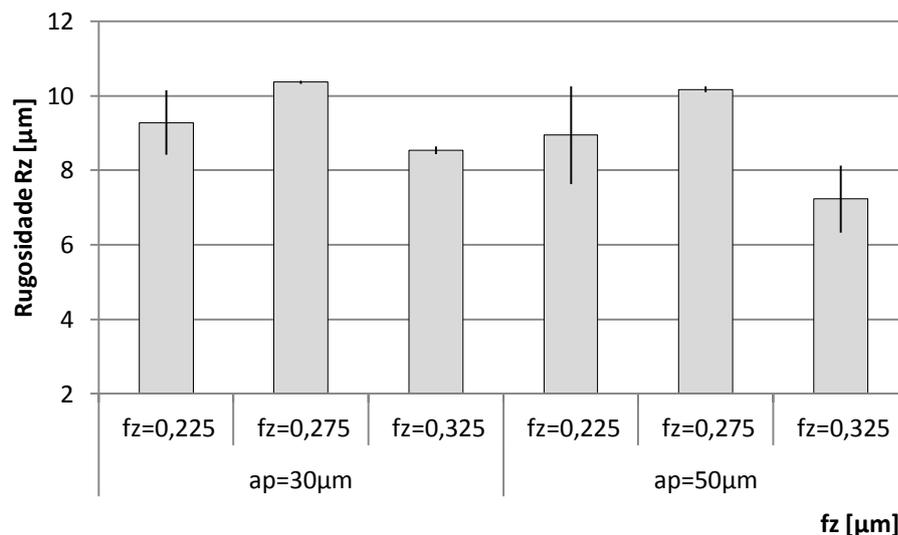


Figura 5.61 – Rugosidades  $R_z$  em função do avanço  $f_z$  e  $a_p$ ; liga de alumínio AA 6262-T6.

Fonte - Dados do autor

### 5.6.6 Rugosidade do grafite

A rugosidade  $R_z$  em cada condição de teste para o grafite é mostrada na figura 5.62. Como ressaltado, o grafite é um material que praticamente não apresenta deformação plástica. Nos materiais como vidros, porcelanas, ferro fundido e o próprio grafite, devido às suas estruturas e a natureza de sua ligação atômica, é exigida menor tensão para romper estas ligações por tração que cisalhar um grão. Esta é uma característica essencial da fragilidade. Além disso, o grafite é produzido por prensagem de pós finos que durante o processamento permite a formação de poros. No caso de microfresamento, a aresta de corte ao passar sobre a superfície ela retira um grão inteiro em vez de cisalhar o grão. Este arrancamento de grãos gera uma superfície com maior amplitude entre picos e vales. A rugosidade é então relativamente alta, considerando que a força necessária para remover um volume de material de grafite é bem inferior quando comparada ao níquel puro ou mesmo a liga de alumínio AA 6262-T6, que tem dureza superior ao grafite. Pode ser observado ainda que a variação da rugosidade  $R_z$  para todas as condições de teste não apresentou uma tendência comparando as duas profundidades de usinagem ( $a_p=30\ \mu\text{m}$  e  $a_p=50\ \mu\text{m}$ ) provavelmente devido à formação de poros e tamanho de grãos não homogêneos.

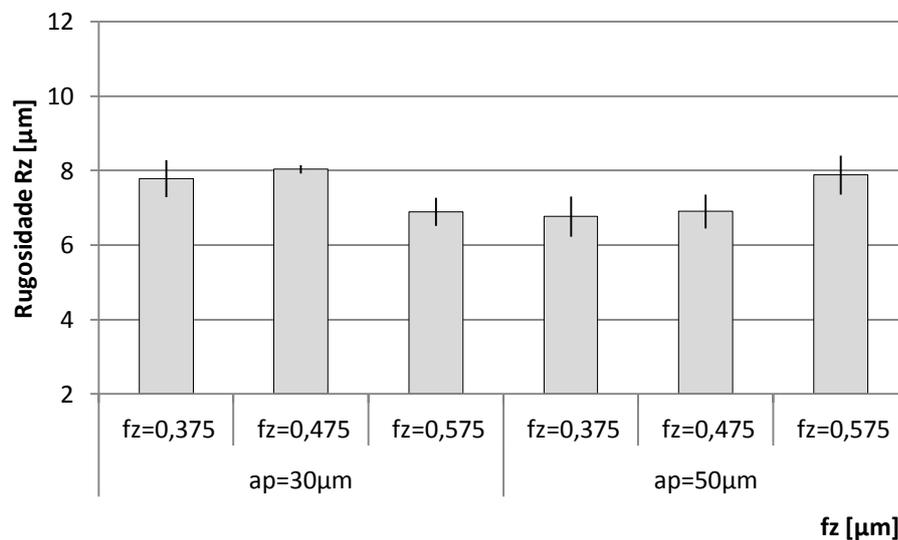


Figura 5.62 – Rugosidades  $R_z$  em função do avanço  $f_z$  e  $a_p$ : grafite.

Fonte - Dados do autor

Quanto aos materiais analisados (com exceção do grafite) pode-se afirmar que o aumento da ductilidade proporcionou maior rugosidade devido à maior recuperação elástica.

Quanto ao avanço por aresta, para  $a_p=30\ \mu\text{m}$  a rugosidade se mostrou com tendência ao decréscimo quando se passou do modo “sulcamento” ( $h_m < h_c$ ) para o modo “usinagem” ( $h_m > h_c$ ).

### 5.7 Formação de rebarbas

Serão apresentadas neste item as fotomicrografias da saída dos canais e a conclusão da formação de rebarbas em cada material microusinado com duas profundidades de usinagem e dois avanços por aresta (80% e 120% de  $h_c$ ). Inicialmente a figura 5.63 mostra o sentido de rotação da fresa e o sentido de avanço da peça utilizados. Nota-se que na entrada da aresta cortante tem-se fresamento discordante e na saída, concordante.

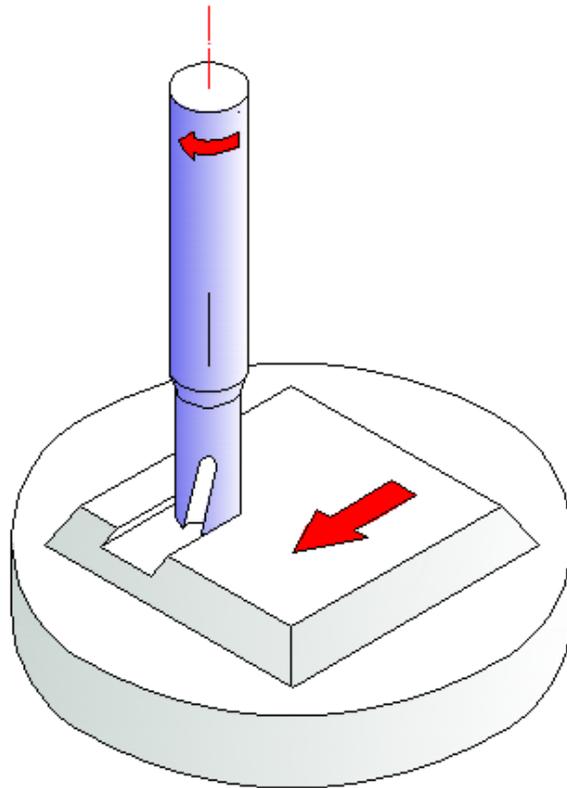


Figura 5.63 – Sentido de rotação da fresa e sentido de avanço da peça.

Fonte - Dados do autor

As fotomicrografias dos canais de cada material mostram a formação de rebarbas de saída e de topo na saída da ferramenta da peça (vide figura 3.46) por serem significativamente maiores que aquelas formadas na entrada da ferramenta na peça tanto com corte discordante quanto concordante.

### 5.7.1 Formação de rebarbas no níquel puro

O níquel puro é um material que apresenta resistência mecânica sob altas temperaturas além de elevados encruamento e ductilidade. Isto o torna um material de difícil usinabilidade. As figuras 5.64(a) e 5.64(b) mostram fotomicrografias dos canais usinados no níquel puro, mantendo a profundidade de usinagem em  $30\mu\text{m}$  e os avanços por aresta de  $0,175\mu\text{m}$  e  $0,275\mu\text{m}$ , respectivamente. Podem ser observadas menores rebarbas de topo no lado em que a fresa executa corte discordante, conforme o observado por LEE e DORNFELD, apud ROBINSON e JACKSON (2005). Quando o avanço por aresta foi elevado de  $0,175$  para  $0,275\mu\text{m}$  menor rebarbas de saída foi formada, mesmo a superfície apresentando rugosidade mais baixa.

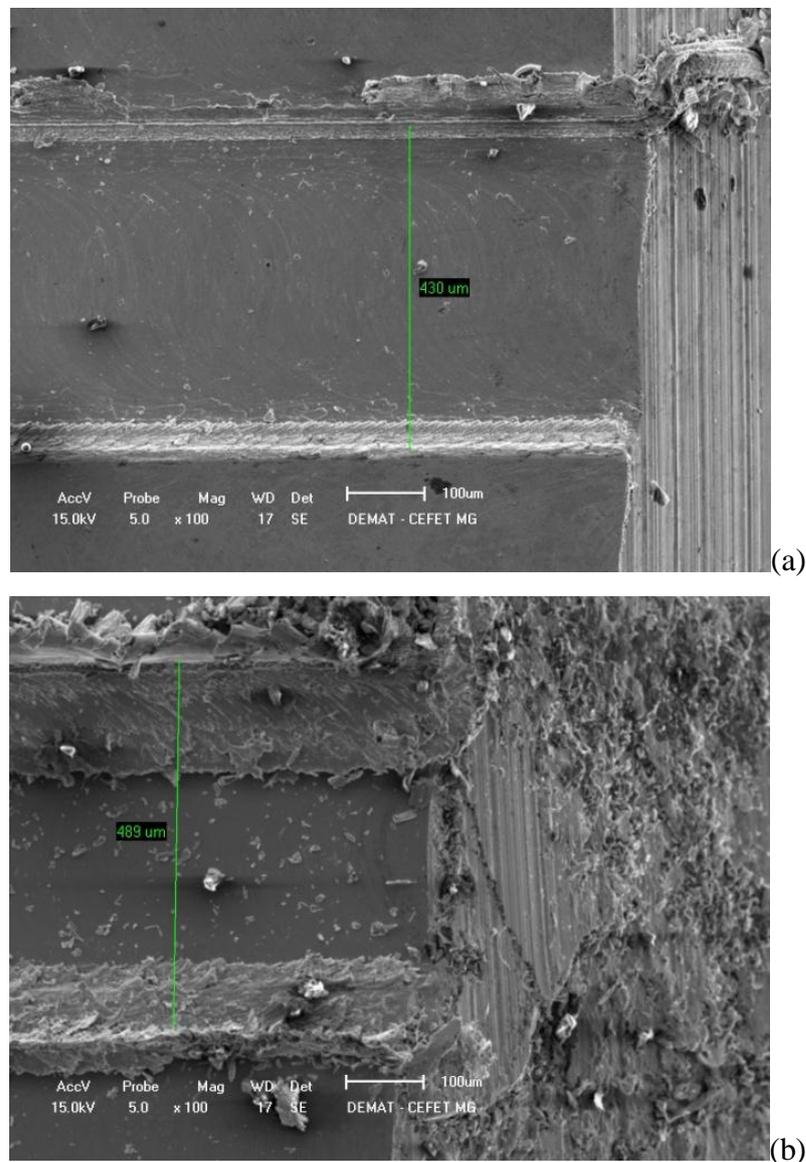


Figura 5.64–Rebarbas no níquel puro (a)  $a_p=30\mu\text{m}$  e  $f_z=0,175\mu\text{m}$  e (b)  $a_p=30\mu\text{m}$  e  $f_z=0,275\mu\text{m}$ .

Fonte – Elaboradas pelo autor

As figuras 5.65(a) e 5.65(b) mostram fotomicrografias para profundidade de usinagem com  $50\mu\text{m}$  e os avanços por aresta  $0,175$  e  $0,275\ \mu\text{m}$ , respectivamente. O maior avanço por aresta propiciou rebarba de saída com menor comprimento e maior espessura uma vez que para a mesma espessura do material não deformado a aresta de corte se encontrava numa posição angular anterior para a condição de maior avanço. Isto faz com que o ponto de pivotamento da rebarba se localize mais próximo do final do canal. Já para o menor avanço, o dobramento do material se inicia mais distante promovendo maior comprimento da rebarba.

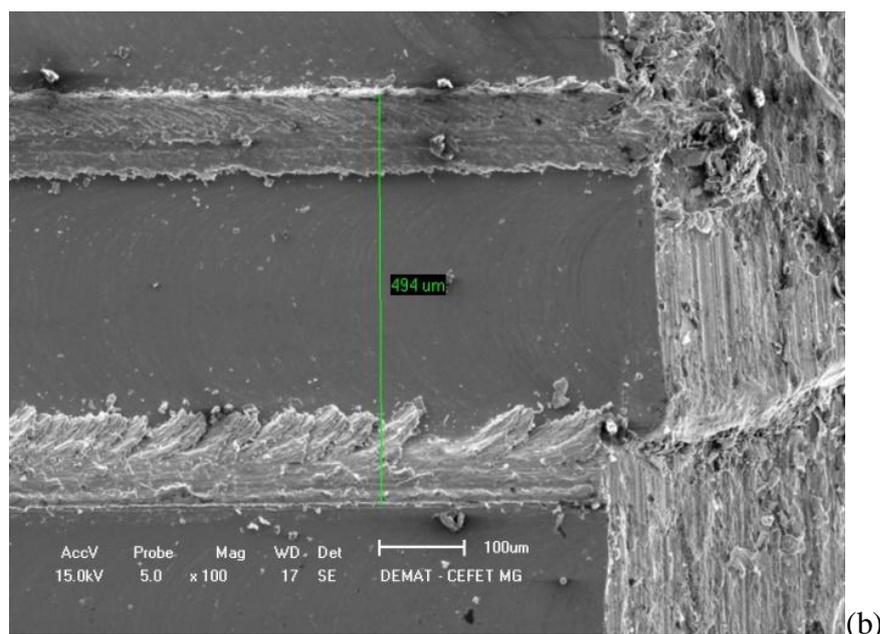
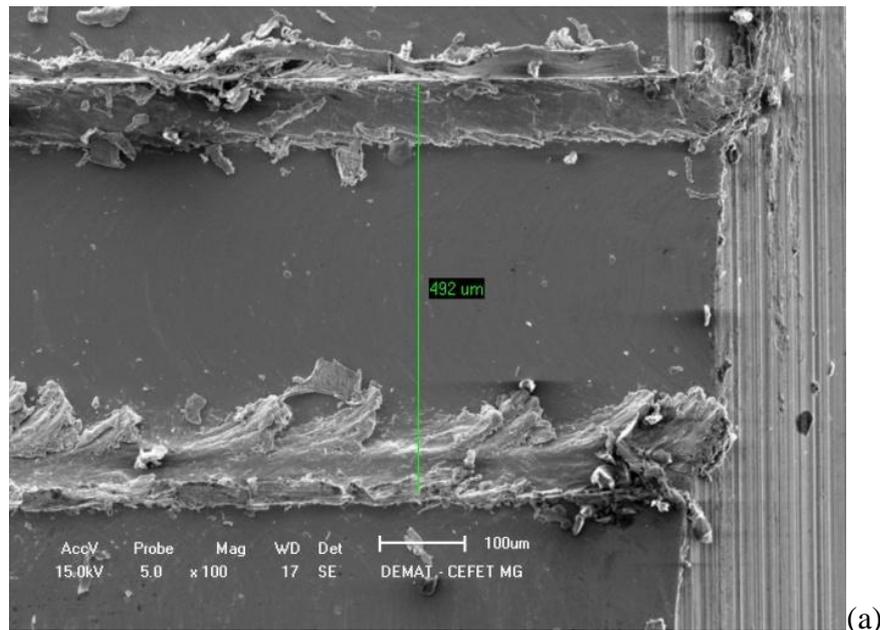


Figura 5.65– Rebarbas no níquel puro (a)  $a_p=50\ \mu\text{m}$  e  $f_z=0,175\ \mu\text{m}$  e (b)  $a_p=50\ \mu\text{m}$  e  $f_z=0,275\ \mu\text{m}$ .

Fonte - Elaboradas pelo autor

### 5.7.2 Formação de rebarbas no aço ABNT 1030 laminado

As figuras 5.66 e 5.67 mostram fotomicrografias dos canais usinados no aço ABNT 1030 laminado, mantendo a profundidade de usinagem com  $30\mu\text{m}$  e os avanços por aresta de  $0,225\mu\text{m}$  e  $0,325\mu\text{m}$ , respectivamente. Podem ser observadas maiores rebarbas de topo no lado do canal em que o corte é concordante. A rebarba de saída é maior para o menor avanço ( $f_z=0,225\mu\text{m}$ ) devido à menor espessura do material não deformado no ponto em que a aresta de corte está prestes desengajar do material da peça. Quando comparada às rebarbas formadas no microfresamento do níquel puro, podem ser observadas menores rebarbas de topo e de saída no aço ABNT 1030 laminado devido ao seu menor alongamento percentual mesmo com maiores avanços por aresta.

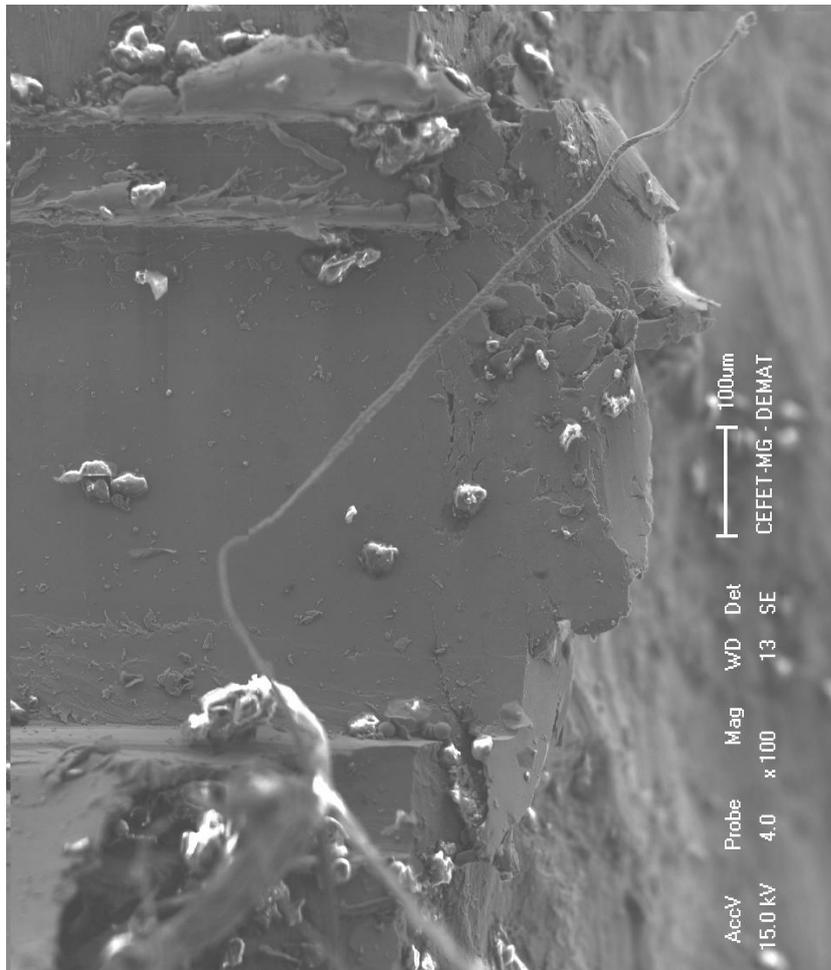


Figura 5.66– Rebarbas no aço ABNT 1030 laminado:  $a_p=30\mu\text{m}$  e  $f_z=0,225\mu\text{m}$ .

Fonte - Elaborada pelo autor

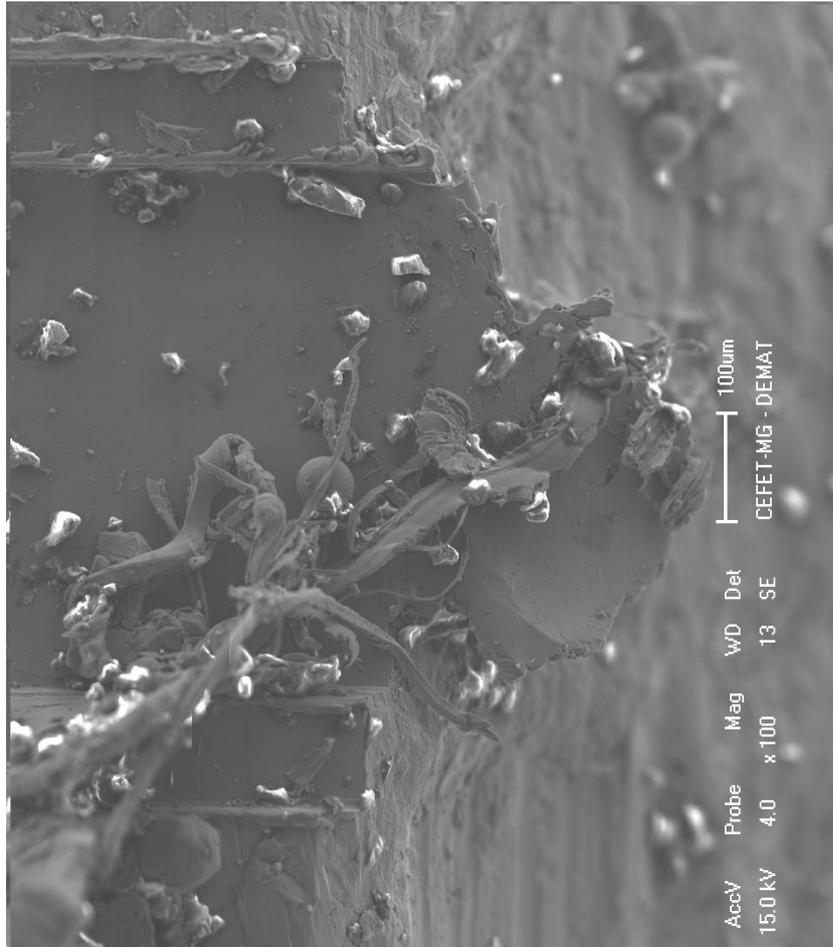


Figura 5.67– Rebarbas no aço ABNT 1030 laminado:  $a_p=30 \mu\text{m}$  e  $f_z=0,325 \mu\text{m}$ .

Fonte - Elaborada pelo autor

As figuras 5.68(a) e 5.68 (b) mostram fotomicrografias dos canais usinados no aço ABNT 1030 laminado, mantendo a profundidade de usinagem com  $50 \mu\text{m}$  e os avanços por aresta  $0,225 \mu\text{m}$  e  $0,325 \mu\text{m}$ , respectivamente. Podem ser observadas maiores rebarbas de topo e de saída com  $a_p$  igual  $50 \mu\text{m}$  comparadas às formadas com  $a_p$  igual  $30 \mu\text{m}$  devido à maior força na direção de avanço imposta. Ainda, a rebarba de saída no centro do canal é maior para o menor avanço. Nesta condição a espessura do material não deformado não atingiu a espessura crítica e continuou sulcando o material, enquanto na outra, o modo “usinagem” foi atingido antes da aresta de corte chegar ao ponto de maior espessura de material não deformado ( $h_c < f_z$ ).

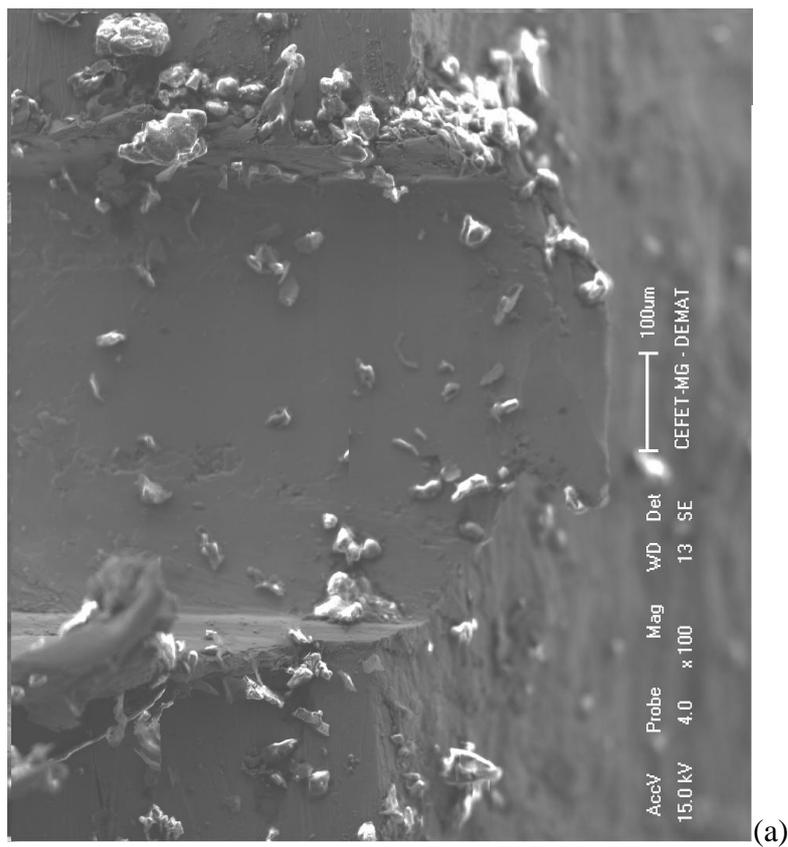


Figura 5.68 – Rebarbas no aço ABNT 1030 laminado  $a_p=50 \mu\text{m}$  (a)  $f_z=0,225 \mu\text{m}$  e (b)  $f_z=0,325 \mu\text{m}$ .

Fonte - Elaboradas pelo autor

### 5.7.3 Formação de rebarbas no aço ABNT 1030 recozido

As figuras 5.69 e 5.70 mostram fotomicrografias dos canais usinados no aço ABNT 1030 recozido, mantendo a profundidade de usinagem com  $30\mu\text{m}$  e os avanços por aresta  $0,225\mu\text{m}$  e  $0,325\mu\text{m}$ , respectivamente. As rebarbas de topo e de saída formadas são maiores que aquelas formadas no aço ABNT 1030 laminado devido ao maior alongamento percentual do aço na condição de recozido. As rebarbas de topo são maiores onde se tem corte concordante

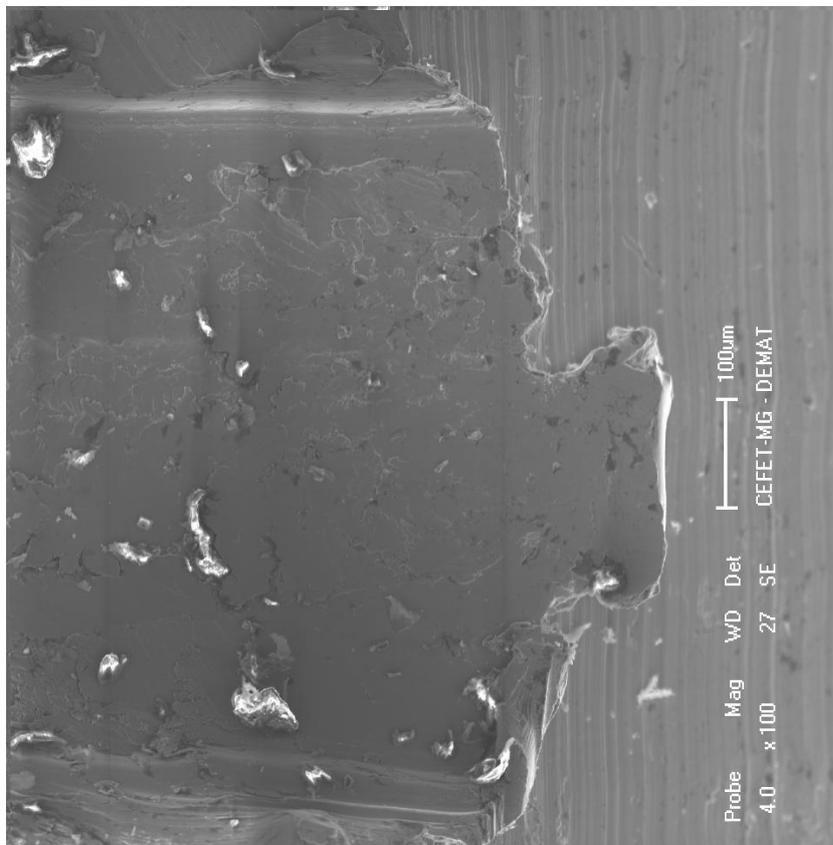


Figura 5.69– Rebarbas no aço ABNT 1030 recozido:  $a_p=30\mu\text{m}$  e  $f_z=0,225\mu\text{m}$ .

Fonte - Elaborada pelo autor

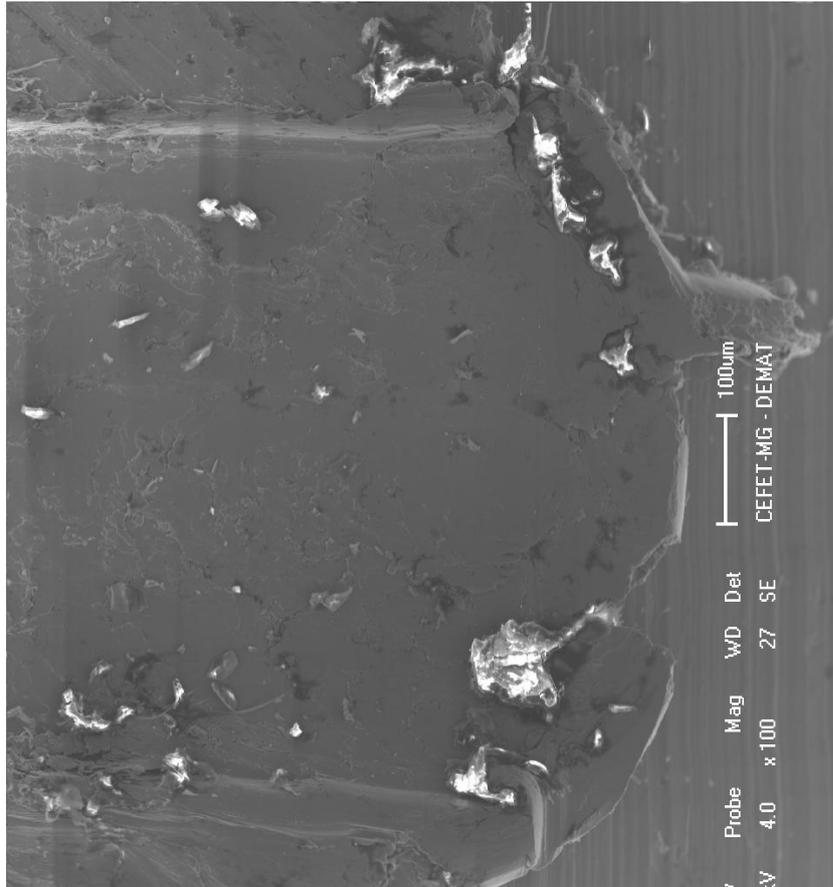


Figura 5.70– Rebarbas no aço ABNT 1030 recozido:  $a_p=30 \mu\text{m}$  e  $f_z=0,325 \mu\text{m}$ .

Fonte - Elaborada pelo autor

As figuras 5.71(a) e 5.71 (b) mostram fotomicrografias dos canais usinados no aço ABNT 1030 recozido, mantendo a profundidade de usinagem com  $50 \mu\text{m}$  e os avanços por aresta  $0,225 \mu\text{m}$  e  $0,325 \mu\text{m}$ , respectivamente. Maiores rebarbas de topo podem ser observadas para o menor avanço por aresta no lado em que ocorre corte concordante devido ao maior sulcamento. No giro da microfresa (sentido horário) a aresta de corte passa do ponto “A” para o ponto “B” até desengajar da peça (figura 5.71a). Neste movimento a espessura do material não deformado decresce e o ângulo de saída efetivo se torna cada vez mais negativo impondo maior sulcamento e formando rebarbas de topo crescentes de “A” para “B”.

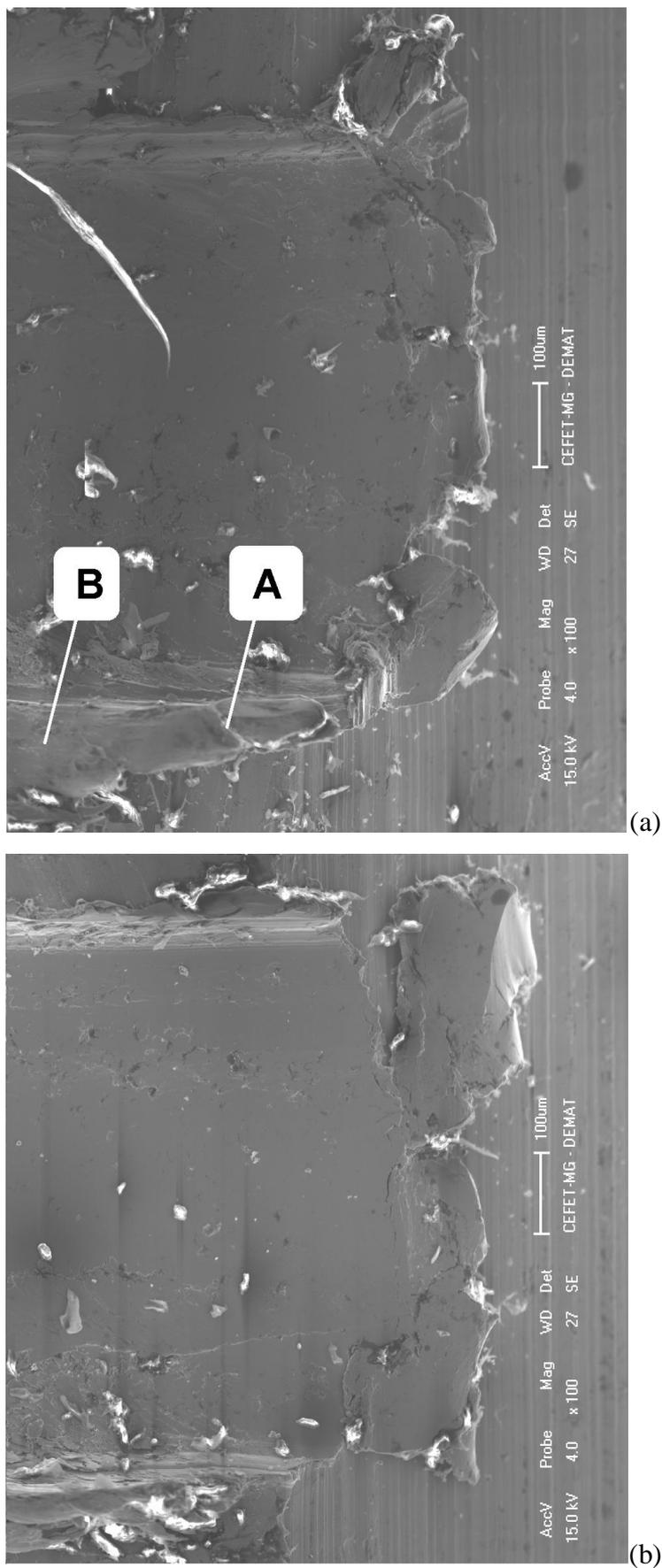


Figura 5.71– Rebarbas no aço ABNT 1030 recozido (a)  $a_p=50 \mu\text{m}$  e  $f_z=0,225 \mu\text{m}$  e (b)  $a_p=50 \mu\text{m}$  e  $f_z=0,325 \mu\text{m}$ .

Fonte - Elaboradas pelo autor

#### 5.7.4 Formação de rebarbas no cobre eletrolítico

São mostradas nas figuras 5.72(a) e 5.72 (b) fotomicrografias dos canais usinados no cobre eletrolítico com  $a_p=30\ \mu\text{m}$  e com  $f_z=0,260\ \mu\text{m}$  e  $f_z=0,390\ \mu\text{m}$ , respectivamente. Devido à menor dureza e à maior ductilidade deste material comparadas ao níquel puro (tabela 4.1), maiores rebarbas são formadas, sejam elas de topo ou de saída, independentemente dos parâmetros de usinagem. Este resultado confirma o observado por SCHAFER apud AURICH et al. (2009) em que afirmam: “materiais tendem a formar maiores e mais rebarbas com o aumento da ductilidade”.

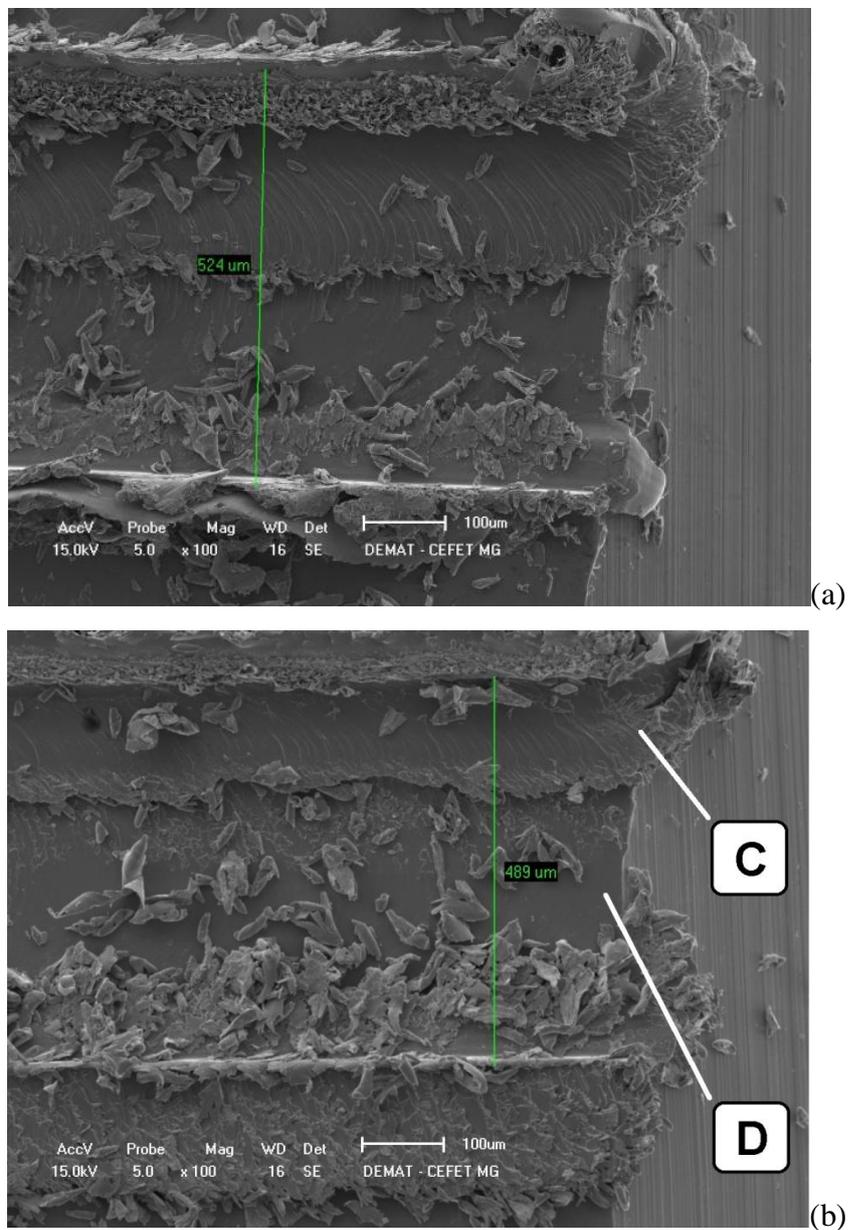


Figura 5.72 - Rebarbas no cobre eletrolítico (a)  $a_p=30\ \mu\text{m}$  e  $f_z=0,260\ \mu\text{m}$  e (b)  $a_p=30\ \mu\text{m}$  e  $f_z=0,390\ \mu\text{m}$ .

Fonte - Elaboradas pelo autor

A espessura do material não deformado é máxima quando a aresta de corte se encontra no ponto D da figura 5.72(b). Quando ela se encontra numa posição próxima de  $45^\circ$  antes (ou depois) do ponto D, o valor da espessura do material não deformado é próximo de  $0,094 \mu\text{m}$ . Isto é, um valor bem inferior à espessura crítica do material não deformado que torna o ângulo de saída mais negativo propiciando maiores rebarbas de saída, como pode ser visto no ponto C da figura 5.72 (b).

São mostradas nas figuras 5.73(a) e 5.73 (b) fotomicrografias dos canais usinados no cobre eletrolítico com profundidade de usinagem de  $50 \mu\text{m}$  e avanços por aresta de  $0,260 \mu\text{m}$  e  $0,390 \mu\text{m}$ . A alta ductilidade deste material propiciou a formação de grandes rebarbas, seja rebarba de topo ou de saída, tanto para  $f_z=0,260 \mu\text{m}$  quanto para  $f_z=0,390 \mu\text{m}$ .

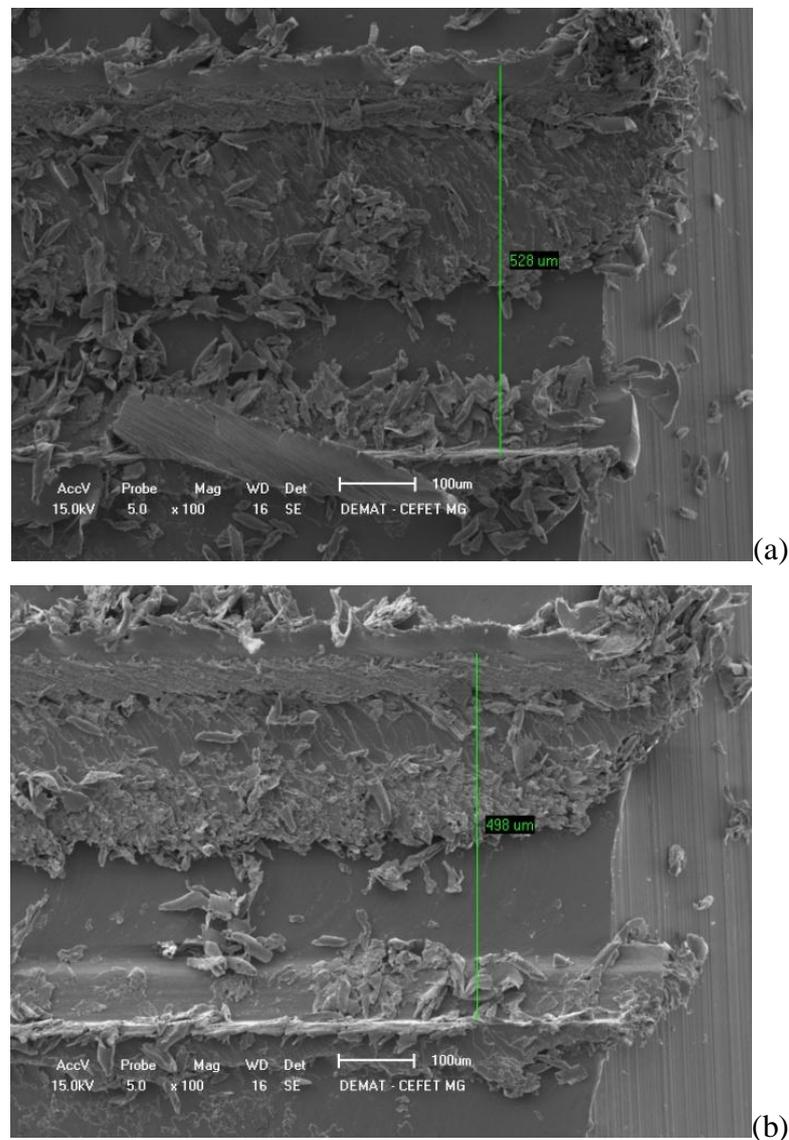


Figura 5.73 - Rebarbas no cobre eletrolítico (a)  $a_p=50 \mu\text{m}$  e  $f_z=0,260 \mu\text{m}$  e (b)  $a_p=50 \mu\text{m}$  e  $f_z=0,390 \mu\text{m}$ .

Fonte - Elaboradas pelo autor

O movimento discordante gerou menores rebarbas de topo que o concordante. Este resultado está em concordância ao encontrado por LI e CHOU (2010).

### 5.7.5 Formação de rebarbas na liga de alumínio AA 6262-T6

As figuras 5.74(a) e 5.74 (b) mostram fotomicrografias dos canais usinados na liga de alumínio AA 6262-T6 com profundidade de usinagem de 30  $\mu\text{m}$  e avanços por aresta de 0,225  $\mu\text{m}$  e 0,325  $\mu\text{m}$ , respectivamente. Pode-se observar que quando o avanço por aresta é aumentado maiores rebarbas de topo são formadas independentemente da profundidade de usinagem utilizada, em consonância ao relatado por NIKNAM e SONGMENE (2013).

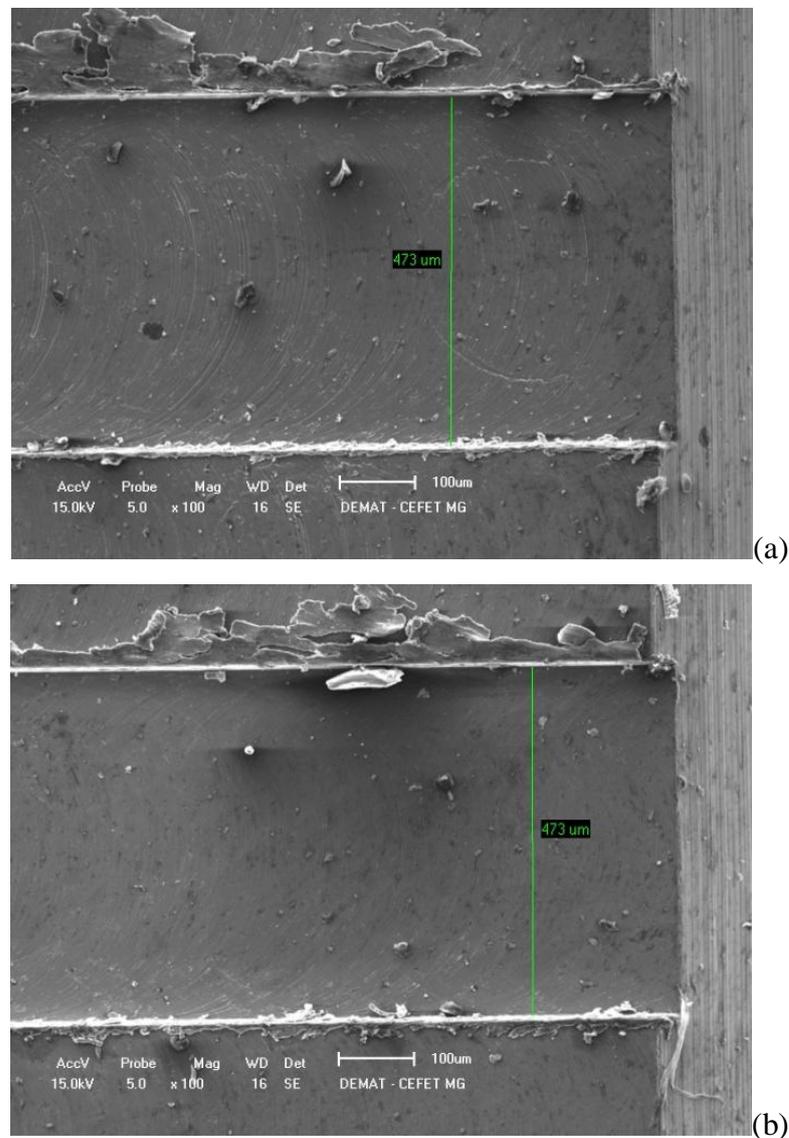


Figura 5.74 - Rebarbas na liga de alumínio AA 6262-T6 com  $a_p=30 \mu\text{m}$  e (a)  $f_z=0,225 \mu\text{m}$  e (b)  $f_z=0,325 \mu\text{m}$ .

Fonte - Elaboradas pelo autor

As figuras 5.75(a) e 5.75 (b) mostram fotomicrografias dos canais usinados na liga de alumínio. Pode-se observar que maior profundidade de usinagem ocasiona maiores rebarbas de topo e de saída. As rebarbas formadas são significativamente menores que aquelas encontradas no níquel puro e no cobre eletrolítico devido ao menor alongamento percentual da liga de alumínio AA 6262-T6, mesmo apresentando menor dureza e pressão específica de corte que os materiais citados.

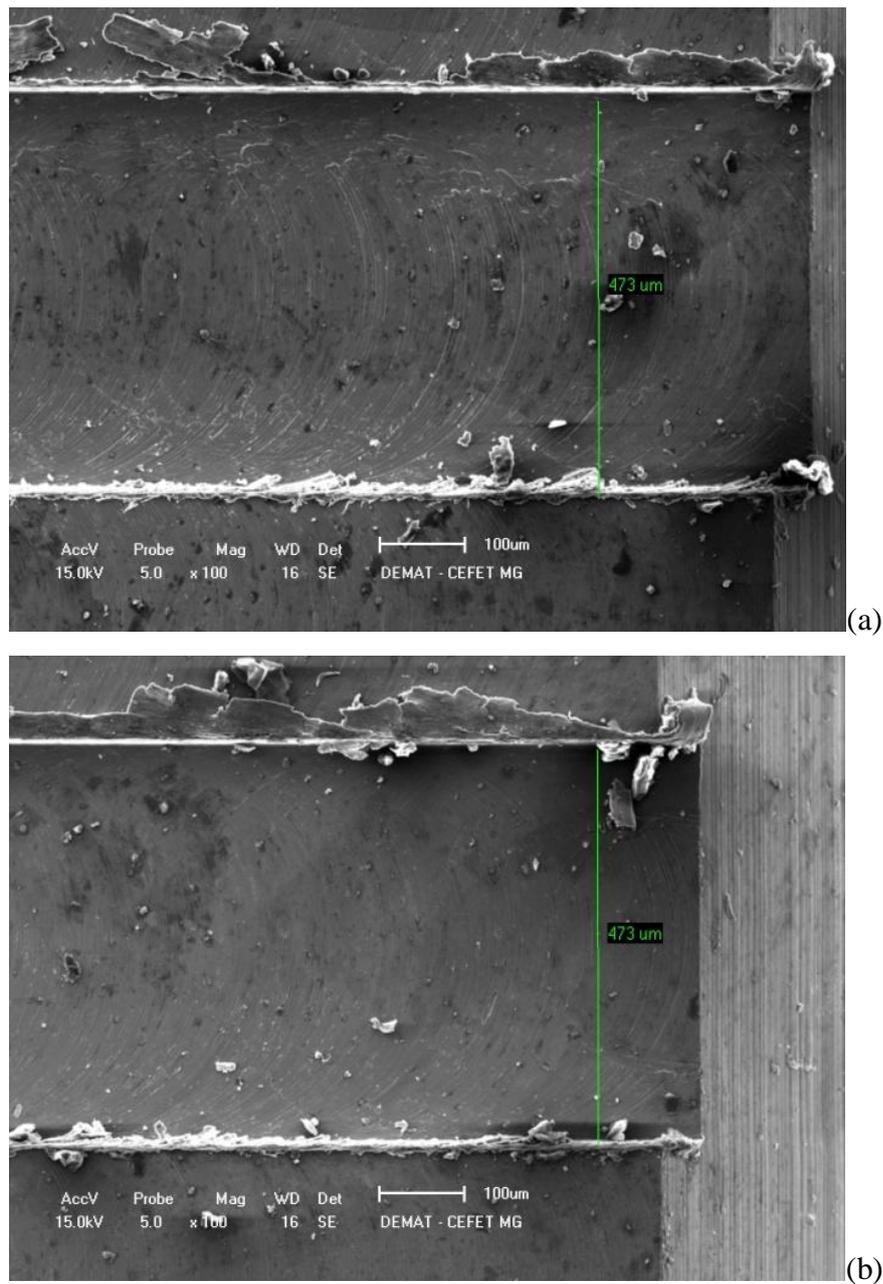


Figura 5.75 - Rebarbas na liga de alumínio AA 6262-T6 com  $a_p=50 \mu\text{m}$  e (a)  $f_z=0,225 \mu\text{m}$  e (b)  $f_z=0,325 \mu\text{m}$ .

Fonte - Elaboradas pelo autor

### 5.7.6 Formação de rebarbas no grafite

As arestas dos canais resultantes do microfresamento do grafite com  $a_p=30\ \mu\text{m}$  e  $f_z=0,375\ \mu\text{m}$  e  $f_z=0,575\ \mu\text{m}$  são apresentadas nas figuras 5.76(a) e 5.76 (b) Devido à fragilidade deste material rebarbas não são visualizadas, mesmo com o aumento do avanço por aresta ou da profundidade de usinagem.

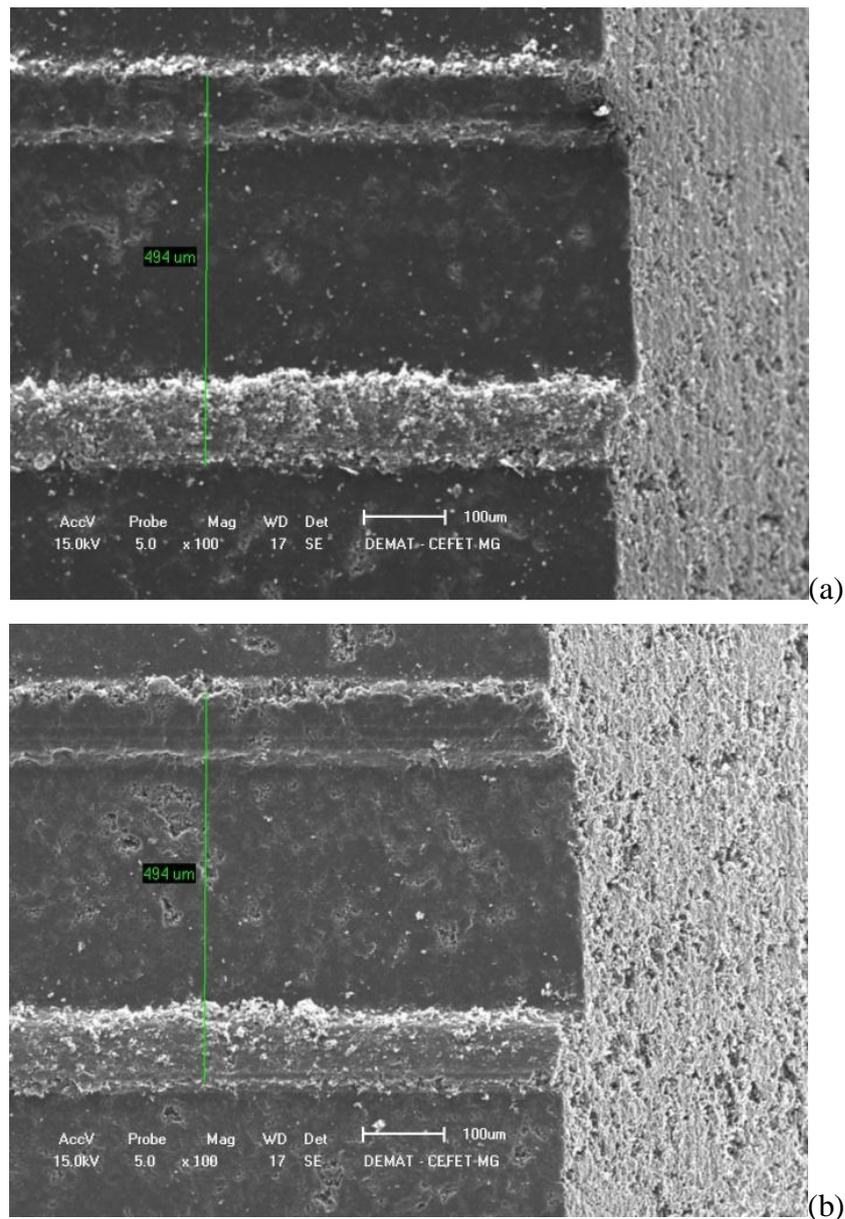


Figura 5.76 - Rebarbas no grafite (a)  $a_p=30\ \mu\text{m}$  e  $f_z=0,375\ \mu\text{m}$  e (b)  $a_p=30\ \mu\text{m}$  e  $f_z=0,575\ \mu\text{m}$ .

Fonte - Elaboradas pelo autor

As arestas dos canais resultantes do microfresamento do grafite com  $a_p=50\ \mu\text{m}$  e  $f_z=0,375\ \mu\text{m}$  e  $f_z=0,575\ \mu\text{m}$  são apresentadas nas figuras 5.77(a) e 5.77 (b). Devido à

fragilidade deste material rebarbas não são visualizadas, independentemente de aumentar a profundidade de usinagem e/ ou o avanço por aresta. Esta característica faz do grafite uma opção para produção de eletrodos para eletroerosão de perfis e cavidades tridimensionais.

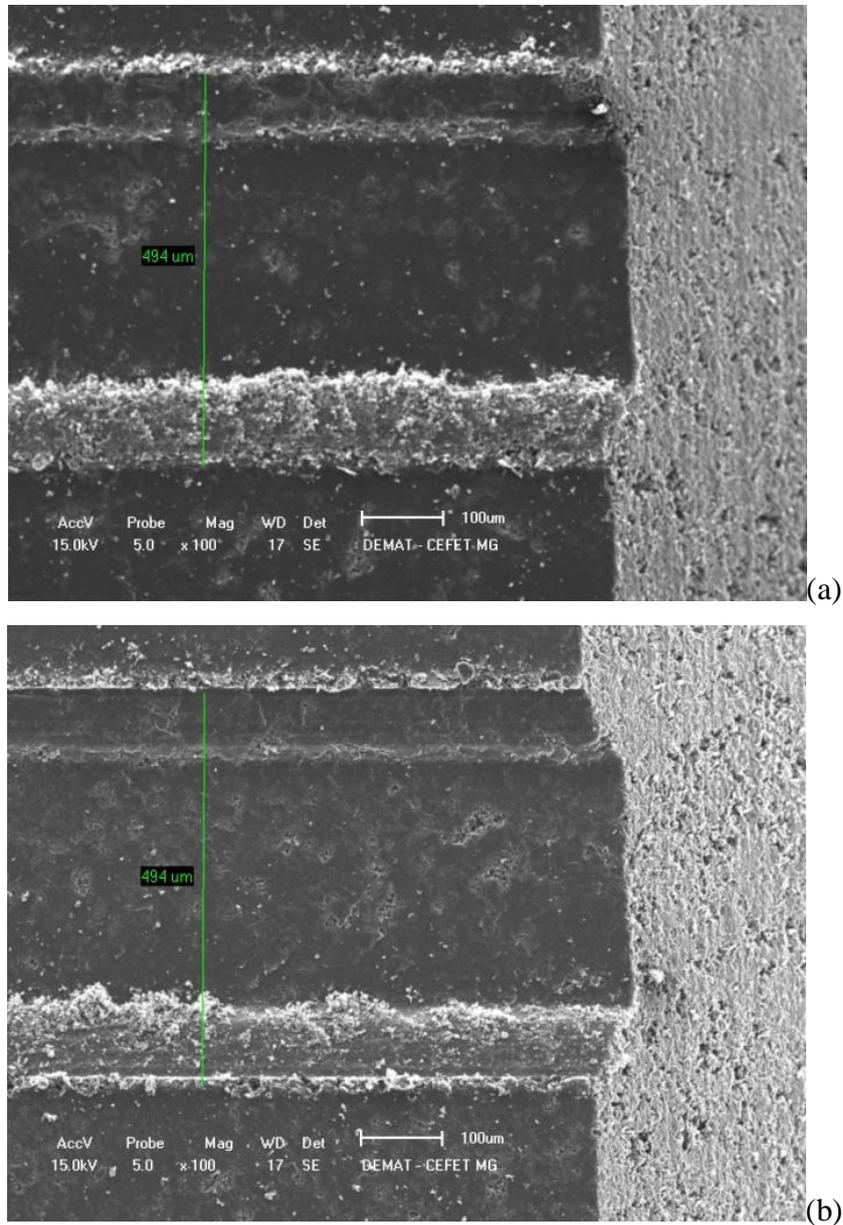


Figura 5.77 - Rebarbas no grafite (a)  $a_p=50 \mu\text{m}$  e  $f_z=0,375 \mu\text{m}$  e (b)  $a_p=50 \mu\text{m}$  e  $f_z=0,575 \mu\text{m}$ .

Fonte - Elaboradas pelo autor

Concorrem para a formação de maiores rebarbas de topo: maior ductilidade do material, maiores avanços por aresta e maior profundidade de usinagem, além do movimento concordante.

## 6 CONCLUSÃO

Após a realização dos ensaios de microfresamento nos materiais: níquel puro, aço ABNT 1030 laminado, aço ABNT 1030 recozido, cobre eletrolítico, liga de alumínio AA 6262-T6 e grafite pode-se concluir que:

- intensidade dos sinais de força na direção de avanço:
  - menor avanço por aresta aumentou a pressão específica de corte dos materiais testados evidenciando o efeito escala,
  - maior profundidade de usinagem reduziu a pressão específica de corte,
  - a maior dureza do níquel puro foi responsável por valores similares de forças em relação ao cobre eletrolítico, que tem maiores pressão específica de corte e ductilidade,
  
- microdureza e microestrutura dos aços:
  - a menor dureza e pressão específica de corte do aço no estado recozido reduziram a intensidade do sinal de emissão acústica comparada ao aço sem tratamento térmico somente na condição de “sulcamento” com profundidade de usinagem igual a 50  $\mu\text{m}$ ,
  - a rugosidade do aço ABNT 1030 recozido foi menor que o aço ABNT 1030 laminado nos três avanços adotados com a profundidade de usinagem igual a 50  $\mu\text{m}$  e maior no modo “usinagem” da profundidade de usinagem igual a 30  $\mu\text{m}$ ,
  
- intensidade dos sinais de emissão acústica:
  - os testes mostraram valores próximos da intensidade de emissão acústica para o níquel puro, aço ABNT 1030 laminado e aço ABNT 1030 recozido,
  - o avanço por aresta mostrou influência sobre a emissão acústica na passagem do modo “sulcamento” para o modo “usinagem” nos testes de todos materiais,
  
- rugosidade:
  - a alta ductilidade do níquel puro e do cobre eletrolítico propiciam maior recuperação elástica que resulta em maior rugosidade,
  - as profundidades de usinagem testadas não mostraram influência sobre a rugosidade,

- formação de rebarbas:
  - a ductilidade do material é tão determinante quanto a pressão específica de corte, a dureza e o avanço por aresta na formação de rebarbas de topo ou de saída. Materiais que apresentam valores próximos de pressão específica de corte ou dureza têm respostas bastante diversas quanto à formação de rebarbas em função de suas ductilidades;
  
- é perfeitamente viável obter superfícies com baixa rugosidade resultantes da operação de microfresamento porém, o grande desafio é a redução do tamanho e da quantidade de rebarbas de topo e de saída.

## ABSTRACT

The need for miniaturized components and equipment aiming to fulfill the requirements in the medical, mechanical and electronic areas has shown that the development of embedded technology is imperative. Such parts and equipment present very high production time and cost due to the processes used, such as photolithography method using a synchrotron, laser, ultrasonic and ion beam. Micromachining is an alternative process which allows lower preparation and production times, in addition to reduced cost when compared with the above mentioned methods. However, the technology required for this process differs from that used in conventional machining owing to the size effect, where the specific cutting energy has a non-linear growth with the reduction of the uncut chip thickness due to the micrometric dimensions of products and parameters used. The knowledge on micromachining, particularly micromilling, will allow the production of parts with technical advantages, reduced costs related to the room needed and dimensions of machinery that, consequently, will lead to lower power consumption. This work aims to investigate the influence of the size effect on the acoustic emission and force signal, machined surface roughness and burr formation during micromilling of materials with distinct mechanical properties such as: pure nickel, steel, aluminum alloy 6262-T6, electrolytic copper and graphite. The influence of friction coefficient, depth of cut and feed rate was evaluated and the results showed that for all materials tested, the force signal increased with the feed rate, the acoustic emission signal increased with values of feed rate lower and higher than the uncut chip thickness and didn't show changes with the increase of the depth of cut and. Furthermore, surface roughness improved when feed rate changed from a value lower than the critical uncut chip thickness to a higher value. Finally, increasing feed rate, larger burrs were formed, except for graphite which did not form burrs owing to its brittle nature. Larger burrs could be associated with higher ductility.

**Keywords:** micromilling, size effect, roughness, burr formation, ploughing.

## 8 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- expandir os experimentos utilizando microfresas sem revestimento com intuito de reduzir o raio da aresta de corte.
- fazer medição da largura e profundidade dos canais microfresados em cada material utilizado neste trabalho para avaliar a viabilidade de se usar um centro de usinagem convencional para execução de superfícies tridimensionais.
- estudar a formação de rebarbas em materiais com alta ductilidade utilizando profundidade de usinagem e avanço por aresta em faixa mais ampla em torno da espessura crítica do material não deformado.
- comparar os três modelos de determinação da espessura crítica do material não deformado.

## REFERÊNCIAS

- 1 ADAMSON, A. W. *Physical chemistry of surfaces*. USA: John Wiley & Sons, 2<sup>nd</sup> ed. 750 p. 1967. ISBN 0 470 00793 1.
- 2 AFAZOV, S. M., RATCHEV, S. M., SEGAL, J. *Modelling and simulation of micro-milling cutting forces*. Journal of Materials Processing Technology. v. 210. p.2154-2162. Elsevier, 2010.
- 3 Air Turbine Spindles. Disponível em:  
<< <http://www.airturbinetools.com/spindles/specs/650bt40.html>>> acesso em 25/out/2013
- 4 ARAMCHAROEN, A., MATIVENGA, P. T. *Size effect and tool geometry in micromilling of tool steel*. Precision Engineering. v. 33. p. 402-407. Elsevier, 2009.
- 5 ARAMCHAROEN, A., MATIVENGA, P. T., YANG, S., COOKE, K. E., TEER, D. G. *Evaluation and selection of hard coatings for micro milling of hardened tool steel*. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 48. p. 1578-1584. Elsevier, 2008.
- 6 ARIF, M., RAHMAN, M., SAN, W. Y. *A study on the effect of tool-edge radius on critical machining characteristics in ultra-precision milling of tungsten carbide*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology. v.67. p. 1257-1265. Springer, 2013.
- 7 ARIF, M., RAHMAN, M., SAN, W. Y. *An experimental investigation into micro ball end-milling of silicon*. Journal of Manufacturing Processes. v.14. p.52-61. Elsevier, 2012.
- 8 ARIF, M., RAHMAN, M., SAN, W. Y. *Ultraprecision ductile mode machining of glass by micromilling process*. Journal of Manufacturing Processes. v.13. p.50-59. Elsevier, 2011.
- 9 ASM HANDBOOK. *Properties and selection: nonferrous alloys and special-purpose materials*. v. 2. Metals Park, Ohio: American Society for Metals – ASM. 1990. ISBN 0-87170-007-7 (v.2). 3470 p.
- 10 ASTM G99-05 *Standard test method for wear testing with pin-on-disk apparatus*. ASTM International, West Conshohocken, United States, 2010.

- 11 AURICH, J. C., DORNFELD, D., ARRAZOLA, P. J., FRANKE, V., LEITZ, L., MIN, S. *Burrs – analysis, control and removal*. CIRP Annals – Manufacturing Technology. v.58. p.519-542. Elsevier, 2009.
- 12 BERGER, M.; HOGMARK, S. *Tribological properties of selected PVD coatings when sliding against ductile materials*. Wear. v. 252. p. 557-565. Elsevier, 2002
- 13 BHUSHAN, B. *Introduction to tribology*. 2<sup>nd</sup> ed. New York: John Wiley & Sons, 2013. 732 p. ISBN 978-1-119-94453-9
- 14 BIERMANN, D.; STEINER, M.; KREBS, E. *Investigation od different hard coatings for micromilling of austenitic stainless steel*. Forty Sixth CIRP Conference on Manufacturing Systems 2013. Procedia CIRP 7. p. 246-251. 2013.
- 15 BISSACCO, G., HANSEN, H. N., De CHIFFRE, L. *Micromilling of hardened tool steel for mould making applications*. Journal of Materials Processing Technology. v.167. p.201-207. Elsevier, 2005.
- 16 BISSACCO, G., HANSEN, H. N., DE CHIFFRE, L. *Size effect on surface generation in micro milling of hardened tool steel*. Annals of the CIRP vol 55/1/2006
- 17 BISSACCO, G., HANSEN, SLUNSKY, J. *Modelling the cutting edge radius size effect for force prediction in micro milling*. CIRP Annals – Manufacturing Technology. v. 57. p. 113-116. Elsevier, 2008.
- 18 BORISAVLJEVIC, A., KIMMAN, M. H., TSIGKOURAKOS, P., POLINDER, H., LANGEN, H. H., SCHIMIDT, R. M., FERREIRA, J. A. *Motor drive for a novel high-speed micro-milling spindle*. International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics. p.1492-1497. 2009
- 19 BOWDEN, F. P.; TABOR, D. *Friction: an introduction to tribology*. New York: Doubleday & Company Inc., 1973 178p. ISBN: 0-385-05109-3
- 20 BYRNE, G., DORNFELD, D., DENKENA, B. *Advancing cutting technology*. Consortium on Deburring and Edge Finishing. Laboratory for Manufacturing and Sustainability, UC Berkeley. CIRP Annals, 52, 2. p. 483-507. 2003.
- 21 CALLISTER Jr., W. D. *Fundamentos da ciência e engenharia de materiais: uma abordagem integrada*. Rio de Janeiro: LTC –Livros Técnicos e Científicos, c2006. xix, 702p. ISBN 8521615159.

- 22 CARRELLA, M.; WALK, M.; AURICH, J. C. **30- $\mu$ m-mikroschleifstifte mit CBN als schneidstoff**. Disponível em <[http://www.werkstattstechnik.de/wt/article.php?data%5Barticle\\_id%5D=70205](http://www.werkstattstechnik.de/wt/article.php?data%5Barticle_id%5D=70205)>. Acesso em :07 jan. 2014.
- 23 CHAE, J., PARK, S. S., FREIHEIT, T. **Investigation of micro-cutting operations**. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 46. p. 313-332. Elsevier, 2006.
- 24 CHANG, W., SUN, J., LUO, X., RITCHIE, J. M., MACK, C. **Investigation of microstructured milling tool for deferring tool wear**. Wear. v.271. p.2433-2437. Elsevier, 2011.
- 25 CHO, D.; LEE, Y.. **Evaluation of ring surfaces with several coatings for friction, wear and scuffing life**. Transactions on Nonferrous Metals Society of China. v. 19. p. 992-996. Elsevier, 2009.
- 26 CREIGHTON, E., HONEGGER, A., TULSIAN, A., MUKHOPADHYAY, D. **Analysis of thermal errors in a high-speed micro-milling spindle**. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 50. p.386-393. Elsevier, 2010.
- 27 DING, H., IBRAHIM, R., CHENG, K., CHEN, S. **Experimental study on machinability improvement of hardened tool steel using two dimensional vibration-assisted micro-end-milling**. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 50. p.1115-1118. Elsevier, 2010.
- 28 DING, H., SHEN, N., SHIN, Y. **Thermal and mechanical modeling analysis of laser-assisted micro-milling of difficult-to-machine alloys**. Journal of Materials Processing Technology. v.212. p.601-613. Elsevier, 2012.
- 29 DORMER (a) Catálogo. Disponível em <[http://www.precisiondormer.com/sandvik/2531/internet/USA\\_English/s005479.nsf/Alldocs/Product\\*2DMachiningSolutions\\*2DPDF\\*2ATH\\*2DPDFen/\\$file/1Generalnformation.pdf](http://www.precisiondormer.com/sandvik/2531/internet/USA_English/s005479.nsf/Alldocs/Product*2DMachiningSolutions*2DPDF*2ATH*2DPDFen/$file/1Generalnformation.pdf)> Acesso em 24/mar/2013.
- 30 DORMER (b) Catálogo. **High performance solid carbide cutters for multi-material applications**. Disponível em <[http://www.precisiondormer.com/sandvik/2531/internet/USA\\_English/s005481.nsf?OpenDatabase](http://www.precisiondormer.com/sandvik/2531/internet/USA_English/s005481.nsf?OpenDatabase)> Acesso em 24/mar/2013
- 31 DORNFELD, D. A. **Process monitoring and control for precision manufacturing**. Manufacturing Automation. University California. 1999.
- 32 DORNFELD, D., LEE, D. **Precision manufacturing**. USA: Springer Science + Business Media, LLC. 2008. 785 p. ISBN 978-0-387-32467-8.

- 33 DORNFELD, D. A., OLIVEIRA, J. F. G., LEE, D., VALENTE, C. M. O. *Analysis of tool and workpiece interaction in diamond turning using graphical analysis of acoustic emission*. Manufacturing Technology. v. 52. p. 479-482. Elsevier, 2003
- 34 EGASHIRA, K., HOSONO, S., TAKEMOTO, S., MASAO, Y. *Fabrication and cutting performance of cemented tungsten carbide micro-cutting tools*. Precision Engineering. v. 35. p.547-553. Elsevier, 2011.
- 35 FILIZ, S., CONLEY, C. M., WASSERMAN, M. B., OZDOGANLAR, O. B. *An experimental investigation of micro-machinability of copper 101 using tungsten carbide micro-endmills*. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 47. p. 1088-1100. Elsevier, 2007.
- 36 FILIZ, S., XIE, L., WEISS, L. E., OZDOGANLAR, O. B. *Micromilling of microbarbs for medical implants*. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 48. p. 459-472. Elsevier, 2008.
- 37 FLEISCHER, J.; SCHULZE, V.; KOTSCHENREUTHER, J. *Extension of cutting force formulae for microcutting*. CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology. v. 2. p. 75-80. Elsevier, 2009.
- 38 FOX-RABINOVICH, G. S.; BEAKE, B. D.; ENDRINO J. L.; VELDHUIS, S. C.; PARKINSON, R.; SHUSTER, L. S.; MIGRANOV, M. S. *Effect of mechanical properties measures at room and elevated temperatures on the wear resistance of cutting tools with (Ti,Al)N and AlCrN coatings*. Surface & Coatings Technology. v.200. p.5738-5742. Elsevier, 2006
- 39 GRZESIK, W.; ZALISZ, Z.; NIESLONY, P. *Investigations on friction and wear mechanisms of the PVD-(Ti,Al)N coated carbide in dry sliding against steels and cast iron*. Wear. v. 261. p.1191-1200. Elsevier, 2006.
- 40 HAGER Jr., C. H.; HU, J.; MURATORE, C.; VOEVODIN, A. A.; GRANDHI, R. *The mechanisms of gross slip fretting wear on nickel oxide/Ti6Al4V mated surfaces* Wear, v. 268. p. 1195–1204. Elsevier, 2010.
- 41 HANSEN, H. N.; CARNEIRO, K.; HAITJEMA, H.; De CHIFFRE, L. *Dimensional micro and nano metrology*. Annals of the CIRP. v. 55. p. 721-743. 2006. 56th General Assembly of CIRP. Japan.
- 42 HEAMAWATANACHAI, S., BAMBERG, E. *Cutting force model of orbital single-point micromachining tool*. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 50. p. 815-423. Elsevier, 2010.
- 43 HOLMBERG, K. *Reliability aspects of tribology*. Tribology International. v 34. p. 801-808. Elsevier, 2001

- 44 HOLMBERG, K.; LAUKKANEN, A.; RONKAINEN, H.; WALLIN, K.; VARJUS, S.; KOSKINEN, J. ***Tribological contact analysis of a rigid ball sliding on a hard coated surface. Part I: modeling stresses and strains.*** Surface & Coatings Technology. v.200. p. 3793-3809. Elsevier, 2006
- 45 HOLMBERG, K.; LAUKKANEN, A.; RONKAINEN, H.; WALLIN, K.; VARJUS, S.; KOSKINEN, J. ***Tribological contact analysis of a rigid ball sliding on a hard coated surface. Part II: modeling stresses and strains.*** Surface & Coatings Technology. v.200. p. 3810-3823. Elsevier, 2006
- 46 HOLMBERG, K.; MATTHEWS, A. ***Coatings tribology: properties, techniques and applications in surface engineering.*** Elsevier Science B. V. Amsterdam 1994. 443p. ISBN 0 444 88870 5
- 47 HOLMBERG, K.; RONKAINEN, H.; LAUKKANEN, A.; WALLIN, K. ***Friction and wear of coated surfaces – scales, modeling and simulation of tribomechanisms.*** Surface & Coatings Technology. v. 202. p. 1034-1049. Elsevier, 2007.
- 48 HUANG, Z. P.; SUN Y.; BELL, T. ***Friction behavior of TiN, CrN and (TiAl)N coatings.*** Wear. v. 173. p. 13-20. Elsevier, 1994.
- 49 HUNG, C.; LU, M. ***Model development for tool wear effect on AE signal generation in micromilling.*** The International Journal of Advanced Manufacturing Technology v. 66. p. 1845-1858. Springer,2013
- 50 HUTCHINGS, I. M. ***Tribology: friction and wear of engineering materials.*** Florida, USA: CRC Press. 1992. 273p. ISBN 0-340-56184-X.
- 51 INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION – ISO. ***International Standard – ISO 13715 – technical drawings edges of undefined shape – Vocabulary and indications.*** 2000. p. 17.
- 52 JANG K., KIM, D., MAENG, S., LEE, W., HAN, J., SEOK, J., JE, T., KANG, S., MIN, B. ***Deburring microparts using a magnetorheological fluid.*** International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 53. p. 170-175. Elsevier, 2012.
- 53 JANG, S. –H., JANG, I. –K., KIM, J. –S., CHOI, T. –K., GU, M. –S. ***Characteristic cutting signals for machined surface condition monitoring in micro milling process.*** International Conference on Advances in Materials and Processing Technology. v.1315. p.1113-1118. 2010.
- 54 JEHN, H. A. ***Multicomponent and multiphase hard coatings for tribological applications.*** Surface & Coatings Technology. v.131. p.433-440. Elsevier, 2000.

- 55 JEMIELNIAK, K., ARRAZOLA, P. J. *Application of AE and cutting force signals in tool condition monitoring in micro-milling*. CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology. v. 1. p. 97-102. Elsevier, 2008
- 56 JENSEN, K. *Microreaction engineering – is small better?* Chemical Engineering Science. v. 56. p. 293-303. Pergamon, 2001.
- 57 KARPAT, Y. *Investigation of the effect of cutting tool edge radius on material separation due ductile fracture in machining*. International Journal of Mechanical Sciences. v. 51. p. 541-546. Elsevier, 2009
- 58 KIMMAN, M. H., LANGEN, H. H., SCHMIDT, M. *A miniature milling spindle with Active Magnetic Bearings*. Mechatronics. v.20. p.224-235. Elsevier, 2010.
- 59 KOÇ, M.; ÖZEL,T. *Micro-manufacturing: design and manufacturing of micro-products*. USA: John Wiley & Sons. 2011. 388 p. ISBN 978-0-470-55644-3
- 60 KU, M. –S., KANG, I. –K., KIM, J. –S. *An investigation of machining characteristics in micro-scale milling process*. International Conference on Advances in Materials and Processing Technology. v.1315. p.1627-1632. 2010
- 61 KUMAR, M., MELKOTE, S. N. *Process capability study of laser assisted micro milling of a hard-to-machine material*. Journal of Manufacturing Processes. v.14. p.41-51. Elsevier, 2012.
- 62 LAI, X., LI, H., LI, C., LIN Z., NI, J. *Modelling and analysis of micro scale milling considering size effect, micro cutter edge radius and minimum chip thickness*. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 48. p.1-14. Elsevier, 2008.
- 63 LAWSON, B., KOTA, N., OZDOGANTAR, O. *Effects of crystallographic anisotropy on orthogonal micromachining of single-crystal aluminum*. Journal of Manufacturing Science and Engineering. v. 130. 2008.
- 64 LEE, Y., CHANG, A. *Ultraprecision cutting and acoustic emission monitoring of OFHC copper*. Laboratory for Manufacturing and Sustainability. Disponível em <[http://lmas.berkeley.edu/public/wp-content/uploads/2008/11/lma\\_report\\_99.pdf](http://lmas.berkeley.edu/public/wp-content/uploads/2008/11/lma_report_99.pdf)> acesso em 07/nov/2012.
- 65 LEE, K., DORNFELD, D. A. *Micro-burr formation and minimization through process control*. Precision Engineering. v. 29. p. 246-252. Elsevier, 2005.
- 66 LEE, D. E.; HWANG, I.; VALENTE, C. M. O.; OLIVEIRA, J. F. G.; DORNFELD, D. A. *Precision manufacturing process monitoring with acoustic emission*. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 46. p.176-188. Elsevier, 2006.

- 67 LEE, M.; WILDES, D. G.; HAYASHI, S. R.; KERAMATI, B. *Effects of tool geometry on acoustic emission intensity*. Manufacturing Technology. v.37, issue 1. p. 57-60. Elsevier, 1988.
- 68 LEKKALA, R., BAJPAI, V., SINGH, R. K., JOSHI, S. S. *Characterization and modeling of burr formation in micro-end milling*. Precision Engineering. v. 35. p. 625-637. Elsevier, 2011.
- 69 LEMBKE, M. I., LEWIS, D. B., MÜNZ, D., TITCHMARSH, J. M. *Significance of Y and Cr in (Ti,Al)N hard coatings for dry high speed cutting*. Surface Engineering. v. 17. p. 153-158. Ingenta. 2001
- 70 LI, H., LAI, X., LI, C., FENG, J., NI, J. *Modelling and experimental analysis of the effect of tool wear, minimum chip thickness and micro tool geometry on the surface roughness in micro-end-milling*. Journal of Micromechanics and Microengineering. v. 18. p.?? IOP Publishing, 2008.
- 71 LI, K. –M., CHOU, S. –Y. *Experimental evaluation of minimum quantity lubrication in near micro-milling*. Journal of Materials Processing Technology. v. 210. p.2163-2170. Elsevier, 2010.
- 72 LIN, J. F.; LIU, M. H.; WU, J. D. *Analysis of the friction and wear mechanism of structural ceramic coatings. Part 2:The effect of operating conditions and substrate material*. Wear. v. 198. p. 7-14. Elsevier, 1996.
- 73 LIPTAI, R. G.; HARRIS, D. O.; ENGLE, R. B.; TATRO, C. A. *Acoustic emission techniques research*. Proceedings of the Symposium on Advanced Experimental Techniques in the Mechanics of Materials. San Antonio, Texas. 1970
- 74 LIU, K. *Process modeling of micro-cutting including strain gradient effects*. 2005. 203f. Tese (Doutorado) – Georgia Institute of Technology – USA, George W. Woodruff School of Mechanical Engineering, Atlanta.
- 75 LIU, X., De VOR, R. E., KAPOOR, S. G. *The mechanics of machining at microscale: assessment of the current state of the science*. Journal of Manufacturing Science and Engineering. v.126. p.666-678. 2004.
- 76 LIU, Z.; SHI, Z.; WAN, Y. *Definition and determination of the minimum uncut chip thickness of microcutting*. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. v. 69. p. 1219-1232. 2013.
- 77 LIU, Z., WANG, X. *Characteristic of surface profile and roughness in micro turn-milling of aluminum alloy 2A12*. International Technology and Innovation Conference 2009 (ITIC). p. 1-4.

- 78 MACHADO, A. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO, R. T.; DA SILVA, M. B. *Teoria da usinagem dos materiais*. São Paulo: Blucher, 2009. 371 p. ISBN 9788521204527
- 79 MALEKIAN, M., MOSTOFA, M. G., PARK, S. S., JUN, M. B. G. *Modeling of minimum uncut chip thickness in micro machining of aluminum*. Journal of Materials Processing Technology. 2011, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2011.05.022.
- 80 MALEKIAN, M., PARK, S. S., JUN, M. B. G. *Tool wear monitoring of micro-milling operations*. Journal of Materials Processing Technology. v.209. p.4903-4914. Elsevier, 2009.
- 81 MALKIN, S. *Grinding technology: theory and applications of machining with abrasives*. England: Ellis Horwood Limited. 1989. 275 p. ISBN 0-85312-756-5.
- 82 MARIN, E.; GUZMAN, L.; LANZUTTI, A.; FEDRIZZI, L.; SAIKKONEN, M. *Chemical and electrochemical characterization of hybrid PVD + ALD hard coatings on tool steel*. Electrochemistry Communications. v. 11. p. 2060-2063. Elsevier, 2009.
- 83 MARINESCU, I. D.; ROWE, W. B.; DIMITROV, B.; INASAKI, I. *Tribology of abrasive machining processes*. USA, William Andrew, Inc. 2004. 763 p.
- 84 MATTHEWS, A.; FRANKLIN, S.; HOLMBERG, K. *Tribological coatings: contact mechanisms and selection*. Journal of Physics D: Applied Physics. v. 40. p. 5463-5475. IOP Publishing, 2007
- 85 MATTHEWS, A; LEYLAND, A. *Hybrid techniques in surface engineering*. Surface and Coatings Technology, v. 71. p. 88-92. Elsevier, 1995.
- 86 MATTOX, D. M. *Handbook of physical vapor deposition (PVD) processing: film formation, adhesion, surface preparation and contamination control*. New Jersey, USA. Noyes Publications.1998. 943 p.
- 87 MECOMBER, J. S., HURD, D., LIMBACH, P. A. *Enhanced machining of micron-scale features in microchip molding masters by CNC milling*. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 45. p. 1542-1550. Elsevier, 2005.
- 88 METALS HANDBOOK. *Properties and selection: irons, steels and high performance alloys*. Volume 1, 10<sup>th</sup> ed. ISBN 0-87170-380-7 (v. 1). 1990. 2521 p.
- 89 METALS HANDBOOK. *Properties and selection: nonferrous alloys and special-purpose materials*. Volume 2, 10<sup>th</sup> ed. ISBN 0-87170-378-5 (v. 2). 1990. 3470 p.

- 90 MIAN, A. J., DRIVER, N., MATIVENGA, P. T. *Identification of factors that dominate size effect in micro-machining*. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 51. p. 383-394. Elsevier, 2011.
- 91 MIAO, J. C.; CHEN, G. L.; LAI, X. M. *Review of dynamic issues in micro-end-milling*. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. v. 31, p. 897-904. Springer, 2007.
- 92 MIN, S., DORNFELD, D., INASAKI, I., OHMORI, H., LEE, D., DEICHMUELLER, M., YASUDA, T., NIWA, K. *Variation in machinability of single crystal materials in micromachining*. CIRP Annals – Manufacturing Technology. v.55. p.103-106. 2006
- 93 MIN, S.; LIDDE, J.; RAUE, N.; DORNFELD, D. *Acoustic emission based tool contact detection for ultra-precision machining*. Manufacturing Technology. v. 60. p. 141-144. Elsevier, 2011.
- 94 MO, J. L.; ZHU, M. H.; LEI, B.; LENG, Y. X.; HUANG, N. *Comparison of tribological behavior of AlCrN and (Ti,Al)N coatings – deposited by physical vapor deposition*. Wear. v. 263. p. 1423-1429. Elsevier, 2007.
- 95 NAKAMOTO, K., ISHIDA, T., KITAMURA, N., TAKEUCHI, Y. *Fabrication of microinducer by 5-axis control ultraprecision micromilling*. CIRP Annals – Manufacturing Technology. v.60 p.407-410. Elsevier, 2011.
- 96 NAKAZAWA, H. *Principles of precision engineering*. New York, USA: Oxford University Press. 1994. p. 267. ISBN 0-19-856266-7
- 97 NANOVEA PERFILÔMETRO ÓPTICO. Disponível em <<http://www.nanovea.com/images/PS50.jpg>> acesso em 07/nov/2012
- 98 NEWBY, G., VENKATACHALAM, S., LIANG, S. Y., *Empirical analysis of cutting force constants in micro-end-milling operations*. Journal of Materials Processing Technology. v.192. p.41-47. Elsevier, 2007.
- 99 NIKNAM, S. A.; SONGMENE, V. *Modeling of burr thickness in milling of ductile materials*. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. v. 66, p. 2029-2039. Springer, 2013.
- 100 OHNUMA, H.; NIHIRA, N.; MITSUO, A.; TOYODA, K.; KUBOTA, K.; AIZAWA, T. *Effect of aluminum concentration on friction and wear properties of titanium aluminum nitride films*. Surface and Coatings Technology. v. 177-178. p. 623-626. Elsevier, 2004.
- 101 OKAZAKI, Y., MISHIMA, N., ASHIDA, K. *Microfactory – concept, history and developments*. Journal of Manufacturing Science and engineering. v.126. p. 837-844. 2004.

- 102 ÖZEL, T.; LIU, X.; DHANORKER, A. *Modelling and simulation in micro-milling process*. 4th International Conference and Exhibition on Design and Production of Machines and Dies/Molds, Cesme, TURKEY. 2007
- 103 PALDEY, S.; DEEVI, S. C. *Single layer and multilayer wear resistant coatings (Ti,Al)N: a review*. Materials Science & Engineering. v. 342. p. 58-79. Elsevier, 2003
- 104 PARK, S. S., RAHNAMA, R. *Robust chatter stability in micro-milling operations*. CIRP Annals – Manufacturing Technology. v.59. p.391-394. Elsevier, 2010.
- 105 PÉREZ, H., VIZÁN, A., HERNANDEZ, J. C., GUZMÁN, M. *Estimation of cutting forces in micromilling through the determination of specific cutting pressures*. Journal of Materials Processing Technology. v.190. p.18-22. Elsevier, 2007.
- 106 PORTO, A. J. V.(Org.). *Usinagem de ultraprecisão*. São Carlos, S.P. RiMa, FAPESP, 2004. 293p.
- 107 RABINOWICZ, E. *Friction and wear of materials*. 2<sup>nd</sup> ed. USA: John Wiley & Sons. 1995. 315 p. ISBN 0-471-83084-4
- 108 RAHNAMA, R., SAJJADI, M., PARK, S. S. *Chatter suppression in micro end milling with process damping*. Journal of Materials Processing Technology. v.209. p.5766-5776. Elsevier, 2009.
- 109 RAMADOSS, R.; KUMAR, N.; PANDIAN, R.; DASH, S.; RAVINDRAN, T. R.; ARIVUOLI, D.; TYAGI, A. K. *Tribological properties and deformation mechanism of (Ti,Al)N coating sliding with various counterbodies*. Tribology International. v. 66. p. 143-149. Elsevier, 2013
- 110 RAMOS, A. C.; AUTENRIETH, H.; STRAUß, T.; DEUCHERT, M.; HOFFMEISTER, J.; SCHULZE, V. *Characterization of the transition from ploughing to cutting in micro machining and evaluation of the minimum thickness of cut*. Journal of Materials Processing Technology. v. 212. p. 594-600. Elsevier, 2012.
- 111 ROBINSON, G. M., JACKSON, M. J. *A review of micro and nanomachining from a materials perspective*. Journal of Materials Processing Technology. v. 167. p.316-337. Elsevier, 2005.
- 112 RODRÍGUEZ, R. J.; GARCIA, J. A.; MEDRANO, A.; RICO, M.; SÁNCHEZ, R.; MARTÍNEZ, R.; LABRUGÈRE, C.; LAHAYE, M.; GUETTE, A. *Tribological behaviour of hard coatings deposited by arc-evaporation PVD*. Vacuum. v. 67. p. 559-566. Pergamon, 2002.

- 113 RUSNALDY, KO, T. J., KIM, H. S. *Micro-end-milling of single-crystal silicon*. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 47. p.2111-2119. Elsevier, 2007.
- 114 RUTHERFORD, K. L.; BULL, S. J.; DOYLE, E. D.; HUTCHINGS, I. M. *Laboratory characterization of the wear behavior of PVD-coated tool steels and correlation with cutting tool performance*. Surface & Coatings Technology. v. 80. p. 176-180. Elsevier, 1996.
- 115 SATO, T.; BESSHI, T.; SATO, D.; INOUCHI, K. *Evaluation of wear and tribological properties of coatings rubbing against copper*. Wear. v. 220. p. 154-160. Elsevier, 1998.
- 116 SCHALLER, Th., BOHN, L., MAYER, J., SCHUBERT, K. *Microstructure grooves with a width of less than 50  $\mu\text{m}$  cut with ground hard metal micro end mills*. Precision Engineering. v.23. p. 229-235. Elsevier, 1999.
- 117 SHAW, M. C. *Metal cutting principles*. New York, USA. Oxford University Press. 1984. Reprinted 1997. 594p.
- 118 SHAW, M. C. *The size effect in metal cutting*. Sadhana. v.28, part 5, p. 875-896. Springer, 2003.
- 119 SIMONEAU, A.; Ng, E.; ELBESTAWI, M. A. *Chip formation during microscale cutting of a medium carbon steel*. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 46. p.467-481. Elsevier, 2006.
- 120 SIMONEAU, A., NG, E., ELBESTAWI, M. A. *Surface defects during microcutting*. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 46. p. 1378-1387. Elsevier, 2006.
- 121 SON, S. M., LIM, H. S., AHN, J. H. *Effects of the friction coefficient on the minimum cutting thickness in micro cutting*. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 45. p. 529-535. Elsevier, 2005.
- 122 SON, S. M., LIM, H. S., AHN, J. H. *The effect of vibration cutting on minimum cutting thickness*. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 46. p. 2066-2072. Elsevier, 2006.
- 123 SUGIHARA, T., ENOMOTO, T. *Development of a cutting tool with a nano/micro-textured surface – Improvement of anti-adhesive effect by considering the texture patterns*. Precision Engineering. v. 33. p. 425-429. Elsevier, 2009.

- 124 TABOR, D. *The hardness of metals*. Oxford University Press. London, England. 1951. 175 p.
- 125 TAKÁCS, M.; VERÖ, B.; MÉSZÁROS, I. *Micromilling of metallic materials*. Journal of Materials Processing Technology. v. 138. p.152-155. Elsevier, 2003.
- 126 TANIGUCHI, N.; *Nanotechnology: integrated processing systems for ultra-precision and ultra-fine products*. New Delhi, India: Oxford University Press. 2003. 406 p. ISBN 978-0-19-569327-0
- 127 TANSEL, I., RODRIGUEZ, O., TRUJILLO, M., PAZ, E., LI, W. *Micro-end-milling – I: Wear and breakage*. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 38. p. 1419-1436. Pergamon, 1998.
- 128 TANSEL, I., NEDBOUYAN, A., TRUJILLO, M., TANSEL, B. *Micro-end-milling – II: Extending tool life with a Smart Workpiece Holder (SWH)*. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 38. p. 1437-1448. Pergamon, 1998.
- 129 TETI, R.; JEMIELNIAK, K.; O'DONNELL, G.; DORNFELD, D. *Advanced monitoring of machining operations*. CIRP Annals – Manufacturing Technology. v. 59. p. 717-739. Elsevier, 2010.
- 130 TILLMANN, W.; VOGLI, E.; MOMENI, S. *Mechanical and tribological properties of Ti/(Ti,Al)N duplex coatings on high and low alloy tool steel*. Vacuum. v. 84. p. 387-392. Elsevier, 2010.
- 131 TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. *Metal cutting*. 4<sup>th</sup> ed. Boston: Butterworth-Heinemann, c2000. 446p. ISBN 075067069X
- 132 UCUN, I.; ASLANTAS, K.; BEDIR, F. *An experimental investigation of the effect of coating material on tool wear in micro milling of Inconel 718 super alloy*. Wear. v. 300. p. 8-19. Elsevier, 2013
- 133 UEHARA, K. *Identification of chip formation mechanism through acoustic emission measurements*. Manufacturing Technology. v.33, issue 1. p. 71-74. Elsevier, 1984.
- 134 UHLMANN, E., PILTZ, S., SCHAUER, K. *Micro milling of sintered tungsten-copper composite materials*. Journal of Materials Processing Technology. v.167. p.402-407. Elsevier, 2005.
- 135 VALENTE, C. M. O.; ECHIZENYA, D.; DORNFELD, D. A.; OLIVEIRA, J. F. G. *Observing tool and workpiece interaction in diamond turning using graphical analysis of acoustic emission and force*. Proceedings of the American Society for Precision Engineering. St Louis, Missouri. 2002. p. 607-612

- 136 VOGLER, M. P.; DeVOR, R. E.; KAPOOR, S. G. *Microstructure-level force prediction model for micro-milling of multi-phase materials*. Journal of Manufacturing Science and Engineering. v.125. p. 202-209. 2003
- 137 VOGLER, M. P.; DeVOR, R. E.; KAPOOR, S. G. *On the modeling and analysis of machining performance in micro-endmilling, Part I: surface generation*. Journal of Manufacturing Science and Engineering. v.126. p. 685-694. 2004
- 138 WADLEY, H. N. G.; SCRUBY, C. B.; SPEAKE, J. H. *Acoustic emission for physical examination of metals*. International Metals Reviews. v. 25. p. 41-64 Maney Online, 1980.
- 139 WANG, J.; GONG, Y.; ABBA, G.; CAO, J.; SHI, J.; CAI, G. *Micro milling technologies for MEMS*. International Conference on Perspective Technologies and Methods in Design. p. 86-95. 2007
- 140 WARCHOLINSKI, B.; GILEWICZ, A.; MYSLINSKI, P. *Tribological properties of TiAlCrN thin films*. Advanced Materials Science. v. 22. p. 81-88. 2009
- 141 WEBSTER, J.; MARINESCU, I.; BENNETT, R. *Acoustic emission for process control and monitoring of surface integrity during grinding*. CIRP Annals – Manufacturing Technology. v. 43. p.299-304. Elsevier, 1994.
- 142 WENTIAN, S.; YUDE, L. *Fabrication of micro gear based on micro-milling*. International Conference on Computer, Mechatronics, Control and Electronic Engineering. v. 1. p. 608-611. D.O.I .10.1109/CMCE.2010.5610417. 2010
- 143 WEULE, H., HÜNTRUP, V., TRITSCHLER, H. *Micro-cutting of steel to meet new requirements in miniaturization*. CIRP Annals –Manufacturing Technology. v.50. p.61-64. Elsevier, 2001.
- 144 WISSMILLER, D. L., PFEFFERKORN, F. E. *Micro end mill tool temperature measurement and prediction*. Journal of Manufacturing Processes. v.11. p.45-53. Elsevier, 2009.
- 145 WOON, K. S.; RAHMAN, M.; NEO, K. S.; LIU, K. *The effect of tool edge radius on the contact phenomenon of tool-based micromachining*. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 48. p. 1395-1407. Elsevier, 2008
- 146 VOTORANTIM METAIS. *Níquel:boas práticas na eletrodeposição*. Disponível em: <[http://www.icz.org.br/portaldoniquel/arquivos/Manual\\_Galvanoplastia-VF.pdf](http://www.icz.org.br/portaldoniquel/arquivos/Manual_Galvanoplastia-VF.pdf)> Acesso em 28 out. 2012. 35 p.

- 147 YU, D.; WANG, C.; CHENG, X.; ZHANG, F. *Optimization of hybrid PVD process of (Ti,Al)N coatings by Taguchi method*. Applied Surface Science. v.255. p. 1865-1869. Elsevier, 2008.
- 148 YUAN, Z. J., ZHOU, M., DONG, S. *Effect of diamond sharpness on minimum cutting thickness and cutting surface integrity in ultraprecision machining*. Journal of Materials Processing Technology. v, 62. p. 327-330. Elsevier, 1996.
- 149 YUN, H. T., HEO, S., LEE, M. K., MIN, B., LEE, S. J. *Ploughing detection in micromilling process using the cutting force signal*. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 51. p. 377-382. Elsevier, 2011.
- 150 YUNMING, Z., GUICHENG, W., SHUTIAN, F., ZHI, W., HONGJIE, P. *A study on milling burr expert system in micro-machining*. International Conference on Intelligent Computation Technology and Automation. v.1. p.965-969. 2008.