

MÁRIO CEZAR DOS SANTOS JR

**EMPREGO DE FERRAMENTAS ESTATÍSTICAS
PARA AVALIAÇÃO DA USINABILIDADE DE LIGAS
DE ALUMÍNIO**



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA**

2012

MÁRIO CEZAR DOS SANTOS JR

**EMPREGO DE FERRAMENTAS ESTATÍSTICAS PARA AVALIAÇÃO
DA USINABILIDADE DE LIGAS DE ALUMÍNIO**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, como parte dos requisitos para obtenção do título de **DOUTOR EM ENGENHARIA MECÂNICA**.

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação - Usinagem

Orientadores: Prof. Dr. Álisson Rocha Machado e Prof. Dr. Marcos Antônio de Souza Barroso

UBERLÂNDIA - MG

2012

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)

S237 Santos Jr., Mário Cezar, 1971-
Emprego de ferramentas estatísticas para avaliação da
usinabilidade de ligas de alumínio./ Mário Cezar dos Santos Jr. -
2012.
230f. : il.

Orientador: Álisson Rocha Machado.
Co-orientador: Marcos Antônio de Souza Barroso.
Tese (doutorado) – Universidade Federal de Uberlândia,
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
Inclui bibliografia.

1. Ligas de alumínio – Usinabilidade – Teses. 2. Usinagem –
Teses. I. Machado, Álisson Rocha. II. Barroso, Antônio de Souza. III.
Universidade Federal de Uberlândia. IV. Título.

CDU: 621.7

Elaboração: Rossanna dos Santos Santana Rubim – CRB6/ES 403

AGRADECIMENTOS

A Deus e à minha esposa;

Aos colegas do Instituto Federal de São Mateus, que me liberaram para realizar o doutorado;

Aos Prof. Álisson Rocha Machado e Prof. Marcos Antônio de Souza Barrozo, que me acolheram para a orientação deste projeto;

À Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, pela estrutura;

À Capes, CNPq e Fapemig, pelo apoio financeiro;

Aos colegas do laboratório, pela ajuda na montagem e na realização dos experimentos.

SANTOS JR, M. C. **Emprego de Ferramentas Estatísticas para Avaliação da Usinabilidade de Ligas de Alumínio**. 2012. 230 f. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

Resumo

Este trabalho objetiva estudar o efeito das variáveis de entrada: propriedades mecânicas da peça (resistência mecânica, dureza e alongamento) e condições de corte (velocidade de corte, avanço, profundidade de corte e sistema de lubri-refrigeração) sobre as variáveis de saída (respostas): forças de usinagem; potência de usinagem; temperatura de corte; parâmetros de rugosidade: R_a , R_z e R_q e vibração do suporte da ferramenta no torneamento das ligas de alumínio: 1350-O, 6082-T4, 6262-T6, 7075-T73 e 7075-T6. Estas ligas cobrem uma larga faixa de propriedades das ligas de alumínio. Para este estudo foi utilizado o planejamento fatorial 2^k completo e o planejamento composto central (PCC), para determinar as condições de ensaios de usinagem. A partir de análise de variância e de regressão dos resultados foram gerados modelos de 2ª ordem, relacionando, em cada liga de alumínio, e também de forma global (considerando as propriedades das ligas), as respostas com as entradas. Superfícies de respostas, curvas de níveis e vetor gradiente gerados a partir desses modelos foram utilizados para apresentar e analisar as influências das entradas, por interação entre fatores, sobre as respostas. Modelos validados foram utilizados em um processo de otimização multiresposta (algoritmo genético), que identificou os níveis das entradas que otimizassem, simultaneamente, todas as respostas. A grande contribuição deste trabalho, relacionado com a usinabilidade das ligas de alumínio, repousa em sua capacidade de descrever o comportamento da característica de usinabilidade (resposta) em função das interações das entradas em sua região de variação. Muitas pesquisas envolvendo a usinagem das ligas de alumínio descrevem de forma isolada o comportamento das características de usinabilidade em função de alguns fatores ou apenas um único fator, o que limita grandemente as conclusões sobre a variação das características de usinabilidade. Neste trabalho se observou, de maneira geral, que as características de usinabilidade variaram de forma isolada com os fatores, de acordo com o registrado na literatura, mas novos comportamentos das características de usinabilidade, ainda não descritos na literatura, devido à interação entre fatores foram presenciados.

Palavras-chave: força de usinagem, potência de usinagem, temperatura de corte, rugosidade, vibração, ligas de alumínio, usinabilidade

SANTOS JR, M. C. **Employment Statistics Tool for Assessing Machinability of Aluminum Alloys**. 2012. 230 f. Doctoral Thesis, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

Abstract

The main objective of the present work is to study the effect of the input variables: mechanical properties of the workpiece (tensile strength, hardness and elongation) and cutting conditions (cutting speed, feed rate, depth of cut and lubri-cooling system) over the output variables: cutting forces, power consumption, cutting temperature, surface roughness (R_a , R_z and R_q parameters) and toolholder vibration in turning of aluminum alloys: 1350-O, 6082-T4, 6262-T6, 7075-T73 e 7075-T6. This set of alloys covers a large range of properties of the aluminum alloys. A 2^k factorial planning and a Central Composite Design (CCD) were used to determine the machining test conditions. After ANOVA and Regression analysis of the results, 2nd order models were generated, relating the input and the output variables for each aluminum alloy and also globally (considering the properties of the alloys). Surface Response Method – SRM, level curves and gradient vector generated after the models were used to present and analyze the influence of the input variables and their interactions on the output parameters. Validated models used in a multi-response optimization process (genetic algorithm) identified the levels of the input variables that simultaneously optimize all the output parameters. The most important contribution of this work on the machining of aluminum alloys lies on its efficiency of describing the behavior of each machining characteristic (output variable) as a function of the input variable interactions within the range studied. Many researches on machining of aluminum alloys describe, in an isolated form, the behavior of the machining characteristics (output parameters) as functions of a few or only one factor, limiting the conclusions about the machinability of these alloys. In the present work it was observed that generally the machining output parameters varied individually according to the literature, however, new behavior, due to the interaction of the input variables, so far not described by previous work was presented.

Keyword: cutting force, cutting power, cutting temperature, roughness, vibration, aluminum alloy, machinability

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – a) Propriedades mecânicas do aço baixo carbono e de ligas de alumínio; b) Condutividade térmica (Temperatura); c) Calor específico (Temperatura), nas ligas de alumínio	29
Figura 2.2 – Influências: a) solubilização/envelhecimento sobre a dureza da liga 6061; b) tempo de envelhecimento sobre a dureza da liga 6066.....	32
Figura 2.3 – a) Sistema de referência de uma ferramenta de corte; b) Ângulos medidos no plano P_0 ; c) Principais superfícies de uma ferramenta; d) Ângulos medidos no plano P_r	37
Figura 2.4 - a) Ciclo de formação do cavaco; b) Ângulo de cisalhamento (V_c, f)	38
Figura 2.5 - a) Forças nos planos de cisalhamento; b) Círculo de Merchant	40
Figura 2.6 – Formas de cavaco.....	41
Figura 2.7 – a) Zona de aderência e escorregamento; b) zona de fluxo e aresta postiça de corte	43
Figura 2.8 – a) $F_u (\sigma_R, H_d)$; b) $F_u (V_c, f)$, no torneamento da liga 7075-T6; c) $F_u (V_c, f)$, no torneamento da liga 6061-T6.....	45
Figura 2.9 - a) $\sigma_R (\epsilon)$; b) $F_f (V_c)$ e $F_c (V_c)$, no torneamento da liga (4,5% Mg, 0,04% Cr).....	47
Figura 2.10- a) $F_c (V_c)$, no torneamento da liga 6061; b) F_u (comprimento de usinagem), no torneamento da liga A356	47
Figura 2.11 – a) $F_c (VB_B)$ e $T_c (VB_B)$, no fresamento da liga 7050-T7451; b) τ_{PCP} e τ_{PCS} , no fresamento da liga 7075-T6.....	48
Figura 2.12 – $F_c(f)$, nos fresamentos das ligas 6061-T6 e 7075-T6.....	49
Figura 2.13 – a) N_e (ligas, Bi); b) Torque (V_c, lub), nas furações das ligas B319, B319(Bi) e B319(In)	52
Figura 2.14 – Zonas de fontes de calor.....	53
Figura 2.15 – a) T_c (HSS, WC), na furação da liga 319; b) Distribuição da T_c , no fresamento da liga 7075-T7451	56

Figura 2.16 – a) $T_c (V_c, f)$ no plano de cisalhamento secundário - PCS; b) $\epsilon_{ts} (V_c, f)$, no fresamento da liga 7075-T6	58
Figura 2.17 – a) Circuito termopar básico; b) Variação da FEM ao longo do circuito elétrico do termopar.....	59
Figura 2.18 – a) Circuito termopar I; b) Variação da FEM ao longo do circuito elétrico do termopar.....	60
Figura 2.19 - a) Circuito termopar II; b) Variação da FEM ao longo do circuito elétrico do termopar.....	60
Figura 2.20 – a) $R_a (V_c, H_d)$, no torneamento da liga 6061; b) R_a (comprimento de corte), no torneamento da liga de 6061	64
Figura 2.21 – a) $Rug (V_c)$; b) $R_a (V_c, H_d)$, no torneamento das ligas LM13 e LM28	65
Figura 2.22 – a) R_a (Revestimento, H_d), nos fresamentos das ligas AlMg2,5 e AlCu2,5Si18; b) Rugosidade (Tipo de ferramenta), no torneamento do Al-puro.....	66
Figura 2.23 – a) $R_a (V_c)$; b) $R_a (f)$; c) $R_a (a_p)$, no fresamento da liga 2024	67
Figura 2.24 – Rugosidade (elementos de livre-corte, lub, RPM), na furação da liga 319	68
Figura 2.25 – Desempenho dos revestimentos à base de Ti, na furação da liga AlSi8Cu3Fe	73
Figura 2.26 – a) VB_B (volume removido); b) Rugosidade (volume removido), no torneamento da liga A390	76
Figura 2.27 – a) Parâmetros de desgaste; b) Tipos de desgaste	78
Figura 2.28 – $VB_B (V_c, \% SiC)$, no torneamento da liga 2014.....	79
Figura 2.29 – a) VB_B (comprimento de corte, lub), no torneamento da liga 6061; b) Raio de trinca (material ferramenta, carga)	80
Figura 2.30 – a) Conceito de filme de óleo sobre gotas de água; b) Direções de aplicação do fluido de corte	84
Figura 2.31 – a) F_f (métodos de aplicação de fluido, V_c, f), na furação da liga 5080; b) VB_B (comprimento de corte, lub), no fresamento da liga A356	85
Figura 2.32 – Fluxograma do algoritmo genético	91
Figura 3.1 – Fluxograma das atividades desenvolvidas no procedimento experimental.....	92
Figura 3.2 – Regiões de ataque das amostras: R_1, R_2 e R_3	95
Figura 3.3 – Microestruturas das ligas: a) 1350-O; b) 6082-T4; c) 6262-T6; d) 6351-T6; e) 7075-T73; f) 7075-T6.....	98
Figura 3.4 – Pontos para indentação nas superfícies transversais das amostras	100

Figura 3.5 – Representação de amostras dos ensaios de tração: a) antes do ensaio; b) após o ensaio.....	101
Figura 3.6 - Sistemas de lubri-refrigeração: a) bocais; b) dispositivo dosador.....	102
Figura 3.7 – a) Ângulos da ferramenta de corte A; b) Ângulos da ferramenta de corte B ...	103
Figura 3.8 – Configuração do experimento para medição da F_c , F_f , F_p , N_e e V_b	106
Figura 3.9 – Esquema de circuito elétrico termopar ferramenta-peça	107
Figura 3.10 – Junções termoeletricas do circuito elétrico de termopar ferramenta-peça	108
Figura 3.11 – Direção de medição da rugosidade da superfície usinada	109
Figura 4.1 – a) Transdutor HAS 50s; b) Conjunto de condicionadores de sinais de corrente (I_i).....	120
Figura 4.2 – Conjunto de condicionadores de sinais de tensão (φ_i)	121
Figura 4.3 – Fotos da ferramenta de corte: a) lateral da ponta; b) superior da ponta; c) lateral do meio; d) superior da extremidade oposta	122
Figura 4.4 – Vista explodida do dispositivo 03 escovas	123
Figura 4.5 – Esquema para calibração dos condicionadores: a) CSC_i ; b) CST_i	124
Figura 4.6 – a) Comportamento da V_i' vs. I_i nos CSC_i ; b) Comportamento da V_i'' vs. φ_i nos CST_i	124
Figura 4.7 - Esquema do circuito elétrico para calibração termopar cavaco-ferramenta	125
Figura 4.8 – Junções termoeletricas do circuito de calibração termopar ferramenta – peça de calibração.....	126
Figura 4.9 – Comportamento das FEM vs. T_{for} nos termopares cavaco-ferramenta de calibração (1350-O; 6062-T4; 6262-T6; 6351-T6; 7075-T73 e 7075-T6)	127
Figura 5.1 – a) H_d (Liga); b) H_d (raio); c) H_d (círculo)	130
Figura 5.2 – a) σ_R (Liga); b) A_r (Liga)	131
Figura 5.3 – Planejamento 2^k I: a) F_u (Liga, V_c , a_p); b) F_u (V_c , f e a_p); Planejamento 2^k II: c) F_u (Liga, V_c , a_p); d) F_u (V_c , f , a_p).....	136
Figura 5.4 – Planejamento 2^k I: a) N_e (Liga, V_c , a_p); b) N_e (V_c , f , a_p); Planejamento 2^k II: c) N_e (Liga, V_c , a_p); d) N_e (V_c , f , a_p).....	137
Figura 5.5 – Planejamento 2^k I: a) T_c (Liga, V_c , a_p); b) T_c (Liga, a_p , lub); Planejamento 2^k II: c) T_c (Liga, V_c , a_p); d) T_c (Liga, f , a_p).....	138

Figura 5.6 – Planejamento fatorial 2^k I: a) R_{UG} (Liga, f, a_p); Planejamento fatorial 2^k II: b) R_{UG} (Liga, f, a_p)	139
Figura 5.7 – Planejamento 2^k I: a) V_b (Liga, V_C , a_p); b) V_b (Liga, f, a_p); Planejamento 2^k II: c) V_b (Liga, V_C , a_p); d) V_b (V_C , f, a_p).....	140
Figura 5.8 – Resíduos dos modelos: a e b) F_u , T_C , N_e , R_a , R_z , R_q e V_b (2^k I); c e d) F_u , T_C , N_e , R_a , R_z , R_q e V_b (2^k II)	141
Figura 5.9 – Comportamento médio das respostas (seco, jorro, MQF): a) F_u e T_C ; b) N_e ; c) R_{UG} e V_b	142
Figura 5.10 – a) N_{e1} (N_e) e N_{e2} (N_e) na liga 1350-O; b) N_{e1} (N_e) e N_{e2} (N_e) na liga 7075-T6	143
Figura 5.11 – Resíduos dos modelos de regressão do PCC: a) F_u ; b) N_e ; c) T_C ; d) R_a	150
Figura 5.12 – Curvas de níveis: a) F_u (f, a_p , Liga); b) F_u (a_p , V_C , Liga); c) F_u (f, V_C , Liga)...	152
Figura 5.13 – Curvas de níveis: a) N_e (f, a_p , Liga); b) N_e (a_p , V_C , Liga); c) N_e (f, V_C , Liga) .	153
Figura 5.14 – Curvas de níveis: a) T_C (f, a_p , Liga); b) T_C (a_p , V_C , Liga); c) T_C (f, V_C , Liga) ...	155
Figura 5.15 – Curvas de níveis: a) R_a (f, a_p , Liga); b) R_a (a_p , V_C , Liga); c) R_a (f, V_C , Liga) .	156
Figura 5.16 – Curvas de níveis: a) V_b (f, a_p , Liga); b) V_b (a_p , V_C , Liga); c) V_b (f, V_C , Liga)..	157
Figura 5.17 – Tipos/formas de cavaco (V_C , a_p , f) e R_C (V_C , a_p , f), na usinagem da liga de alumínio 1350-O.....	159
Figura 5.18 – Tipos/formas de cavaco (V_C , a_p , f) e R_C (V_C , a_p , f), na liga de alumínio 6082-T4	160
Figura 5.19 – Tipos/formas de cavaco (V_C , a_p , f) e R_C (V_C , a_p , f), na liga de alumínio 6262-T6	161
Figura 5.20 – Tipos/formas de cavaco (V_C , a_p , f) e R_C (V_C , a_p , f), na liga de alumínio 7075-T73.....	162
Figura 5.21 – Tipos/formas de cavaco (V_C , a_p , f) e R_C (V_C , a_p , f), na liga de alumínio 7075-T6	163
Figura 5.22 – Superfícies das ferramentas de corte, após usinagem: a) 1350-O; b) 6082-T4; c) 6262-T6; d) 6351-T6; e) 7075-T73; f) 7075-T6.....	165
Figura 5.23 – Superfícies das ferramentas de corte, após ataque com ácido: a) 1350-O; b) 6082-T4; c) 6262-T6; d) 6351-T6; e) 7075-T73; f) 7075-T6.....	166

Figura 5.24 – Valor predito vs. resíduo dos modelos: a) F_u , T_c e V_b ; b) N_e ; c) R_a , R_z e R_q	169
Figura 5.25 – Valor observado vs. predito dos modelos: a) F_u , T_c e V_b ; b) N_e ; c) R_a , R_z e R_q	171
Figura 5.26 - Valor observado vs. predito por condição de corte: a) F_u ; b) N_e ; c) T_c ; d) R_a	173
Figura 5.27 – Temperaturas de corte no corte ortogonal da liga de alumínio 7075	174
Figura 5.28 – a) Superfície de resposta F_u (V_c , a_p); b) Curva de nível F_u (V_c , a_p)	177
Figura 5.29 – a) Superfície de resposta N_e (V_c , a_p); b) Curva de nível N_e (V_c , a_p)	178
Figura 5.30 - a) Superfície de resposta F_u (V_c , f); b) Curva de nível F_u (V_c , f)	179
Figura 5.31 - a) Superfície de resposta N_e (V_c , f); b) Curva de nível N_e (V_c , f)	180
Figura 5.32 - a) Superfície de resposta F_u (f , a_p); b) Curva de nível F_u (f , a_p)	181
Figura 5.33 - a) Superfície de resposta N_e (f , a_p); b) Curva de nível N_e (f , a_p)	182
Figura 5.34 - a) Superfície de resposta T_c (f , a_p); b) Curva de nível T_c (f , a_p)	183
Figura 5.35 - a) Superfície de resposta R_a (f , a_p); b) Curva de nível R_a (f , a_p)	184
Figura 5.36 - a) Superfície de resposta F_u (V_c , σ_R); b) Curva de nível F_u (V_c , σ_R)	185
Figura 5.37 - a) Superfície de resposta N_e (V_c , σ_R); b) Curva de nível N_e (V_c , σ_R)	186
Figura 5.38 - a) Superfície de resposta T_c (a_p , σ_R); b) Curva de nível T_c (a_p , σ_R)	187
Figura 5.39 - a) Superfície de resposta R_a (a_p , σ_R); b) Curva de nível R_a (a_p , σ_R)	188
Figura 5.40 - a) Superfície de resposta T_c (f , σ_R); b) Curva de nível T_c (f , σ_R)	190
Figura 5.41 - a) Superfície de resposta F_u (V_c , A_r); b) Curva de nível F_u (V_c , A_r)	191
Figura 5.42 - a) Superfície de resposta N_e (V_c , A_r); b) Curva de nível N_e (V_c , A_r)	192
Figura 5.43 - a) Superfície de resposta T_c (a_p , A_r); b) Curva de nível T_c (a_p , A_r)	193
Figura 5.44 - a) Superfície de resposta R_a (a_p , A_r); b) Curva de nível R_a (a_p , A_r)	194
Figura 5.45 - a) Superfície de resposta T_c (f , A_r); b) Curva de nível T_c (f , A_r)	195
Figura 5.46 – Valor predito vs. resíduo dos modelos: a) F_u ; b) N_e ; c) T_c ; d) R_a	198
Figura 5.47 – Valores preditos vs. observados por ensaio: a) F_u ; b) N_e ; c) T_c ; d) R_a	199
Figura I.1 – Montagens: a) equipamentos eletrônicos; b) conjunto de corte; c) transdutores e conectores polo-positivo; d) conectores polo-terra	220
Figura I.2 – Montagens do circuito termopar: a) suporte-ferramenta; b) dispositivo 3 escovas; c) conexão ferramenta multímetro; c) PC e multímetro	221
Figura I.3 – a) Parte de trás da caixa acrílica; b) Frente da caixa acrílica	222

Figura I.4 – a) Junção ferramenta-cavaco; b) Armação de fixação; c) Junção dentro do forno;	
d) Junções externas ao forno	222

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Limites máximos dos principais elementos encontrados nas ligas das séries 1xxx, 6xxx e 7xxx.....	28
Tabela 2.2 - Propriedades de ferramentas de corte utilizadas para a usinagem de ligas de alumínio.....	74
Tabela 2.3 -Análise de variância dos efeitos principais e interações.....	88
Tabela 2.4 - Análise da significância β_{je}	89
Tabela 3.1 - Composição química (%) das ligas de alumínio.....	93
Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas das ligas de alumínio.....	94
Tabela 3.3 – Níveis dos planejamentos fatoriais 2^k I.....	111
Tabela 3.4 – Níveis dos planejamentos fatoriais 2^k II.....	111
Tabela 4.1- Análise de variância univariada de FEM e T_{for}	128
Tabela 5.1 – Análise de variância da dureza em função da liga, do raio e do círculo.....	130
Tabela 5.2 – Propriedades mecânicas (σ_R , A_r e H_d) codificadas.....	131
Tabela 5.3 – Tratamento dos planejamentos fatoriais 2^k I e 2^k II.....	132
Tabela 5.4 – Análises de variância do planejamento fatorial 2^k I.....	133
Tabela 5.5 – Análises de variância do planejamento fatorial 2^k II.....	133
Tabela 5.6 – Estimativas dos efeitos fatoriais do planejamento fatorial 2^k I.....	134
Tabela 5.7 – Estimativas dos efeitos fatoriais do planejamento fatorial 2^k II.....	134
Tabela 5.8 – Análise de variância de N_e , N_{e1} e N_{e2} na usinagem das ligas de alumínio 1350-O e 7075-T6.....	144
Tabela 5.9 – Níveis dos fatores (V_c , a_p e f) do PCC.....	145
Tabela 5.10 – Tratamentos do PCC.....	145
Tabela 5.11 – Análises de regressão do PCC da liga de alumínio 1350-O.....	145
Tabela 5.12 – Análises de regressão do PCC da liga de alumínio 6082-T4.....	146
Tabela 5.13 – Análises de regressão do PCC da liga de alumínio 6262-T6.....	146
Tabela 5.14 – Análises de regressão do PCC da liga de alumínio 7075-T73.....	147
Tabela 5.15 – Análises de regressão do PCC da liga de alumínio 7075-T6.....	147
Tabela 5.16 – Coeficientes dos modelos de regressão na liga de alumínio 1350-O.....	148

Tabela 5.17 – Coeficientes dos modelos de regressão na liga de alumínio 6082-T4	148
Tabela 5.18 – Coeficientes dos modelos de regressão na liga de alumínio 6262-T6	148
Tabela 5.19 – Coeficientes dos modelos de regressão na liga de alumínio 7075-T73	148
Tabela 5.20 – Coeficientes dos modelos de regressão na liga de alumínio 7076-T6	149
Tabela 5.21 – Análises de regressão global I.....	167
Tabela 5.22 – Modelos de regressão das repostas (y_i).....	168
Tabela 5.23 – Condições de validação dos modelos de regressão.....	170
Tabela 5.24 – Análises de variância do valor predito e observado para respostas (y_i).....	171
Tabela 5.25 – Interações significativas dos planejamentos fatoriais 2^k	176
Tabela 5.26 – Análise de regressão global II	196
Tabela 5.27 – Análise de variância do valor predito e observado para respostas (y_i).....	199
Tabela II.1 – Resultados médios de F_f , F_p , F_c , N_e , V_b , R_a , R_z e R_q no planejamento fatorial 2^k I.....	223
Tabela II.2 – Resultados médios de F_f , F_p , F_c , N_e , V_b , R_a , R_z e R_q no planejamento fatorial 2^k II.....	224
Tabela II.3 – Resultados dos Ensaios de usinagem (PCC) na liga de alumínio 1350-O.....	225
Tabela II.4 – Ensaios de usinagem (PCC) na liga de alumínio 6082-T4.....	225
Tabela II.5 – Ensaios de usinagem (PCC) na liga de alumínio 6262-T6.....	226
Tabela II.6 – Ensaios de usinagem (PCC) na liga de alumínio 7075-T73.....	226
Tabela II.7 – Ensaios de usinagem (PCC) na liga de alumínio 7075-T6.....	227
Tabela III.1 – Programa de otimização multiobjetivo com algoritmo genético.....	228

LISTA DE SÍMBOLOS

A_{α}	Superfície de folga primária
A_{γ}	Superfície de saída
A'_{α}	Superfície de folga secundária
A_p	Área do plano de cisalhamento primário (mm ²)
a_p	Profundidade de corte (mm)
A_r	Alongamento após a ruptura (%)
A_s	Área do plano de cisalhamento secundário (mm ²)
A_{sc}	Área da secção de corte (mm ²)
A_t	Área total dos planos de cisalhamento (mm ²)
C_{am}	Coefficiente de amortecimento (Ns/m)
C_p	Calor específico da peça (cal/g°C)
d_{rc}	Ductilidade na região de corte
E	Módulo de elasticidade (MPa)
ep	Erro padrão
f	Avanço (mm/rot)
F_a	Força de amortecimento (N)
F_c	Força de corte (N)
f_c	Avanço de corte (mm/rot)
F_{el}	Força elástica (N)
FEM	Força eletromotriz (V)
F_{ex}	Força excitadora externa (N)
F_f	Força de avanço (N)
F_n	Força de compressão no plano de cisalhamento secundário (N)

F_{nz}	Força de compressão no plano de cisalhamento primário (N)
F_p	Força passiva (N)
F_t	Força no plano de cisalhamento secundário (N)
F_u, F'_u	Força de usinagem (N)
F_z	Força no plano de cisalhamento primário (N)
h	Espessura do cavaco não deformado (mm)
h'	Espessura do cavaco após usinagem (mm)
h'_m	Espessura média do cavaco após usinagem (mm)
H_d	Dureza
I_c	Corrente do CNC durante a ação de corte (A)
I_i	Corrente instantânea na fase elétrica do CNC (A)
I_t	Corrente transduzida do HAS 50s (A)
I_v	Corrente do CNC sem a ação de corte (A)
J_i	Junção termoeétrica
K_{el}	Constante elástica (N/m)
K_M	Distância entre centro da cratera e aresta (mm)
K_s	Força específica de corte (N/mm ²)
K_T	Profundidade da cratera (mm)
L_c	Comprimento de contato (mm)
L_e	Percurso efetivo de corte (m)
lub	Lubri-refrigeração
m_a	Massa do corpo (kg)
m_c	Taxa de remoção do material (cm ³ /min)
n	Rotações por minuto
N_c	Potência de corte (W)
N_e	Potência de usinagem (W)
N_{e1}	Potência conceitual ($F_u \cdot V_e$) (W)
N_{e2}	Potência com rendimento (W)
P'_s	Plano de corte secundário

P_f	Plano de trabalho
P_n	Plano normal
P_o	Plano ortogonal
Pot_i	Potência total consumida pelo CNC (W)
Pot_t	Potência consumida com a ação de corte (W)
Pot_v	Potência consumida sem a ação de corte (W)
P_r	Plano de referência
P_s	Plano de corte primário
R^2	Coeficiente de correlação
R_a	Rugosidade média (μm)
r_c	Curvatura do cavaco (mm)
R_c	Grau de recalque
r_e	Raio de ponta da ferramenta de corte A (mm)
r_n	Raio da aresta de corte (mm)
R_q	Rugosidade média quadrática (μm)
R_z	Rugosidade de profundidade média (μm)
T_a	Temperatura ambiente ($^{\circ}\text{C}$)
T_c	Temperatura de corte ($^{\circ}\text{C}$)
T_f	Temperatura de fusão ($^{\circ}\text{C}$)
T_{for}	Temperatura do forno ($^{\circ}\text{C}$)
T_r	Temperatura de referência ($^{\circ}\text{C}$)
V_b	Vibração (m/s^2)
VB_B	Desgaste de flanco médio (mm)
VB_{Bmax}	Desgaste de flanco máximo (mm)
VB_N	Desgaste de entalhe (mm)
V_c	Velocidade de corte (m/min)
V_{cav}	Velocidade do cavaco (m/min)
V_e	Velocidade de corte efetiva (m/min)

V_f	Velocidade de avanço (mm/min)
V_i'	Tensão de saída do CSC _i (V)
V_i''	Tensão de saída do CST _i (V)
V_t	Velocidade no plano de cisalhamento secundário (m/min)
V_z	Velocidade no plano de cisalhamento primário (m/min)
x_i, x_{ii}, x_{ij}	Variável independente
y_i, y_{ij}	Resposta
y_{ie}	Estimativa da resposta (y_i)
α	Limite do planejamento composto central
α_c	Coefficiente linear da curva de calibração da corrente
α_o	Ângulo de folga primário (°)
β_a	Ângulo de fricção (°)
β_c	Coefficiente angular da curva de calibração da corrente
$\beta_i, \beta_{ij}, \beta_{ii}$	Matriz ou coeficientes dos modelos de regressão
β_o	Ângulo de cunha (°)
β_0	Intersecção do modelo de regressão
γ_o	Ângulo de saída (°)
Δ	Varição de uma grandeza
ΔPCP	Largura do plano de cisalhamento primário (mm)
$\partial \delta$	Diferencial de deformação (mm)
∂m	Diferencial de massa (kg)
∂Q_A	Diferencial de calor na região A (J)
∂Q_B	Diferencial de calor na região B (J)
∂Q_T	Diferencial de calor na região de corte (J)
∂W	Diferencial de trabalho (J)
ε	Taxa de deformação (s ⁻¹)
ε_f	Deformação crítica do cavaco
ε_r	Ângulo de ponta (°)
ε_{tp}	Deformação média no plano de cisalhamento primário (mm/mm)

ε_{ts}	Deformação média no plano de cisalhamento secundário (mm/mm)
η	Rendimento
η_V	Coeficiente linear da curva de calibração da tensão
λ_S	Ângulo de inclinação ($^\circ$)
λ_V	Coeficiente angular da curva de calibração da tensão
μ	Coeficiente de atrito no plano de cisalhamento primário
ξ	Matriz erro ou erro aleatório
σ_{Al}	Coeficiente de Seebeck da liga de alumínio (mV/ $^\circ$ C)
$\sigma_e, \sigma_{e0,2\%}$	Limite de escoamento (MPa)
σ_n	Tensão de compressão no plano de cisalhamento secundário (MPa)
σ_R	Limite de resistência mecânica (MPa)
σ_{WC}	Coeficiente de Seebeck do metal duro (mV/ $^\circ$ C)
τ_e	Tensão de escoamento de cisalhamento (MPa)
τ_{PCP}	Tensão de cisalhamento no plano primário (MPa)
τ_{PCS}	Tensão de cisalhamento no plano secundário (MPa)
τ_R	Limite de resistência ao cisalhamento (MPa)
φ_i	Tensão nas fases elétricas do CNC (V)
φ_V	Tensão nas fases sem ação de corte (V)
ϕ	Ângulo de cisalhamento ($^\circ$)
χ_i	Nível codificado do fator
χ_r	Ângulo de posição primário ($^\circ$)
χ'_r	Ângulo de posição secundário ($^\circ$)
ψ	Nível de significância (%)
ω	Velocidade angular (rad/s)
ω_i	Nível real do fator
\varnothing	Diâmetro de uma barra ou de um fio (mm)
\wp	Observações de uma resposta

SUMÁRIO

CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO	23
CAPÍTULO II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	27
2.1. Aspectos Metalúrgicos das Ligas de Alumínio.....	27
2.1.1. Classificação das Ligas de Alumínio Trabalháveis	27
2.1.2. Características e Propriedades das Ligas de Alumínio (1xxx, 6xxx e 7xxx) .	28
2.1.3. Efeitos dos Principais Elementos nas Ligas de Alumínio (1xxx, 6xxx e 7xxx)	30
2.1.4. Tratamentos Térmicos e Mecânicos das Ligas de Alumínio.....	31
2.2. Caracterização da Usinabilidade das Ligas de Alumínio	34
2.2.1. Processo de Torneamento.....	35
2.2.2. Geometria das Ferramentas Monocortantes	35
2.2.3. Processo de Formação do Cavaco.....	37
2.2.4. Tipos e Formas do Cavaco.....	40
2.2.5. Fenômenos da Interface Cavaco-Ferramenta	41
2.2.6. Forças na Usinagem das Ligas de Alumínio.....	43
2.2.7. Potência na Usinagem das Ligas de Alumínio.....	50
2.2.8. Temperatura na Usinagem das Ligas de Alumínio	52
2.2.8.1. Método Termopar Ferramenta-Peça	59
2.2.9. Integridade da Superfície Usinada na Usinagem das Ligas de Alumínio	62
2.2.10. Controle do Cavaco na Usinagem das Ligas de Alumínio	68
2.2.11. Vibração na Usinagem das Ligas de Alumínio	70
2.2.12. Materiais e Geometrias das Ferramentas de Corte na Usinagem das Ligas de Alumínio.....	72
2.2.13. Avarias e Desgastes de Ferramentas na Usinagem das Ligas de Alumínio	77
2.2.14. Lubri-refrigeração na Usinagem das Ligas de Alumínio	82
2.3. Planejamentos de Experimentos	86
2.3.1. Planejamentos Fatoriais	86
2.3.1.1. Planejamento Fatorial 2 ^K	86

2.3.1.2. Estimativas de Efeitos e Análise de Variância no planejamento 2^k	87
2.3.1.3. Planejamento Composto Central (PCC)	88
2.3.2. Regressão Múltipla, Superfície de Resposta, Curva de Nível e Gradiente...	88
2.3.3. Otimização Multiresposta (algoritmo genético)	90
CAPÍTULO III - PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	92
3.1. Caracterizações das Ligas de Alumínio.....	93
3.1.1. Caracterização Microestrutural	94
3.1.2. Caracterização das Propriedades Mecânicas.....	99
3.1.2.1. Ensaio de Dureza Vickers.....	99
3.1.2.2. Ensaio de Tração.....	100
3.2. Configuração dos Ensaio de Usinagem	101
3.2.1. Máquinas, Ferramentas e Consumíveis	102
3.2.2. Medição das Forças, Vibração e Potência de Usinagem	104
3.2.3. Medição da Temperatura de Corte	106
3.2.4. Medição dos Parâmetros de Rugosidades Superficiais.....	109
3.3. Planejamentos de Experimento	110
3.3.1. Planejamento Fatorial 2^k	110
3.3.2. Planejamento Composto Central (PCC)	113
3.3.3. Estudos de Desgastes e Avarias de Ferramentas.....	114
3.4. Regressão Global I (σ_R , A_r , H_d , V_c , a_p e f)	115
3.5. Validação dos Modelos de Regressão Globais I (σ_R , A_r , H_d , V_c , a_p e f).....	116
3.6. Otimização dos Modelos de Regressão Globais I (σ_R , A_r , H_d , V_c , a_p e f)....	117
3.7. Análise de Superfícies de Resposta e Curvas de Níveis dos Modelos de Regressão Globais I (σ_R , A_r , H_d , V_c , a_p e f).....	117
3.8. Regressão Global II (H_d , V_c , a_p e f)	118
CAPÍTULO IV - CONFECÇÃO DE DISPOSITIVOS E PROCESSOS DE CALIBRAÇÃO .	119
4.1. Confecção de Dispositivos.....	119
4.1.1. Condicionadores de Sinais de Corrente (CSC_i) e de Tensão (CST_i).....	119
4.1.2. Ferramenta e Suporte para os Ensaio de Temperatura de Corte	121
4.1.3. Dispositivo 03 Escovas.....	122
4.2. Calibração de Dispositivos.....	123
4.2.1. Calibração dos Dispositivos Condicionadores (CSC_i) e (CST_i)	123

4.2.2. Calibração dos Termopares Ferramenta-Cavaco	124
CAPÍTULO V- RESULTADOS E DISCUSSÕES	129
5.1. Propriedades Mecânicas das Ligas de Alumínio	129
5.1.1. Ensaios de Dureza das Ligas de Alumínio	129
5.1.2. Ensaios de Tração das Ligas de Alumínio	130
5.2. Planejamentos Fatoriais 2^k	131
5.2.1. Resultados dos Planejamentos Fatoriais 2^k I e 2^k II	132
5.2.2. Análises de Significância dos Efeitos Fatoriais dos Planejamentos 2^k I e 2^k II	132
5.2.3. Verificação das Adequabilidades dos Modelos de ANOVA dos Planejamentos Fatoriais 2^k I e 2^k II	140
5.2.4. Comparação Geral das Condições de Lubri-Refrigeração	141
5.2.5. Validações dos Resultados da Potência (N_e)	143
5.3. Planejamento Composto Central (PCC)	144
5.3.1. Cálculo dos Níveis Extremos do PCC	144
5.3.2. Resultados dos Ensaios de Usinagem dos PCC	145
5.3.3. Análises das Regressões dos PCC	145
5.3.4. Análises Residuais das Regressões dos PCC	149
5.3.5. Análises das Curvas de Níveis das Regressões dos PCC	150
5.3.6. Estudo de Controle do Cavaco e Grau de Recalque (R_c) do PCC	158
5.3.7. Estudo dos Desgastes e das Avarias das Ferramentas de corte no PCC ..	164
5.4. Regressões Globais I (σ_R , A_r , H_d , V_c , a_p e f)	166
5.5. Validações dos Modelos de Regressão Globais I (σ_R , A_r , H_d , V_c , a_p e f)	169
5.6. Otimizações dos Modelos (σ_R , A_r , H_d , V_c , a_p e f)	174
5.7. Análises de Superfícies de Resposta e de Curvas de Níveis dos Modelos Globais I (σ_R , A_r , H_d , V_c , a_p e f)	175
5.8. Regressões Globais II (H_d , V_c , a_p e f)	196
5.8.1. Análise de Regressão Global II (H_d , V_c , a_p e f)	196
5.8.2. Análise Residual dos Modelos de Regressão II (H_d , V_c , a_p e f)	197
5.8.3. Validação dos Modelos da Regressão Global II (H_d , V_c , a_p e f)	198
CAPÍTULO VI- CONCLUSÕES	201
CAPÍTULO VII - SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS	205

CAPÍTULO VIII -REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	206
ANEXO I - MONTAGENS E CONFIGURAÇÕES	220
ANEXO III - RESULTADOS DOS ENSAIOS	223
ANEXO III - PROGRAMA DE OTIMIZAÇÃO.....	228

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

O alumínio (elemento químico) representa 8% dos metais presentes na crosta terrestre, sendo, portanto, o terceiro metal mais abundante nessa região, e apresenta a estrutura cúbica de face centrada (CFC), o que justifica sua alta ductilidade à temperatura ambiente e relativa facilidade de se usinar (BUDD, 1999; HAMADE; ISMAIL, 2005). Comparado aos outros metais da engenharia, possui temperatura de fusão baixa, em torno de 659°C (CALLISTER, 2007).

O alumínio comercialmente puro (primário) é produzido pelo processo *Hall-Heroult* de redução eletrolítica, em que o óxido de alumínio (alumina) é dissolvido em um banho fundido de criólito (fluoreto alumínio de sódio) à temperatura entre 950 e 980°C (COCK, 1999). Através desse processo, o oxigênio se dissocia da alumina e libera o alumínio, que pode ser assim manufaturado (SCHWARZ, 2008; WEINGAERTNER; SCHROETER, 1991).

A adição de teores específicos de elementos químicos, tais como, cobre, zinco, manganês, silício, magnésio e ferro (HATCH, 1984), ao alumínio primário, confere-lhe novas propriedades mecânicas (ligas de alumínio) (COUTINHO, 1980).

Embora todas as ligas de alumínio passem por um processo primário de fundição - elas são divididas em ligas trabalhadas e ligas fundidas. As trabalhadas são obtidas a partir do trabalho de conformação (quente ou fria) de um lingote ou tarugo, como, por exemplo, laminação, extrusão e forjamento. As fundidas adquirem o formato final da peça, ao serem vazadas no molde da peça, em processo de fundição em areia ou sob pressão (DeGARMO *et al.* 2002; DeGRAEVE; HIRSCH, 2009; GOMES; BRESCIANI, 1974).

A usinagem das ligas de alumínio é uma das principais atividades de produção nas indústrias automobilística e aeronáutica (HOVSEPIAN *et al.*, 2006), devido sua grande aplicação na indústria de transporte (DEMIR; GÜNDÜZ, 2009). Isso se deve a sua grande versatilidade em termos de propriedades e, dentre essas, destacam-se sua baixa densidade e elevada relação resistência mecânica por peso, o que faz com que depois do ferro sejam

os materiais mais utilizados na fabricação de peças (FIGUEIREDO, 2000; HAMADE; ISMAIL, 2005; ROY *et al.*, 2009). Davies *et al.* (2002) citam que a indústria automotiva está continuamente desenvolvendo tecnologias para reduzir os custos e os pesos dos veículos; e com isso, reduzir o impacto ambiental com consumo de energia. Miller *et al.* (2000) destacam que a pressão pela redução dos pesos dos veículos tem levado à substituição do aço e ferro fundido por plástico e alumínio para aumentar a economia de combustíveis. Castro *et al.* (2008) consideram que as ligas de alumínio-silício (Al-Si), contendo até 20% de silício (Si), são materiais importantes na indústria automotiva e aeronáutica, devido à sua baixa densidade e à alta resistência. Bishop *et al.* (2000) afirmam que as ligas de alumínio sinterizadas, devido ao seu baixo peso específico e à alta razão resistência-peso, são materiais atraentes para a indústria automotiva.

Outras aplicações das ligas de alumínio englobam a construção civil, elétrica, eletromecânica, eletrônica e embalagens (WEINGAERTNER; SCHROETER, 1991). Shankar *et al.* (2005) também consideram que a liga de alumínio 6061-T6, altamente deformada, é uma promessa na produção de nanoestrutura, na qual se busca estabilidade térmica, alta resistência mecânica e leveza.

Comparados às ligas ferrosas utilizadas em situações semelhantes às das ligas de alumínio, de maneira geral, estas são consideradas de boa usinabilidade; ou seja, apresentam baixas forças de corte, excelente acabamento da superfície usinada, bom controle dimensional e proporcionam longa vida da ferramenta (WEINGAERTNER; SCHROETER, 1991), os quais não são presenciados em ligas de alumínio de alta ductilidade (TRENT; WRIGHT, 2000). Também, os altos teores de silício, presentes nas ligas hipereutéticas de alumínio – silício, e as partículas duras utilizadas para reforçar as matrizes dúcteis das ligas de alumínio, como, por exemplo, SiC e Al₂O₃, são responsáveis pelas altas taxas de desgaste nas ferramentas de corte, que pioram ainda mais as características de usinabilidade desse material (SANDVIK COROMANT, 1994; TRENT; WRIGHT, 2000).

O objetivo geral deste trabalho é o de determinar, experimentalmente, através do torneamento cilíndrico das ligas de alumínio 1350 O, 6082-T4, 6262-T6, 6351-T6, 7075 T6, 7075 T73 e 7075 T6, modelos matemáticos (2ª ordem) que relacionem as características de usinabilidade (respostas) em função das propriedades mecânicas e condições de corte (entradas). Para isso, serão desenvolvidos dois objetivos específicos: i) Gerar, individualmente, para as ligas (1350-O, 6082-T4, 6262-T6, 7075-T73 e 7075-T6) modelos matemáticos (2ª ordem) que estimem as forças e a potência de usinagem, a temperatura de corte, os parâmetros de rugosidade e a vibração da ferramenta (respostas), em função das condições de corte: velocidade de corte, avanço e profundidade de corte (entradas) e ii)

Gerar modelos matemáticos (2ª ordem) globais que estimem as respostas em função das propriedades mecânicas: resistência mecânica, dureza e alongamento; e condições de corte, bem como determinar níveis ótimos das entradas, que simultaneamente otimizem todas as respostas.

Esta pesquisa se justifica, na usinagem das ligas de alumínio, devido à capacidade que a modelagem matemática possui de investigar a influência conjunta (simultânea) das propriedades mecânicas e condições de corte (entradas) sobre as características de usinabilidade (respostas). Além disso, de se determinar as condições ótimas de usinagem em função das entradas. Poucas pesquisas têm sido conduzidas neste sentido, pois as influências das entradas sobre as respostas têm sido feitas forma isolada; ou seja, a influência da velocidade de corte ou do avanço sobre a força de corte; ou a da dureza sobre a temperatura de corte (HAMADE; ISMAIL, 2005; MANNA; BHATTACHARYYA, 2002; VERNAZA-PEFIA *et al.*, 2002), o que limita muito a discussão sobre como as interações entre as entradas podem afetar as respostas.

Este trabalho está dividido em 08 capítulos.

Este capítulo 01 faz uma introdução ao trabalho a ser desenvolvido, versando sobre fabricação do alumínio, sua aplicação e características de usinabilidade; e releva os objetivos do trabalho, suas justificativas e a sua divisão.

No capítulo 02 será abordada a Revisão bibliográfica que dará suporte ao procedimento experimental e à discussão de resultados, no que diz respeito aos aspectos metalúrgicos das ligas de alumínio e da caracterização de sua usinabilidade. Além disso, serão apresentados aspectos relacionados ao planejamento de experimento – planejamento fatorial 2^k ; planejamento composto central; regressão múltipla; superfície de resposta; curvas de nível; gradiente; e otimização multiresposta (algoritmo genético), que são técnicas e modelos estatísticos utilizados para os experimentos deste trabalho.

No capítulo 3 serão mostrados os procedimentos experimentais para realização da pesquisa, com respeito às caracterizações das ligas de alumínio (microestrutura e propriedades mecânicas); as configurações dos ensaios de usinagem e as medições das características de usinabilidade; as montagens dos planejamentos fatoriais 2^k e composto central; as análises estatísticas de regressão; as validações; a otimização; as análises de superfície de resposta; curvas de níveis e gradiente dos modelos de regressão. Também serão apresentados os procedimentos para estudos do controle do cavaco e de desgastes e as avarias das ferramentas de corte.

No capítulo 4 serão apresentados os equipamentos desenvolvidos para possibilitarem o monitoramento da potência de usinagem e da temperatura de corte na

usinagem das ligas de alumínio, bem como os processos de calibração destes equipamentos.

No capítulo 5 serão realizadas as discussões dos resultados das microestruturas, das propriedades mecânicas (resistência mecânica, dureza e alongamento) e das respostas das características de usinabilidade (força e potência de usinagem, temperatura de corte, rugosidades: R_a , R_z e R_q , e vibração) nos estudos do planejamento fatorial 2^k , composto central e de regressões globais. Além disso, serão discutidos os resultados do controle do cavaco e dos desgastes e das avarias das ferramentas de corte.

No capítulo 6 será realizada a conclusão sobre a discussão dos resultados.

No capítulo 7 serão apresentadas as sugestões para trabalhos futuros.

No capítulo 8 serão apresentadas as referências bibliográficas utilizadas para a elaboração desta pesquisa.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Nesta revisão bibliográfica serão abordados: i) aspectos metalúrgicos das ligas de alumínio; ii) caracterização da usinabilidade das ligas de alumínio e iii) planejamentos de experimentos.

Para facilitar o entendimento das legendas utilizadas nas figuras deste trabalho, cabe explicar que legendas com texto entre parênteses se referem a uma relação funcional da variável independente (x) e sua respectiva resposta. Por exemplo, na legenda da Fig. 2.1, a condutividade térmica (temperatura) e o calor específico (temperatura) são funções da temperatura, e assim por diante.

2.1. Aspectos Metalúrgicos das Ligas de Alumínio

Aqui serão enfatizados os seguintes aspectos metalúrgicos: i) classificação das ligas de alumínio trabalháveis; ii) características e propriedades das ligas de alumínio (1xxx, 6xxx e 7xxx); iii) efeitos dos principais elementos nas ligas de alumínio (1xxx, 6xxx e 7xxx) e iv) tratamentos térmicos e mecânicos das ligas de alumínio.

2.1.1. Classificação das Ligas de Alumínio Trabalháveis

As ligas de alumínio trabalhadas são designadas pelo sistema numérico xxxx. Nele, o primeiro dígito indica a série e o principal elemento de liga; o segundo indica modificações da liga original ou limites de impureza; e os últimos dois dígitos identificam a liga de alumínio, ou a pureza do alumínio (CALLISTER, 2007; GOMES; BRESCIANI, 1974; HATCH, 1984). Uma letra, utilizada como prefixo antes do sistema numérico, indica uma liga experimental; enquanto que, como sufixo, variações nacionais (JOHANSEN *et al.* 1999).

A série 1xxx é a do Al (alumínio)-puro > 99% pureza; 2xxx é a do Al + Cu (cobre); 3xxx é a do Al + Mn (manganês); 4xxx é do Al + Si (silício); 5xxx é Al + Mg (magnésio); 6xxx Al +Mg + Si; 7xxx é do Al +Zn (zinco) + Mg; 8xxx é a do Al + Li (lítio) + Fe (ferro) e 9xxx não usada (ASKELAND; PHULE, 2005, BUDD, 1999).

Cabe ressaltar que as ligas investigadas nesta pesquisa são as ligas das séries 1xxx, 6xxx e 7xxx: 1350-O, 6082-T4, 6262-T6, 6351-T6, 7075-T73 e 7075-T6, produzidas pela empresa Alcoa. A Tabela 2.1 apresenta os limites das composições químicas dos principais elementos de ligas das séries 1xxx, 6xxx e 7xxx.

Tabela 2.1 – Limites máximos dos principais elementos encontrados nas ligas das séries 1xxx, 6xxx e 7xxx (WARMUZEK, 2004)

	Composição química (% peso)						
	Mg	Si	Cr (cromo)	Mn	Fe	Cu	Zn
1xxx	< 0,25	< 0,7	< 0,03	< 0,05	< 0,6	< 0,35	< 0,05
6xxx	< 1,5	< 1,8	< 0,035	< 1,0	< 1,0	< 1,2	< 2,4
7xxx	< 3,7	< 0,50	< 0,35	< 1,5	< 0,70	< 2,6	< 8,7

2.1.2. Características e Propriedades das Ligas de Alumínio (1xxx, 6xxx e 7xxx)

De maneira geral, comparados aos aços, as ligas de alumínio apresentam cerca de 1/3 de sua densidade e módulo de elasticidade; elevada condutividade térmica e elétrica; elevado coeficiente de atrito; excelente conformabilidade; baixo ponto de fusão; alta resistência à corrosão; alta neutralidade magnética e amplo espectro de possibilidades de tratamentos superficiais (WEINGAERTNER; SCHROETER, 1991).

Quanto às características das ligas de alumínio, dentro das séries 1xxx, 6xxx e 7xxx, de acordo com Okumura e Taniguchi (1982), as ligas da série 1xxx apresentam pureza de aproximadamente 99%, são dotadas de boas resistências a corrosão, alta condutividade térmica-elétrica e satisfatória soldabilidade, mas baixa resistência mecânica; as ligas da série 6xxx apresentam satisfatórias características de usinabilidade, resistência à corrosão e soldabilidade; e as ligas da série 7xxx apresentam elevada resistência mecânica, sendo conhecidas como ultraduroalumínio; porém, não possuem boas características de resistência à corrosão e de soldabilidade.

Cerri e Evangelista (1999) caracterizam as séries 1xxx, 6xxx e 7xxx, quanto às principais fases nelas presentes: na série 1xxx, devido à presença de impurezas, tais como Fe e Si, com baixa solubilidade no Al-puro, é comum ocorrer a presença de fases do tipo $FeAl_3$, Fe_3SiAl ou $Fe_2Si_2Al_9$; nas ligas da série 6xxx, devido à presença de Mg e Si, tende a ocorrer, principalmente, à precipitação do Mg_2Si : solução sólida supersaturada \rightarrow G.P (Guinier-Preston) \rightarrow β' (Mg_2Si) \rightarrow β (Mg_2Si), que lhes conferem grande resistência mecânica.

A fração volumétrica desta fase na liga depende da quantidade de Mg e de Si, na mesma (TAN; ÖGEL, 2007), mas pode também ocorrer a precipitação de fases grosseiras insolúveis, ricas em Fe, do tipo: $\text{Fe}_3\text{SiAl}_{12}$ e $\text{Fe}_2\text{Si}_2\text{Al}_9$; e nas ligas da série 7xxx, em virtude da presença do Zn e Mg, pode ocorrer, principalmente, a precipitação do MgZn_2 , grande responsável pelo aumento de resistência e boa usinabilidade destas ligas (HATCH, 1984); mas, também, devido a elementos secundários, tais como, Cu, Cr, Zr, Mn, Fe e Si, podem ocorrer precipitações de fases do tipo: $\text{Al}_7\text{Cu}_2\text{Fe}$, $\text{Cr}_2\text{Mg}_3\text{Al}_{18}$, $(\text{Fe}, \text{Cr})_3\text{SiAl}_{12}$ e Al_3Zr .

A Figura 2.1a compara as propriedades mecânicas de algumas ligas das séries 1xxx, 2xxx, 6xxx e 7xxx, com as do aço baixo carbono. Como se vê, há ligas de alumínio que apresentam limite de resistência (σ_R) próximo ao do aço baixo carbono ou até maior que ele (BUDD, 1999).

Propriedades físicas, tais como condutividade térmica e calor específico, podem variar devido à classe (composição química), ao tratamento térmico e à variação de temperatura, a que estão sujeita as ligas de alumínio (Fig. 2.1b e 2.1c) (FANG; WU, 2005).

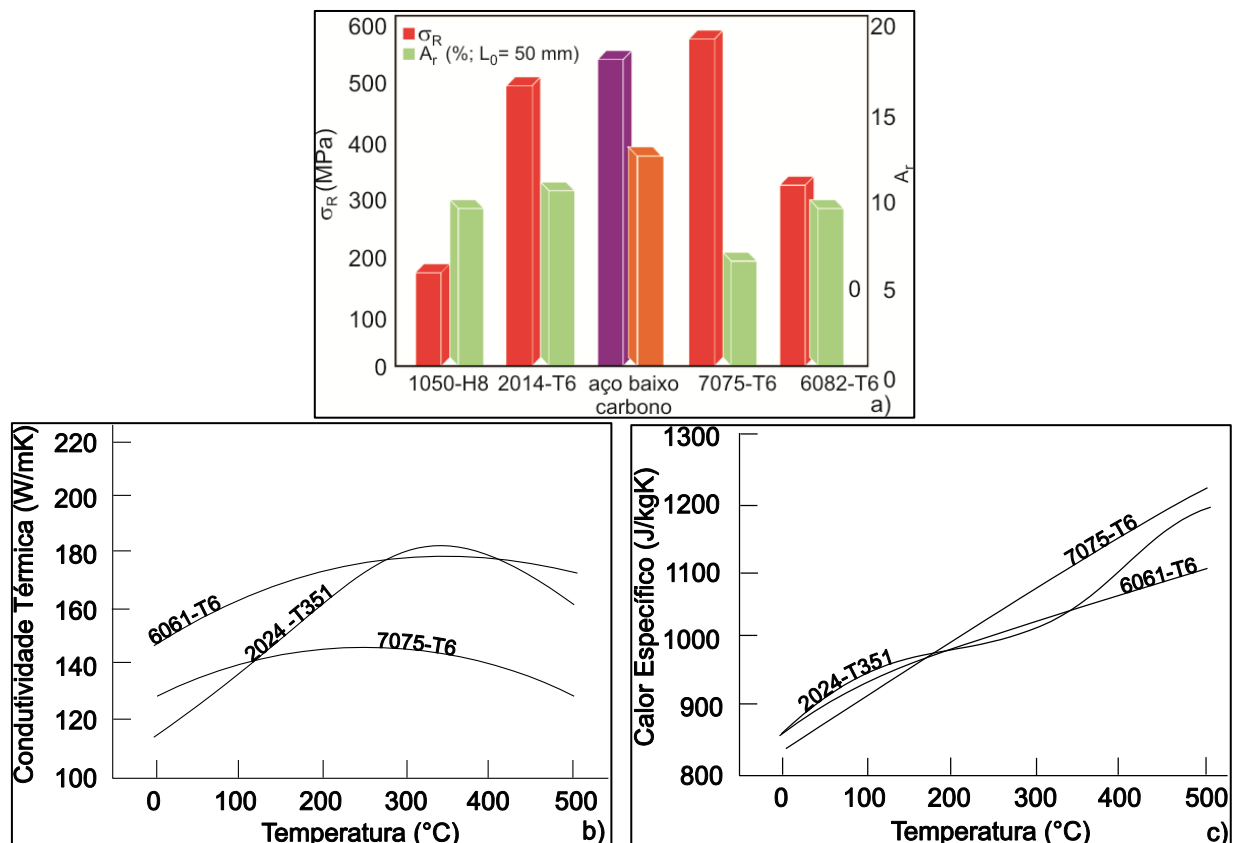


Figura 2.1 – a) Propriedades mecânicas do aço baixo carbono e de ligas de alumínio (BUDD, 1999); b) Condutividade térmica (Temperatura); c) Calor específico (Temperatura), nas ligas de alumínio (FANG; WU, 2005)

2.1.3. Efeitos dos Principais Elementos nas Ligas de Alumínio (1xxx, 6xxx e 7xxx)

Os precipitados que se manifestam nas ligas de alumínio são os grandes responsáveis pelas alterações de suas propriedades mecânicas. Portanto, é de grande valia entender os efeitos isolados e combinados dos elementos químicos que os compõem; e, além disso, apresentar novos elementos, tais como, Bi (bismuto) e Pb (chumbo) que, apesar de não formarem precipitados, também colaboram, principalmente, para a melhoria das características de usinabilidade das ligas de alumínio.

Key-to-Metals (2009) e Warmuzek (2004), dentre outros, comentam os papéis individuais do Bi, Pb, Si, Zn e Fe; e das combinações de Mg-Si e Zn-Mg, que estão presentes em altos teores nas ligas das séries da 6xxx e 7xxx, respectivamente. Metais de baixo ponto de fusão, tais como, Bi, Pb, Sn e Cd, têm baixa solubilidade no alumínio (Al) sólido; e, portanto, formam uma fase macia de baixo ponto de fusão, que facilita a quebra de cavacos e ajudam a lubrificar a ferramenta de corte, sendo, assim, chamados de elementos de livre-corte. A liga 6262-T6 é a principal liga de alumínio que contém elementos de livre corte. O ferro, com baixa solubilidade (~ 0,04% Fe), é a impureza mais comum no alumínio (Al). Portanto, teores de ferro acima desta quantidade aparecem na forma de fases intermetálicas, do tipo $AlFeSi$, pois o ferro diminui a solubilidade do Si no Al. O Si, depois do Fe, é a maior impureza no alumínio (0,01% a 0,15% Si) que, combinado com o Mg, promove nas ligas da série 6xxx a ocorrência da fase Mg_2Si , na forma de finos precipitados, o que aumenta sua resistência mecânica. Ele também melhora a fluidez e a resistência ao desgaste das ligas; todavia, em teores maiores do que 12%, forma ligas extremamente abrasivas, com prejuízo de excessivo desgaste das ferramentas de usinagem (CASTRO *et al.*, 2008; HATCH, 1984).

O zinco, isoladamente, torna as ligas suscetíveis à fratura a quente, e à fratura por corrosão; contudo, na proporção de 3% a 7,5%, combinado com o Mg, forma os precipitados $MgZn_2$, com grande resposta ao tratamento térmico - gerando-se, assim, uma liga de grande resistência mecânica, como ocorre com as ligas da série 7xxx. O Cu, em teores de 2% a 10%, melhora o processo de solubilização/envelhecimento, aumentando a resistência mecânica e a dureza; e diminuindo o alongamento da liga. Combinado com o Mg, aumenta a resistência após solubilização e têmpera. O Mn aumenta a resistência do alumínio, tanto na solução sólida, quanto em fase intermetálica finamente dispersa; e atua, também, como um refinador de grãos (WARMUZEK, 2004).

2.1.4. Tratamentos Térmicos e Mecânicos das Ligas de Alumínio

O alumínio é um dos metais que tem a possibilidade de adquirir novas propriedades mecânicas, sendo submetido aos processos dos tratamentos térmicos ou mecânicos (encruamento) (DEMIR; GÜNDÜZ, 2009; WEINGAERTNER; SCHROETER, 1991). Em função destes processos, as ligas de alumínio podem ser divididas em ligas tratáveis e não tratáveis termicamente (encruáveis). As ligas tratáveis termicamente são as que adquirem maior resistência mecânica, devido à precipitação das fases intermetálicas do tipo: Mg-Cu, Mg-Si e Mg-Zn-Cu, em virtude das altas solubilidades do Mg, Cu e Zn no Al-puro (alumínio puro), em altas temperaturas de solubilização; porém, apresentam baixa solubilidade em baixas temperaturas - possuindo, desta forma, boas respostas à têmpera e ao envelhecimento (natural e artificial). Tan e Ögeal (2007) observaram o aparecimento das fases intermetálicas complexas $(Fe, Mn, Cu)_3SiAl_{12}$ e Mg_2Si , durante o envelhecimento da liga de alumínio 6066. Por outro lado, as ligas não tratáveis termicamente (encruáveis) não são propensas a formarem precipitados, precisando de tratamento mecânico de endurecimento para aumentar sua resistência (DeGARMO *et al.*, 2002, GOMES; BRESCIANI, 1974; HATCH, 1984; JOHANSEN *et al.*, 1994).

Os grupos das ligas de alumínio tratáveis termicamente compreendem as séries 2XXX (Al-Cu), 6XXX (Al-Mg-Si), 7XXX (Al-Zn-Mg) e algumas das séries 4XXX e 5XXX. As ligas trabalháveis (não tratáveis termicamente) compreendem as séries 1XXX (Al), 3XXX (Al/Mn), 4XXX (Al/Si) e 5XXX (Al/Mg) (BUDD, 1999; CERRI; EVANGELISTA, 1999). Com isso, as ligas objetos desta pesquisa são as ligas de alumínio termicamente tratáveis (6082-T4, 6262-T6, 7075-T73 e 7075-T6); e a liga não tratável termicamente (1350- O).

O aumento da resistência de uma liga de alumínio por precipitação depende da distribuição de finas partículas de precipitados na estrutura cristalina dos grãos, cujo principal efeito é a interferência ao movimento de discordâncias, reduzindo-se, assim, sua ductilidade. Estes precipitados, advindos da solução sólida supersaturada de elementos de liga na matriz do alumínio, apresentam-se coerentes e/ou parcialmente coerentes com a estrutura cristalina do Al - puro (JOHANSEN *et al.*, 1994). Já o aumento de resistência por encruamento é resultado da interação de discordâncias, que impedem seus próprios deslocamentos, à medida que a liga é conformada a frio (MARSHALL *et al.*, 2009a).

O processo de precipitação, numa liga de alumínio, envolve sua solubilização em temperaturas entre 460 e 550 °C; resfriamento rápido abaixo de 290 °C, que previne, temporariamente, a formação de precipitados, gerando, assim, uma solução sólida supersaturada (MARSHALL *et al.*, 2008b); manutenção, no caso de envelhecimento natural, à temperatura ambiente por longos períodos; ou entre 160 e 200 °C por períodos menores, no caso de envelhecimento artificial, os quais possibilitam o surgimento de finos precipitados

na solução sólida supersaturada, cujo efeito é um acréscimo na resistência mecânica e redução da ductilidade, pois geram interferência ao movimento de discordâncias (DEMIR; GÜNDÜZ, 2009; JOHANSEN *et al.*, 1994; SIDDIQUI *et al.*, 2000).

O tempo e a temperatura nos processos de envelhecimento artificial exercem grande influência sobre a formação de precipitados; e, portanto, sobre a resistência mecânica das ligas tratadas. Demir e Gündüz (2009) conseguiram elevada dureza da liga de alumínio 6061 (Fig. 2.2a), com tratamentos 3 e 4 (solubilizada a 530 °C e envelhecida a 180 °C, a 3 horas e 5 horas, respectivamente); enquanto que os tratamentos 1 (apenas solubilizada), 2 (solubilizada a 530 °C + envelhecida a 180 °C, por 1 hora) e 5 (solubilizada a 530 °C + envelhecimento a 180 °C, por 24 horas) apresentaram menores níveis de dureza. Isso ocorreu, pois os tratamentos 1 e 2 não favoreceram a formação de muitos precipitados; e no tratamento 5, possivelmente, houve o coalescimento dos precipitados, devido ao grande tempo de exposição às temperaturas de envelhecimento artificial. Vale ressaltar que Tan e Ögeal (2007) registraram o efeito da interação entre o tempo e a temperatura de envelhecimento sobre a dureza da liga de alumínio 6066 (solubilizada a 530°C/95 minutos), como apresentado na Fig. 2.2b.

Song *et al.* (2004) verificaram a tendência de aumento da dureza da liga de alumínio Mg-Si-Cu (1,05% Mg; 0,65% Si e 0,3% Cu; solubilizada a 535 °C (2 horas) + temperada em água), quando esta passou de envelhecida naturalmente (7 dias), para envelhecida a 185 °C (12 horas); enquanto que foram observadas reduções da dureza, quando envelhecida a 185 °C (7 dias), ou quando envelhecida a 250 °C (10 horas).

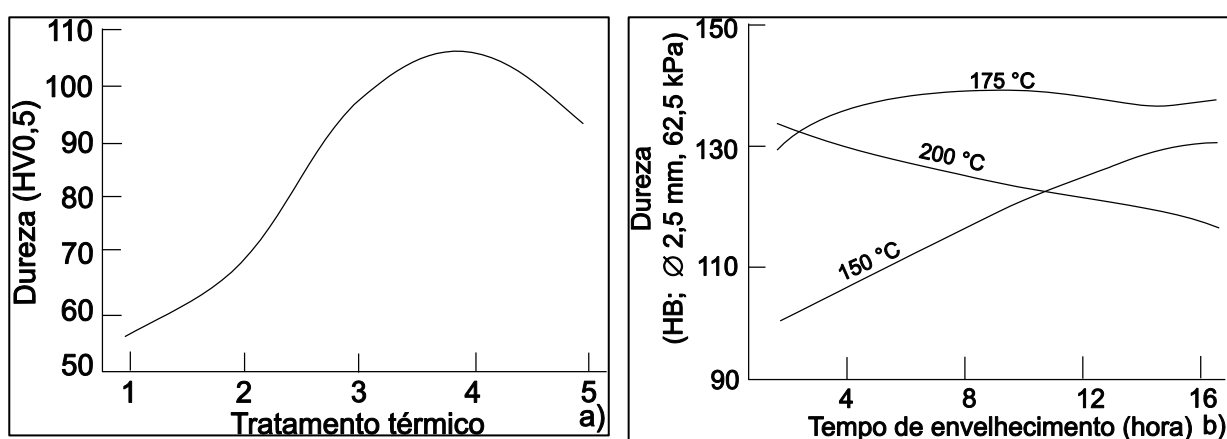


Figura 2.2 – Influências: a) solubilização/envelhecimento sobre a dureza da liga 6061 (DEMIR; GÜNDÜZ, 2009); b) tempo de envelhecimento sobre a dureza da liga 6066 (TAN; ÖGEAL, 2007)

Cabe ressaltar que as ligas tratáveis termicamente também podem sofrer processo de encruamento. Apesar de a liga de alumínio 6066 (solubilizada a 530°C e envelhecida a

175°C (08 horas) ser tratável termicamente, Tan e Ögeal (2007) registraram um aumento de 110% em seu limite de resistência mecânica (σ_R) e 108% em seu limite de escoamento (σ_e), quando ela foi submetida a uma deformação que variou de 10 a 40%.

Outro tratamento térmico empregado nas ligas de alumínio é o de homogeneização, em temperaturas próximas a 500 °C, que é utilizado para eliminar ou minimizar segregações, gerar estruturas estáveis e controlar características metalúrgicas. O recozimento é também praticado, feito normalmente entre 200 a 350 °C, podendo ser parcial ou pleno, cujo principal objetivo é a recristalização da liga para se remover efeitos do trabalho a frio; e, portanto, produzir a condição de máxima plasticidade (COUTINHO, 1980).

As condições ou os estados em que o alumínio e suas ligas se encontram dependem do tratamento (térmico ou mecânico) envolvido e classificam-se em: como fabricada (F), recozida (O), encruada (H), solubilizada (W) e tratada termicamente (T). As operações básicas que o material deve sofrer são indicadas por um ou mais números após a letra (GOMES; BRESCIANI, 1974; HATCH, 1984).

H e T são considerados os principais tratamentos que as ligas de alumínio trabalhadas sofrem (WEINGAERTNER; SCHROETER, 1991). Os encruamentos se classificam em: H1 - apenas encruada; H2 - encruada e parcialmente recozida; H3 - estabilizada após encruamento e H4 - deformada plasticamente a frio e pintada ou envernizada. Os tratamentos térmicos do grupo T se classificam em: T1 - resfriada de um processo de conformação à temperatura elevada e envelhecida naturalmente a uma condição estável; T2 - resfriada de um processo de conformação à temperatura elevada, encruada e envelhecida naturalmente a uma condição estável; T3 - solubilizada, encruada e envelhecida naturalmente a uma condição estável; T4 - solubilizada e envelhecida naturalmente a uma condição estável; T5 - resfriada de um processo de conformação em temperatura elevada e envelhecida artificialmente; T6 - solubilizada e envelhecida artificialmente; T7 - solubilizada e estabilizada (superenvelhecida); T8 - solubilizada, encruada e envelhecida artificialmente; T9 - solubilizada, envelhecida artificialmente e encruada; e T10 - resfriada de um processo de conformação em temperatura elevada, envelhecida artificialmente e encruada.

As classificações T1 até T10 podem ser seguidas de dígitos adicionais, a fim de se indicar uma variação no tratamento, que altera de maneira significativa as características do produto (DeGARMO *et al.*, 2002). Como exemplo do efeito dos tratamentos térmicos sobre as ligas de alumínio, Tan e Ögeal (2007) verificaram que a liga de alumínio 6066-T4 (solubilizada a 530°C e temperada a 20°C) apresentou resistência mecânica de 445 MPa e 103 HB (*Hardness Brinell*); com o tratamento "T6", resistência mecânica de 478 MPa e 140 HB; e com o tratamento "O", a resistência mecânica de 223 MPa e 60 HB.

As ligas de alumínio também podem adquirir maior resistência mecânica, rigidez e resistência ao desgaste, através da adição de partículas duras (óxidos, carbonetos e nitretos) em sua matriz, pois estes compostos possuem alta rigidez, resistência ao desgaste, baixa densidade e refratoriedade (MENDOZA-RUIZ *et al.*, 2008). Essa resistência ao desgaste, que afeta maleficamente as ferramentas de corte, são modificadas pela variação da microestrutura, forma, fração volumétrica e propriedades mecânicas das partículas duras que compõem a matriz da liga de alumínio (KANNAN; KISHAWY, 2008). Da série 6xxx, especial atenção tem sido dada à liga de alumínio 6061 (Al-Mg-Si) 20% vol. SiC (carboneto de silício)/Al₂O₃ (óxido de alumínio), pois apresenta altíssima resistência mecânica ($\sigma_R \sim 500$ MPa), e módulo de elasticidade (E) de aproximadamente 120 GPa, contra um módulo de elasticidade de aproximadamente 70 GPa, da mesma liga sem partículas duras (JABOBS, 1999a). Kitaoka e Ono (2003) verificaram um aumento de mais de 2,2 vezes no limite de escoamento (σ_e); e de 1,4 vezes no módulo de elasticidade (E) da liga de alumínio 2017, ao acrescentar 20% vol. Al₂O₃ em sua matriz.

2.2. Caracterização da Usinabilidade das Ligas de Alumínio

A usinabilidade de um material é entendida como a facilidade ou dificuldade de remoção de material durante a usinagem (NARAHARI *et al.*, 1999) e pode ser avaliada através da força de usinagem (F_u), da potência total consumida (N_e), da temperatura de corte (T_c), do acabamento da superfície usinada, do controle do cavaco, da taxa de desgaste da ferramenta de corte (CHILDS *et al.*, 2000; DINIZ *et al.*, 2001; NARAHARI *et al.*, 1999; THIELE Jr *et al.*, 1990; TRENT; WRIGHT, 2000); e de outros parâmetros, dependendo da necessidade, facilidade, disponibilidade de infraestrutura ou do ponto de vista do pesquisador, como, por exemplo, vibração (V_b) mecânica do sistema máquina-peça-ferramenta, sinais de emissão acústica, etc.

Processo de usinagem, composição química, microestrutura (morfologia, tamanho e fração de volume das fases constituintes), tratamento térmico e propriedades do material, propriedades físicas e mecânicas são fatores que influenciam fortemente os resultados de usinabilidade (JOHNE, 1994; TASH *et al.*, 2007; TRENT; WRIGHT, 2000) – sendo o último, por meio da dureza, considerado o principal aspecto que dita a facilidade ou a dificuldade com que um material pode ser usinado (MILLS; REDFORD, 1983).

Inicialmente serão abordados alguns fundamentos de usinagem: i) processo de torneamento; ii) geometria das ferramentas monocortantes; iii) processo de formação do

cavaco; iv) tipos e formas do cavaco e v) fenômenos da interface cavaco-ferramenta. Em seguida, serão abordadas as características de usinabilidade, focadas na usinagem das ligas de alumínio: vi) forças; vii) potência; viii) temperatura; ix) integridade da superfície usinada; x) controle do cavaco; xi) vibração; xii) materiais e geometrias das ferramentas de corte; xiii) avarias e desgastes de ferramentas e xiv) lubri-refrigeração.

2.2.1. Processo de Torneamento

O torneamento destina-se à obtenção de superfícies de revolução com o auxílio de ferramentas monocortantes, que se deslocam coplanarmente ao eixo da peça, durante o giro em torno do eixo principal (Dos SANTOS *et al.*, 2003; FERRARESI, 1977). Nele, podem-se distinguir dois tipos de corte - o ortogonal e o oblíquo. No primeiro, a aresta de corte reta move-se perpendicular à direção de corte e à direção de avanço (f); enquanto que no segundo a aresta de corte move-se oblíqua à mesma (BOOTHROYD, 1981; MACHADO *et al.*, 2009).

As principais grandezas vetoriais presentes no processo de torneamento são a velocidade de corte ($V_c = \pi \cdot \varnothing \cdot n \cdot 10^{-3} \cdot \mathbf{z}$ [m/min]), velocidade de avanço ($V_f = f \cdot n \cdot 10^{-3} \cdot \mathbf{x}$ [m/min]) e profundidade de corte ($-a_p \cdot \mathbf{y}$ [mm]) - em que \mathbf{x} , \mathbf{y} e \mathbf{z} são vetores unitários, respectivamente, na direção de avanço, perpendicular ao plano de trabalho e na direção de corte. Todos tomados a partir de um ponto de referência localizado na aresta de corte da ferramenta (DINIZ *et al.*, 2001; MACHADO *et al.*, 2009).

2.2.2. Geometria das Ferramentas Monocortantes

As ferramentas de cortes, utilizadas em processos de torneamento, são monocortantes (BOOTHROYD, 1981) e suas especificações dependem, principalmente, dos ângulos de saída (γ_o) e de folga primário (α_o) (ROY *et al.*, 2009; TANG *et al.*, 2009). O primeiro é formado entre plano de referência (P_r) e a superfície de saída (A_γ); enquanto que o segundo é formado entre o plano de corte (P_s) e a superfície de folga primária (A_α), ambos no plano ortogonal (P_o). O ângulo de saída (γ_o) afeta significativamente as características de usinabilidade; e o ângulo de folga (α_o) determina a folga entre a ferramenta e a superfície usinada, influi na penetração da ferramenta na peça, evita o atrito ferramenta - peça e altera as características de resistência mecânica da cunha de corte (β_o). Apesar de o ângulo de folga (α_o) não participar do escorregamento do cavaco diretamente, como acontece com o ângulo de saída (γ_o), ele pode afetar o desgaste de flanco (VB_B) (BOOTHROYD, 1981).

A Figura 2.3a mostra o sistema de referência de uma ferramenta monocortante - os planos de referência (P_r); ortogonal (P_o); de corte (P_s) e normal a aresta de corte (P_n). A Fig. 2.3b mostra os ângulos de saída (γ_o); de cunha (β_o) e de folga (α_o), medidos no plano ortogonal (P_o) e o raio da aresta de corte da ferramenta (r_n). A Fig. 2.3c mostra as superfícies de saída (A_γ); de folga primária (A_α); de folga secundária (A'_α) e o ângulo de inclinação (λ_s), medido no plano de corte (P_s). A Fig. 2.3d mostra os ângulos de posição primário (χ_r), secundário (χ'_r) e de ponta (ε_r), medido no plano de referência (P_r).

O ângulo de posição primário (χ_r) afeta a distribuição de tensões ao longo da aresta de corte da ferramenta, a dissipação de calor, a direção de saída do cavaco, e a força passiva (F_p); enquanto que o ângulo de inclinação (λ_s) afeta a direção de saída do cavaco (MACHADO *et al.*, 2009).

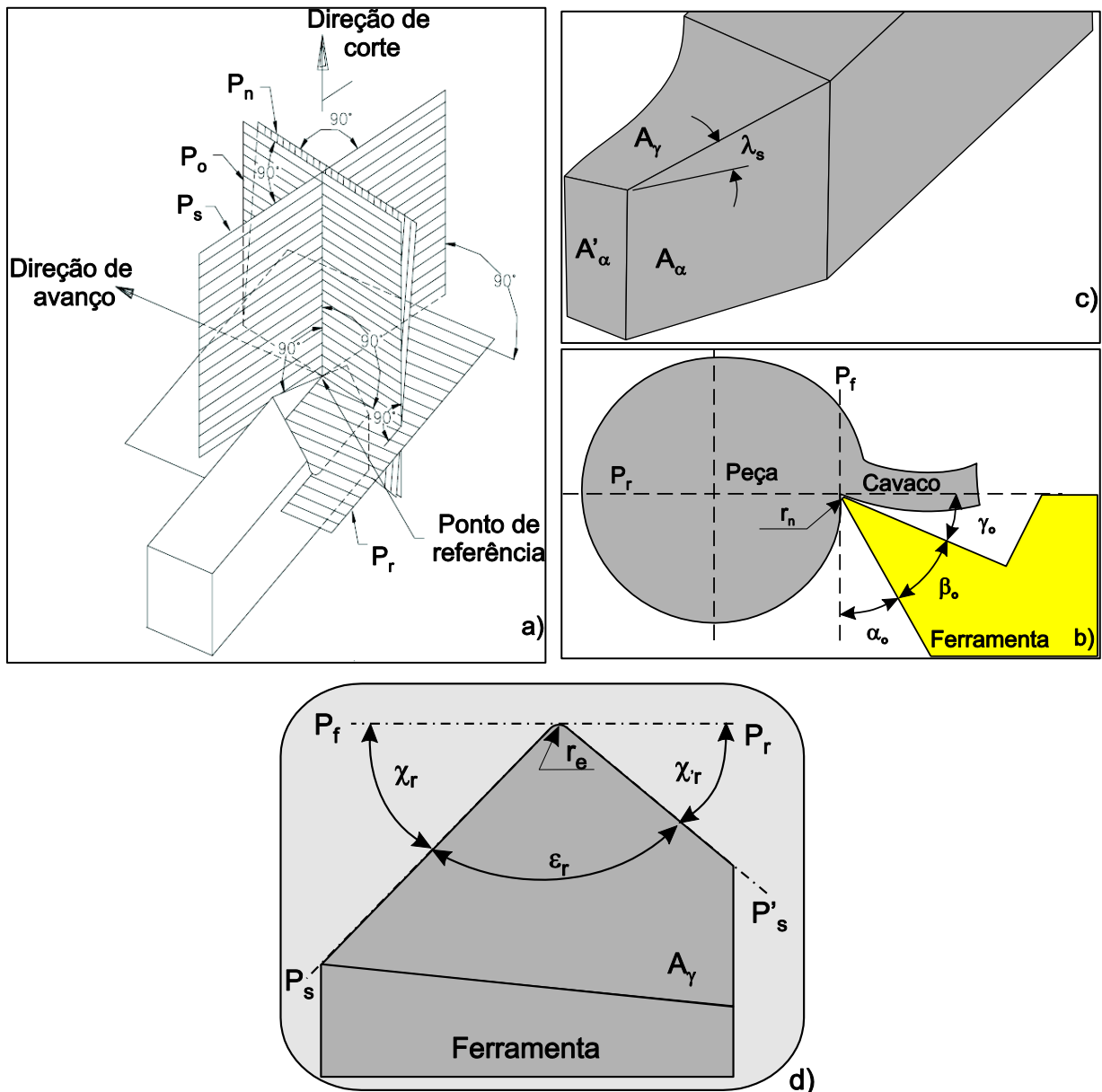


Figura 2.3 – a) Sistema de referência de uma ferramenta de corte; b) Ângulos medidos no plano P_o ; c) Principais superfícies de uma ferramenta; d) Ângulos medidos no plano P_r (Adaptado de MACHADO *et al.*, 2009; NBR 6163, 1989)

2.2.3. Processo de Formação do Cavaco

Cavaco é a porção de material da peça, com característica geométrica irregular, retirada pela ferramenta (FERRARESI, 1977). Seu mecanismo de formação vai depender de fatores cristalográficos, tais como orientação dos cristais, sistema de deslizamento e densidade de discordâncias móveis da peça usinada (TO *et al.*, 1997). Sua formação envolve um processo cíclico de quatro fases: i) deformação elástica; ii) alta deformação plástica no plano de cisalhamento primário (PCP); iii) abertura de trinca no plano de cisalhamento primário e iv) deslizamento do material usinado sobre a superfície de saída

(A_v). Lane *et al.* (2010) consideram esse processo complicado, pois combina interações de deformação plástica, geração de nova superfície, taxa de deformação e efeito térmico, força de fricção e aquecimento da superfície usinada e interação química.

A Figura 2.4a retrata o ciclo de formação do cavaco. Nela se vê o elemento volumétrico “klmn”, sendo recalçado (deformação elástica), com uma velocidade de corte (V_c), contra a superfície de saída. Em “od”, é visto o plano de cisalhamento primário (PCP), no qual ocorrem altas deformações plásticas (cisalhamento concentrado). Em “o”, a localização da abertura da trinca no plano “od”. “qprs” representa o elemento “klmn” totalmente deformado (plasticamente) na forma de lamelas, deslizando sobre superfície de saída. Na mesma figura, o avanço de corte ($h = f_o$) e a espessura do cavaco, após usinagem (h'), são grandezas relativas ao cavaco – sendo dependente da condição de resistência ao cisalhamento na interface cavaco-ferramenta (BOOTHROYD, 1981). O ângulo de cisalhamento ($tg\phi = \cos\gamma_o/[h'/h - \text{sen}\gamma_o]$) é formado entre o plano de trabalho (Pf) e o plano “od”. A velocidade do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta ($V_{cav} = V_c \cdot h/h' = \text{sen}\phi \cdot V_c / \cos[\phi - \gamma_o]$) é assumida variar tangencialmente no meio da linha da espessura do cavaco (h') e com intensidade constante (HOND; DING, 2001). O comprimento de contato ($L_c = h \cdot \text{sen}[\phi + \beta_a - \gamma_o] / \text{sen}\phi \cdot \cos\beta_a$) refere-se à área de contato cavaco-ferramenta no corte ortogonal (SAGLAM *et al.*, 2006), onde β_a é o ângulo de fricção.

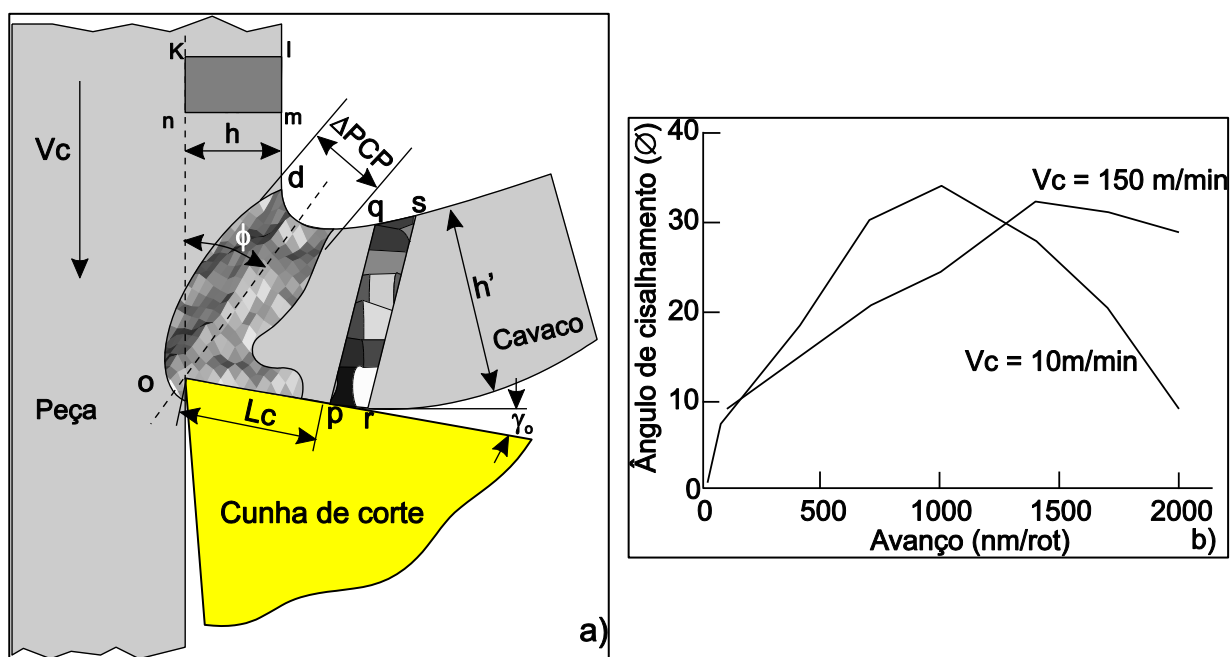


Figura 2.4 - a) Ciclo de formação do cavaco (Adaptado de MACHADO *et al.*, 2009); b) Ângulo de cisalhamento (V_c , f) (KEONG NG *et al.*, 2006)

O cisalhamento concentrado no plano primário (PCP), com taxas de deformação da ordem de 10^4 - 10^6 s⁻¹, domina a formação do cavaco (VERNAZA-PEFIA *et al.*, 2002), e é o principal fator que provoca alterações superficiais e subsuperficiais das propriedades mecânicas da peça (mudança da estrutura cristalina) (TO *et al.*, 2003); porém, essas alterações dependem do processo, parâmetros de corte e estado físico do material usinado.

Uma boa indicação do grau de deformação ao longo do plano de cisalhamento primário pode ser fornecida pelo ângulo de cisalhamento (ϕ). Conforme Rao e Shin (2001), ele influencia a tensão de cisalhamento e a temperatura na zona de cisalhamento primária. Trent e Wright (2000) comentam que esse ângulo governa o acabamento da superfície usinada, a tensão sobre a ferramenta de corte, a força de usinagem, a temperatura de corte e a energia consumida no processo de corte.

Quanto maior o grau de recalque ($R_c = h'/h$), menor o ângulo de cisalhamento; e assim, maior é a deformação na zona de cisalhamento primária (BOOTHROYD, 1981). Em outras palavras, maior é a resistência ao movimento do cavaco sobre a superfície de saída (A_γ), em virtude da interação cavaco-ferramenta; e das condições de corte (MACHADO *et al.*, 2009). Esse ângulo depende das condições de corte, tais como avanço e velocidade de corte, conforme verificado por Keong Ng *et al.* (2006), durante o micro e nano torneamento da liga de alumínio 7075-T6 (Fig. 2.4b).

De acordo com Zhang e Alpas (2002), a deformação média do material usinado na zona de cisalhamento primária depende do ângulo de cisalhamento (ϕ) e do ângulo de folga (α_o) ($\varepsilon_{ip} = \alpha_o / \sin\phi \cdot \cos[\phi - \alpha_o]$). Cabe ressaltar que, o ângulo de cisalhamento, dentre outros fatores, depende da geometria da ferramenta e das condições de interface (atrito) cavaco-ferramenta (MACHADO *et al.*, 2009).

A Figura 2.5a apresenta as forças de fricção ao longo do plano de cisalhamento primário (F_z) e secundário (F_t). Elas são as grandes responsáveis pelas deformações nesses planos. Também, podem ser vistas as forças de compressão normal ao primeiro (F_{nz}) e ao segundo (F_n). A Fig. 2.5b mostra o círculo de Merchant, que relaciona as forças de cisalhamento no plano primário ($F_z = F_c \cdot \cos\phi - F_f \cdot \sin\phi$; $F_t = F_c \cdot \sin\gamma_o + F_f \cdot \cos\gamma_o$) e de compressão ($F_n = F_c \cdot \cos\gamma_o - F_f \cdot \sin\gamma_o$; $F_{nz} = F_c \cdot \sin\phi + F_f \cdot \cos\phi$), com as forças de corte (F_c) e de avanço (F_f), obtidas durante processo de corte, através de um dinamômetro tridimensional.

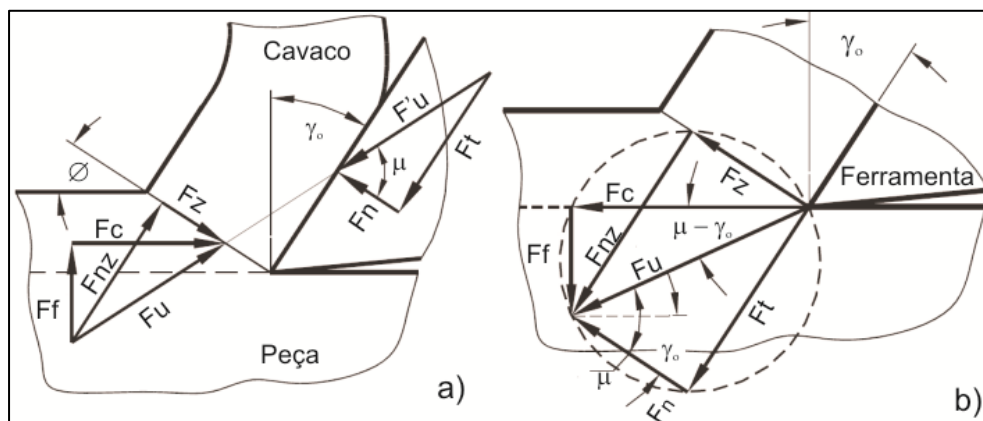


Figura 2.5 - a) Forças nos planos de cisalhamento; b) Círculo de Merchant (MERCHANT, 1954)

2.2.4. Tipos e Formas do Cavaco

Os cavacos formados durante um processo de corte podem ser do tipo contínuo, parcialmente contínuo, descontínuo ou segmentado (MACHADO *et al.*, 2009). Os três primeiros dependem muito da ductilidade e das condições de corte (BOOTHROYD, 1981); enquanto que o último, normalmente, está presente na usinagem de materiais de baixa condutividade térmica, como as ligas de titânio (MACHADO *et al.*, 2009).

O contínuo é o mais indesejável de todos, principalmente por ocupar grandes espaços físicos, poder ferir o operador, impedir o acesso do fluido na região de corte – e é peculiar de materiais dúcteis, que, apesar de se deformarem intensamente no plano de cisalhamento primário, não permitem a propagação da trinca ao longo deste plano (ver ponto “o” Fig. 2.4a) (MACHADO *et al.*, 2009). Portanto, tendem a formar cavacos em fita, ou enrolados, ou em hélice (TRENT; WRIGHT, 2000). Entretanto, materiais semidúcteis sob condições de baixas velocidades de corte e ângulo de saída e altos avanços podem gerar cavacos descontínuos (BOOTHROYD, 1981; MACHADO *et al.*, 2009). O parcialmente contínuo é formado pela insuficiente propagação da trinca ao longo do plano de cisalhamento primário. O descontínuo é peculiar dos materiais frágeis, nos quais a abertura de trinca propaga-se com facilidade ao longo do plano de cisalhamento primário, pois não suportam grandes deformações; e têm a grande vantagem de serem facilmente liberados da região de corte, sob quaisquer condições de corte (BOOTHROYD, 1981; TRENT; WRIGHT, 2000). O segmentado é formado por grandes e continuadas deformações adiabática em estreitas bandas entre segmentos, com muito pouca ou quase nenhuma deformação no interior destes segmentos (MACHADO *et al.*, 2009; TRENT; WRIGHT, 2000).

A forma do cavaco depende, principalmente, do material da peça; contudo, sofre grande influência do tipo de cavaco e das condições de corte. Cavacos contínuos, parcialmente contínuos e segmentados são capazes de assumir qualquer forma,

dependendo das condições de corte; enquanto que os descontínuos só aparecem na forma de pedaços. Altas velocidades de corte, avanços e ângulo de saída tendem a produzir cavacos em fitas (MACHADO *et al.*, 2009).

De acordo com a norma ISO 3685 (1993), os cavacos podem assumir as formas de fita, tubular, espiral, helicoidal, arco e lasca - subdivididos em longos, curtos, emaranhados, conectados e soltos, conforme apresenta a Fig. 2.6.



Figura 2.6 – Formas de cavaco (Adaptado da ISO 3685, 1993)

2.2.5. Fenômenos da Interface Cavaco-Ferramenta

As condições da região de interface (cavaco-ferramenta) influenciam muito o mecanismo de formação do cavaco, a força de usinagem e a temperatura de corte; e, conseqüentemente, as taxas de desgaste da ferramenta de corte (MACHADO *et al.*, 2009). Nessa região ocorre a zona de aderência, de escorregamento e de fluxo; e da aresta postíça de corte (APC).

A zona de aderência é uma região com grande interação atômica ferramenta – cavaco (área real = área aparente), em virtude das altas tensões de compressão e de cisalhamento; e das altas temperaturas que ali ocorrem. Trent e Wright (2000) e Da Silva e Wallbank (1999) consideram que nessa região não há movimento relativo entre as partes em contato (cavaco-ferramenta); e estabelece-se, no cavaco, a zona de fluxo. A zona de escorregamento é uma região periférica à zona de aderência, onde se tem atrito cinemático ($\mu = F_t/F_n$) ferramenta-cavaco, apenas com tendência de aderência (área real \ll área aparente) (MACHADO *et al.*, 2009).

A tensão de compressão (σ_n) ao longo da zona de aderência e de escorregamento (ver Fig 2.7) decresce (assintoticamente) sobre a superfície de saída da ferramenta, do início da aresta de corte da ferramenta (máxima), até ao final da zona de escorregamento (nula), onde o cavaco não está mais em contato com a ferramenta. A tensão de

cisalhamento no plano de cisalhamento secundário (τ_{PCS}), acima da zona de aderência, é constante, e igual à tensão de cisalhamento do material usinado (τ_R); enquanto que ao longo da zona de escorregamento (ver Fig. 2.7a), decresce (assintoticamente) do seu início (máxima), após a zona de aderência, até ao seu final (nula) (MACHADO *et al.*, 2009).

A zona de fluxo destaca-se pelas altas taxas de deformações com alta concentração de discordância, que está sob recuperação dinâmica e recristalização, em bandas termoplástica de cisalhamento, nas quais novos contornos de grãos estão constantemente sendo gerados, sujeitos a grande difusão, mesmo em condições estáticas (TRENT; WRIGHT, 2000).

As zonas de aderência, de escorregamento e de fluxo fazem parte do plano de cisalhamento secundário (PCS) e dependem das condições de usinagem, interação cavaco-ferramenta, das condições atmosféricas e do tempo de usinagem (TRENT; WRIGHT, 2000). A primeira é favorecida pelas altas velocidades de corte, pelo longo tempo de usinagem, pela grande afinidade química cavaco-ferramenta; todavia, pode ser inibida com a presença de elementos de livre-corte no material usinado (MACHADO *et al.*, 2009).

A aresta postiça manifesta-se na usinagem de materiais de distintas fases - em baixas velocidades de corte, pois é uma combinação que favorece as aberturas de trincas no material usinado, e o sucessivo acúmulo de material encruado acima da zona de adesão (MACHADO *et al.*, 2009; MILLS; REDFORD, 1983). As distintas fases facilitam as aberturas de trincas, devido as suas diferentes características de deformação, que geram um estado triaxial de tensões no material usinado (BOOTHROYD, 1981; TRENT; WRIGHT, 2000).

Na presença da aresta postiça de corte a zona de fluxo é deslocada para o topo da APC, o que faz com que a geração de calor, devido ao movimento do cavaco sobre a superfície de saída, seja um pouco acima da superfície de folga (Da SILVA; WALLBANK, 1999). Este descolamento aumenta o ângulo de saída da ferramenta; e, com isso, diminui a força de usinagem e a temperatura de corte na região de interface cavaco-ferramenta (MILLS; REDFORD, 1983; REIS *et al.*, 2007); porém, pode causar o inconveniente de prejudicar o acabamento da superfície da peça, devido aos frequentes destacamentos de materiais da APC, que se aderem na superfície usinada (BOOTHROYD, 1981), podendo, também, promover o desgaste adesivo nas superfícies da ferramenta (MILLS; REDFORD, 1983).

A aresta postiça tende a diminuir com o aumento da velocidade de corte, devido ao aumento da temperatura de corte, que tende a inibir o processo de encruamento do material usinado sobre a superfície de saída da ferramenta de corte (MACHADO *et al.*, 2009).

A Figura 2.7a ilustra as vistas, superior e lateral, da superfície de saída (A_γ), com as zonas de aderência (segmento B-C) e escorregamento (segmento C-D); enquanto que a Fig. 2.7b, ilustra uma raiz de cavaco com aresta postiça de corte (linha tracejada) com os pontos de trinca (A e B), que ajudam na formação da APC. Observa-se que a zona de fluxo (região de grandes deformações) nessa figura se encontra no topo da APC.

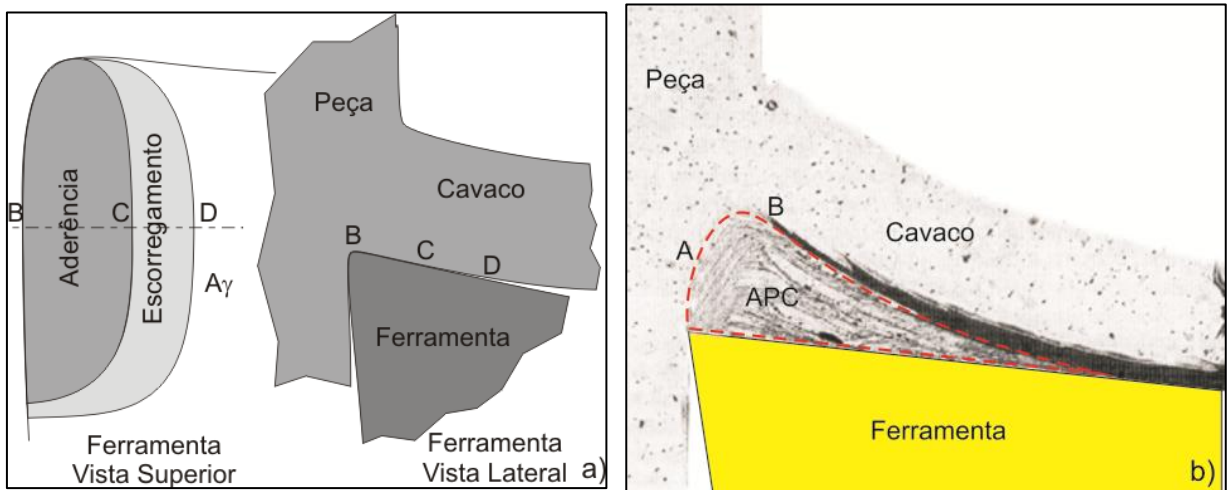


Figura 2.7 – a) Zona de aderência e escorregamento (DINIZ *et al.*, 2001); b) zona de fluxo e aresta postiça de corte (Adaptado de TRENT; WRIGHT, 2000)

2.2.6. Forças na Usinagem das Ligas de Alumínio

A força de usinagem ($F_u = F_f \cdot x + F_p \cdot y + F_c \cdot z$), durante o processo de torneamento, depende das forças de avanço (F_f), passiva (F_p) e de corte (F_c), que atuam na ferramenta de corte, nas direções de avanço, ortogonal ao plano de trabalho e de corte, respectivamente (SÁNCHEZ-CARRILERO *et al.*, 2002; TRENT; WRIGHT, 2000). Ela resulta da resistência ao cisalhamento do metal usinado nos planos de cisalhamento primário (τ_{PCP}) e secundário (τ_{PCS}), que depende das áreas e das tensões de cisalhamento destes planos (TRENT; WRIGHT, 2000).

Qualquer fator que altere a área do planos de cisalhamento primário (A_p) (ver comprimento “o-d” – Fig. 2.4a) e do plano de cisalhamento secundário (A_s) (ver comprimento L_c - Fig. 2.4a), bem como a resistência mecânica do material usinado, influenciará as tensões de cisalhamento na zona primária (τ_{PCP}) e secundária (τ_{PCS}); e, portanto, a força de usinagem ($\partial F_u = \partial F_u / \partial \tau_{PCP} \cdot \partial \tau_{PCP} + \partial F_u / \partial \tau_{PCS} \cdot \partial \tau_{PCS}$). Segundo Weingaertner e Schroeter (1991), dentre os fatores que podem afetar as áreas e tensões nos planos de cisalhamento estão o tipo de material da peça, as condições de corte e as alterações geométricas da ferramenta de corte.

A velocidade de corte pode alterar o nível da ductilidade na região de corte (d_{rc}), devido à sua influência sobre a temperatura nessa região, principalmente na zona de fluxo (RAO; SHIN, 2001). A resistência mecânica (σ_R) influenciará a tensão de escoamento ($+\partial\sigma_e \propto +\partial\sigma_R$), que, por sua vez, influenciará as tensões de cisalhamento nas zonas de cisalhamento ($+\partial\tau_R \propto +\partial\sigma_e$). O fluido de corte, se atuar como um refrigerante, inibindo o amaciamento do material na região de corte, poderá aumentar a resistência ao cisalhamento nessa região. O avanço (f), a profundidade de corte (a_p), a ductilidade, a inércia química (IQ), o desgaste de cratera (KT) e de flanco (VB_B), a lubri-refrigeração (lub) e o ângulo de saída (γ_o) que afetam as áreas dos planos de cisalhamento primário (A_p), secundário (A_s) e terciário (região de flanco) afetam os esforços de corte nesses planos (MACHADO *et al.*, 2009; MILLS; REDFOR, 1983).

Embora as áreas dos planos de cisalhamento primário e secundário sejam de difícil avaliação, a área da secção de corte ($A_{sc} = a_p \cdot f$), contida no plano de referência, permite avaliar a tensão de compressão da força de corte ($K_s = F_c/A_{sc}$), também chamada pressão específica de corte (BOOTHROYD, 1981). Várias formulações envolvendo o K_s são apresentadas por Machado *et al.* (2009).

As determinações das componentes da força de usinagem, comumente, em processos de torneamento, têm sido feitas utilizando-se dinamômetros com sensores piezelétricos (CHAMBERS, 1996; COELHO *et al.*, 1995; FUH; WU, 1995; SÁNCHEZ-CARRILERO *et al.*, 2002), cujos sinais são amplificados e adquiridos (DAVIM; MONTEIRO BAPTISTA, 2000; LIN *et al.*, 2001; MANNA; BHATTACHARAYYA, 2002; TO *et al.*, 1997) com frequência variando entre 1 kHz a 5 kHz (BRAGA *et al.*, 2002, LIST *et al.*, 2005; RAO; SHIN, 2001).

Durante a usinagem das ligas de alumínio, as forças de usinagem são baixas, comparadas aos aços (KELLY; COTTERELL, 2002) apresentam pressões específicas até 70% menores, contudo, essa diferença não é muito grande entre as ligas de alumínio, dependendo da composição química e das propriedades físicas das ligas (JHONE, 1994).

Ações que minimizem a área de contato cavaco-ferramenta, tais como redução da ductilidade da liga, através da adição de elementos de liga (MILLS; REDFORD, 1983), trabalho mecânico a frio e tratamentos térmicos, tendem a reduzir a força de usinagem (Dos SANTOS *et al.*, 2003; TRENT; WRIGHT, 2000). Chambers (1996), durante o torneamento da liga de alumínio A356, verificou que o aumento da dureza provocado pela adição de 15% SiC (reforço), provocou uma redução de 10% na força de corte, pois, provavelmente, apesar de gerar grande abrasividade, deve ter reduzido as áreas dos planos de cisalhamento,

principalmente a do secundário. Embora o aumento da resistência (dureza) de uma liga possa reduzir a área de contato na interface, pode ocorrer que essa resistência promova resistência ao cisalhamento na região de corte. Demir e Gündüz (2009), no torneamento da liga de alumínio 6061, com vários tipos de tratamentos (solubilização + envelhecimento), registraram maiores forças de corte no torneamento das ligas mais duras, para velocidades de corte entre 175 e 350 m/min; enquanto que as forças foram maiores para as ligas mais dúcteis, para velocidades de corte maiores do que 350 m/min. No primeiro intervalo, vê-se que prevaleceu a resistência do material nos planos de cisalhamento; enquanto que no segundo, prevaleceu o aumento das áreas dos planos de cisalhamento. Fang e Wu (2005), durante torneamento (ortogonal) das ligas de alumínio 7075-T6 ($\sigma_R = 531 \text{ MPa}$ e 166 HB); 6061-T6 ($\sigma_R = 262 \text{ MPa}$ e 95 HB) e 2024-T351 ($\sigma_R = 430 \text{ MPa}$ e 120 HB), registraram aumento da força de usinagem com o aumento da dureza (Fig. 2.8a). Aqui, também, há indícios de prevaquecimento da resistência e da dureza sobre a ductilidade e resistência ao deslizamento nos planos de cisalhamento.

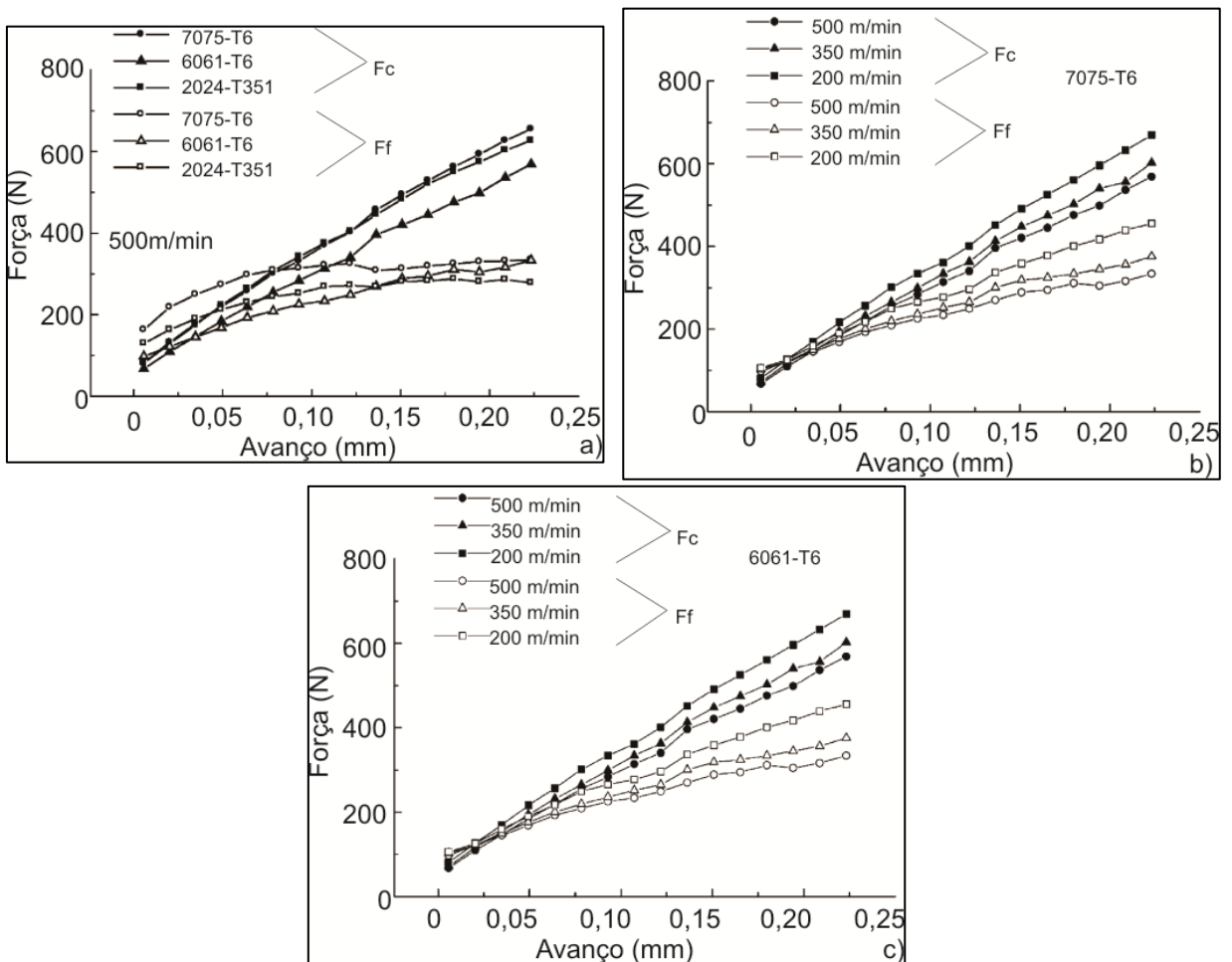


Figura 2.8 – a) F_u (σ_R , H_d); b) F_u (V_c , f), no torneamento da liga 7075-T6; c) F_u (V_c , f), no torneamento da liga 6061-T6 (FANG; WU, 2005)

As condições de corte são fatores que influem grandemente a força de usinagem nas ligas de alumínio, pois afetam as áreas e as tensões de cisalhamento nos planos primário e secundário. Independente do nível de resistência mecânica da liga de alumínio, normalmente, o aumento da velocidade de corte pode reduzir a força de usinagem (MILLS; REDFORD, 1983; Dos SANTOS *et al.*, 2003), conforme encontrado por Demir e Gündüz (2009), Fang e Wu (2005) (Fig. 2.8b e 2.8c) e Manna e Bhattacharayya (2002), no torneamento da liga de alumínio 15% SiC.

A diminuição da força de usinagem, com o aumento da velocidade de corte deve-se, parcialmente à redução da tensão de cisalhamento na região de corte; e parcialmente, à diminuição da área do plano de cisalhamento secundário, na proporção que a temperatura na região de corte se eleva ($+\partial T_c \propto +\partial V_c$) (DINIZ *et al.*, 2001; MACHADO *et al.*, 2009; TRENT; WRIGHT, 2000). Zaghbani e Songmene (2009), durante modelagem (elementos finitos), no fresamento da liga de alumínio 6061-T6, mostraram que a tensão de escoamento na região de corte reduziu com o aumento de temperatura nessa região, em virtude das altas taxas de deformações nos planos de cisalhamento, com o aumento da velocidade de corte; e, portanto, o amaciamento térmico do material usinado (HAMADE; ISMAIL, 2005).

Hamade e Ismail (2005), em ensaios mecânicos nas ligas de alumínio 2007, 2024-O, 2024-T6 e 7075-T6, em diferentes temperaturas, mostraram que o limite de resistência ao escoamento (σ_e) diminuiu com a elevação da temperatura de trabalho ($-\partial \sigma_e \propto +\partial T_c$); contudo, verificaram em ensaios de tração nas ligas de alumínio 2024-T351, 3003-O e 7039 em altas taxas de deformações, tendência de aumento da resistência do material. Isso também foi constatado por Kobayashi (2000), nos ensaios de tração na liga de alumínio 6061-T6 (Fig. 2.9a). Yousefi e Ichida (2000), no torneamento da liga de alumínio (95,44% Al, 4,5% Mg, 0,04% Cr), constataram a redução da força de usinagem com velocidades de corte entre 30 m/s e 110 m/s, pois o aumento da taxa de deformação provocou o amaciamento do material na região de corte ($-\partial \tau_{PCP}$ e $-\partial \tau_{PCS}$); porém, com velocidades de corte maiores do que 110 m/s, há indícios de grande aumento da taxa de deformação, que fez aumentar a resistência ao cisalhamento ($+\partial \tau_{PCP}$ e $+\partial \tau_{PCS}$), o que tendeu a aumentar a força de usinagem (Fig. 2.9b).

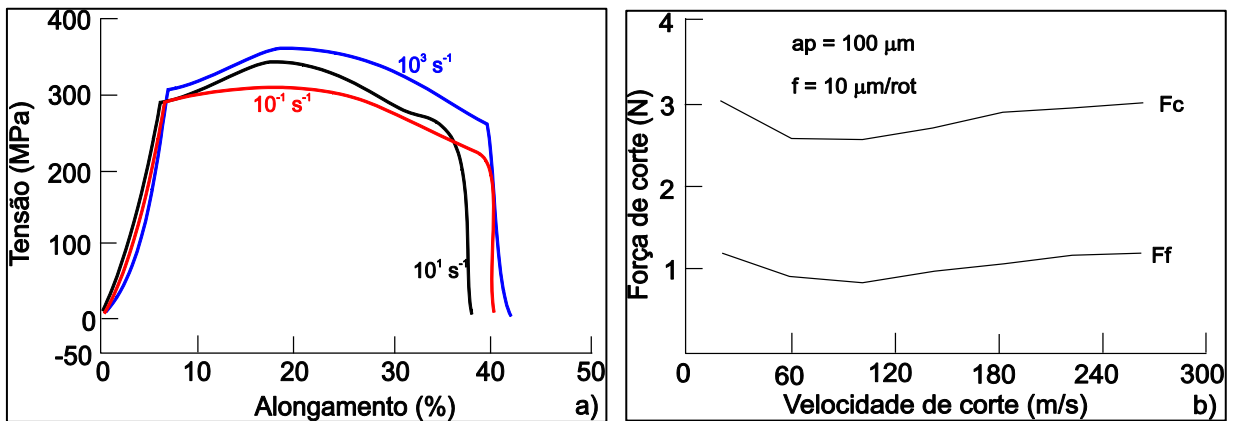


Figura 2.9 - a) $\sigma_R(\varepsilon)$ (KOBAYASHI, 2000); b) $F_f(V_c)$ e $F_c(V_c)$, no torneamento da liga (4,5% Mg, 0,04% Cr) (YOUSEFI; ICHIDA, 2000)

Também Sreejith (2008), durante torneamento da liga de alumínio 6061, constatou aumento da força de corte com o aumento da velocidade de corte, o que pode estar associado ao excessivo aumento da taxa de deformação, mas foi verificado intenso processo adesivo nas superfícies de saída e de folga, que deve ter superado a ação de amaciamento do material usinado, com aumento da temperatura na região de corte (Fig. 2.10a).

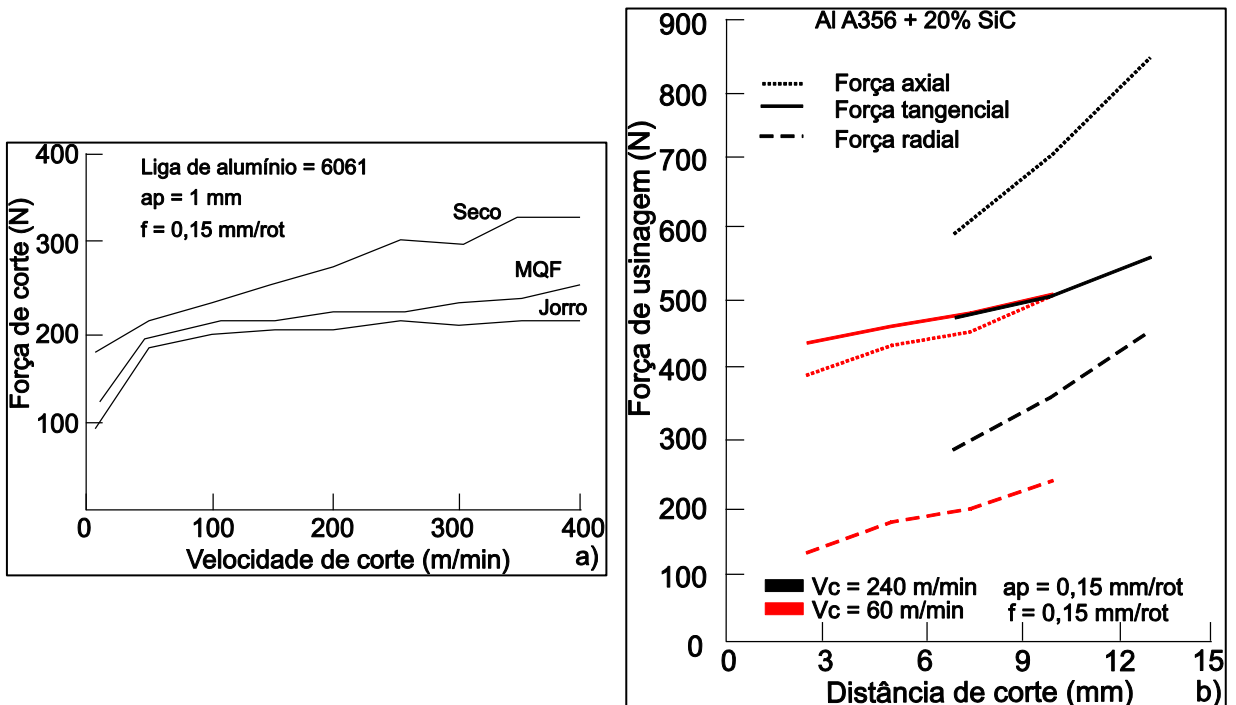


Figura 2.10- a) $F_c(V_c)$, no torneamento da liga 6061 (SREEJITH, 2008); b) F_u (comprimento de usinagem), no torneamento da liga A356 (KANNAN; KISHAWY, 2008)

O desgaste de flanco, devido à elevação da velocidade de corte, do comprimento de usinagem e das condições de lubri-refrigeração, pode causar a elevação da força de

usinagem. Kannan e Kishawy (2008), no torneamento da liga de alumínio A356 (20% SiC), mesmo com aditivo de extrema pressão (6% P + 5% S), devido ao desgaste de flanco, registraram intensa carga na aresta de corte da ferramenta, que fez com que a liga fosse esmagada, ao invés de cisalhada (Fig. 2.10b).

Tang *et al.* (2009), no fresamento da liga de alumínio 7050-T7451, devido à aceleração do desgaste de flanco, registraram excessivo aumento da força de usinagem, o que culminou num excessivo aumento da temperatura de corte (Fig. 2.11a).

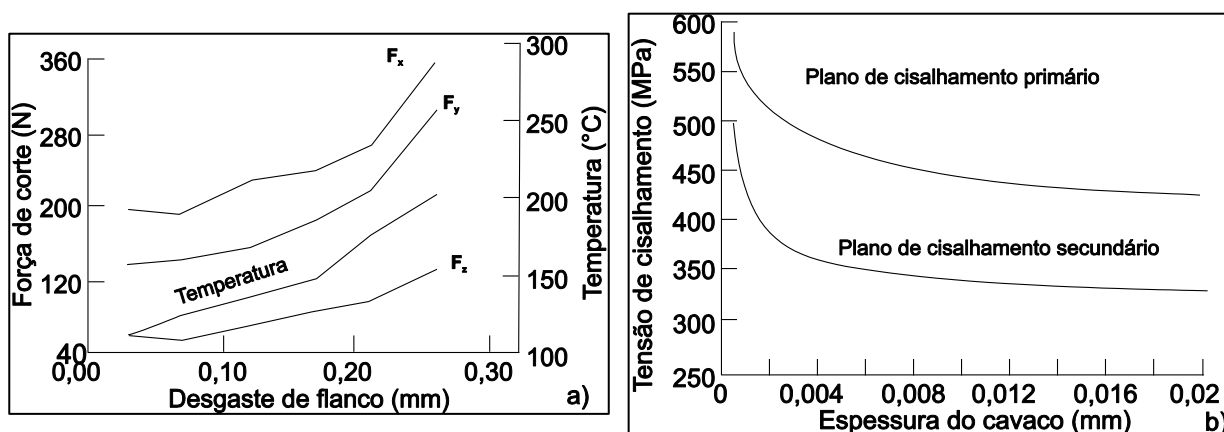


Figura 2.11 – a) F_c (VB_B) e T_c (VB_B), no fresamento da liga 7050-T7451 (TANG *et al.*, 2009); b) τ_{PCP} e τ_{PCS} , no fresamento da liga 7075-T6 (ZAGHBANI; SOMGMENE, 2009)

O avanço, a profundidade de corte, a lubri-refrigeração, o ângulo de saída, o raio da ponta da cunha de corte da ferramenta, o desgaste de flanco e a aresta postíça de corte, por alterarem as áreas dos planos de cisalhamento, exercem grandes influências sobre a força de usinagem das ligas de alumínio, pois alteram as tensões de cisalhamento nos planos primário ($\tau_{PCP} \sim F_z/A_p$) e secundário ($\tau_{PCS} \sim F_t/A_s$). Zaghbani e Songmene (2009), durante simulações (elementos finitos) no fresamento da liga de alumínio 7075-T6, registraram as reduções das tensões nos planos de cisalhamento, com o aumento do avanço de corte, pois ocorreram as redistribuições dos esforços de corte ao longo destes planos. Além disso, verificaram que a tensão de cisalhamento no plano secundário (τ_{PCS}) foi cerca de 30% menor do que no plano primário (τ_{PCP}), devido a sua maior temperatura, em virtude de suas altas taxas de deformação, que causou um amaciamento do material neste plano (Fig. 2.11b).

Fang e Wu (2005), durante o torneamento ortogonal das ligas de alumínio 7075-T6, 6061-T6 e 2024-T351, registraram o aumento da força de usinagem com o simultâneo aumento do avanço e da profundidade de corte. Isso também foi registrado por Fuh e Chang (1997), nos fresamentos das ligas de alumínio 5052-O, 6061-T4, 6061-T6, 2024-T351 e

7075-T351; e por Manna e Bhattacharayya (2002), durante o torneamento do Al-puro reforçado (15% SiC).

Zaghbani e Somgmene (2009), durante o fresamento das ligas de alumínio 6061-T6 e 7075-T6, registraram aumento da força de usinagem com o aumento do avanço; todavia, a força de usinagem foi maior na usinagem da liga de maior dureza (7075-T6) (Fig. 2.12), o que concorda com Trent e Wright (2000).

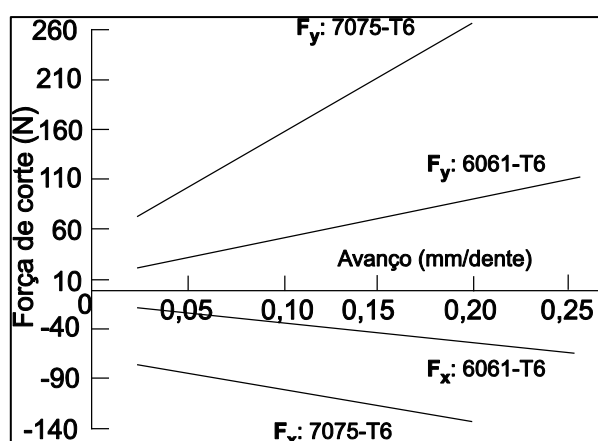


Figura 2.12 – $F_c(f)$, nos fresamentos das ligas 6061-T6 e 7075-T6 (ZAGHBANI; SOMGMENE, 2009)

Sreejith (2008), no torneamento da liga de alumínio 6061, constatou a redução da força de usinagem, com a presença de fluido de corte (jorro e MQF: Mínima Quantidade de Fluido), devido à redução da adesividade da região de corte (Fig. 2.10a). O aumento do ângulo de saída reduz a área do plano de cisalhamento secundário, por reduzir a área de contato cavaco-ferramenta, o que facilita o deslizamento do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta, diminuindo a força de usinagem (TRENT; WRIGH, 2000). Shankar *et al.* (2005), na usinagem da liga de alumínio 6061-T6 (110 HV: *Hardness Vickers*), constataram que a variação do ângulo de saída de 5° para -20° , causou o aumento da dureza do cavaco na região de interface (150 ± 3 HV \rightarrow 158 ± 3 HV), que também contribuiu para aumentar a força de usinagem, devido ao efeito de encruamento na região de corte. Arestas de corte com grandes raios (*edge roundness*) podem diminuir o ângulo de saída no início de corte, o que pode aumentar a força de usinagem (ROY *et al.*, 2009). A aresta postíça de corte, apesar do pobre acabamento que pode gerar, por aumentar o ângulo de saída pode reduzir a força de usinagem (MANNA; BHATTACHARAYYA, 2002); contudo, tratamentos térmicos que aumentem a dureza da liga de alumínio podem inibir o efeito da aresta postíça de corte sobre a força de usinagem (TASH *et al.*, 2007).

As características químicas da superfície da ferramenta exercem grande influência sobre adesividade entre cavaco - ferramenta, cuja consequência sobre a força de usinagem

pode ser sua redução. Roy *et al.* (2009), no torneamento ($V_c = 400$ m/min, $V_f = 0,1$ mm/min, $a_p = 0,5$ mm, tempo de usinagem = 30 s) do Al-puro com as ferramentas: (1) WC + 6% Co; (2) WC + 6% Co revestido com TiC (CVD: *Chemical Vapour Deposition*); (3) WC + 6% Co revestido com TiN (CVD); (4) WC + 6% Co revestido com Al_2O_3 (CVD); (5) WC + 6% Co revestido com AlON; (6) WC + 6% Co revestido com TiB_2 (PVD: *Physical Vapour Deposition*) e (7) WC + 6% Co revestido com diamante (HFCVD: *Hot Filament Chemical Vapour Deposition*), observaram menores forças de usinagem ao utilizarem a ferramenta 7, devido à sua extrema dureza e à baixa afinidade química com o alumínio (+ ΔIQ), o que, possivelmente, reduziu a aderência na interface cavaco-ferramenta.

De acordo com ARUMUGAM *et al.* (2006), uma maneira de se minimizar a força de usinagem e, portanto, melhor o acabamento da superfície usinada, seria através da melhor afiação das arestas de cortes e da minimização da rugosidade da superfície do revestimento de diamante (CVD). Castro *et al.* (2008), no torneamento da liga de alumínio (18% Si), com ferramentas cerâmicas (Si_3N_4) revestidas de diamante (chanfradas e afiadas), constataram menores forças de corte com a utilização das ferramentas afiadas (sem chanfro).

2.2.7. Potência na Usinagem das Ligas de Alumínio

A potência de usinagem (N_e) pode ser determinada através do produto escalar entre os vetores força de usinagem (\mathbf{F}_u) e a velocidade efetiva de corte ($\mathbf{V}_e = V_f \cdot \mathbf{x} + V_c \cdot \mathbf{z}$) ($N_e = \mathbf{F}_u \cdot \mathbf{V}_e$) (HALLIDAY *et al.*, 2008). Essa potência é definida como a taxa da energia consumida para se promover a deformação elástica e plástica, bem como para gerar uma nova superfície, no material usinado, durante a ação de corte (ASTAKHOV, 2006).

A força de corte (F_c) é a responsável pela maior parcela da potência de usinagem, pois realiza a maior parte do trabalho de deformação do material na região de corte (DWIVEDI *et al.*, 2008), devido seu alto valor e às altas velocidades de corte a que é submetida, comparada à parcela de avanço e à passiva (neste caso a energia é nula, pois ela é perpendicular ao plano de trabalho). Portanto, em muitas situações, é apenas contabilizada como o produto entre a força e a velocidade de corte ($N_e \sim F_c \cdot V_c$) (MACHADO *et al.*, 2009).

Qualquer fator que afetar a força de usinagem ($\partial F_u = \partial F_u / \partial \tau_{PCP} \cdot \partial \tau_{PCP} + \partial F_u / \partial \tau_{PCS} \cdot \partial \tau_{PCS}$) afetar a potência de usinagem. Em outras palavras, a potência de usinagem também é influenciada pela resistência ao cisalhamento do material nos planos de cisalhamento ($\partial N_e = \partial N_e / \partial \tau_{PCP} \cdot \partial \tau_{PCP} + \partial N_e / \partial \tau_{PCS} \cdot \partial \tau_{PCS}$) (MACHADO *et al.*, 2009, TRENT;

WRIGHT, 2000). Diniz *et al.* (2001) consideram que a potência de usinagem é bastante influenciada pela resistência mecânica da liga usinada, pelas condições de corte e pelos elementos de livre-corte.

Embora a força de usinagem seja reduzida com o aumento da velocidade de corte, uma vez combinada com altos avanços e com altas profundidades de corte, tende a exigir alta potência de usinagem, devido às maiores taxas de remoção de materiais advindas dessas condições de corte (DIMLA Sr, 2004). Além disso, o que será responsável pelo aumento da potência de usinagem pode ser a força de corte ou a velocidade de corte, dependendo da taxa de crescimento dos mesmos naquele instante ($\partial N_e = \partial N_e / \partial F_c \cdot \partial F_c + \partial N_e / \partial V_c \cdot \partial V_c$).

Outra grandeza associada à potência de usinagem, que permite avaliar a usinabilidade de um material, é a energia específica de corte ($K_s = N_e / V_c \cdot f \cdot a_p = F_c / f \cdot a_p$). Ela é proporcional à tensão de cisalhamento (σ_e) e a uma boa indicação da eficiência do processo de corte (MILLS; REDFORD, 1983), sendo influenciada pelas condições de corte (V_c , f e a_p) e pela geometria da ferramenta (γ_o) (BOOTHROYD, 1981). Hamade e Ismail (2005) registraram que a energia específica de corte decresce com o aumento da velocidade de corte e assintoticamente com o aumento do avanço, pois, segundo eles, maior parcela de energia é consumida devido à ação da força de avanço na superfície de folga. Esse comportamento também foi registrado por Keong Ng *et al.* (2006), na modelagem por regressão linear, no torneamento ortogonal da liga de alumínio 7075-T6.

Outra maneira bastante utilizada para se determinar a potência de usinagem é conduzida através da utilização de dispositivos transdutores de corrente (I_i) e tensão (φ_i) nas fases do circuito elétrico da máquina de usinagem. Eles permitem a obtenção da potência total instantânea consumida pela máquina ($Pot_i = I_i(t)\varphi_i(t)$) (BRAGA *et al.*, 2002), que, através de adequado balanço entre a potência consumida para colocar a máquina em movimento, com e sem corte, pode-se determinar a potência de usinagem.

A força requerida para a usinagem das ligas de alumínio é cerca de um terço da requerida para se usinar os aços; contudo, a potência de usinagem é muito maior, devido à necessidade de se operar, para máxima eficiência, em altíssimas velocidades de corte (JOHNE, 1994); porém, a energia específica é muito baixa, devido à alta taxa de remoção do material ($m_c \sim V_c \cdot a_p \cdot f$), em operações de usinagem com alta produtividade (CALATORU *et al.*, 2008).

O aumento da velocidade de corte, desde que promova o amaciamento da liga e impeça a adesividade na região de corte; o aumento do ângulo de saída e da dureza, desde

que não aumente excessivamente a resistência ao corte; e a melhor condição de lubri-refrigeração podem reduzir a potência de usinagem. Dasch *et al.* (2009), durante a furação a seco da liga de alumínio 319, constataram que a adição de Pb, Bi, In (índio) e Sn, em proporções de 0,10% a 1,0%, gerou a redução de 20% na potência de usinagem, pois promoveram menor adesividade na região de corte, menor resistência nos planos de cisalhamento e facilitavam a evacuação do cavaco (Fig. 2.13a). Esses pesquisadores verificaram que os efeitos dos elementos de livre-corte sobre a redução da potência dependem de suas propriedades e são mais pronunciados em altas velocidades de corte; no entanto, apesar de seus benéficos efeitos sobre a melhoria da usinabilidade, eles não são comparáveis aos da condição de lubri-refrigeração, por jorro (Fig. 2.13b).

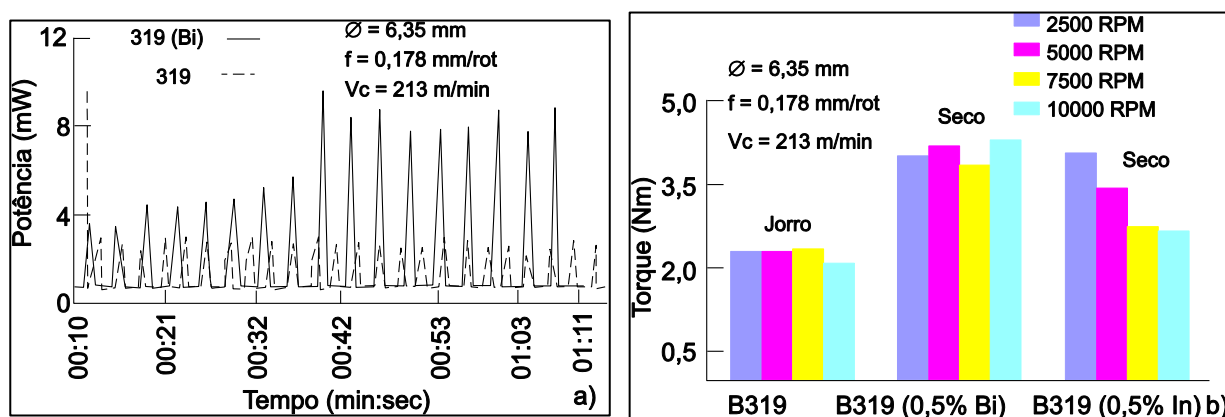


Figura 2.13 – a) N_e (ligas, Bi); b) Torque (V_c , lub), nas furações das ligas B319, B319(Bi) e B319(In) (DASCH *et al.*, 2009)

2.2.8. Temperatura na Usinagem das Ligas de Alumínio

A ação da ferramenta de corte para se formar o cavaco provoca altas taxas de deformação (elastoplástica) no material usinado, fazendo com que praticamente toda a energia de deformação seja convertida em calor na região de corte (SEKER *et al.*, 2003). Essa energia pode ser dividida no trabalho para cisalhar o material, para formar o cavaco e a nova superfície (deformação plástica na zona de cisalhamento primária); no trabalho para movimentar o cavaco sobre a superfície de saída (deformação plástica na zona de cisalhamento secundária + atrito de escorregamento) e no trabalho necessário para mover a recém-usinada superfície sobre a superfície de folga (deformação plástica na zona de cisalhamento terciária + atrito de escorregamento) (ABUKHSHIM *et al.*, 2006; Da SILVA; WALLBANK, 1999). De acordo com Machado *et al.* (2009), a zona de cisalhamento terciária se manifesta, principalmente devido a baixos ângulos de folga e à presença de desgastes de flanco, que tendem a aumentar o contato cavaco-ferramenta na região de flanco. Em

função dessas parcelas de trabalho, quatro zonas (A, B, C e D) de transferência de calor se manifestam, conforme Fig. 2.14.

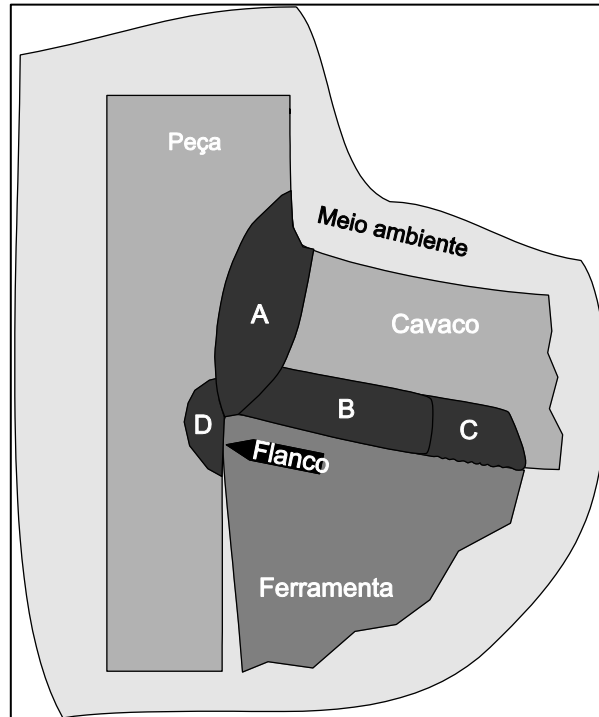


Figura 2.14 – Zonas de fontes de calor (Adaptado de MACHADO *et al.*, 2009)

As parcelas de calor gerado nas zonas A e B são altamente dependentes das condições de corte, e são assumidas como sendo uniformemente distribuídas (ABUKHSHIM *et al.*, 2006). A parcela gerada na zona C depende do atrito cinético da superfície inferior do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta (BOOTHROYD, 1981; DINIZ *et al.*, 2001; MILLS; REDFORD, 1983) e pode ser assumida linearmente decrescente, a partir do fim da zona de aderência, até o fim da zona de escorregamento, onde se anula (ABUKHSHIM *et al.*, 2006). A parcela de calor gerada na zona D depende do ângulo de folga, do desgaste de flanco (ABUKHSHIM *et al.*, 2006; MACHADO *et al.*, 2009) e do atrito cinético da superfície recém-usinada contra a superfície de folga da ferramenta (SEKER *et al.*, 2003).

A relação de balanço energético ($Q_A + Q_B + Q_C + Q_D = Q_{cav} + Q_p + Q_{Ma} + Q_f$) entre o calor gerado nas zonas A, B, C e D e o calor dissipado para cavaco (Q_{cav}), peça (Q_p), meio ambiente (Q_{Ma}) e ferramenta (Q_f), permite o entendimento das trocas de energia envolvidas no processo de corte (ASTAKHOV, 2006; MACHADO *et al.*, 2009).

Maior parcela do calor gerado na zona A (Q_A) é dissipado pelo cavaco (Q_{cav}), e o dissipado para a peça (Q_p), que provém das zonas A e B, representa uma pequena parcela. Esta tende a aumentar em baixas taxas de remoção e em pequenos ângulos de

cisalhamento, e a reduzir em altas taxas de remoção de material (Da SILVA; WALLBANK, 1999; MACHADO *et al.*, 2009). Esses autores deixam claro que a maior parte do calor gerado na zona B (Q_B) vai para o cavaco e para a ferramenta. Por ser esta estacionária, adquire maior temperatura, pois é improvável que o calor flua do cavaco para ela. Com isso concordam Abukhshim *et al.* (2006), mas consideram que a zona A (Q_A) também contribui para elevar e afetar a distribuição de temperatura na superfície de saída da ferramenta.

Pesquisadores vêm tentando quantificar o calor ou a temperatura gerados nas zonas de cisalhamento. Segundo Dinc *et al.* (2008), o calor gerado por unidade de profundidade na zona A ($Q_A = F_Z \cdot V_Z = \tau_e \cdot h \cdot V_C \cdot \cos \gamma_O / \sin \phi \cdot \cos [\phi - \gamma_O]$) e na zona B ($Q_B = F_t \cdot V_t$ (velocidade na zona de fluxo) = $\tau_e \cdot h \cdot V_C \cdot \sin \beta_a / \cos [\phi + \beta_a - \gamma_O] \cdot \sin [\phi - \gamma_O]$) depende da velocidade de corte (V_C), das forças de cisalhamento nos planos primário (F_Z) e secundário (F_t) de cisalhamento e das componentes da velocidade de corte no plano de cisalhamento primário (V_Z) e secundário (V_t).

Abukhshim *et al.* (2006), assumindo que todo o trabalho mecânico no processo de usinagem seja convertido em calor, consideram que a quantidade de calor gerado na zona A ($N_C = F_C \cdot V_C$) e a quantidade de calor na zona B ($Q_B = F_t \cdot V_t / R_C$), dependem das componentes de força (F_C) e (F_t), da velocidade V_t e do grau de recalque (R_C).

Hong e Ding (2001), assumindo como fontes uniformes de calor ao longo dos planos de cisalhamento, consideram que o calor gerado na zona A ($Q_A = F_C \cdot V_C - Q_B$) e o gerado na zona B ($Q_B = F_t \cdot V_{cav}$) dependem da F_C , da V_C e da velocidade do cavaco (V_{cav}).

Saglam *et al.* (2006) consideram que a elevação média da temperatura na região de interface ($\Delta T_C = F_t \cdot V_t / m_C \cdot C_p$), depende da F_t e V_t , da massa de material envolvido (m_C) e do calor específico da peça (C_p).

As propriedades mecânicas e térmicas da peça e da ferramenta, sua geometria e as condições de corte exercem grande influência sobre a geração e transferência de calor nas zonas térmicas (ABUKHSHIM *et al.*, 2006, Da SILVA; WALLBANK, 1999).

Quanto maiores são a velocidade de corte, o avanço e a profundidade de corte (maiores taxas de remoção de material), maior será a potência de usinagem (BOOTHROYD, 1981; SEKER *et al.*, 2003), maior será a taxa de geração de calor nas zonas A e B; e, portanto, maior a temperatura na região de corte (DIMLA; DIMLA, 2000; MILLS; REDFORD, 1983).

O aumento da velocidade de corte provoca o aumento da taxa de deformação do material ($\epsilon_{ts} \propto V_C$), principalmente nas zonas A e B, o que eleva a taxa de geração de calor

nessas regiões. Todavia, quanto maior a velocidade de corte, apesar de elevar a taxa de geração de calor nessas zonas, menor será o fluxo de calor que flui da zona A para a peça; e da zona B para a ferramenta de corte. Altos avanços tendem a provocar maior fluxo de calor da zona B para a ferramenta, devido ao aumento dos esforços e, também, devido ao aumento da área de contato na interface cavaco-ferramenta. Contudo, Saglam *et al.* (2006) consideram que a velocidade de corte tem um efeito maior sobre a geração de calor na região de corte. A maior resistência mecânica do material, devido ao aumento da resistência ao cisalhamento (aumento na taxa de deformação do material usinado), ocasiona maior geração de calor nas zonas A e B (VERNAZA-PEFIA *et al.*, 2002). Este aumento de resistência pode ser também provocado pela ação refrigerante do fluido de corte nas zonas A e B (MACHADO *et al.*, 2009). A geração do calor nas zonas de calor (A e B) dependerá, grandemente, da condutividade térmica do par ferramenta-cavaco e do método de refrigeração (TRENT; WRIGHT, 2000). O aumento de ângulo de saída tende a reduzir a geração de calor nas zonas A e B, pois favorece a diminuição do grau de recalque e o deslizamento do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta (MACHADO *et al.*, 2009; VERNAZA-PEFIA *et al.*, 2002).

Aparecimento de distorções devido às tensões residuais, principalmente em peças com parede finas, como as empregadas na indústria aeroespacial (ligas de alumínio) (VERNAZA-PEFIA *et al.*, 2002), amaciamento do material da peça, desgaste acelerado, quebra e destacamento na ferramenta de corte (SAGLAM *et al.*, 2006) são alguns inconvenientes provocados pelas altas temperaturas na região de corte. Segundo estes pesquisadores, embora complexa, a predição da distribuição da temperatura na interface cavaco-ferramenta é muito importante para se determinar a máxima velocidade de corte, que se pode operar para não se atingir níveis críticos de temperatura.

A temperatura de corte não é um grande problema na usinagem das ligas de alumínio, pois seu ponto de fusão é baixo, não sendo capaz, em altas velocidades de corte, de alterar as características ou o tratamento térmico dos materiais das modernas ferramentas de corte (KISHAWY *et al.*, 2005); contudo, pode variar com a resistência da liga e a presença de elementos de livre corte na interface cavaco-ferramenta (TRENT; WRIGHT, 2000).

Apesar de a temperatura de corte não ser um grande problema de usinagem das ligas de alumínio, sua elevação a determinados patamares pode gerar mudanças microestruturais, tensões residuais na camada da superfície usinada, erros de tolerâncias e distorções na peça usinada, aumento do desgaste da ferramenta de corte (KELLY; COTTERELL, 2002) e aumento de volume de material aderido na superfície da peça e na aresta de corte da ferramenta (KISHAWY *et al.*, 2005). Weingaertner e Schroeter (1991)

assinalam que, dependendo da resistência mecânica da liga de alumínio, a temperatura de corte (interface cavaco-ferramenta) pode chegar próxima ao seu ponto de fusão. Dasch *et al.* (2006), durante furação da liga de alumínio 319 (5,5% a 6,5% Si), com velocidade de corte de 213 m/min, considerada alta para o complexo processo de furação, registraram temperaturas da ordem de 450 °C (câmera infravermelha) na borda do furo (Fig. 2.15a).

Sánchez *et al.* (2005) citam que temperaturas de corte (interface cavaco-ferramenta) da ordem de 750°C foram obtidas por Bethencourt *et al.* (1998) e Carrilero *et al.* (2002), durante o torneamento a seco das ligas de alumínio 2024 e 7075, o que ocasionou processo adesivo na superfície de corte da ferramenta. Roy *et al.* (2009) registraram a dissolução do revestimento da ferramenta de corte, ao usinarem com altas velocidades de corte, a liga de alumínio com 12% Si. Tang *et al.* (2009), no fresamento da liga de alumínio 7050-T7451, observaram significante aumento da tensão residual de tração na superfície da peça, em função do aumento do desgaste de flanco, devido à elevação da temperatura de corte. Dasch *et al.* (2006), na furação da liga de alumínio 319 (5,5% a 6,5% Si), registraram comprometimento do revestimento de carbono (DLC: *Diamond Like Carbon*) da broca, em temperaturas de corte maiores do que 350 °C, o que gerou entupimento dos canais da broca, devido ao amaciamento do metal.

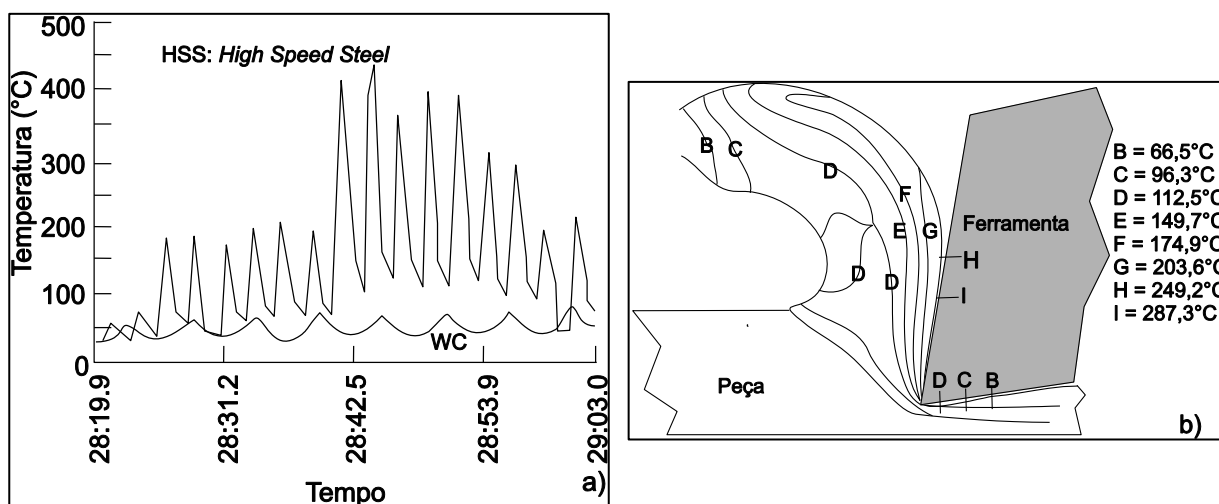


Figura 2.15 – a) T_c (HSS, WC), na furação da liga 319 (DASCH *et al.*, 2006); b) Distribuição da T_c, no fresamento da liga 7075-T7451 (TANG *et al.*, 2009)

Normalmente, as máximas temperaturas de corte, durante a usinagem das ligas de alumínio, localizam-se afastadas da aresta de corte, conforme registradas por Tang *et al.* (2009) em simulação de temperatura de corte (elementos finitos), no fresamento da liga de alumínio 7075-T7451 (Fig. 2.15b).

Maiores temperaturas de corte se manifestam nos planos de cisalhamento secundário e na usinagem das ligas de alumínio com maiores resistência mecânicas, devido às altas taxas de deformações que ali ocorrem, conforme constatado por Zaghbani e Songmene (2009) nas simulações da temperatura de corte (elementos finitos), no fresamento das ligas de alumínio 7075-T6 (90 HB) e 6061-T6 (60 HB). Eles verificaram crescimentos assintóticos das temperaturas nos planos de cisalhamento com o aumento do avanço (espessura do cavaco). Estes resultados concordam com Trent e Wright (2000); porém, estes pesquisadores deixam claro que outro fator que pode colaborar para essa diferença é a difusividade térmica das ligas de alumínio.

O grande problema da temperatura de corte na usinagem das ligas de alumínio repousa nas ligas que possuem partículas duras, tais como as ligas hipereutéticas de Si (17% e 23% Si), cujas temperaturas de corte são bastante elevadas, devido ao constante atrito das grandes partículas de precipitados de Si (diâmetro médio de 70 μm ; temperatura de fusão de 1420 $^{\circ}\text{C}$ e dureza maior do que 400 HV) nas superfícies de saída e de folga das ferramentas de corte (TRENT; WRIGHT, 2000). Dwivedi *et al.* (2008), no torneamento a seco das ligas de alumínio LM28 (17% Si) e LM13 (12% Si), na proporção que a velocidade de corte é aumentada, obtiveram maiores temperaturas de corte na primeira, devido ao seu maior teor de Si e à dureza e à menor condutividade térmica. Nessas mesmas ligas, nas condições fundida, fundida/refinada e tratada termicamente (T6), esta (maior limite de resistência) proporcionou maiores temperaturas, concordando com Trent e Wright (2000); Zaghbani e Songmene (2009).

As temperaturas nos planos de cisalhamento são bastante influenciadas pelas condições de corte, pelo material da peça e pela ferramenta, por condição de lubrificação, por desgaste e pela geometria da ferramenta, entre outros, pois alteram os esforços nesses planos (MACHADO *et al.*, 2009). Kishawy *et al.* (2005), no fresamento da liga de alumínio A356, verificaram o aumento da temperatura de corte com o aumento da velocidade de corte, o que aumentou a quantidade de material aderido na superfície da peça e na aresta de corte da ferramenta. Também Kiliçkap *et al.* (2005), durante torneamento do Al-puro (5% SiC), observaram o aumento da temperatura com o aumento do avanço, o que causou o enfraquecimento da ligação entre as partículas de SiC e a matriz de alumínio. Simulações feitas por Zaghbani e Songmene (2009), durante o fresamento da liga de alumínio 7075-T6, mostraram a elevação da temperatura de corte com o aumento da velocidade de corte e do avanço; porém, com este último, a temperatura cresceu assintoticamente (Fig. 2.16a). Isso foi explicado pelo aumento da taxa de deformação com o aumento da velocidade de corte ($V_{c1} = 600$, $V_{c2} = 900$, $V_{c3} = 1200$, $V_{c4} = 1800$ e $V_{c5} = 2400$) [m/min] e pela sua redução com o aumento do avanço (Fig. 2.16b).

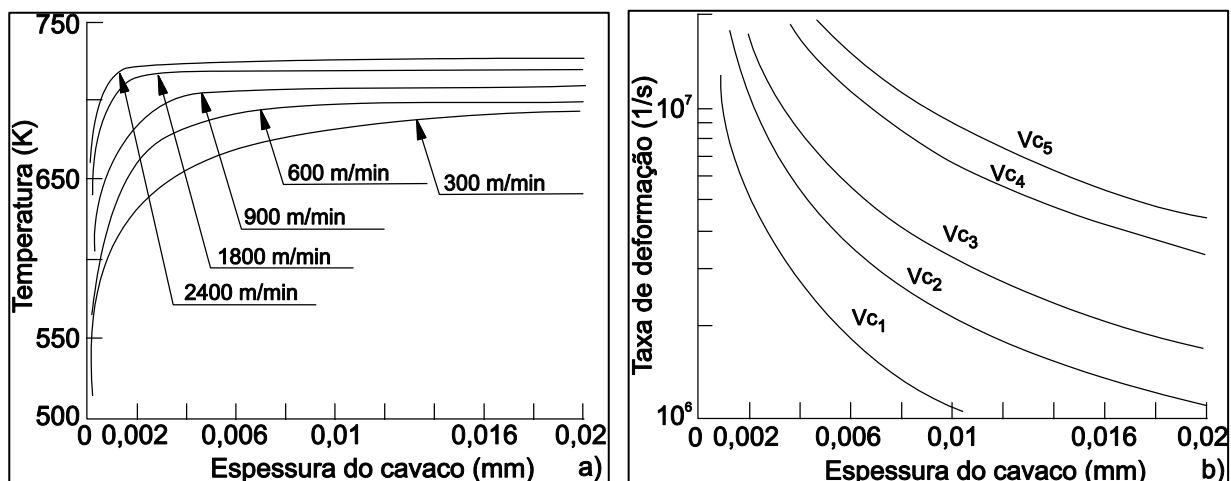


Figura 2.16 – a) T_C (V_C , f) no plano de cisalhamento secundário - PCS; b) $\dot{\epsilon}_{ts}$ (V_C , f), no fresamento da liga 7075-T6 (ZAGHBANI; SONGMENE, 2009)

Por outro lado, simulações (elementos finitos) da temperatura de corte, feitas por Nouari *et al.* (2003), na furação da liga de alumínio 2024-T351, mostraram que a temperatura de corte aumentou com o aumento da velocidade e com o avanço, mas não mostrou tendência de estabilização com o aumento deste. Desta forma, o estudo do comportamento da temperatura de corte com variação do avanço deve levar em consideração outras variáveis, tais como a condutividade térmica entre cada par ferramenta-peça e o processo de usinagem utilizado.

Grandes ângulos de saída, baixo coeficiente de atrito na superfície de corte da ferramenta e a presença de elementos de livre-corte favorecem o fluxo de cavaco sobre a superfície da ferramenta (menores esforços de corte); e, portanto, inibem a excessiva elevação da temperatura de corte (FUKUI *et al.*, 2004; MILLS; REDFORD, 1983; TRENT; WRIGHT, 2000). Dasch *et al.* (2009), na furação da liga de alumínio 319 (0,17% Pb), obtiveram temperaturas da ordem de 375 °C (imagem infravermelha); enquanto que na mesma liga sem Pb, obtiveram patamares de 450 °C.

Embora as altas temperaturas de corte, devido ao aumento da velocidade de corte, sejam consideradas malélicas para a ferramenta de corte, elas colaboram para a fusão dos elementos de livre corte, o que melhora seus efeitos lubrificantes na melhoria da evacuação e fragilização do cavaco, conforme constado por DASCH *et al.* (2009). Estes pesquisadores, em ensaios de atrito pino (WC) sobre disco (liga de alumínio 319: 0,13% Pb e 1% Bi), verificaram que, em temperatura ambiente, a ação dos elementos de corte fácil manteve altos os patamares do coeficiente de atrito entre pino-disco; enquanto que em temperatura de 310 °C houve grande redução.

Alterações geométricas, tais como aquelas proporcionadas pelo desgaste de flanco, aumentam os esforços de corte, que, por sua vez, aumentam a temperatura de corte. Tang

et al. (2009), durante o fresamento da liga de alumínio 7050-T7451, perceberam elevação da força de corte com o desgaste flanco, que o próprio aumento da temperatura de corte ajudou a promover (ver Fig. 2.11a). Nesse aspecto, Machado *et al.* (2009) consideram que, se uma ferramenta atingir considerável nível de desgaste de flanco, o calor gerado pela zona D (Fig. 2.14a) torna-se proeminente, devido às intensas forças que aparecerão nessa região.

2.2.8.1. Método Termopar Ferramenta-Peça

Vários métodos têm sido desenvolvidos para a medição da temperatura de corte (MACHADO *et al.*, 2009), mas o método do termopar ferramenta-peça, de acordo com Da Silva e Wallbank (1999) e Grzesik (1999), é o mais utilizado para se prever o efeito médio das condições de corte sobre a temperatura de corte na região de interface cavaco-ferramenta.

O termopar ferramenta-peça utiliza o princípio de que um metal, sujeito a um diferencial de temperatura (dT), sofre uma distribuição de elétrons livre não uniforme, que em consequência provoca um diferencial de força eletromotriz (dE) - fenômeno este conhecido como efeito Seebeck, cujo coeficiente ($\sigma = dE/dT$) (RECKTENWALD, 2010).

A utilização prática do efeito Seebeck, na medição de uma determinada temperatura (T_j), necessita da utilização de dois materiais metálicos (A e B), com distintos coeficientes de Seebeck, ligados conforme esquematiza a Fig. 2.17a (circuito básico para análise de termopares). Nele, os elementos 1, 2 e 3 são, respectivamente, as junções entre os elementos do circuito.

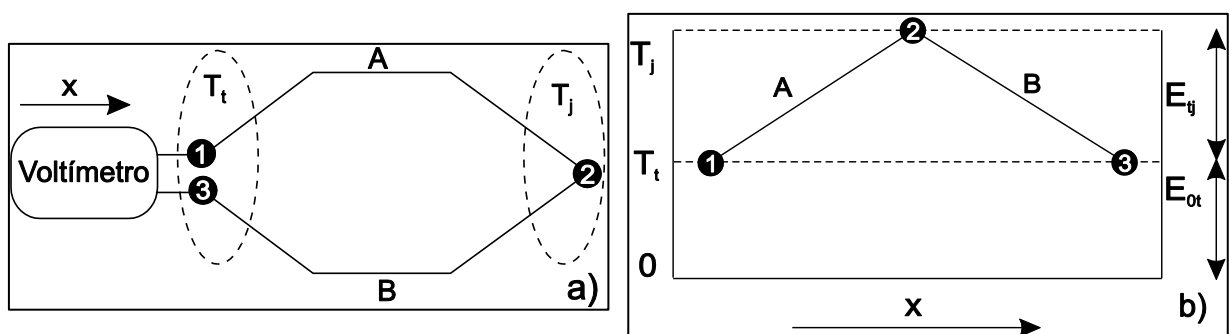


Figura 2.17 – a) Circuito termopar básico; b) Variação da FEM ao longo do circuito elétrico do termopar (RECKTENWALD, 2010)

Desde que os elementos de conexão do voltímetro (1 e 3) estejam à mesma temperatura (T_t), pode ser provado, através de uma integral de caminho ao longo do circuito da Fig. 2.17a, que sua equação fundamental de força eletromotriz (E_{ab}) é dada pela Eq. 2.1.

$$E_{ab} = \int_{T_r}^{T_j} \sigma_{ab} dt \quad (2.1)$$

assim, σ_{ab} é a diferença entre os coeficientes de Seebeck dos materiais (A) e (B) do termopar; e E_{ab} é a força eletromotriz induzida pelo gradiente entre a temperatura desejada (T_j) e a temperatura (T_t), sendo, portanto, $E_{ab} = E_{tj}$ uma medida relativa à T_t , conforme apresenta a Fig. 2.17b.

Uma forma de se estabelecer uma temperatura de referência fixa ($T_r = 0 \text{ }^\circ\text{C}$) é possível, mediante os arranjos dos circuitos elétricos de termopares I e II, esquematizados, respectivamente, nas Fig. 2.18a e 2.19a. Nessas figuras, T_b e T_t são temperaturas quaisquer; T_j é a temperatura desejada (junção dos termopares) - os pontos escuros, as junções entre os elementos do circuito elétrico, que permitem sua continuidade.

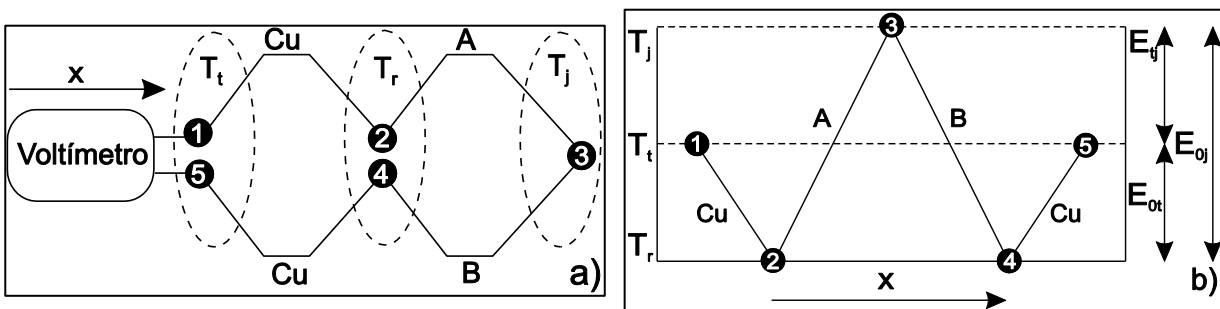


Figura 2.18 – a) Circuito termopar I; b) Variação da FEM ao longo do circuito elétrico do termopar (RECKTENWALD, 2010)

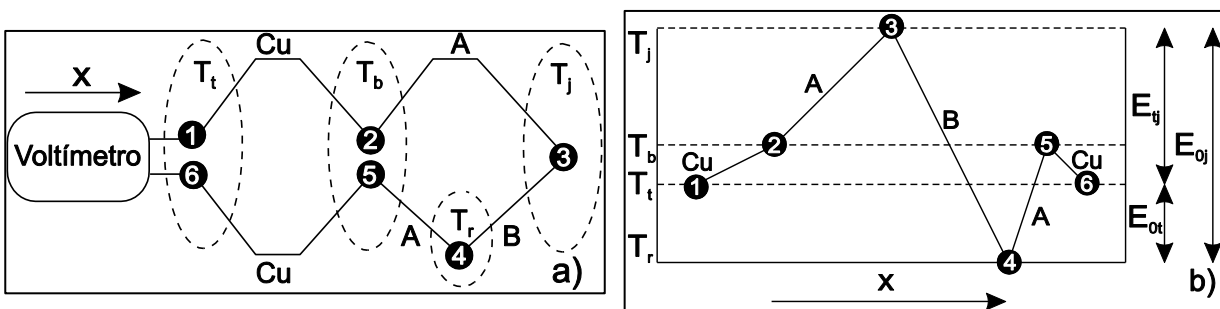


Figura 2.19 - a) Circuito termopar II; b) Variação da FEM ao longo do circuito elétrico do termopar (RECKTENWALD, 2010)

Aplicando-se a Eq. 2.1 ao longo dos caminhos envolvendo as junções dos circuitos I e II (Fig. 2.18a e 2.19a), pode ser provado que a força eletromotriz (E_{0j}) nesses circuitos dependerá apenas da temperatura desejada (T_j) (Eq. 2.2).

$$E_{0j} = \int_0^{T_j} \sigma_{ab} dt \quad (2.2)$$

As Figuras 2.18b e 2.19b apresentam a variação da força eletromotriz entre as junções dos circuitos termopares I e II. Em ambos, as forças eletromotrizes devido aos fios de cobre, anulam-se.

Através de adequado processo de calibração envolvendo a temperatura desejada (T_j) e a força eletromotriz do circuito (E_{0j}), é possível estabelecer uma relação matemática (ordem n) entre essas grandezas (Eq. 2.3).

$$T_j = G(E_{0j}) = b_0 + b_1 \cdot E_{0j} + b^2 \cdot E_{0j}^2 + \dots + b_n E_{0j}^n \quad (2.3)$$

No sistema termopar ferramenta-peça (ver modelo Fig. 3.9), a força eletromotriz, devido, principalmente, ao gradiente entre a temperatura na região de corte (T_c) e a uma temperatura de referência (T_r), é tomada para predição da temperatura média na região de corte (BOOTHROYD, 1981). Essa técnica fornece uma distribuição média ao longo da interface cavaco-ferramenta (DIMLA; DIMLA, 2000).

Para que um sistema termopar ferramenta-peça tenha uma temperatura de referência fixa ($T_r = 0^\circ$), ele deverá ser montado de acordo com as configurações da Fig. 2.18a ou da Fig. 2.19a. Desta forma, a força eletromotriz no sistema (E_{0j}) dependerá apenas da temperatura de corte (T_c), conforme a Eq. 2.3.

Caso não se consiga adotar uma temperatura de referência nula, a relação entre a força eletromotriz do sistema termopar dependerá do gradiente entre a temperatura de corte (T_c) e a temperatura de referência (T_r).

O maior problema na utilização de um sistema termopar ferramenta-peça está no processo de calibração; ou seja, determinação da relação da Eq. 2.3 para o par ferramenta-peça. O método básico para isso envolve o aquecimento da junção ferramenta-peça (ligados), em um banho térmico (forno, tocha, etc.), cuja temperatura (T_j) e a força eletromotriz do circuito (E_{rj}) são adquiridas através de adequado dispositivo de aquisição, por exemplo, ver Fig. 4.7 (ASTAKHOV, 2006). Boothroyd (1981) ressalta a necessidade da utilização da mesma configuração de sistema termopar, tanto na calibração, quanto no processo de medição, durante o processo de corte.

2.2.9. Integridade da Superfície Usinada na Usinagem das Ligas de Alumínio

Processos de usinagem produzem marcas destacadas sobre a superfície usinada, caracterizada por rugosidade, textura cristalográfica e movimentação de densidade de discordância (TO *et al.*, 2003). Revel *et al.* (2006) citam que estrias geradas pela ferramenta e trincas devido à quebra da estrutura do material usinado afetam a rugosidade da superfície usinada.

A rugosidade da superfície usinada pode ser dividida em rugosidade teórica - advinda das marcas da geometria da ferramenta e do avanço de corte (WILKINSON *et al.*, 1997); e rugosidade real - advinda, além dos fatores acima, de fragmentos da aresta postiça de corte, vibrações, imprecisão da máquina, defeitos estruturais do material usinado, esmagamento no corte de materiais dúcteis, aglomeração de cavaco sobre a peça e desgaste de ferramenta (BOOTHROYD, 1981; CHILDS *et al.*, 2000; MACHADO *et al.*, 2009). Além destes, Astakhov (2006) cita que as falhas catastróficas de ferramentas, devido aos choques térmicos e mecânicos, podem provocar perda da precisão dimensional e má qualidade da superfície usinada. Desta forma, Trent e Wright (2000) afirmam que o acabamento da superfície usinada pode ser usado como um critério para se averiguar o desgaste de ferramenta de corte.

Boothroyd (1981) e Trent e Wright (2000) consideram que os fragmentos da aresta postiça de corte são um dos principais fatores que contribuem para o aumento da rugosidade real, pois deixam a região de corte e aderem-se à superfície da peça. Para se reduzir esses problemas, Boothroyd (1981) recomenda altas velocidades de corte e ângulos de saída, superfícies de saídas com baixa afinidade química e elementos de livre-corte no material usinado. Trent e Wright (2000) e Machado *et al.* (2009) recomendam ferramentas afiadas, aplicação de adequada lubrificação à operação de corte e baixos avanços. Para se reduzir as marcas de avanço e deflexões da peça durante o corte, Machado *et al.* (2009) recomendam grandes raios de ponta de ferramenta, desde que estes não provoquem vibração, aresta alisadora ($\chi'_r - 0^\circ$), baixas profundidades de corte, altos ângulos de folga e altos ângulos de saída.

O parâmetro de rugosidade superficial (R_a) é o normalmente utilizado para se investigar os efeitos das condições de corte sobre qualidade da superfície usinada, em processos de usinagem (CANTERO *et al.*, 2005; FUKUI *et al.*, 2004; KIM; KANG, 1997; KISHAWY *et al.*, 2005; LIN *et al.*, 2001; NOUARI *et al.*, 2003). Além desse parâmetro, Machado *et al.* (2009) citam que os parâmetros de amplitude R_z e R_q podem ser utilizados para diferenciar superfícies com o mesmo R_a .

A avaliação dos parâmetros de rugosidade, depende das definições dos comprimentos de amostragem (*cut-off*) e de avaliação (*L*), que são determinados pela norma NBR ISO 4288 (2008). No caso das ligas de alumínio, as avaliações dos parâmetros de rugosidades têm sido conduzidas com comprimento de amostragem de 0,8 mm (BRAGA *et al.*, 2002; KILIÇKAP *et al.*, 2005; RAO; SHIN, 2001; RODRIGUES; COELHO, 2007), mas isso vai depender da ductilidade das ligas e das condições de corte.

A integridade da superfície usinada é a principal resposta que influi na definição do avanço e da profundidade de corte, na usinagem das ligas de alumínio (NG e-g *et al.*, 2004). Ela é resultado de um processo que envolve geometria da ponta da ferramenta, a deformação plástica, recuperação elástica, geração de calor, vibração, tensão residual e até reação química, que podem promover alterações no acabamento da superfície usinada (rugosidade e rebarbas) e subsuperficial (deformações plásticas, tensões residuais e microdurezas) (MACHADO *et al.*, 2009).

A qualidade da superfície usinada das ligas de alumínio depende da rugosidade gerada pelas marcas da ferramenta na peça (rugosidade teórica), do comportamento de destacamento do cavaco da peça e da rigidez ou estabilidade do sistema (JOHNE, 1994). Kannan e Kishawy (2008), no torneamento da liga de alumínio 7075 (~ 10% Al_2O_3), registraram aumento da microdureza abaixo da superfície usinada (subsuperficial), induzida pela ação da ferramenta de corte.

Normalmente, a rugosidade da superfície usinada é bastante influenciada pelas características de dureza e microestrutura das ligas de alumínio. Maior dureza tende a provocar menor rugosidade da superfície usinada, pois diminui a adesividade nas superfícies de saída e de folga (TASH *et al.*, 2007). Demir e Günduz (2009), durante o torneamento da liga de alumínio 6061, com diversos tratamentos térmicos de envelhecimento, encontraram menores rugosidades superficiais nas ligas cujos tratamentos térmicos proporcionaram maior dureza (Fig. 2.20a).

No entanto, quando a dureza é resultado de partículas duras presentes na matriz de alumínio, há tendência de aumento da rugosidade da superfície usinada, pois as partículas duras se desprendem da matriz e aderem ou riscam a superfície usinada (JOHNE, 1994). Manna e Bhattacharyya (2002), durante o torneamento da liga de alumínio reforçada com partículas duras (15% SiC e 12% Si), registraram acabamento da superfície usinada ruim, devido à presença da aresta postiça de corte, com velocidades de corte entre 20 e 60 m/min; e devido às partículas duras de SiC que riscavam a superfície usinada. Weingaertner e Schroeter (1991) consideram que as ligas de alumínio com teores de Si maiores do que 5% são propensas a se aderirem na superfície de corte da ferramenta e a formarem a aresta postiça de corte. Kannan e Kishawy (2008), durante o torneamento da liga de alumínio

fundida A356 (20% SiC), atestaram aumento da rugosidade da superfície usinada, devido à ação das partículas duras que se soltavam da matriz de alumínio e se aderiam sobre a superfície usinada.

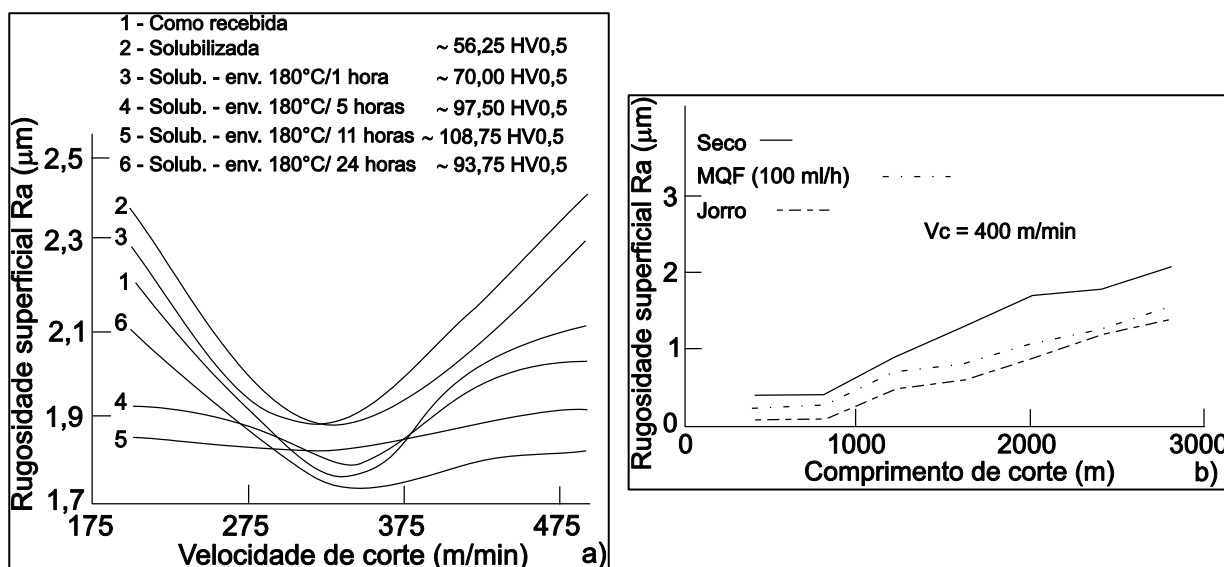


Figura 2.20 – a) R_a (V_c , H_d), no torneamento da liga 6061 (DEMIR; GÜNDÜZ, 2009); b) R_a (comprimento de corte), no torneamento da liga de 6061 (SREEJITH, 2008)

A alta afinidade das ligas de alumínio, à maioria dos materiais de ferramentas, é um fator que contribui para piorar a rugosidade da superfície usinada desse material. Roy *et al.* (2009), no torneamento do Al-puro (12% Si), registraram grande acúmulo de material, com ferramentas de WC + 6% Co e WC + 6% Co revestidas com TiC, TiN, TiB₂, Al₂O₃ e AlON, o que acelerou o aparecimento da aresta postiça de corte, cuja instabilidade provocou um acabamento da superfície usinada ruim. Sreejith (2008), no torneamento da liga de alumínio 6061, observou o aumento da rugosidade da superfície usinada com o tempo de corte, pois houve constantes liberações de material aderido à ferramenta, que se impregnaram na superfície usinada. Entretanto, melhoras significativas foram detectadas quando um fluido de corte foi aplicado (Fig. 2.20b).

Embora o aumento da dureza, dependendo, do tipo de ferramenta e da precisão da usinagem, colabore para diminuir a rugosidade da superfície usinada durante a usinagem das ligas de alumínio, Kelly e Cotterell (2002) consideram que os efeitos indesejáveis da ductilidade e da aresta postiça de corte sobre o acabamento da superfície usinadas das ligas de alumínio (alta rugosidade e grandes rebarbas) podem ser minimizados através de adequadas seleções de condições de corte e de ferramentas. O aumento da velocidade de corte, por aumentar a temperatura na região de corte, tende a inibir a formação da aresta postiça, que ocorre e é instável em baixas velocidades de corte (JOHNE, 1994, MACHADO

et al., 2009; TRENT; WRIGHT, 2000). Johne (1994) propõe quatro regiões (I, II, III e IV) de rugosidades superficiais, em função da velocidade de corte: I - rugosidade devido à formação da aresta postiça de corte (baixas velocidades de corte); II - rugosidade devido à redução da aresta postiça de corte, com o aumento da velocidade de corte; III - rugosidade devido às vibrações, com o aumento da velocidade de corte e IV - rugosidade devido ao acúmulo de material na superfície de corte e do desgaste da ferramenta (Fig. 2.21a).

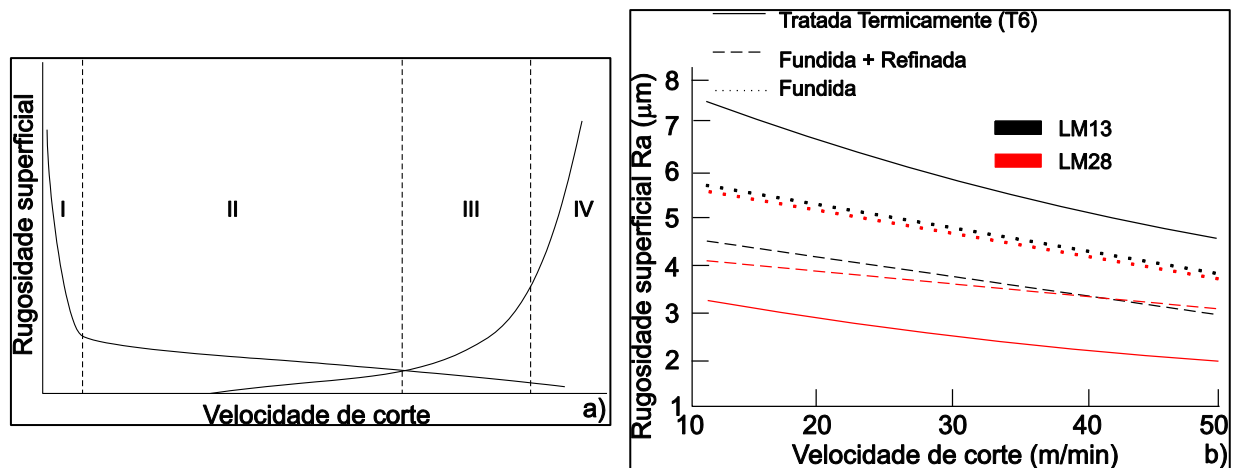


Figura 2.21 – a) Rug (V_c) (JOHNE, 1994); b) R_a (V_c , H_d), no torneamento das ligas LM13 e LM28 (DWIVEDI *et al.*, 2008)

Demir e Gündüz (2009), no torneamento da liga de alumínio 6061 (Fig. 2.20a), presenciaram as quatro regiões propostas por Johne (1994) (Fig. 2.21a). Dwivedi *et al.* (2008), no torneamento da liga de alumínio LM13 (12% Si): fundida (105 HV), fundida (grãos refinados) (110 HV) e tratada termicamente (124 HV); e da liga de alumínio LM28 (17% Si): fundida (117 HV), fundida (grãos refinados) (124 HV) e tratada termicamente (145 HV), presenciaram a redução da rugosidade da superfície usinada, em virtude do aumento da velocidade de corte, possivelmente devido à redução da aresta postiça de corte (Fig. 2.21b).

Problemas de rugosidade da superfície usinada, durante a usinagem das ligas de alumínio, podem ser reduzidos ou até eliminados, com velocidades de corte ente 2100 - 3000 m/min, dependendo da precisão do processo, da rigidez e da frequência de vibração do sistema máquina-ferramenta; porém, em processo de furação, essas velocidades de corte são limitantes, pois podem prejudicar o acabamento, devido ao amaciamento do material com elevação da temperatura de corte (HAMADE; ISMAIL, 2005). Weingaertner e Schroeter (1991) recomendam que a usinagem das ligas de alumínio com elevados teores de Si seja feita com velocidades de corte reduzidas. Caso contrário, o desgaste de flanco pode acelerar e, assim, comprometer a rugosida da superfície usinada. Ciftci *et al.* (2004a e 2004b), no torneamento da liga de alumínio 2014 (16% SiC), constataram que as grandes

partículas e os percentuais de SiC e as altas velocidades de corte contribuíram para aumentar rugosidade da superfície usinada, pois aumentaram o desgaste de flanco das ferramentas de corte (CBN: *Cubic Boron Nitride*, metal duro revestido: TiC, Al₂O₃ e TiCN).

A adequada associação – ferramenta, condição de corte e de lubri-refrigeração mostra-se efetiva na redução da rugosidade da superfície usinada, conforme constatado por Fukui *et al.* (2004) durante o fresamento ($V_c = 300$ m/min, $f = 0,15$ mm/rot, profundidade axial = 5 mm, profundidade radial = 5 mm e jorro: emulsão 5%) de ligas de alumínio com alto teores de Si (Fig. 2.22a).

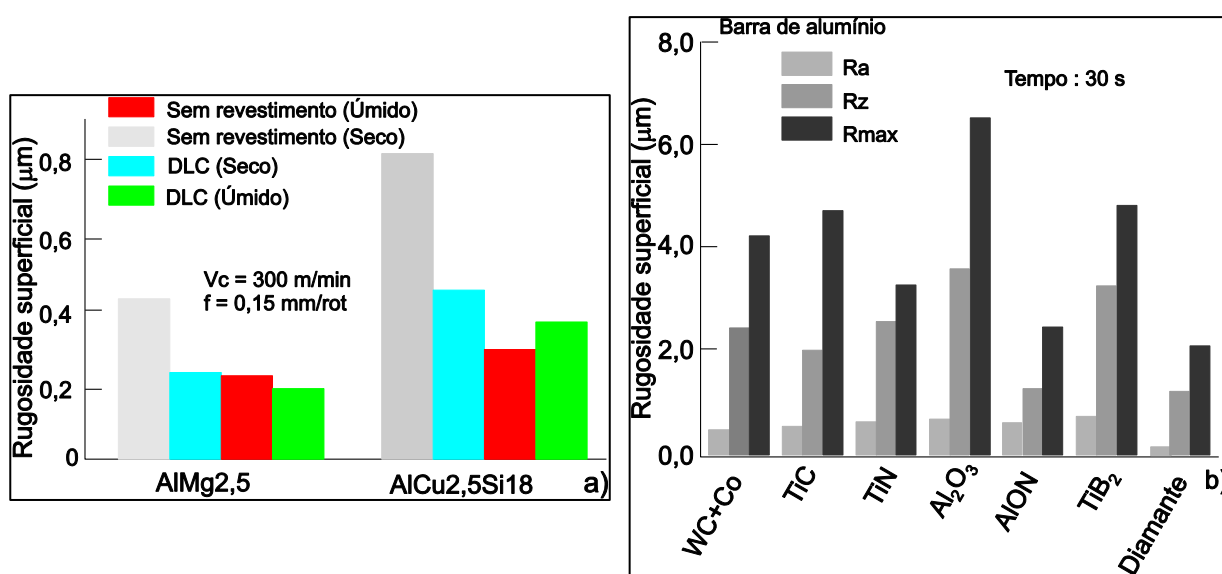


Figura 2.22 – a) R_a (Revestimento, H_d), nos fresamentos das ligas AlMg_{2,5} e AlCu_{2,5}Si₁₈ (FUKUI *et al.*, 2004); b) Rugosidade (Tipo de ferramenta), no torneamento do Al-puro (ROY *et al.*, 2009)

Roy *et al.* (2009), durante o torneamento do Al-puro, com ferramentas de metal duro revestidas com diamante, observaram menores rugosidades superficiais, pois sua alta dureza e inércia química impediram a adesão de material na superfície de corte da ferramenta (Fig. 2.22b).

Fuh e Wu (1995), no fresamento da liga de alumínio 2014-T6, constataram que o aumento da velocidade de corte e do raio de ponta da ferramenta e a diminuição do avanço, reduziram a rugosidade da superfície usinada. Kim e Kang (1997), no fresamento da liga de alumínio 2024, verificaram a redução da rugosidade (R_a) com o aumento da velocidade de corte (Fig. 2.23a); porém, aumento da rugosidade (R_a) com a elevação do avanço (Fig. 2.23b) e da profundidade de corte (Fig. 2.23c). Todavia, em todas as situações, a utilização de uma ferramenta de diamante proporcionou menores rugosidades se comparadas com as proporcionadas com a utilização de ferramenta de metal duro.

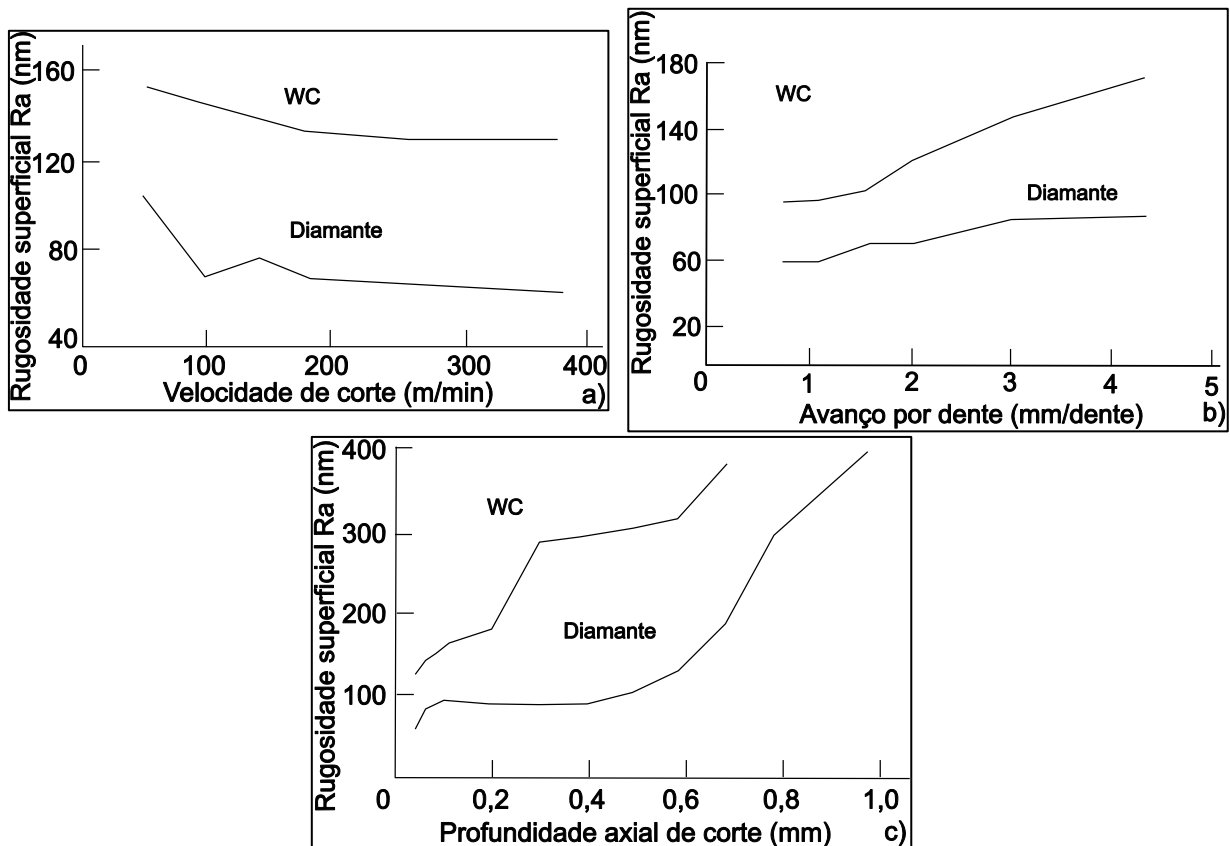


Figura 2.23 – a) R_a (V_c); b) R_a (f); c) R_a (a_p), no fresamento da liga 2024 (KIM; KANG, 1997)

Durante a usinagem das ligas de alumínio, é preferível a utilização de ferramentas de corte com superfície de corte altamente polida (baixa rugosidade da superfície da ferramenta), para facilitar o fluxo do cavaco; e, portanto, inibir o começo da aresta postiça de corte (COLDWELL *et al.*, 2004). Walsh e Cormier (2006) sugerem ferramentas afiadas e polidas com grandes ângulos de saída, e revestidas com diamante ou de diamante policristalino, bem como intenso uso de fluido de corte, altas velocidades de corte e baixos avanços. Johne (1994) considera como condições de corte que colaboram para minimização da rugosidade da superfície usinada aquelas que proporcionam o deslizamento suave do cavaco sobre a superfície de saída, conseguidas através de ferramentas de corte afiadas (grandes ângulos de saída), com boa lubrificação e com superfícies de corte polidas.

A adição de elementos de livre-corte adequados tem se mostrado efetiva na redução da rugosidade da superfície usinada, durante a usinagem das ligas de alumínio. Entretanto, Dasch *et al.* (2009), durante a furação (broca metal duro, 3-canais e $\varnothing = 6,35$ mm) da liga de alumínio 319 (0,5% Sn), registraram rugosidades superficiais menores do que na mesma liga com 0,5% Bi (Fig. 2.24). Também constataram que os elementos de livre-corte são mais efetivos na redução da rugosidade da superfície usinada em altas velocidades de corte, pois fragilizam o cavaco e facilitam seu escorregamento sobre a superfície de saída; no entanto,

o fluido de corte foi mais efetivo do que os elementos de livre-corte na inibição da aresta postiça de corte (KANNAN; KISHAWY, 2008).

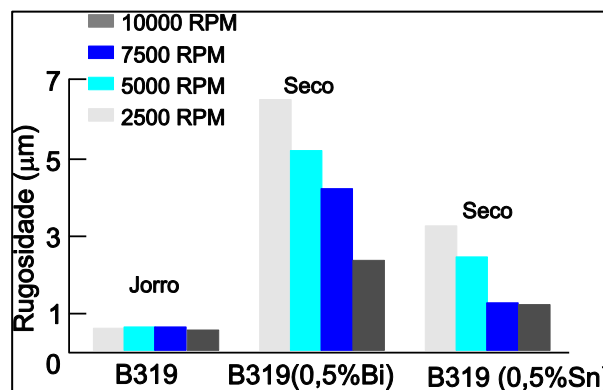


Figura 2.24 – Rugosidade (elementos de livre-corte, lub, RPM), na furação da liga 319 (DASCH *et al.*, 2009)

As forças de usinagem que atuam nas superfícies de saída e de folga são os principais responsáveis pela formação de rebarbas, durante a usinagem das ligas de alumínio, pois são influenciadas pelos ângulos de posição, de saída e de folga e pela profundidade de corte. Toropov *et al.* (2005), no torneamento da liga de alumínio 6061-T6, atestaram que o aumento do ângulo de saída e de folga tenderam a diminuir o tamanho das rebarbas, pois diminuíram a força de corte; e que o aumento do ângulo de posição, até determinados valores, provocou o aumento da rebarba, em virtude do aumento da força de corte, mas, em seguida, causou sua redução.

2.2.10. Controle do Cavaco na Usinagem das Ligas de Alumínio

Cavacos longos ocupam muito espaço (alto fator de empacotamento = volume do cavaco/volume de um sólido com peso equivalente), causam acabamento da superfície usinada ruim, enrolam-se na peça/ferramenta/máquina, impedem o acesso do fluido de corte na região de corte; e podem até ferir o operador (BOOTHROYD, 1981). Portanto, a necessidade de se liberar os cavacos longos da região de corte determinou a aplicação de métodos quebra – cavacos, por exemplo, dos tipos posições/integrais, aceleração/desaceleração do avanço e hidráulico (MACHADO *et al.*, 2009).

Os posições e os integrais são barreiras ou alterações nas superfícies de saída (A_f) da ferramenta, que forçam à redução da curvatura do cavaco (r_c) quando estes chocam contra essas barreiras ou alterações. Isso aumenta a deformação crítica do cavaco ($\epsilon_f \propto h/r_c$) tornando-o mais quebradiço através de seu encruamento. A aceleração do avanço aumenta a deformação crítica (ϵ_f), contudo piora o acabamento da superfície usinada; e a

desaceleração promove a redução intermitente do avanço ($f \sim 0$) para se descontinuar o comprimento do cavaco. O método hidráulico promove a retirada do cavaco da região de corte e até mesmo a sua quebra, através da aplicação de fluido de corte a alta pressão, nessa região. Além destes, outros fatores que afetam a capacidade de quebra de cavaco são a fragilidade do material da peça, a geometria da ferramenta (γ_o , χ'_r e λ_s), a velocidade de corte, a profundidade de corte, o avanço e a lubri-refrigeração. De maneira geral, a deformação crítica (ϵ_f) diminui com a fragilidade do material, tornando mais fácil o controle do cavaco. Entre os principais fatores que aumentam a deformação, e assim auxiliam para se atingir a deformação crítica (ϵ_f), estão: o aumento do avanço, redução do ângulo de saída e da velocidade de corte e aplicação de um sistema lubri-refrigerante sobre pressão (MACHADO *et al.*, 2009). O controle do cavaco tende a se agravar com os novos tipos de materiais de ferramentas e máquinas, que proporcionam velocidades de corte cada vez mais altas.

O controle do cavaco é um dos principais problemas na usinagem das ligas de alumínio (DEMIR; GÜNDÜZ, 2009), pois sua estrutura cúbica de face centrada (CFC) favorece a intensa deformação do material, antes que ocorra o rompimento do cavaco, produzindo, assim, cavacos contínuos, espessos, resistentes e difíceis de serem quebrados (TRENT; WRIGHT, 2000). Estes cavacos podem se emaranhar na peça e causar baixa qualidade de acabamento da superfície usinada (KELLY; COTTERELL, 2002); provocar o entupimento de brocas e, conseqüente interrupção da produção (TRENT; WRIGHT, 2000). Batzer *et al.* (1998) consideram que, na furação das ligas de alumínio, os cavacos longos são indesejáveis, pois dificultam o transporte do cavaco nos canais da broca, o que aumenta o torque e pode provocar quebra de ferramenta.

A geometria da ferramenta, a velocidade de corte, a profundidade de corte, o avanço, a rigidez da ferramenta, a presença de inclusões e a dureza da liga exercem grande influência no processo de formação do cavaco, na usinagem das ligas de alumínio (MACHADO *et al.*, 2009). Tratamentos térmicos (recozimento) que aumentam a ductilidade da liga de alumínio tendem a produzir cavacos contínuos (WEINGAERTNER; SCHROETER, 1991). Batzer *et al.* (1998), na furação da liga de alumínio 390, devido ao alto teor de Si, que diminuiu sua ductilidade, obtiveram cavacos curtos. Roy *et al.* (2009), durante o torneamento da liga de alumínio (12% Si), devido à presença do Si, independente da ferramenta utilizada, obtiveram cavacos descontínuos segmentados com pouca curvatura.

Revestimentos de ferramenta com maior afinidade química com o alumínio tendem a gerar cavacos mais fáceis de quebrar. Roy *et al.* (2009), durante o torneamento do Al-puro, sem fluido de corte, com ferramenta de metal duro (WC + 6% Co) sem revestimento e revestida com TiC, TiN, Al₂O₃, AlON, TiB₂ e diamante, obtiveram cavacos mais quebradiços

para os seis primeiros tipos de ferramenta, em virtude de suas maiores afinidades químicas com o alumínio.

Melhor controle do cavaco durante a usinagem das ligas de alumínio pode ser conseguido com adequada geometria da ferramenta, fluido de corte, elementos de liga e de livre-corte; e adequados parâmetros de usinagem (Dos SANTOS *et al.*, 2003). Kelly e Cotterel (2002) indicam ferramentas afiadas com grandes ângulos de saída, superfície de corte polida e o controle da velocidade de corte. Mills e Redford (1983); Trent e Wright (2000) recomendam a adição de elementos de liga, tais como o Cu, pois promove a formação de cavacos curtos e segmentados; e de elementos de livre-corte, tais como Pb, Bi e Sn, em teores de até 5%.

Os elementos de livre-corte, por se apresentarem em finos glóbulos insolúveis no alumínio, fundem-se em altas temperaturas de corte e, portanto, aumentam a tensão em torno da matriz da liga (raiz do cavaco), o que fragiliza o cavaco (DASCH *et al.*, 2009). Esses pesquisadores, em ensaios de furação na liga de alumínio 319 (0,5% Bi), mostraram que a variação de rotação de 2500 para 10000 RPM praticamente inibiu a presença de material aderido na superfície de saída e o entupimento dos canais da broca (metal duro) – mostrando-se, assim, que os benefícios dos glóbulos insolúveis de elementos de livre-corte, são sentidos em altas velocidades de corte, devido à alta temperatura na região de corte, o que pode, em algumas situações, piorar o controle do cavaco.

2.2.11. Vibração na Usinagem das Ligas de Alumínio

Processos de usinagem de peças com pequenas tolerâncias, com grande taxa de remoção de material por unidade de tempo ($+\partial V_c$, $+\partial f$ e $+\partial a_p$), são sujeitos às vibrações (TATAR; GREN, 2008). Vibração é resultado da variação cíclica da força de usinagem sobre a ferramenta de corte e da interação cíclica desta, com as características dinâmicas de rigidez da máquina, suporte de ferramenta e peça (BOOTHROYD, 1981; CHILDS *et al.*, 2000). Essa interação depende das condições de corte, cujo efeito pode ser a deformação elástica da estrutura da máquina e, com isso, o deslocamento da ferramenta – peça, tornando-se um processo cíclico vibracional (BOOTHROYD; KNIGHT, 2006).

Os principais eventos que provocam a vibração durante usinagem são: componentes defeituosos, partes desbalanceadas, montagens inadequadas, desgaste de ferramentas (MACKERLE, 1999), cavacos segmentados, cortes interrompidos, falta de rigidez da máquina e usinagem de peças irregulares (TRENT; WRIGHT, 2000). Quanto ao desgaste, cabe ressaltar que seu controle através de adequado parâmetro é uma questão crítica para se garantir a baixa vibração (ALBERTÍ *et al.*, 2007); e, conseqüentemente, o bom acabamento da superfície usinada. Childs *et al.* (2000) consideram o monitoramento do

estado da ferramenta, através da emissão acústica, visualização do estado das superfícies, medições da força de usinagem e da temperatura de corte, como chave para um processo de usinagem confiável e adequado, livre de danos imprevisíveis provocados pela vibração.

Pobre acabamento da superfície usinada, erros dimensionais na peça usinada, taxa de crescimento do desgaste, falha da ferramenta e da máquina (CHILDS *et al.*, 2000; MACKERLE, 1999; TATAR; GREN, 2008; TRENT; WRIGHT, 2000), ruído e mudança na direção do cavaco (TOROPOV *et al.*, 2005) são inconvenientes proporcionados pela vibração em processo de usinagem. Quanto a isso, Revel *et al.* (2006) afirmam que para se obter boa qualidade de acabamento da superfície usinada, exige-se a ausência de vibração e de flutuação térmica, trajetória correta da ferramenta e respeito às condições de usinagem dos projetos das máquinas.

Os processos mais suscetíveis à vibração são os que utilizam ferramentas cuja relação comprimento-diâmetro é muito grande (CHILDS *et al.*, 2000), pois a barra que segura a ferramenta tende a defletir pela ação da força de usinagem (TRENT; WRIGHT, 2000). No fresamento, com ferramentas compridas e delgadas, tende a ocorrer a ondulação da superfície usinada, em função da deflexão do eixo da ferramenta (CHERN; CHANG, 2006; MACKERLE, 1999), da rotação e do número de insertos no suporte da ferramenta (TATAR; GREN, 2008).

Como comentado anteriormente, o conjunto de forças que atuam no par ferramenta-suporte é a causa da vibração em um processo de usinagem. A vibração é, na verdade, o efeito das forças (excitadora, elástica e amortecimento) sobre a aceleração cíclica de um corpo. Phillips (2006), através de uma equação diferencial, com base na 3ª lei de Newton ($m_a \frac{\partial^2 X}{\partial t^2} + C_{am} \frac{\partial X}{\partial t} + k_{el} X = F_{ex}$), mostra como uma força externa (F_{ex}) (excitadora), elástica ($F_{el} = k_{el} X$) e de amortecimento ($F_a = C_{am} \frac{\partial X}{\partial t}$), que supostamente estão presentes no par ferramenta-suporte, afetam a aceleração ($\frac{\partial^2 X}{\partial t^2}$) do corpo (vibração).

Apesar de o equacionamento das forças que atuam num determinado corpo permitir a determinação de sua aceleração, na prática industrial, o monitoramento de sua intensidade (amplitude) pode ser feito com acelerômetros, por exemplo, convencionais (SONG *et al.*, 2004) ou a laser (TATAR; GREN; 2008).

A grande vantagem dos acelerômetros é a de avaliar o estado triaxial de aceleração de um corpo, o qual possibilita capturar fenômeno físicos vibracionais com diferentes frequências. Dimla Sr (2004), em processo de torneamento, próximo à aresta de corte da ferramenta, monitorou a vibração com um acelerômetro triaxial, a uma taxa de aquisição de 20 kHz. Tatar e Gren (2008), no fresamento, monitoraram a vibração no suporte da ferramenta e na ferramenta, com uma taxa de aquisição entre 2 a 50 kHz.

Um processo de usinagem livre de vibração e de seus inconvenientes, dentre outros, é capaz de ser alcançado através da adequação da massa da máquina (JHONE, 1994), da rigidez do suporte de ferramenta e das condições de corte (ALBERTÍ *et al.*, 2007; HAMADE; ISMAIL, 2005). Em processos de corte interrompido, a redução da vibração é conseguida com a utilização de máquinas com massa por unidade de potência duas vezes maior do que para processos contínuos (CHILDS *et al.*, 2000). A presença de elementos de livre corte no material usinado pode minimizar a vibração em até 20%, conforme constatado por Dasch *et al.* (2009) na furação da liga de alumínio B319 (0,5% Bi). Nesse momento, é de valia lembrar que as ferramentas de diamante policristalino (PCD: *Polycrystalline Cubic Diamond*) ou de metal duro, com geometria positiva e arestas afiadas, são consideradas ótimas na usinagem das ligas de alumínio, desde que se utilizem máquinas estáveis e livres de vibração (KISHAWY *et al.*, 2005).

2.2.12. Materiais e Geometrias das Ferramentas de Corte na Usinagem das Ligas de Alumínio

As ferramentas utilizadas na usinagem das ligas de alumínio podem ser de aço rápido, metal duro (WC + Co) e diamante, não sendo recomendável a utilização de cerâmicas (Si_3N_4), devido à alta solubilidade do Si no Al (KELLY; COTTERELL, 2002); e nem de metal duro contendo titânio, devido à sua alta afinidade com o alumínio (WEINGAERTNER; SCHROETER, 1991).

Revestimentos à base de nitretos, tais como TiN, TiAlN e CrN, apresentaram baixo desempenho na usinagem das ligas de alumínio, pois favoreceram a formação da aresta postiça de corte (HOVSEPIAN *et al.*, 2006), devido à grande afinidade química do alumínio com esses tipos de revestimentos (ROY *et al.*, 2009), confirmada por Viana e Machado (2009), na furação da liga de alumínio AlSi8Cu3Fe, ao estudarem o desempenho de vários tipos de revestimentos à base de titânio (espessura entre 3 μm a 8 μm), que revestiam brocas de aço (Fig. 2.25).

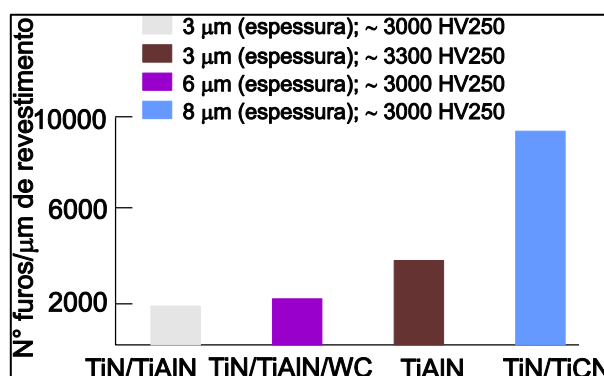


Figura 2.25 – Desempenho dos revestimentos à base de Ti, na furação da liga AlSi8Cu3Fe (VIANA; MACHADO, 2009)

O metal duro da classe K, com finos grãos, é amplamente utilizado na usinagem das ligas de alumínio, devido à sua baixa afinidade com o alumínio, o que melhora bastante o acabamento da superfície usinada (JOHNE, 1994). A subclasse K10 é recomendada para cortes contínuos; a K20, para cortes intermitentes e mudanças bruscas de temperatura, e a K01, para cortes de ligas de alumínio com partículas abrasivas (WEINGAERTNER; SCHROETER, 1991) em velocidades de corte entre 100 e 150 m/min, para se minimizar o desgaste abrasivo (TRENT; WRIGHT, 2000). Nas demais ligas de alumínio, podem ser empregadas velocidades de corte, quase que ilimitadas (HAMADE; ISMAIL, 2005).

A usinagem em altas velocidades de corte é intensamente empregada na indústria automotiva, na aeroespacial e na de fundição, em situações que se deseja reduzir o tempo de usinagem e eliminar posteriores polimentos; todavia, as velocidades de corte que podem ser atingidas dependem do comportamento termo-elasto-plástico e da resistência do material usinado; da dureza a quente e da resistência à fratura do material da ferramenta; e da dinâmica da máquina e do sistema de fixação da ferramenta (NG e-g *et al.*, 2004).

Apesar das boas respostas apresentadas pelo metal duro, na usinagem das ligas de alumínio com partículas duras, em velocidades de corte entre 300 a 1000 m/min, ele não apresenta desempenho comparável aos das ferramentas à base de diamante (TOROPOV *et al.*, 2005; TRENT; WRIGHT, 2000). Castro *et al.* (2008), no torneamento das ligas de alumínio com 12% e 18% Si, respectivamente, com velocidade de corte de 600 m/min e ferramentas à base de diamante (brazadas e revestidas), registraram insignificante desgaste de flanco. Mackerle (1999), para se reduzir o excessivo desgaste na usinagem de ligas de alumínio reforçadas com fibras cerâmicas, recomenda a utilização de ferramentas com ponta de diamante policristalino. O diamante policristalino possui três a quatro vezes maior dureza do que o SiC (DAVIM; MONTEIRO BAPTISTA, 2000). Essas partículas cerâmicas podem reduzir a vida da ferramenta, em comprimento de usinagem, em mais de 20%, semelhante ao que ocorre com ligas hipereutéticas de Al-Si (12% Si a 21% Si) (Dos

SANTOS *et al.*, 2007). As ferramentas de PCD, utilizadas por NG e-g *et al.* (2004) durante o fresamento da liga de alumínio W319 (7,26% Si, 3,39% Cu), apresentaram, aproximadamente, dureza quatro vezes maior, densidade quatro vezes menor e condutividade térmica sete vezes maior do que a de metal duro (94% WC + 6% Co). E para uma comprimento de corte de 6 m, um desgaste de flanco três vezes menor.

A Tabela 2.2 compara as propriedades mecânicas das ferramentas de corte de metal duro, diamante natural e PCD, utilizadas por Coelho *et al.* (1995) em seus experimentos.

Tabela 2.2 - Propriedades de ferramentas de corte utilizadas para a usinagem de ligas de alumínio (COELHO *et al.*, 1995)

Propriedade	WC (K10)	Diamante Natural	PCD
Densidade (g/cm ³)	14,7	3,52	3,43
Resistência compressão (GPa)	4,5	8,68	4,74
Dureza Knoop (GPa)	13	57-104	50
Módulo de rigidez (GPa)	258	553	426
Resistividade elétrica (μΩcm)	15-100	>1014	14700 (Axial)
Condutividade térmica (Wm ⁻¹ K ⁻¹)	100	500-2000	120

Embora as ferramentas de metal duro e de diamante policristalino tenham se mostradas eficientes na usinagem da maioria das ligas de alumínio, estudos apontam o uso de ferramentas revestidas de diamante, como promissora tecnologia para aumento da usinabilidade das ligas de alumínio. Polini *et al.* (2003) afirmam que o diamante maciço (monocristalino) limita-se à produção de ferramentas de corte de geometria não complexa; porém, os revestimentos de diamante proporcionam a confecção de ferramentas de geometrias complexas, com a vantagem de apresentarem alta dureza e baixa adesividade superficial, as quais facilitam a evacuação do cavaco (DASCH *et al.*, 2006). Castro *et al.* (2008) afirmam que a ponta única de corte, seu elevado custo e tempo de processamento limitam o emprego das ferramentas de diamante policristalino; enquanto que as revestidas de diamante podem usar a mesma tecnologia e possuir as mesmas propriedades mecânicas. Heaney *et al.* (2008), no microfresamento da liga de alumínio 6061-T6, verificaram que o revestimento de diamante, devido à sua baixa adesividade, e ao coeficiente de atrito e à alta dureza, reduziu o entupimento de canais da fresa, a força de corte e a taxa de desgaste. Arumugam *et al.* (2006), durante o torneamento a seco da liga de alumínio A390 (~ 18% Si), presenciaram baixo coeficiente de atrito, alta condutividade térmica, dureza em alta temperatura de corte e estabilidade química, na ferramenta de metal duro revestida com diamante. Hovsepian *et al.* (2006), no fresamento da liga de alumínio 7010-T7651, constataram redução da aresta postiça de corte, do desgaste abrasivo e da força de corte; bom acabamento da superfície usinada e longa vida de ferramenta, com revestimento à base de diamante, que possuía alta dureza, baixo coeficiente de atrito e

baixa tendência à adesão. Castro *et al.* (2008), ao utilizarem cerâmica (Si_3N_4) e metal duro revestidos com diamante (CVD), no torneamento das ligas de alumínio (12% Si e 18% Si), obtiveram insignificantes níveis de desgastes de flanco. Roy *et al.* (2009), durante o torneamento a seco, com metal duro (K10), da liga de alumínio (12% Si), presenciaram menor acúmulo de material aderido na superfície de saída da ferramenta revestida com diamante, devido a suas características antiaderentes, à maior dureza e à menor afinidade química; enquanto que as revestidas com TiC, TiN, Al_2O_3 , AlON e TiB_2 tiveram grande acúmulo de material em suas superfícies.

O problema de aderência de material usinado na superfície de corte não é crítico nos revestimentos de diamante. Ele depende bastante da rugosidade da superfície do revestimento de diamante, que, por sua vez, depende do tamanho dos cristais de diamante, do mecanismo de crescimento dos grãos e da espessura do revestimento. Revestimentos de diamante formados por microcristais têm crescimento colunar de contornos de grãos (grão maiores), o que gera, no revestimento, grande rugosidade da superfície da ferramenta, concentração de tensão e propagação de trinca, contudo, boa resistência mecânica; porém, revestimentos de diamante com nanocristais têm crescimento aleatório que inibem o crescimento colunar (grão menores ~15 nm de diâmetro), o que gera extrema dureza (~ 90 GPa), baixíssima rugosidade da superfície da ferramenta, alta estabilidade química, baixo coeficiente de atrito, menor concentração de tensão, alta adesão no substrato da ferramenta e dificuldade de propagação de trinca, o que previne o destacamento do filme de diamante (LIANG *et al.*, 2008). Estes registraram, durante o torneamento (seco) interrompido da liga de alumínio A390 (18% Si), mínima diferença entre os desgastes de flanco das ferramentas de metal duro (WC + 6% Co) e revestidas de nanocristais de diamante (NSD: *Nano Structured Diamond*) e de PCD (Fig. 2.26a); e menores níveis de rugosidade da superfície usinada, na primeira, devido à sua superfície altamente polida (Fig. 2.26b).

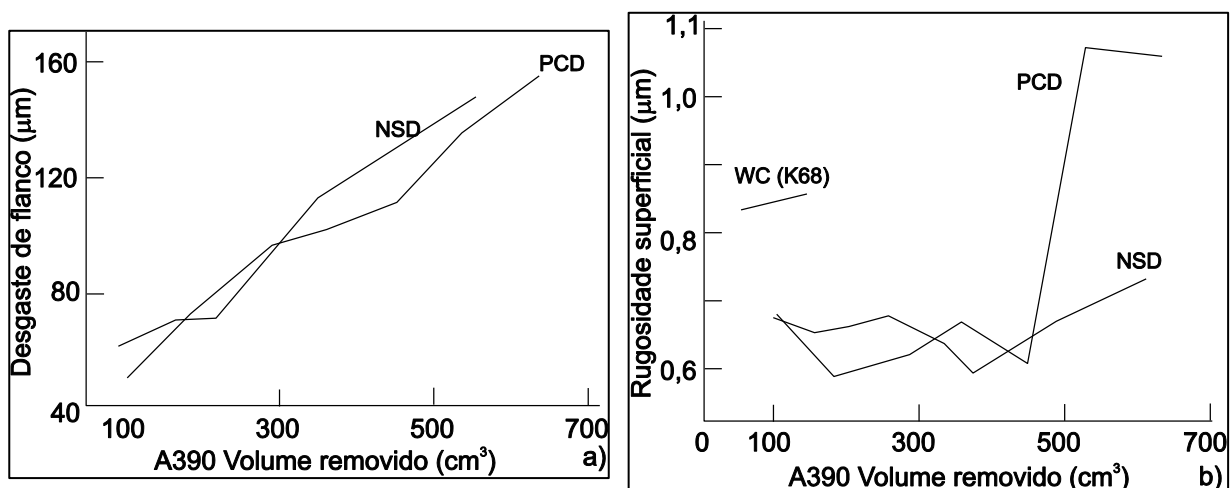


Figura 2.26 – a) VB_B (volume removido); b) Rugosidade (volume removido), no torneamento da liga A390 (LIANG *et al.*, 2008)

Durante a usinagem das ligas de alumínio, a geometria da ferramenta exerce um papel muito importante na liberação dos cavacos da região de corte. Dos Santos *et al.* (2003), na furação das ligas de alumínio, afirmam que para inibir a adesão de material usinado sobre a superfície de corte é necessária a utilização de ferramentas com geometrias positivas e com canais de escoamentos mais profundos. Kelly e Cotterell (2002), na furação das ligas de alumínio, com grande profundidade, recomendam brocas helicoidais com ângulos de hélice em torno de 40° a 48° e ângulos de ponta de broca entre 130° e 140° , pois favorecem a formação de cavacos estreitos, que são mais fáceis de ser liberados pelo canal da broca, e previnem a adesão na superfície de saída do canal.

Vários pesquisadores, na usinagem da maioria das ligas de alumínio, são unânimes em recomendar ferramentas de corte com ângulos de saída entre 15° e 25° . Toropov *et al.* (2005), no torneamento da liga de alumínio 6061-T6, utilizaram ferramenta de metal duro, com um ângulo de saída de 20° . Sreejith (2008), no torneamento da liga de alumínio 6061, utilizou ferramenta de metal duro revestida com diamante, com um ângulo de saída de 15° . Tang *et al.* (2009), no fresamento da liga de alumínio 7050-T7451, utilizaram ferramenta de metal duro, com um ângulo de saída de 25° .

No caso de ligas de alumínio com partículas duras, pesquisadores são suscetíveis a utilizarem ângulos de saída entre 0° e 7° . Yoshikawa e Nishiyama (1999), durante a usinagem das ligas de alumínio AHS-T6 (12% Si) e A390-T6 (18% Si), utilizaram inserto de metal duro (K10/K20) revestidos com diamante, com um ângulo de saída de 6° . Manna e Bhattacharayya (2002), no torneamento do Al-puro (15% SiC), utilizaram um inserto de metal duro (K10), com um ângulo de saída de 5° . Shetty *et al.* (2008) utilizaram uma ferramenta de CBN, com um ângulo de saída de 0° , para o torneamento da liga de alumínio 6061 (15% SiC). Essas ferramentas, normalmente, apresentam tamanho de grão de 3-5 µm,

dureza de 35-40 GPa; e condutividade térmica de 100 -130 W/mK (NATH; RAHMAN, 2008). Na usinagem de liga de alumínio AISi5 (alto Si), Itoigawa *et al.* (2006) utilizaram ferramenta de diamante, com ângulo de saída de 0°; enquanto que com metal duro (K10), um ângulo de saída de 5°.

2.2.13. Avarias e Desgastes de Ferramentas na Usinagem das Ligas de Alumínio

Uma ferramenta de corte pode ter sua geometria alterada devido às avarias, aos desgastes e às deformações plásticas. A primeira envolve a fratura (quebra, trinca e lascamento) da ferramenta, devido aos choques térmicos e mecânicos nas ferramentas de corte; a segunda, a perda de massa, devido à abrasão, à adesão, à difusão e à oxidação sobre a superfície de corte da ferramenta; e a última, o deslocamento de massa da ferramenta (amacramento) na direção de fluxo de material do cavaco ou da peça, devido à combinação de altas tensões (compressão e de cisalhamento) e de temperaturas na superfície de corte da ferramenta (MACHADO *et al.*, 2009). Abhang e Hameedullah (2010) consideram que a alta temperatura de corte, apesar de necessária para amaciar o material usinado na região de corte, pode influenciar negativamente a vida e o desempenho da ferramenta de corte, pois pode deformar a aresta de corte.

Segundo Astakhov (2006), a difusão, grande responsável pelo desgaste de cratera, é causada pela interação ferramenta – peça (troca de átomos); ou seja, transferência do material da ferramenta para o cavaco e vice-versa, através da interface cavaco-ferramenta (LIST *et al.*, 2005), em altas temperaturas e das tensões de compressão na zona de aderência. A aderência (*attrition*) envolve destacamentos de fragmentos microscópicos da superfície da ferramenta (grãos), que fluem junto com o cavaco ou com o material da peça (LIST *et al.*, 2005). A abrasão envolve a remoção do material da ferramenta (microcorte, microsulcamento e microlascamento), através da ação de partículas duras (fragmentos peça/ferramenta) na interface cavaco-ferramenta (BOOTHROYD, 1981, MACHADO *et al.*, 2009). A oxidação, grande responsável pelo desgaste de entalhe, ocorre devido à combinação de altas temperaturas, ar e água (presente no fluido de corte), na superfície de corte da ferramenta (DINIZ *et al.*, 2001). Todos considerados mecanismos de desgastes das ferramentas de cortes.

Os principais fatores responsáveis pelos desgastes das ferramentas de corte são as altas temperaturas de corte, associadas às altas tensões de compressão no plano de cisalhamento secundário; a abrasão e a adesividade sobre a superfície de saída da ferramenta; fadigas térmicas, devido à natureza cíclica da formação do cavaco e as tensões

cíclicas (carga e descarga), tangenciais, na interface cavaco-ferramenta (ASTAKHOV, 2006).

Desgaste de flanco, cratera, entalhe e deformações plásticas são os principais tipos de desgastes, os quais podem ocorrer em uma ferramenta de corte. A Fig. 2.27a apresenta os três primeiros tipos, onde, também, se veem os principais parâmetros utilizados para quantificá-los: KT é a profundidade da cratera; VB_B é o desgaste de flanco médio; VB_{Bmax} é o desgaste de flanco máximo e VB_N é o desgaste de entalhe; KM é a distância entre centro da cratera e a aresta de corte e KT a profundidade da cratera. Como critério de fim de vida, pode ser utilizado $VB_B = 0,3$ mm ou $VB_{Bmax} = 0,6$ mm ou $VB_N = 1$ mm, dependendo da regularidade da região onde ocorreu o desgaste de flanco (ASTAKHOV, 2006). A Fig. 2.27b apresenta as deformação plástica, fadiga mecânica, fissuras térmicas e lascamentos, que podem ocorrer numa ferramenta de corte.

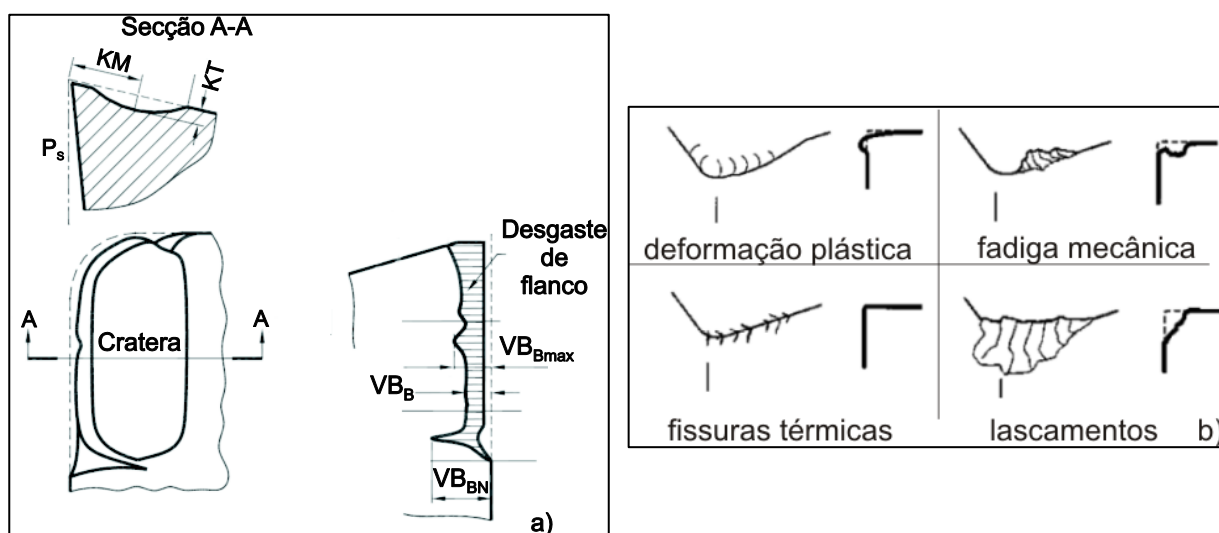


Figura 2.27 – a) Parâmetros de desgaste; b) Tipos de desgaste (Adaptado de ASTAKHOV; DAVIM, 2011)

Desgaste de ferramenta, com exceção da usinagem das ligas de alumínio com partículas duras (Al_2O_3 , SiC e Si) (KELLY; COTTERELL, 2002), não é um grande problema na usinagem das ligas de alumínio, pois as taxas de desgastes, em virtude de seu baixo ponto de fusão, permanecem baixas, mesmo em altas velocidades de corte. Na usinagem das ligas de alumínio, com metal duro e aço rápido, podem ser empregadas velocidades de 600 m/min e de 300 m/min, respectivamente, garantindo-se, ainda assim, boa vida à ferramenta (TRENT; WRIGHT, 2000).

As partículas duras, como os grandes precipitados de Si (diâmetro médio de 70 μm , $T_f = 1420^\circ C$ e 400 HV) nas ligas hipereutéticas de Al-Si, provocam altas temperaturas de corte, que aceleram o mecanismo adesivo, abrasivo e difusivo de desgaste (MILLS;

REDFORD, 1983; TRENT; WRIGHT, 2000), pois estão em contato intermitente (atrito) com a superfície de corte da ferramenta (SHETTY *et al.*, 2008).

Especificamente, as partículas de SiC e de Al_2O_3 , presentes, por exemplo, na liga de alumínio fundida A356 (20% SiC) e na trabalhada 7075 (10% Al_2O_3), são as bases constitutivas de algumas ferramentas de corte, o que piora a usinabilidade dessas ligas (KANNAN; KISHAWY, 2008). Yanming e Zehua (2000) destacam os valores das dureza, em GPa, de materiais de ferramentas e de partículas duras: PCD (~ 80 - 85); CBN (~ 50); K01 (~ 18); K10 (~ 16); TiC (~ 30); Al_2O_3 (~ 19,5); Si_3N_4 (~ 25) e SiC (~ 27).

Na presença de partículas de Si na matriz da ligas de alumínio, a taxa de desgaste aumenta com o número e o tamanho dos precipitados, conforme verificada por Ciftci *et al.* (2004b) (Fig. 2.28). Coelho *et al.* (1995), na furação das ligas de alumínio 2618 (15% SiC), hipereutética (12,8% Si) e hipoeutética (7% Si), com broca de PCD, verificaram maiores desgastes de flanco com as duas primeiras, devido aos seus maiores percentuais de partículas duras. Nesse ínterim, cabe ressaltar que o controle da distribuição e do tamanho das partículas de Si na matriz das ligas de alumínio é feito através do tipo de processo de fundição (DINIZ *et al.*, 2001).

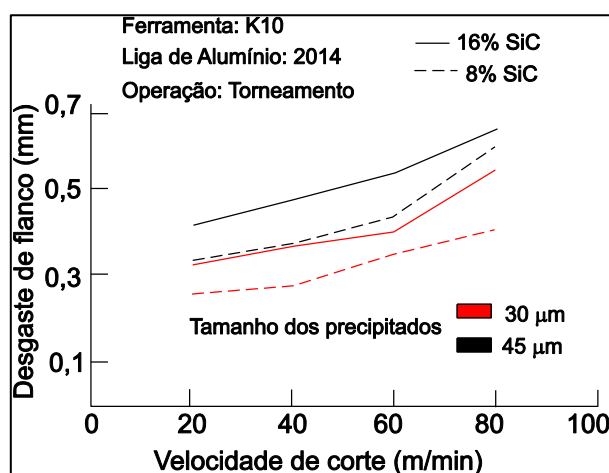


Figura 2.28 – VB_B (V_c , % SiC), no torneamento da liga 2014 (CIFTCI *et al.*, 2004b)

O tipo de desgaste que prevalece em uma operação de usinagem depende do material da ferramenta e da peça; e das condições de corte (KISHAWY *et al.*, 2005). Os principais tipo e mecanismos de desgaste presentes na usinagem das ligas de alumínio são o de flanco, abrasivo e adesivo, respectivamente. Liang *et al.* (2008), ao usinarem a liga de alumínio 390 (18% Si), com ferramenta de diamante policristalino, registraram desgaste abrasivo, devido à presença de partículas ásperas na interface cavaco-ferramenta. Kannan e Kishawy (2008), durante o torneamento da liga de alumínio A356 (20% SiC), registraram aumento do desgaste de flanco, devido à abrasão da aresta de corte da ferramenta com

partículas duras. Manna e Bhattacharayya (2002), durante o torneamento do Al-puro (15% SiC: 2700 - 3500 HV), observaram elevação do desgaste de flanco, devido ao aumento do contato intermitente das partículas de SiC na superfície de corte da ferramenta, com a elevação da velocidade de corte. Roy *et al.* (2009), durante o torneamento do Al-puro e com 12% Si, registraram nesta maiores desgastes de flanco, devido à adesividade e à abrasividade que gerou na superfície de folga.

Durante o torneamento da liga de alumínio 6061, Sreejith (2008) registrou aumento do desgaste de flanco, com o crescimento do comprimento de usinagem, devido à adesividade na superfície de folga, à medida que a temperatura de corte aumentou (Fig. 2.29a).

Embora o desgaste de flanco seja o principal tipo de desgaste na usinagem das ligas de alumínio, há registros de desgastes de cratera, associado ao mecanismo abrasivo e difusivo de desgaste (HAMADE; ISMAIL, 2005). Após torneamento do Al-puro em altas velocidades de corte, Roy *et al.* (2009) registraram erosão dos revestimentos de Al_2O_3 , AlON e TiB_2 , em virtude da dissolução do revestimento no material usinado, em altas temperaturas de corte; enquanto que na usinagem do Al-puro (12% Si) com revestimento de TiC e TiN, nas mesmas condições de corte, presenciaram desgaste de entalhe, em virtude da abrasão do revestimento pelas partículas de Si.

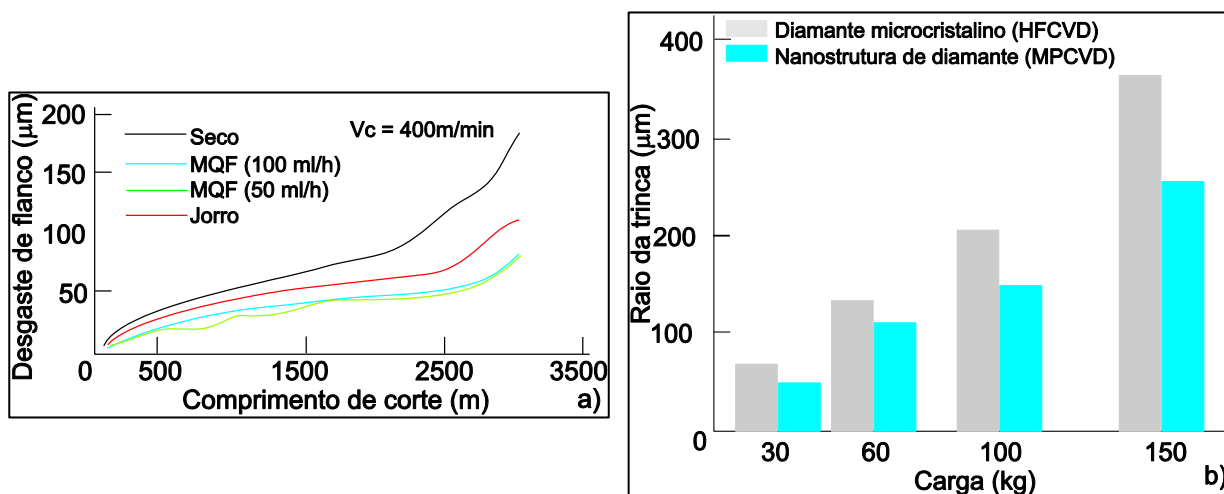


Figura 2.29 – a) VB_B (comprimento de corte, lub), no torneamento da liga 6061 (SREEJITH, 2008); b) Raio de trinca (material ferramenta, carga) (LIANG *et al.*, 2008)

Destacamentos inesperados dos revestimentos, em função do alto coeficiente de atrito na interface cavaco-ferramenta, e impactos de partículas duras sobre a aresta de corte, em altas velocidades de corte, são as principais avarias de ferramentas, durante a usinagem das ligas de alumínio (LIANG *et al.*, 2008). Isso ocorre devido à incapacidade da adesão revestimento – substrato, de resistir à força de atrito na interface cavaco –

ferramenta, ou mesmo por causa da baixa resistência mecânica do revestimento. Dasch *et al.* (2006), após executarem 30 furos, sem fluido de corte, na liga de alumínio A319 (5% a 7,5% Si), registraram fratura da broca, devido ao entupimento e à aderência dos cavacos nos canais, em virtude do amolecimento da liga, com o aumento da temperatura de corte.

Na usinagem das ligas de Al-Si, a utilização de revestimentos ou mesmo de ferramentas de diamante com grãos extremamente finos previne o destacamento inesperado do revestimento e possibilita a utilização de maiores ângulos de saída, o que representa melhores acabamentos superficiais e redução da força de usinagem (ASTAKHOV, 2006). Liang *et al.* (2008) verificaram, através de microscopia eletrônica de varredura (MEV), que na indentação do filme de diamante nanocristalino (MPCVD: *Microwave Plasma Chemical Vapor Deposited*) ocorreram menores destacamentos do que no filme de microcristal, no qual houve sérios destacamentos e fraturas catastróficas, pois o primeiro permaneceu fortemente aderido ao substrato da ferramenta de metal duro (Fig. 2.29b).

Redução da taxa de desgaste, durante a usinagem das ligas de alumínio, é possível com adição de elementos de livre-corte, melhoria das condições de corte, adequado material de ferramenta e lubri-refrigeração. Mills e Redford (1983) sugerem a adição de Sn, Bi e Pb, associados com baixas velocidades de corte e avanços. Dasch *et al.* (2009), durante furação da liga de alumínio 319 (6% Si), com teores de 0,09% Pb e 0,02% Sn, conseguiram 50 furos por broca; enquanto que sem os elementos de livre-corte, apenas 9 furos por broca; no entanto, a utilização de fluido de corte possibilitou a furação de 10000 furos por broca. Hamade e Ismail (2005) recomendam, na furação das ligas hipereutéticas de Al-Si, com ferramentas de aço rápido, velocidades de corte menores que 15 m/min e avanços menores do 0,3 mm/rot. Já Manna e Bhattacharyya (2002), no torneamento de ligas de alumínio reforçadas (15% SiC e 12% Si), para se reduzir o desgaste de flanco, sugerem velocidades de corte entre 60 a 100 m/min. Seguindo este pensamento, Kannan e Kishawy (2008), durante o torneamento da liga de alumínio A356 (20% SiC), obtiveram redução de aproximadamente 50% no desgaste de flanco (metal duro revestido), quando reduziram a velocidade de corte de 240 para 60 m/min, tanto na condição seca quanto úmida. Os autores citados anteriormente averiguaram que a ação refrigerante do fluido de corte, com cerca de 70% de água, em altas velocidades de corte, mostrou redução do desgaste de flanco, pois promoveu redução da temperatura na aresta de corte da ferramenta, reduzindo, assim, o mecanismo adesivo e difusivo de desgaste.

2.2.14. Lubri-refrigeração na Usinagem das Ligas de Alumínio

Dependendo das condições de usinagem, os fluidos de corte podem exercer a função de lubrificação (reduzir a geração de calor) ou de refrigeração (dissipar calor), na região de corte. Em baixas velocidades de corte, favorável às baixas temperaturas de corte e à penetração do fluido na região de corte, pode-se utilizar um fluido à base de óleo. Em altas velocidades de corte, favoráveis às altas temperaturas de corte, mas desfavorável à penetração do fluido na região de corte, pode-se utilizar um fluido à base de água (Dos SANTOS *et al.*, 2003; MACHADO *et al.*, 2009). Desta forma, obtém-se aumento da vida da ferramenta, melhor acabamento da superfície usinada, menores distorções da peça, redução da força de usinagem, fácil remoção do cavaco da região de corte e até proteção contra corrosão da peça e da máquina (BOOTHROYD, 1981, Dos SANTOS *et al.*, 2003; MACHADO *et al.*, 2009).

Os principais fluidos de corte, que, apesar de terem ação lubrificante, são utilizados como refrigerantes, são as emulsões (fluidos emulsionáveis, fluidos semissintéticos) e soluções (fluidos sintéticos). Suas características de lubrificação podem ser melhoradas com aditivos de extrema pressão, por exemplo, sulfurizados e sulfurados. Os principais fluidos usados como lubrificante são os óleos integrais minerais puros ou aditivados; ou mesmo os minerais com adições de óleo vegetal ou animal (Dos SANTOS *et al.*, 2003).

A seleção do fluido de corte depende do material da peça e da ferramenta, e do processo de usinagem. No caso das ligas de alumínio, para se diminuir a expansão térmica e as distorções, podem ser usadas as emulsões (óleo mineral e gordura) e emulsões solúveis. Os óleos emulsionáveis têm sido uma boa solução ao se usinar com ferramentas de aço rápido, devido à sua baixa resistência às altas temperaturas de corte; ou de liga fundida, de metal-duro, de PCD e de CBN, por serem submetidas às altas temperaturas de corte (MACHADO *et al.* 2009).

Dentre os métodos de aplicação de fluido de corte, estão o jorro, a pulverização e o sistema de alta pressão. O primeiro utiliza grande abundância de fluido na região de corte; o segundo utiliza pequenas vazões de fluido de corte, em mililitro por hora, atomizado em um jato de ar comprimido; e o último, além da abundância do fluido de corte, pode aplicá-lo em pressões que podem ultrapassar a 100 Bar (MACHADO *et al.*, 2009).

Os fluidos de corte são amplamente utilizados para lubrificação, refrigeração e transporte do cavaco da zona de corte; e suas funções secundárias são a de fornecer proteção temporária contra oxidação e corrosão (JAYAL *et al.*, 2007). No caso da usinagem das ligas de alumínio, suas principais funções são a de prevenir a formação de óxidos na superfície da peça usinada e a adesividade na superfície de corte da ferramenta, proporcionar rápida dissipação do calor da peça, aumentar a vida de ferramenta, diminuir a

rugosidade da superfície usinada e facilitar a liberação do cavaco da região de corte (KELLY; COTTERELL, 2002; SREEJITH, 2008). Dasch *et al.* (2009), durante a furação da liga de alumínio 319 (5% - 7,5% Si), registraram redução da rugosidade da superfície usinada e do torque, quando se passou da condição seca para jorro, pois o fluido de corte inibiu a adesividade e o entupimento na superfície de saída da broca. Kannan e Kishawy (2008), no torneamento da liga de alumínio A356 (20% SiC), constataram que o fluido de corte (aditivado) evacuou os cavacos e as partículas duras (SiC) da região de corte e criou uma camada protetora na superfície de corte da ferramenta, que reduziu o atrito e, conseqüentemente, inibiu a elevação da temperatura de corte, do desgaste de flanco e de cratera. Jayal *et al.* (2007), na furação da liga de alumínio A390 (16% - 18% Si), com fluido de corte, conseguiram os mesmos benefícios que Kannan e Kishawy (2008). Roy *et al.* (2009) afirmam que o alumínio e suas ligas aderem-se facilmente na aresta de corte, o que pode provocar quebra da ferramenta, imprecisão de usinagem e acabamento da superfície usinada ruim - portanto, sua usinagem a seco é um grande desafio. Nesse aspecto, Yoshimura *et al.* (2006); List *et al.* (2005) consideram que, principalmente, o Al-puro não deve ser usinado a seco.

A mínima quantidade de fluido (MQF) é uma alternativa de lubri-refrigeração, quando a usinagem a seco das ligas de alumínio é antieconômica (BRAGA *et al.*, 2002). Esses pesquisadores, na furação da liga de alumínio (7% Si), pulverizaram óleo mineral com vazão de 10 ml/h, em um fluxo de ar de 72 m³/h e com pressão de 4,5 bar. Ng *et al.* (2004), no fresamento da liga de alumínio W319 (7,26% Si; 3,39% Cu), utilizaram mínima quantidade de fosfato éster sintético, com aditivos de extrema pressão, aplicados a uma vazão de 10 ml/h.

Apesar de pesquisadores, em processos de furação, utilizarem a mínima quantidade de fluido, Itoigawa *et al.* (2006) consideram que essa técnica não é indicada para processos de furação, mandrilamento e rosqueamento das ligas de alumínio, embora Kelly e Cotterell (2002) tenham conseguido menores forças de avanços, utilizando a mínima quantidade de fluido, na furação de uma liga de alumínio. Itoigawa *et al.* (2006), para melhorar a tolerância dimensional e a troca de calor dessa técnica, propuseram um conceito de mínima quantidade de fluido, no qual, ao invés da pulverização da mistura óleo-ar, gotas de água cobertas com filme de óleo fossem pulverizadas contra as superfícies de corte e da peça (OoW: *oil film on water droplet*), conforme mostra a Fig. 2.30a. A Figura 2.30b apresenta possíveis direções de aplicação do fluido de corte, através da mínima quantidade de fluido, jorro e pressão.

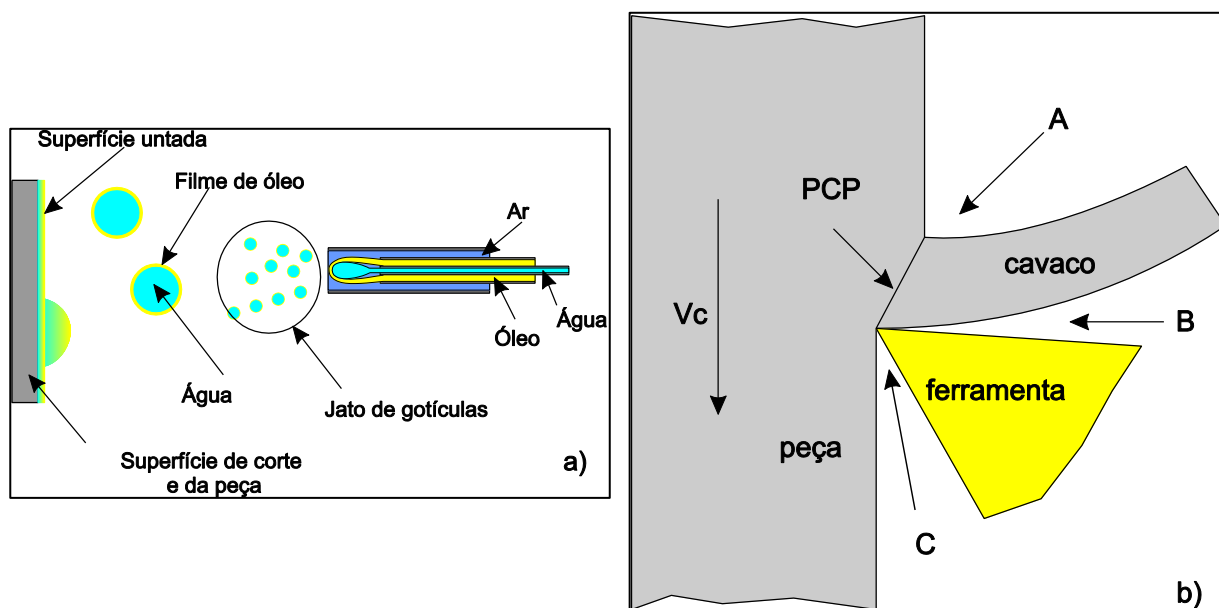


Figura 2.30 – a) Conceito de filme de óleo sobre gotas de água (ITOIGAWA *et al.*, 2006); b) Direções de aplicação do fluido de corte (Dos SANTOS *et al.*, 2003)

É importante ressaltar que a associação de fluido de corte e baixa velocidade de corte gera ação lubrificante, enquanto que fluido de corte e alta velocidade de corte, ação refrigerante (MACHADO *et al.*, 2009), mas também depende do método de aplicação.

Tanto a ação refrigerante, quanto a lubrificante dos fluidos de corte, contribuem para a redução da adesividade na superfície de corte da ferramenta, pois a primeira diminui o amolecimento do material, e a segunda diminui o atrito da superfície de corte (DASCH *et al.*, 2009). Sreejith (2008), no torneamento da liga de alumínio 6061, comparado à situação a seco, registraram mínima quantidade de material aderido na superfície de corte da ferramenta, utilizando o jorro e a mínima quantidade de fluido. Dasch *et al.* (2006), na furação da liga de alumínio B319 (5,5% – 6,5% Si; 3% – 4% Cu), conseguiram, com fluido de corte, 10000 furos por broca, enquanto que, sem fluido, apenas 30 furos por broca, dado que nessa situação ocorreu desgaste, devido à aderência de material usinado na superfície de saída e entupimento dos canais da broca.

A ação lubri-refrigerante do fluido de corte é bastante influenciada pelo tipo de aplicação e pelas condições de corte. Kelly e Cotterell (2002), na furação da liga de alumínio 5080, verificaram que a mínima quantidade de fluido foi mais eficiente na redução da força de avanço, em alta velocidade de corte e baixo avanço; enquanto que a aplicação por jorro foi mais eficiente, em baixa velocidade de corte e alto avanço (Fig. 2.31a). Semelhante comportamento foi observado para o torque; porém, a situação inverteu-se para a rugosidade da superfície usinada.

Durante o torneamento da liga de alumínio 6061, Sreejith (2008) encontrou menores desgastes de flanco, com mínima quantidade de fluido (100 ml/h), comparados à mínima

quantidade de fluido (50 ml/h) e ao jorro. Kishawy *et al.* (2005), durante o fresamento da liga de alumínio A356, registraram menores desgastes de flanco, utilizando a mínima quantidade de fluido (30 ml/h) (Fig. 2.31b).

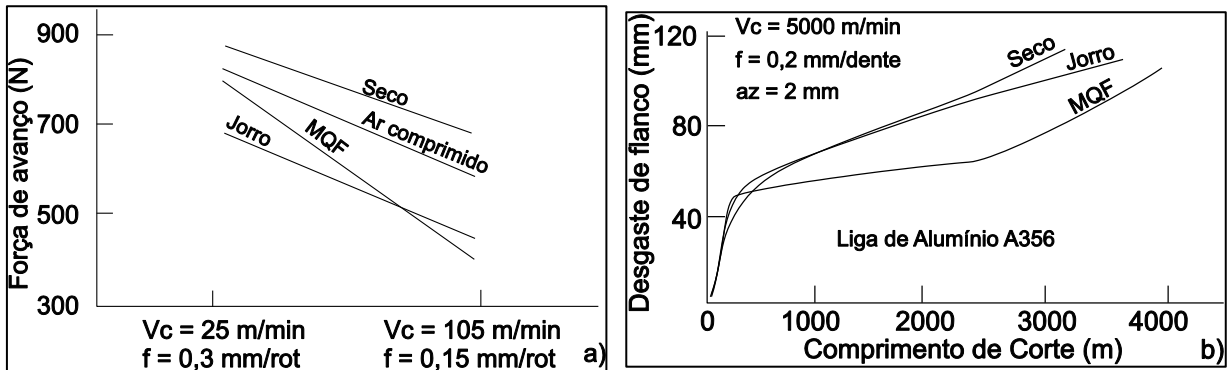


Figura 2.31 – a) F_f (métodos de aplicação de fluido, V_c , f), na furação da liga 5080 (KELLY; COTTERELL, 2002); b) VB_B (comprimento de corte, lub), no fresamento da liga A356 (KISHAWY *et al.*, 2005)

Na usinagem das ligas de alumínio, as escolhas do fluido de corte e do método de aplicação dependem da severidade da operação de usinagem. Em processos de corte contínuo, com aço rápido, recomenda-se emulsão de óleo mineral; com metal duro, emulsão de óleo mineral e fluido sintético; em cortes interrompidos, com aço rápido, óleo mineral (KELLY; COTTERELL, 2002); porém, no torneamento das ligas de alumínio altamente abrasivas A356 (20% SiC) e 7075 (10% Al_2O_3), Kannan e Kishawy (2008) utilizaram emulsão com 20% de água, aditivadas com 5% de enxofre e 6% de fósforo. King e Kang (1997), para obterem acabamento espelhado, no fresamento em altas velocidades de corte (2500 a 20000 RPM) da liga de alumínio 2024, utilizaram querosene. Na furação das ligas de alumínio 308 e 390, Batzer *et al.* (1998) utilizaram óleo emulsionável em água, na proporção de 2% a 8%, sendo aplicado a um volume de $330 \text{ cm}^3/\text{s}$ e pressão de 44 kPa, para proporcionar uma boa evacuação do cavaco.

Apesar de a usinagem a seco não ser recomendável para as ligas de alumínio, pode se conseguir uma boa lubrificação, com baixo consumo de fluido, através da melhoria no método de aplicação, de ferramentas com baixo coeficiente de atrito e de adição de elementos químicos (KELLY; COTTERELL, 2002). Batzer *et al.* (1998) afirmam que adequadas condições de corte podem otimizar o tamanho do cavaco, de forma a reduzir a inserção de fluido de corte; mas deixam claro que, em operações de furação, não se deve deixar de usar o fluido de corte, pois propicia a evacuação dos cavacos dos canais da broca. Coldweell *et al.* (2004) e Nouari *et al.* (2003) consideram que as ferramentas à base de diamante podem reduzir a quantidade de fluido de corte, pois reduzem o atrito e a

adesividade na interface cavaco-ferramenta. Dasch *et al.* (2006), na furação a seco da liga de alumínio B319 (5,5 – 6,5% Si; 3 – 4% Cu), conseguiram mais de 4000 furos, com uma ferramenta de metal duro revestida de diamante; enquanto que sem o revestimento, aproximadamente, 100 vezes menos.

2.3. Planejamentos de Experimentos

O planejamento de experimento é um método que possibilita investigar, de forma econômica e eficiente, a influência de um conjunto de fatores, no desempenho de um determinado processo (MONTGOMERY; RUNGER, 2008).

Dentre as principais ferramentas que envolvem o domínio do planejamento de experimento, estão: i) planejamentos fatoriais; ii) regressão múltipla, superfície de resposta, curva de nível e gradiente e iii) otimização multiresposta (MONTGOMERY, 2005).

2.3.1. Planejamentos Fatoriais

Os planejamentos fatoriais (BARROS NETO *et al.*, 2007; FREUND; SIMON, 2000; MONTGOMERY, 2005; MONTGOMERY; RUNGER, 2008; WEBSTER, 2006) são aplicados em situações em que se deseja estudar o efeito conjunto de fatores sobre uma determinada resposta. Keong Ng *et al.* (2006), durante o torneamento ortogonal da liga de alumínio 7075-T6, utilizaram um planejamento fatorial completo, para investigarem os efeitos da velocidade de corte e do avanço, sobre a forma e espessura do cavaco; e a força de corte.

Normalmente, trabalhos experimentais podem envolver muitos fatores (f_i), com muitos níveis (n_i), cujas combinações podem gerar muitos tratamentos, tornando a execução deste planejamento fatorial muito onerosa.

Uma ferramenta que possibilita reduzir a quantidade de tratamentos de um planejamento e, eficientemente, analisar os efeitos conjuntos de vários fatores (k) sobre várias respostas (y_i), é o planejamento fatorial 2^k .

2.3.1.1. Planejamento Fatorial 2^k

O planejamento fatorial 2^k realiza a combinação de fatores (k) com dois níveis de variação ($n_1 = -1$ e $n_2 = +1$), para se gerar um conjunto com 2^k tratamentos. Para cada tratamento podem ser coletadas observações (ϕ) da resposta (y_i) investigada. Nesse planejamento assume-se que os fatores são fixos, que o planejamento é completamente aleatório e que a suposição de normalidade é satisfeita. Sua grande vantagem é que pode

ser utilizado nos estágios iniciais de um trabalho experimental, para se investigar os efeitos dos fatores (k) sobre determinadas variáveis respostas (y_i). Arumugam *et al.* (2006), no torneamento da liga de alumínio A390 (18% Si), utilizaram o planejamento fatorial 2^k para investigarem os efeitos da velocidade de corte, do avanço, da profundidade de corte e da condição de polimento da superfície da ferramenta, sobre a rugosidade; e sobre o desgaste de flanco. Outra grande vantagem é que os valores reais dos níveis do fator (ϖ_i) podem ser codificados ($\chi_i = (\varpi_i - \varpi_0) \cdot (\varpi_{+1} - \varpi_{-1})^{-1} \cdot 2^{-1}$), onde ϖ_{-1} , ϖ_{+1} e ϖ_0 , são os valores reais do fator nos níveis baixo (-1), alto (+1) e a média destes dois, respectivamente. Esse processo de codificação facilita o processo de análise de variância, pois os fatores tornam-se grandezas adimensionais (MONTGOMERY, 2005).

2.3.1.2. Estimativas de Efeitos e Análise de Variância no planejamento 2^k

As estimativas dos efeitos fatoriais possibilitam as investigações das fontes de variação (fatores principais e interações), cujas variações (-1→+1) têm efeitos significativos sobre a variação média da resposta (y_i), no planejamento fatorial 2^k . Apesar de essas estimativas mostrarem as fontes de variação mais significativas, por exemplo, através de uma análise de Pareto; elas, porém, não definem nenhum valor de corte. Portanto, serão eficientemente conduzidas, juntamente com uma análise de variância, através da qual poder-se-ão selecionar as fontes de variação com p-nível muito baixo, normalmente, menor do que um nível de significância (ψ) de 5%.

O estudo da análise de variância compara, para cada fonte de variação, o valor de sua média quadrática (MQ_i) e a da média quadrática do erro padrão (MQ_e). Se a razão entre as duas ($F_0 = MQ/MQ_e$) for muito maior do que o $F_{\alpha, 1, 2k(n-1)}$, que significa que o p-nível é muito pequeno, indica que o efeito dessa fonte de variação é realmente significativo (MONTGOMERY, 2005).

Todo o estudo de análise de variância é feito com base nos contrastes das fontes de variação, obtidos a partir dos resultados das respostas (y_i) dos tratamentos do planejamento fatorial 2^k . Ele é a soma do produto da coluna de níveis da fonte de variação, pela coluna da soma das observações da resposta (y_i), caso haja mais de uma observação.

A Tabela 2.3 resume a análise de variância das fontes de variação (principais e interações) em um planejamento fatorial 2^k .

Tabela 2.3 -Análise de variância dos efeitos principais e interações

Fonte de Variação	SQ	GL	MQ	F ₀
Principais	$SQ_p = \frac{\text{Contraste}_p^2}{\rho \cdot 2^k}$	1	$MQ_p = \frac{SQ_p}{1}$	$\frac{MQ_p}{MQ_e}$
Interações	$SQ_i = \frac{\text{Contraste}_i^2}{\rho \cdot 2^k}$	1	$MQ_i = \frac{SQ_i}{1}$	$\frac{MQ_i}{MQ_e}$
Erro	$SQ_e = SQ_t - \sum SQ_p - \sum SQ_i$	$2^k \cdot (\rho - 1)$	$MQ_e = \frac{SQ_e}{2^k \cdot (\rho - 1)}$...
Total	$SQ_t = \sum_{i=1}^{2^k} \sum_{j=1}^{\rho} y_{ij}^2 - \frac{(\sum_{i=1}^{2^k} y_i)^2}{\rho \cdot 2^k}$	$\rho \cdot 2^k - 1$

SQ: Soma Quadrática; GL: Grau de Liberdade; MQ: Média Quadrática

2.3.1.3. Planejamento Composto Central (PCC)

Este tipo de planejamento adiciona níveis específicos ($-\alpha$, 0 e α) aos fatores significativos, encontrados na análise significância dos efeitos fatoriais do planejamento fatorial 2^k . Seus tratamentos são formados pelos tratamentos do planejamento fatorial 2^k , envolvendo apenas os fatores significativos, mais os tratamentos de suas combinações nos novos níveis ($-\alpha$, 0, $+\alpha$) e mais os tratamentos com suas repetições (ρ) no nível zero. Portanto, $2^k + 2 \cdot k + n_0$ tratamentos serão gerados. Nesse planejamento, o nível extremo ($\alpha = (2^{k-2} \cdot (2^k + 2^k + n_0)^{1/2} - 2^{k/2})^2)^{1/4}$) é calculado de modo a garantir a ortogonalidade da matriz de covariância (MONTGOMERY, 2006).

A grande vantagem do planejamento composto central está em sua capacidade, com um número pequeno de tratamentos (ensaios), de fornecer muita informação sobre os efeitos dos fatores significativos (x_i) – podendo se avaliar, através de uma análise de variância, a significância dos termos principais, das interações e dos termos quadráticos (eventuais curvaturas), que farão parte do modelo de regressão (CORREIA *et al.*, 2005).

2.3.2. Regressão Múltipla, Superfície de Resposta, Curva de Nível e Gradiente

A modelagem matemática, em pesquisas de usinagem, tem sido amplamente utilizada para se investigar as influências de determinados parâmetros (x_i) sobre as respostas (y_i). Fuh e Wu (1995), no fresamento da liga de alumínio 2014-T6, utilizaram a regressão múltipla e a superfície de resposta (modelo de 2ª ordem), para investigarem o efeito da velocidade de corte, do avanço, da profundidade de corte, do raio de ponta da ferramenta, do desgaste de flanco e da dureza do material, sobre as tensões residuais na superfície fresada. Fuh e Chang (1997), nos fresamentos das ligas de alumínio 5052-O, 6061-T4, 6061-T6, 2024-T351 e 7075-T351, utilizaram a regressão múltipla e a superfície de

resposta (modelo de 2ª ordem), para investigarem as influências da velocidade de corte, do avanço, da profundidade (axial e radial) e da dureza sobre a precisão dimensional.

A regressão múltipla é uma técnica estatística que permite relacionar uma resposta ($y_i = f[x_1, x_2, \dots, x_k]$) em função de (k) regressores (x_1, x_2, \dots, x_k), através de um modelo de regressão ($y_i = \beta_0 + \sum_{j=1}^k \beta_j \cdot x_j + \xi$). O estabelecimento dessa relação repousa na determinação

de seus parâmetros (β_j), que minimizam a soma quadrática do erro aleatório ($\sum_{i=1}^{\phi} \xi_i^2 = \sum_{i=1}^{\phi} [y_i - \beta_0 - \sum_{j=1}^k \beta_j \cdot x_{ij}]^2$), onde y_i é um dos níveis da resposta, cujo número deve ser maior do que o número de regressores (k) (BARROS NETO *et al.*, 2007; FREUND; SIMON, 2000; MONTGOMERY, 2005; MONTGOMERY; RUNGER, 2008; WEBSTER, 2006).

Normalmente, para fim de análise computacional, um modelo de regressão pode ser colocado na forma matricial ($Y = X\beta + \xi$). Nesta forma, $Y = [y_i]_{n \times 1}$ é a matriz das observações da resposta; $X = [x_{ij}]_{n \times (k+1)}$ é a matriz dos níveis dos regressores e $\xi = [\xi_i]_{n \times 1}$ é matriz do erro. A partir dessas matrizes, com base no método dos mínimos quadrados, a matriz de estimadores dos parâmetros ($\beta = (X'X)^{-1}X'Y$) pode ser calculada. A análise de significância destes coeficientes para o modelo pode ser feito, conforme apresenta a Tab. 2.4 (MONTGOMERY; RUNGER, 2008; MONTGOMERY, 2005).

Tabela 2.4 - Análise da significância β_{je} (MONTGOMERY; RUNGER, 2008)

Fonte de Variação	SQ	MQ	F_0
Regressão	$SQ_r = \beta'X'Y - \frac{(\sum_{i=1}^{\phi} y_i)^2}{\phi 2^k}$	$MQ_r = \frac{SQ_r}{k}$	$\frac{MQ_r}{MQ_e} > F_{\alpha, k, 2^k(n-1)}$
β_{je}	$SQ_{\beta_j} = \beta_{je}^2 \phi 2^k$	$MQ_{\beta_j} = \frac{SQ_{\beta_j}}{1}$	$\frac{MQ_{\beta_j}}{MQ_e} > F_{\alpha, 1, 2^k(n-p)}$
erro	$SQ_e = Y'Y - \beta X'Y$	$MQ_e = \frac{Y'Y - \beta X'Y}{2^k(\phi - 1)}$...

SQ: Soma Quadrática; GL: Grau de Liberdade; MQ: Média Quadrática

A superfície de resposta, normalmente, utiliza um modelo de 2ª ordem ($y = \beta_0 + \sum_{i=1}^k \beta_i \cdot x_i + \sum_{i < j} \beta_{ij} \cdot x_i \cdot x_j + \sum_{i=1}^k \beta_{ii} \cdot x_i^2 + \xi$), gerado a partir de uma regressão múltipla, para se estudar o comportamento gráfico (tridimensional) das variáveis dependente (y_i) em função das independentes (x_i) (CORREIA *et al.*, 2005). Montgomery (2005) considera que um eventual objetivo da superfície de resposta é o de determinar as condições ótimas de

operação de um sistema ou a de determinar a região do espaço na qual o fator atende as exigências de operação.

É chamada de curva de nível de uma $f: \mathbb{R}^2 \rightarrow \mathbb{R}$, o conjunto de pontos $x \in \mathbb{R}^2$ para os quais a $f(x)$ tem um valor constante $f(x) = f(x_1, x_2) = \text{constante}$. É chamado de conjunto de nível de uma função com n variáveis $f = f(x_1, x_2, \dots, x_n)$, os pontos $(x_1, x_2, \dots, x_n) \in D_f$ para os quais $f = f(x_1, x_2, \dots, x_n) = k$ (número real) (GALVÃO; NUNES, 2010).

Seja g uma função $g: \mathbb{R}^2 \rightarrow \mathbb{R}$, do tipo $g(x,y)$, uma função que permita derivadas parciais de 1ª ordem (g_x, g_y) em (x_0, y_0) . O gradiente de g no ponto (x_0, y_0) é um vetor com as derivadas parciais g_x e g_y , tal que, $\nabla g(x_0, y_0) = (g_x(x_0, y_0), g_y(x_0, y_0))$. Ele indica a direção e o sentido de crescimento mais rápido de uma função no ponto (x_0, y_0) (GALVÃO; NUNES, 2010).

2.3.3. Otimização Multiresposta (algoritmo genético)

Os algoritmos genéticos têm sido amplamente utilizados por pesquisadores, como ferramenta de otimização, em experimento de usinagem, nos quais envolvem modelagem, seleção de melhores condições de corte e monitoramento (CUS *et al.*, 2006). Isso, devido a sua fácil implementação em diversos tipos de problemas (HUNTLEY; BROWN, 1996).

Segundo Abdel-Magif e Dawoud (1996), a literatura mostra que o algoritmo genético pode ser uma poderosa ferramenta para otimização. Baskar *et al.* (2006) utilizaram o algoritmo genético para encontrar as melhores condições de corte, que maximizassem o lucro em um processo de fresamento. De acordo com Abdel-Magif e Dawoud (1997), a otimização por algoritmo genético é mais provável de convergir para um ótimo global, pois esse algoritmo pesquisa uma população de pontos e são baseados em regras probabilísticas de transição; enquanto que os métodos determinísticos (*hill-climbing*), por definição, encontram ótimos locais.

O algoritmo genético permite solucionar problemas de otimização, com ou sem restrição, através do qual se modifica, repetidamente, a população de soluções individuais, gerando-se uma nova geração em cada fase. Para isso, utiliza, basicamente, três regras: i) seleção (reprodução): escolha dos melhores indivíduos; ii) cruzamento: combinação de grandes grupos de indivíduos e iii) mutação: mudanças aleatórias dos indivíduos (ABDEL-MAGIF; DAWOUD, 1997).

Após sucessivas gerações, a população chega a um conjunto ótimo de soluções (ABDEL-MAGIF; DAWOUD, 1996, ABDEL-MAGIF; DAWOUD, 1997; BASKAR *et al.*, 2006), necessariamente, precisando-se para isso apenas de um conjunto de pontos iniciais, um operador de combinações; ou seja, qualquer função que combine aleatoriamente dois

pontos viáveis f_1 e f_2 , para formar um f_3 , similar a seus criadores; e de uma função objetivo (HUNTLEY; BROWN, 1996).

A Figura 2.32 apresenta o fluxograma com as regras de seleção; de cruzamento e de mutação de um algoritmo genético.

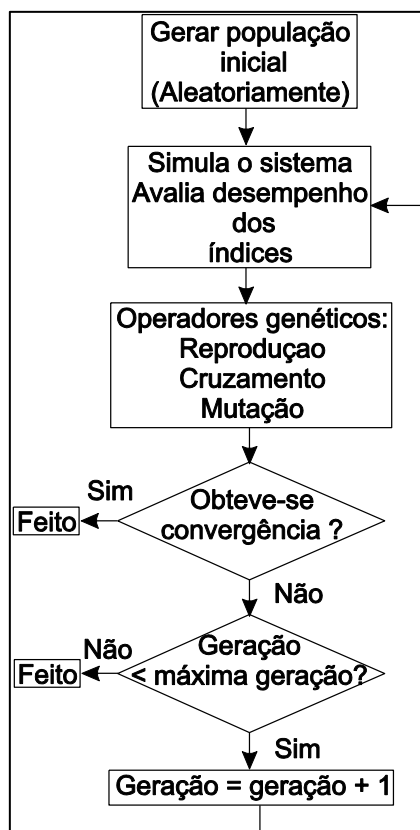


Figura 2.32 – Fluxograma do algoritmo genético (ABDEL-MAGIF; DAWOUD, 1997)

Importantes terminologias envolvem o estudo dos algoritmos genéticos: i) função objetivo (*fitness functions*): função que se deseja otimizar; ii) indivíduos: qualquer ponto em que se pode aplicar a função objetivo, também referido, como um genoma; e vários indivíduos, como genes; iii) população: matriz de indivíduos ($m \times n$), onde n é número de variáveis (x_i) e m é o número de tratamentos; iv) geração: nova população gerada a cada interação; v) diversidade: distância média entre indivíduos da população – grande distância, implica grande diversidade; é importante, pois permite ao algoritmo pesquisar uma maior região do espaço; caso contrário, baixa diversidade; vi) valor ajustado (*fitness values*): valor da função objetivo para um determinado indivíduo; vii) melhor valor ajustado (*best fitness values*): é o mínimo valor da função objetivo para qualquer indivíduo da população; viii) pais (*parents*): indivíduos selecionados na população atual; ou seja, que tiveram melhor valor ajustado; ix) filhos (*children*): indivíduos selecionados na população anterior, que se tomam a população atual.

CAPÍTULO III

PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Para se atingir os objetivos propostos, o procedimento experimental desta pesquisa foi conduzido conforme o fluxograma apresentado na Fig. 3.1.

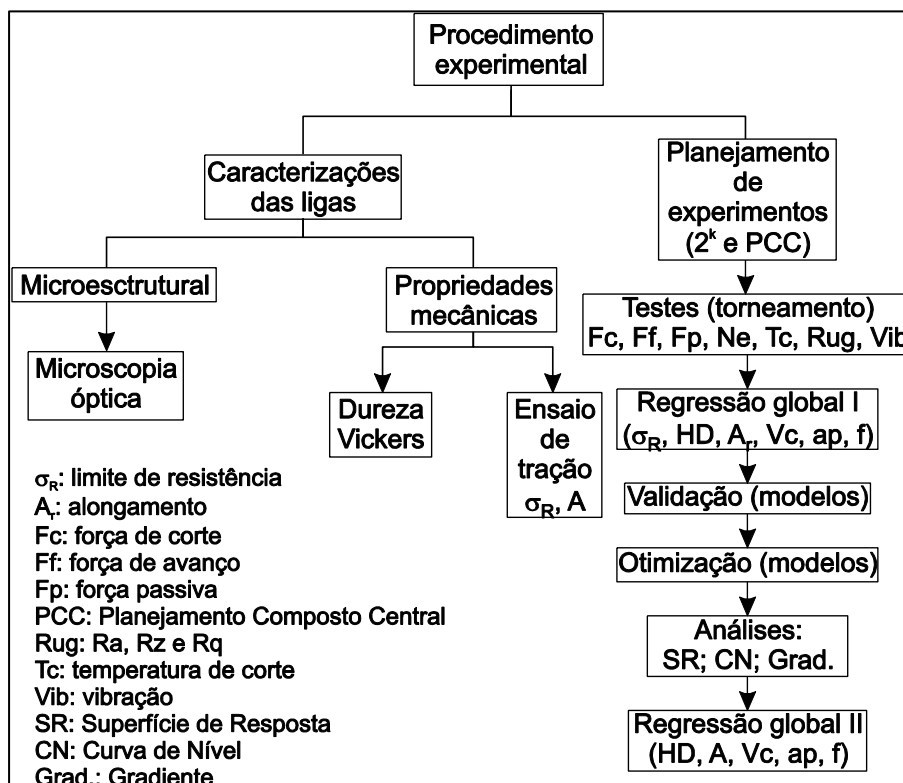


Figura 3.1 – Fluxograma das atividades desenvolvidas no procedimento experimental

Nas próximas secções serão descritos os procedimentos experimentais para: i) caracterização das ligas de alumínio; ii) configuração dos ensaios de usinagem; iii) planejamentos de experimentos; iv) regressão global I (σ_R , A_r , H_d , V_c , a_p e f); v) validação dos modelos de regressão globais I (σ_R , A_r , H_d , V_c , a_p e f); vi) otimização dos modelos de regressão globais I (σ_R , A_r , H_d , V_c , a_p e f); vii) análise de superfície de resposta e curva de

níveis dos modelos de regressão globais I (σ_R , A_R , H_d , V_C , a_p e f) e viii) regressão global II (H_d , V_C , a_p e f).

3.1. Caracterizações das Ligas de Alumínio

O material de estudo desta pesquisa foram barras redondas extrudadas (\varnothing 101 mm x 2000 mm) das ligas de alumínio: 1350-O; 6082-T4; 6262-T6, 6351-T6; 7075-T6; 7075-T73, fabricadas pela Alcoa. Essas foram adquiridas no mercado e escolhidas de tal forma que pudessem cobrir uma vasta gama de características/propriedades. Portanto, foram utilizadas desde ligas bastante dúcteis e pouco resistentes (1350-O), da série 1xxx, até uma liga menos dúctil e bastante resistente (7075-T6), da série 7xxx.

A Tabela 3.1 apresenta a composição química, destacando-se os principais elementos presentes nas ligas de alumínio; e a Tab. 3.2, seus limites de resistência (σ_R), escoamento ($\sigma_{e0,2\%}$) e o alongamento (A_R), todos obtidos da literatura.

Tabela 3.1 - Composição química (%) das ligas de alumínio (ALCOA, 2009)

Elementos	1350-O	6351-T6	7075-T73	7075-T6	6082-T4	6262-T6
Cu	0,05	0,10	1,2-2,0	1,20-2,00	0,10	0,15-0,40
Fe	0,40	0,50	0,50	0,05	0,50	0,70
Mg	0,03	0,40-0,80	2,1-2,9	2,10-2,90	0,60-1,20	0,80-1,20
Mn	0,10	0,4-0,80	0,30	0,30	0,40-1,0	0,15
Ni	0,03	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05
Si	0,10	0,70-1,30	0,40	0,40	0,70-1,30	0,40-0,80
Ti	0,03	0,20	0,20	0,20	0,10	0,15
Zn	0,05	0,20	5,10-6,10	5,10-6,10	0,20	0,25
Bi	0,03	0,05	0,05	0,05	0,05	0,40-0,70
Cr	0,01	0,05	0,18-0,28	0,18-0,28	0,25	0,04-0,14
Pb	0,03	0,05	0,05	0,050	0,05	0,40-0,70
Sn	0,03	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05
Be	0,03	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05
Ca	0,03	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05
Ga	0,03	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05
Li	0,03	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05
Na	0,03	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05
Sr	0,03	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05
Zr	0,03	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05
Outros	0,10	0,15	0,15	0,15	0,15	0,15

Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas das ligas de alumínio (ALCOA, 2009)

Liga	σ_R (MPa)	$\sigma_{e0,2\%}$ (MPa)	A_r (%)
1350-O	60-95	20-60	> 25
6082-T4	> 190	> 120	> 14
6262-T6	> 260	> 240	> 10
6351-T6	> 290	> 255	> 8
7075-T73	> 470	> 395	> 7
7075-T6	> 540	> 485	> 7

Dois tipos de caracterização foram executados: i) Microestrutural; e ii) Propriedades mecânicas. Suas respostas dependem do método de separação e preparação das amostras do material (HATCH, 1984). Nesta pesquisa, os corpos de provas para os processos de caracterização foram retirados de tal forma que suas secções transversais fossem ortogonais à direção de extrusão.

3.1.1. Caracterização Microestrutural

O processo de caracterização das ligas de alumínio seguiu três etapas: i) preparação, ii) ataque químico e iii) micrografia.

Antes da preparação, as amostras das secções transversais das ligas de alumínio foram cortadas e aplainadas em presença de fluido refrigerante para se evitar alterações microestruturais, em virtude do aumento da temperatura na região investigada (PACE TECHNOLOGIES, 2009; ZIPPERIAN, 2009).

A preparação envolveu o lixamento e o polimento de três regiões (R_1 , R_2 e R_3) das secções transversais (Fig. 3.2), através de uso de lixas e de pós abrasivos para tornar essas regiões planas e reflexivas (ROHDE, 2009; ZIPPERIAN, 2009). O lixamento foi realizado com lixas d'água (lixadeira circular: Arotec APL4 SiC: 120, 150, 220, 400, 600 e 1200 mesh), conforme Agarwal *et al.*, (2003), Schaeffer *et al.* (2006), Tan e Ögel (2007); e com cruzamento perpendicular das trilhas do movimento de lixamento, de acordo com Pace Technologies (2009). O polimento (politriz DAP7 Struers) foi realizado após lixamento, com pasta de diamante (granulometrias médias = 3 μm ou 1 μm) em disco de DP-NAP e presença álcool etílico, conforme Agarwal *et al.* (2003) e Maltais *et al.* (2004).

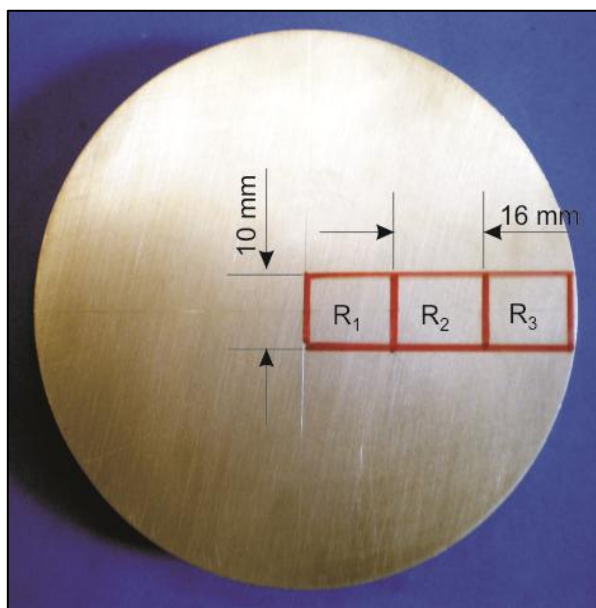


Figura 3.2 – Regiões de ataque das amostras: R₁, R₂ e R₃

Após o polimento, as superfícies foram atacadas com o reagente De Keller: 2 ml de HF (40%) + 3 ml de HCl (38%) + 5 ml de HNO₃ (70%) + 190 ml de H₂O (destilada). O De Keller reage com a microestrutura, promove seu contraste e evidencia características, tais como contornos de grãos e fases (MERATI, 2005). A intensidade dessa reação depende da composição química do reagente e da liga, de sua tensão e de sua estrutura cristalina, cujo resultado pode ser evidenciado através de adequado processo de ampliação óptica (CALLISTER, 2007; ZIPPERIAN, 2009).

Neste momento cabe ressaltar que cada tipo de reagente exerce diferente tipo de função. Para se identificar fases e revelar contornos de grãos nas ligas de alumínio da série 6xxx, Cerri e Evangelista (1999) e Warmuzek (2004) sugerem a aplicação de 1 g de NaOH + 100 ml de H₂O (destilada), à temperatura de 50 °C, recém preparado, por 5 a 15 s e limpa com 5% de HNO₃. Para se identificar fases, revelar contornos de grão, linhas de deslizamento na Al - puro e identificar constituintes nas ligas (fundidas) com silício, Cerri e Evangelista (1999) sugerem a aplicação de 0,5 ml de HF (40%) + 100 ml de H₂O (destilada), à temperatura ambiente, por 5 a 60 s, alternadamente polida e atacada várias vezes. Para se revelar contraste de contorno de grão e precipitados, Warmuzek (2004), Pace Technologies (2009), Rohde (2009) e Schaeffer *et al.* (2006) sugerem a aplicação de 2(4) ml de HF (40%) + 3(6) ml de HCl (38%) + 5(10) ml de HNO₃ (70%) + 190 ml de H₂O (destilada), também chamada de solução de Keller, recém-preparada, à temperatura ambiente, por 10 a 30 s. Para se visualizar o CuAl₂, Rohde (2009) indica atritar a superfície polida, por 30 s, com FeNO₃ (25%) + H₂O (100 cm³). Para se revelar contornos de grãos, COUTINHO (1980)

sugere imergir a superfície polida, por 30 a 60 s, na solução com HF (2%) + HNO₃ (25%) +H₂O (100 cm³).

Após o ataque, as secções das amostras foram micrografadas no microscópio óptico Lambda (400 x), de acordo com Agarwal *et al.* (2003) que conseguiu ampliar a estrutura da liga de alumínio 6061 e obtiveram boas imagens de partículas intermetálicas de Fe (cinza claro) e Mg₂Si (preto). Warmuzek (2004) por meio de análises microscópicas destacou as morfologias das fases constituintes nas ligas de alumínio da série 1xxx: Al₆Mn (paralelogramos, mais ou menos alongados); Al₃Fe (agulhas ou rosetas); α-Al(FeSi) (escrita chinesa); da série 6xxx: Mg₂Si (fina escrita chinesa, partículas dispersas); β-AlFeSi (Agulhas); e da série 7xxx: Al₁₈Cr₂Mg₃ (escrita chinesa); Al₇FeCr (agulhas, irregular poliedros) e MgZn₂ (partículas redondas irregulares).

As Figuras 3.3a – 3.3f apresentam as micrografias, feitas através do microscópio Lambda (400 x), das regiões R₁, R₂ e R₃, das ligas de alumínio (ver Fig. 3.2). Pode-se observar que, para cada liga, não ocorreu grande variação das microestruturas das regiões; porém, entre as ligas começam a aparecer grandes diferenças.

A liga 1350-O apresenta o Fe e o Si, como principais impurezas (ver Tab. 3.1). Devido ao processo de recozimento que sofreu (345 °C por 3 a 4 horas), ocorreu o aparecimento de diversos dispersoides ou precipitados coagulados, como os compostos intermetálicos (FeAl₃, AlFeSi e Mg₂Al), na matriz (solução sólida) (Fig. 3.3a), cujas concentrações não são muito eficientes para formarem barreiras efetivas ao movimento de discordâncias, sendo, portanto, de baixa resistência e de alta ductilidade (ver Fig. 5.2a e 5.2b). Estes resultados concordam com os apresentados por Hatch (1984) e Coutinho (1980), nas análises microestruturais de ligas de Al – puro, com presença de Fe e Si.

A liga 6082-T4 apresenta o Mg e o Si, como principais elementos de ligas (ver Tab. 3.1) que, através de adequado tratamento térmico de envelhecimento (solubilização em prensa, entre 520 e 540 °C, resfriamento em água e envelhecimento natural), proporcionaram o aparecimento de uma densa matriz de precipitados de Mg₂Si (pontos circulares escuros) dentro de seus grãos (Fig. 3.3b). Com isso, possui uma estrutura com muitas interferências aos movimentos das discordâncias, elevando-se, assim, sua dureza e resistência mecânica (Fig. 5.1a e 5.2a). Shuaib (2002) destaca que a baixa ductilidade dessas ligas (ver Fig. 5.2b) é devida às insolúveis fases de Mg₂Si, devido à presença de Si nelas.

A presença de finos precipitados (Mg₂Si) na liga 6082-T4 concorda com as micrografias feitas por Troeger e Starke (2000), que apresentaram finos precipitados de Mg₂Si na microestrutura da liga 6013, que também, por ser do mesmo grupo (6xxx) que a 6082-T4, possui o Mg e o Si, como principais elementos da liga.

As ligas 6262-T6 e 6351-T6 também apresentam, em suas composições químicas, o Mg e o Si como principais elementos de liga (ver Tab. 3.1), pois fazem parte da mesma classe (6xxx) da liga 6082-T4; todavia, sofreram outro tipo de tratamento térmico de envelhecimento (solubilização em prensa, entre 520 e 540 °C, mais resfriamento e envelhecimento artificial entre 170 e 180 °C, por 6 a 8 horas), cujo resultado também foi uma densa matriz de precipitados de Mg_2Si em suas microestruturas. Entretanto, a liga 6262-T6 por também apresentar teores elevados de Bi e Pb (ver Tab. 3.1) tem estes elementos insolúveis na forma de dispersóides e de glóbulos em sua matriz (Fig. 3.3c), que favorecem bastante a usinabilidade desta liga, pois, com o aumento da temperatura na região de corte, eles se fundem, diminuindo a resistência e a ductilidade da liga, o que leva à formação de cavacos curtos e fragmentados, e também atuam como lubrificantes na região de corte, cujos benefícios são baixas forças de cortes, desgastes, adesividade e rugosidade da superfície usinada (ELGALLAD *et al.*, 2010).

A liga 6351-T6, por apresentar menores teores de Mg e Si, tende a ter uma matriz de precipitados de Mg_2Si , menos densa (Fig. 3.3d). Embora isso ocorra, ela tem sua maior dureza e resistência assegurada (Fig. 5.1a e 5.2a), devido a sua maior concentração de Mn. Este elemento também melhora a resistência mecânica das ligas de alumínio, sem, contudo, diminuir a ductilidade das mesmas (GEHRING; SAAL, 2006). As micrografias da liga 6351-T6 concordam com aquelas levantadas por Schaeffer *et al.* (2006) numa liga de alumínio com a mesma designação. Além disso, micrografias feitas por Lee *et al.* (2002), da secção transversal da liga 6061 (0,94% Mg; 0,71% Si), também da série 6xxx, apresentaram finos precipitados, semelhantes aos encontrados nas microestruturas das ligas 6082-T4, 6262-T6 e 6351-T6.

As ligas 7075-T73 e 7075-T6 fazem parte do mesmo grupo (7xxx), e possuem o Mg e Zn, nos mesmos teores, como principais elementos de ligas. A grande diferença entre suas microestruturas deve-se aos tratamentos térmicos que sofreram. A primeira foi superenvelhecida (solubilizada a 465 °C, em forno, resfriada em água e envelhecida a 105 °C por 6 a 8 horas, e depois, a 170 °C, por 14 a 18 horas, com rampa de aquecimento entre os dois estágios de 15 °C/hora), o que gerou precipitados grosseiros de $MgZn_2$, em virtude, possivelmente, da coalescência de precipitados, principalmente nos contornos de grão, diminuindo-se, assim, a densidade de finos precipitados nos grãos (Fig. 3.3e). A segunda foi envelhecida artificialmente (solubilizada a 465 °C, em forno, resfriada em água e envelhecida artificialmente a 120 °C, por 24 horas), o que gerou alta densidade de finos precipitados de $MgZn_2$, dentro dos grãos (Fig. 3.3f), o que lhe confere maior resistência mecânica, comparada a 7075-T-73 (Fig. 5.1a e 5.2a). As micrografias dessas ligas (7075-

T73 e 7075-T6) concordam com as micrografias feitas por Li *et al.* (2008) em ligas de alumínios com as mesmas designações.

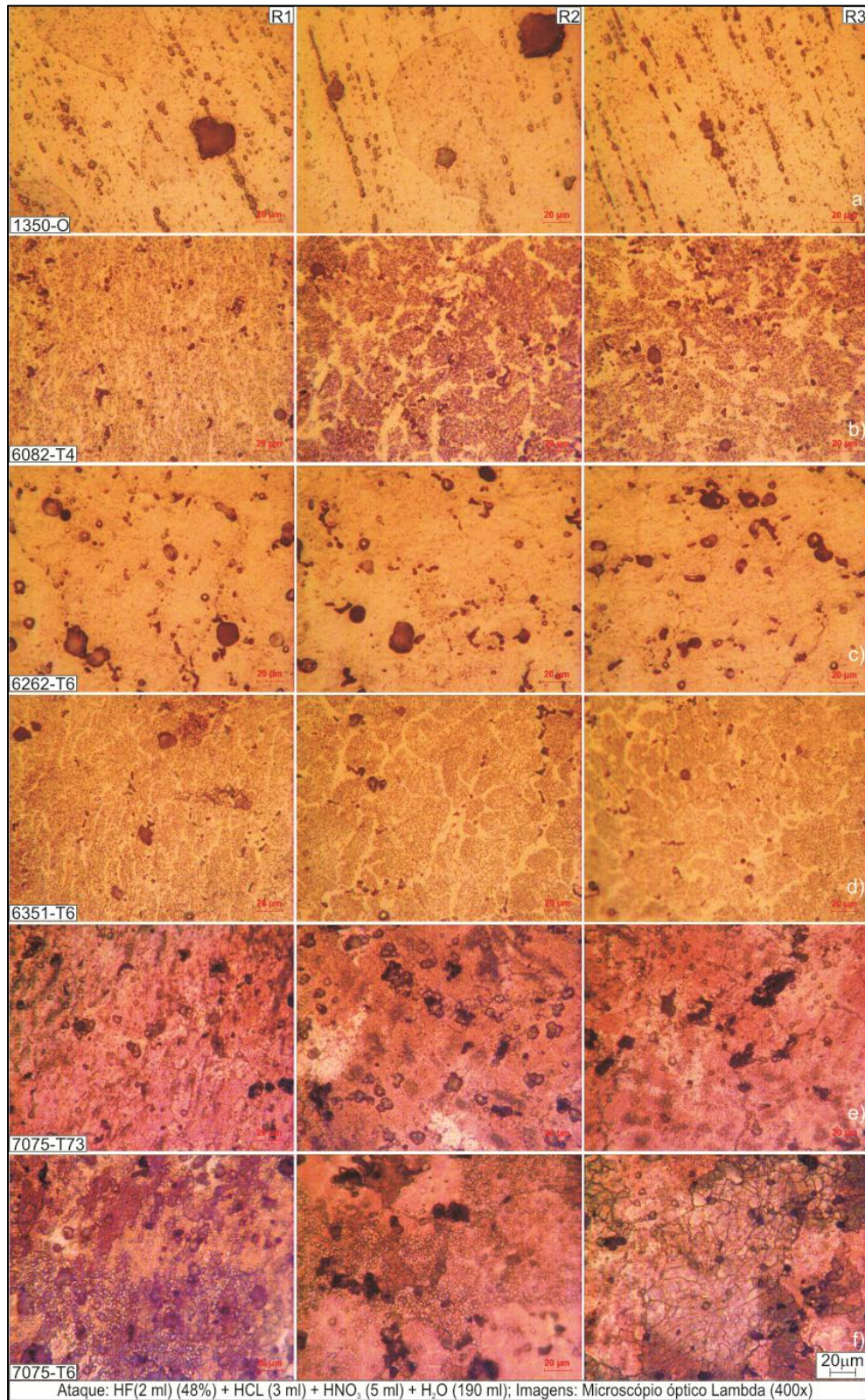


Figura 3.3 – Microestruturas das ligas: a) 1350-O; b) 6082-T4; c) 6262-T6; d) 6351-T6; e) 7075-T73; f) 7075-T6

Cabe destacar que as microestruturas finas e equiaxiais das ligas estudadas das séries 6xxx e 7xxx, além da presença dos precipitados, podem ser os motivos que favoreçam suas altas resistências mecânicas e baixas ductilidades (CHIRITA *et al.*, 2009).

3.1.2. Caracterização das Propriedades Mecânicas

O processo de caracterização das propriedades mecânicas foi realizado através dos ensaios de dureza Vickers (I) e de Tração (II), nas amostras separadas das barras de ligas de alumínio (secção transversal a direção de extrusão). Esses tipos de ensaios são bastante utilizados para identificar e estudar características dessas ligas. Bonollo *et al.* (1997) estudaram, por meio de ensaio de tração, o efeito da temperatura e das partículas duras, sobre o limite de resistência/escoamento, alongamento das ligas de alumínio 6061E (20% Al₂O₃), 2014-T6 (17% Al₂O₃) e 6061E-T6 (20% Al₂O₃). Dwivedi *et al.* (2008) compararam o limite de resistência, o alongamento e a dureza das ligas de alumínio LM13 e LM28, na condição fundida (A), fundida-refinada (B) e tratada termicamente (C).

3.1.2.1. Ensaio de Dureza Vickers

Esse tipo de ensaio de dureza foi escolhido devido a sua capacidade de testar grande número de materiais, como é o caso desta pesquisa, sem a necessidade de se alterar o indentador (piramidal) – somente a carga (CALLISTER, 2007, COURTNEY, 1990; MEYER; CHAWLA, 1999) – com a grande vantagem, dependendo do tipo de máquina, de ser determinada com base na média das marcas das diagonais do indentador sobre a superfície investigada ou de forma automática. Contudo, Meyer e Chawla (1999); NM ISO 6507-1 (2008) apresentam a abordagem conceitual para o cálculo dessa grandeza (dureza Vickers).

A fim de se assegurar boa impressão do indentador, as superfícies transversais das amostras testadas foram aplainadas, lixadas e polidas (CALLISTER, 2007; De SOUZA, 1982). Isso foi feito em lixadeiras rotativas para se tentar eliminar os erros grosseiros de processos manuais (BARROS NETO *et al.*, 2007), tais como abaulamento das bordas da amostra.

Para se evitar interações entre as indentações, foi deixada entre elas uma distância de pelo menos duas vezes e meio o comprimento de suas diagonais (MEYER; CHAWLA, 1999; NM ISO 6507-1, 2008). Para se garantir boa impressão e prevenir excessiva recuperação elástica do material sob a carga (Q), os ensaios foram conduzidos por aproximadamente 15 a 20 s, sobre a superfície testada (De SOUZA, 1982; SCHAEFFER *et al.*, 2006; VILAS BOAS *et al.*, 2007).

A Figura 3.4 mostra os pontos de indentação para investigação da dureza na secção transversal das ligas de alumínio. Essas indentações foram realizadas com o durômetro Universal Wolpert (carga de 10 kg).

Os resultados de dureza passaram por uma análise variância - ANOVA ($\psi = 5\%$), para se verificar as influências das ligas e das regiões de indentação: raio (1, 2, 3 e 4) e o círculo (A, B, C, D e E) (Fig. 3.4), sobre a dureza.

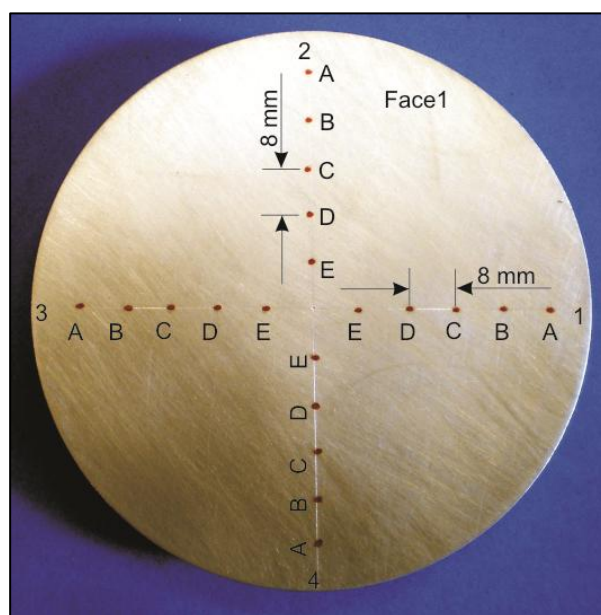


Figura 3.4 – Pontos para indentação nas superfícies transversais das amostras

3.1.2.2. Ensaio de Tração

Nestes ensaios as amostras das ligas de alumínio foram solicitadas uniaxialmente com esforço gradativo à taxa de deformação constante (COURTNEY, 1990; DE SOUZA, 1982) de 2 mm/min – na máquina de tração MTS 810 (*Material Test System* - MTS TestStarlls), de tal forma que se deformassem, normalmente, até a ruptura. Isso foi feito para se avaliar a resistência mecânica e a ductilidade do material ensaiado (CALLISTER, 2007), sob a suposição que este era contínuo (livre de porosidades) e isotrópico (DIETER; BACON, 1988).

Cabe destacar que a ductilidade é a habilidade de o material se deformar permanentemente sob uma determinada tensão; e a resistência mecânica é a capacidade de esse material resistir a uma carga sob tensão (JACOBS, 1999b).

A metodologia de preparação e de condução, bem como quais as propriedades mecânicas que podem ser avaliadas em ensaios de tração são relatadas na norma NBR 6152 (2002). Elas dependem das características geométricas originais dos corpos de provas ensaiados. No caso desta pesquisa foi utilizada a que trata da preparação de corpos de

prova oriundos de grandes barras redondas, cujas dimensões podem ser vistas na Fig. 3.5a, em que o comprimento total do corpo de prova foi aproximadamente 60 mm (L_T), o comprimento útil, 25 mm (L_0), e diâmetro original, 5 mm (d_0), o comprimento paralelo, 29,7 mm (L_C) e o diâmetro de fixação, 11 mm (d_1), para os corpos de provas, respeitando-se as tolerâncias de fabricação estabelecidas pela NBR 6152 (2002).

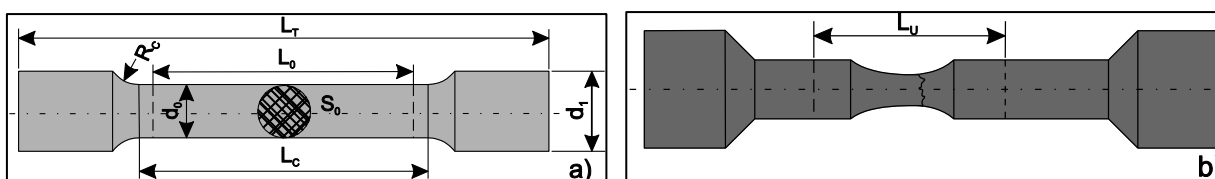


Figura 3.5 – Representação de amostras dos ensaios de tração: a) antes do ensaio; b) após o ensaio (NBR 6152, 2002)

Embora num ensaio de tração, possam-se levantar outras propriedades mecânicas (ver NBR 6152, 2002), nesta pesquisa foram mensurados o limite de resistência mecânica (σ_R) e o alongamento após a ruptura (A_r). A primeira é fornecida automaticamente pela máquina de tração; e a segunda é razão entre a diferença de L_U e L_0 por L_0 [$A_r = (L_U - L_0)/L_0$], onde L_U é o comprimento final após a ruptura, medido juntando-se as partes separadas, após ensaio de tração (Fig. 3.5b). Quanto maior o valor de A_r , maior é a ductilidade do material ensaiado (DE SOUZA, 1982). Valores dos limites de resistência, normalmente, em máquinas automatizadas, são fornecidos em tempo real como ocorreu nesse experimento.

Quatro corpos de provas, por liga de alumínio, foram testados, cujas grandezas investigadas foram os valores médios/desvio-padrão dos limites de resistência (σ_R) e alongamento após ruptura (A_r) das ligas de alumínio (ver subsecção 5.1.2).

3.2. Configuração dos Ensaio de Usinagem

Os ensaios de usinagem tiveram como objetivo a medição das características de usinabilidade: força de avanço (F_f), passiva (F_p) e de corte (F_c); potência de usinagem (N_e), temperatura de corte (T_c), parâmetros de rugosidade (R_a , R_z e R_q) e a vibração (V_b).

Aqui serão apresentados os seguintes aspectos relacionados às configurações de experimentos: i) máquinas, ferramentas e consumíveis; ii) medição das forças, vibração e

potência de usinagens; iii) medição da temperatura de corte e iv) medição dos parâmetros de rugosidades superficiais.

3.2.1. Máquinas, Ferramentas e Consumíveis

Os ensaios de usinagem foram conduzidos no torno CNC (*Central Numeric Computer*) linha Multiplic 35D (ROMI S.A.), cuja potência instalada no motor principal é de 11 kW; potência total instalada é de 20 kVA; e a faixa de rotação é de 3 a 3000 RPM (ROMI, 2010).

Para a aplicação da técnica de mínima quantidade de fluido (MQF) foi utilizado o fluido de corte Accu-Lube-LB-2000 ITW - biodegradável à base de óleo vegetal (soja, milho e canola), recomendado para a usinagem de não-ferrosos com densidade de 920 kg/m^3 , viscosidade de 37cSt (40°C), ponto de fulgor de 320° , ponto de fluidez de -20°C , 0% de enxofre, cloro e de óleo mineral (ITW ROCOL NORTH AMERICA, 2010)

A aplicação da mínima quantidade de fluido (MQF) foi feita por meio de bicos flexíveis direcionados à região de corte, de acordo com a direção de aplicação A (ver Fig. 2.30b), através do dispositivo dosador Accu-lube (ITW ROCOL NORTH AMERICA), que foi calibrado para uma vazão de óleo $100 \pm 3 \text{ ml/h}$, em fluxo de ar, com $6 \pm 1 \text{ bar}$ de pressão.

As Figuras 3.6a e 3.6b apresentam os elementos empregados no processo de lubri-refrigeração: (1) bocal do jorro; (2) duplo bocal do MQF; (3) dispositivo dosador Accu-lube; e (4) calibrador da vazão do MQF.

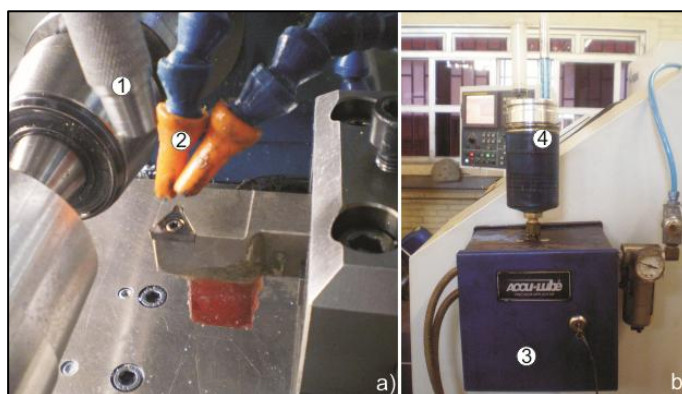


Figura 3.6 - Sistemas de lubri-refrigeração: a) bocais; b) dispositivo dosador

Na condição jorro foi utilizado um óleo miscível em água (Vasco 1000 - Blaser Swisslube) – biodegradável de alto desempenho, indicado para a usinagem de não ferrosos, com 0% de óleo mineral, 45% de óleo vegetal, 0,1% H_2O , densidade de 950 kg/m^3 (20 °C), viscosidade de $56 \text{ mm}^2/\text{s}$ (40°C) e ponto de fulgor de 180°C (BLASER SWISSLUBE, 2010).

O óleo emulsionado chegou à região de corte com uma vazão de 360 L/h e uma concentração de 6% (verificada com refratômetro Atago), aproximadamente.

Duas ferramentas de corte, com distintas geometrias e materiais, foram utilizadas nos ensaios de usinagem. Uma para a investigação da F_c , F_f , F_p , V_b , R_a , R_z , R_q e N_e – ferramenta de corte A (ver montagem Fig 1.1b); e outra para a investigação da T_c - ferramenta de corte B (ver montagem Fig. 1.2a), devido ao processo de calibração termopar ferramenta – peça (ver subsecção 4.2.2).

A ferramenta de corte do tipo A possui um substrato de carboneto de tungstênio (WC-Co: Mitsubshi: TCGT16T308-AZ HTi10), superfície de corte polida ondulada e ângulos/dimensões mostrados na Fig. 3.7a. Em função dessas características, seus principais benefícios são a capacidade de controlar o cavaco, redução do esforço de corte, mínima adesividade e redução de rebarbas, podendo ser empregadas em velocidade de corte entre 500 a 1200 m/min, no alumínio puro; de 200 a 500 m/min, nas ligas de alumínio com teores de silício menores do que 12%, e de 150 a 400 m/min, nas ligas com teores de silício maiores do que 12% (MITSUBISHI MATERIALS, 2010). Como suporte, foi utilizado o ISO STGCR2020K16Z, fabricado pela Mitsubishi, cuja montagem com o inserto de metal duro forneceu um ângulo de saída (γ_o) de 8° , de folga (α_o) de 11° e de posição (χ_r) de 90° .

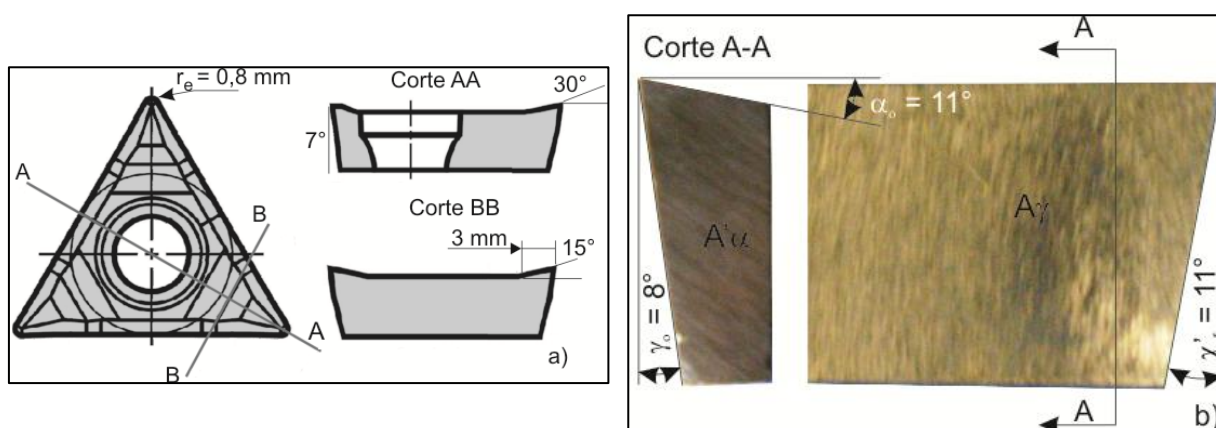


Figura 3.7 – a) Ângulos da ferramenta de corte A (MITSUBISHI MATERIALS, 2010); b) Ângulos da ferramenta de corte B

A ferramenta de corte B foi uma barra retangular de metal duro (13 x 4 x 310 mm) classe K15 (TASK), com 93% WC + 7% Co, tamanho de grão de $1,0 \mu\text{m}$ e dureza de 1580 HV (TASK, 2009) (Fig. 3.7b). Suas principais características geométricas foram: $\alpha_o = 7^\circ$; $\gamma_o = 12^\circ$ e $\chi_r = 90^\circ$, conferidas por meio de processo de retificação da barra de metal duro (retificadora Mello ferramenteira).

3.2.2. Medição das Forças, Vibração e Potência de Usinagem

Foram mensuradas as componentes da força de usinagem (F_f , F_p e F_c), na ponta da ferramenta, nas direções **x**, **y** e **z**, respectivamente; a aceleração (V_b), no suporte da ferramenta próximo à aresta da ferramenta, na direção **z**; e a potência de usinagem (N_e), a partir das correntes das fases (I_i) e tensões fase - terra (φ_i), instantâneas, medidas no circuito elétrico do torno CNC.

Duas amostras de sinais por respostas (y_i) e por condição de corte foram coletadas, após o sistema entrar em regime de corte (~ 3,5 s, conforme Evangelista Luis, 2007). Os valores das respostas utilizados para os estudos estatísticos foram, para as forças (F_f , F_p e F_c) e potência consumida (Pot_i), as médias aritméticas de seus sinais ($F_i = \int_0^T F_i(t) dT/T$ e $Pot_i = \int_0^T I_i(t)\varphi_i(t) dT/T$), onde F_i é o tipo de força mensurada; I_i e φ_i são os sinais de corrente e de tensão do circuito elétrico do torno CNC, respectivamente, e T o período de amostragem do sinal. O valor da vibração foi a média quadrática de seus sinais ($V_b = \sqrt{\int_0^T v_b(t)^2 dT/T}$).

A potência de usinagem (N_e) ($N_e = Pot_t - Pot_v$) foi determinada através da diferença entre a potência média consumida pelo torno CNC, durante a ação de corte ($Pot_t = \int_0^T I_c(t)\varphi_c(t) dT/T$) e consumida pelo CNC, sem a ação de corte, ou seja, a potência em vazio ($Pot_v = \int_0^T I_v(t)\varphi_v(t) dT/T$), onde a corrente (I_c) e a tensão (φ_c) foram adquiridas durante a ação de corte; e as correntes (I_v) e tensão (φ_v), sem a ação de corte; porém, nas mesmas condições de corte. Semelhante procedimento foi utilizado por Braga *et al.* (2002) na furação de uma liga Al-Si.

No processo de mensuração das características de usinabilidade, os dispositivos de medição (dinamômetro, acelerômetro, condicionadores de sinais de corrente e de tensão) forneciam como saída sinais instantâneos de tensão proporcionais à magnitude das grandezas. Essas saídas foram condicionadas (filtradas e reduzida) em condicionadores, cujos sinais gerados, depois de multiplicação de ganho, forneciam os valores reais das grandezas.

A Figura 3.8 apresenta a configuração do experimento de mensuração das características de usinabilidade – onde o dinamômetro (7) enviava sinais de tensão das componentes da força de usinagem à placa distribuidora (8), para serem condicionados (filtragem + redução) no condicionador (9). Conforme orientação do fabricante, seus canais (F_f , F_p e F_c) foram ajustados com sensibilidade de -7,93 pC/N, -7,96 pC/N e -3,61pC/N,

respectivamente. O acelerômetro (10), posicionado debaixo do suporte e na ponta da ferramenta, enviava sinais de aceleração da ferramenta (direção de corte) para serem condicionados (filtrados + redução) no condicionador (11). Este condicionador utilizou um filtro com uma frequência de corte de 3000 kHz. O transdutor (16) enviava sinais de tensão da corrente (I_j) das fases para serem tratados (filtrados + redução) nos condicionadores de corrente (CSC_j) (1). Os condicionadores de tensão (CST_j) (1) liam as tensões das fases (φ_j) e a condicionavam (filtrava + redução). A Fig. I.1 do anexo I apresenta os principais elementos esquematizados na Fig. 3.8.

Os sinais condicionados, a uma taxa de amostragem de 6 kHz, eram adquiridos pela placa de aquisição (12), de onde eram enviados para computador/programa LabView (13), que, depois de multiplicação de ganho, eram convertidos em valores reais. Neste programa, os canais das forças foram ajustados com um ganho de 200 N/V. O canal da aceleração foi ajustado com um ganho de 10 mV/ms². Os canais das correntes e das tensões foram ajustados de acordo com os ganhos das curvas de calibração (ver Fig. 4.6).

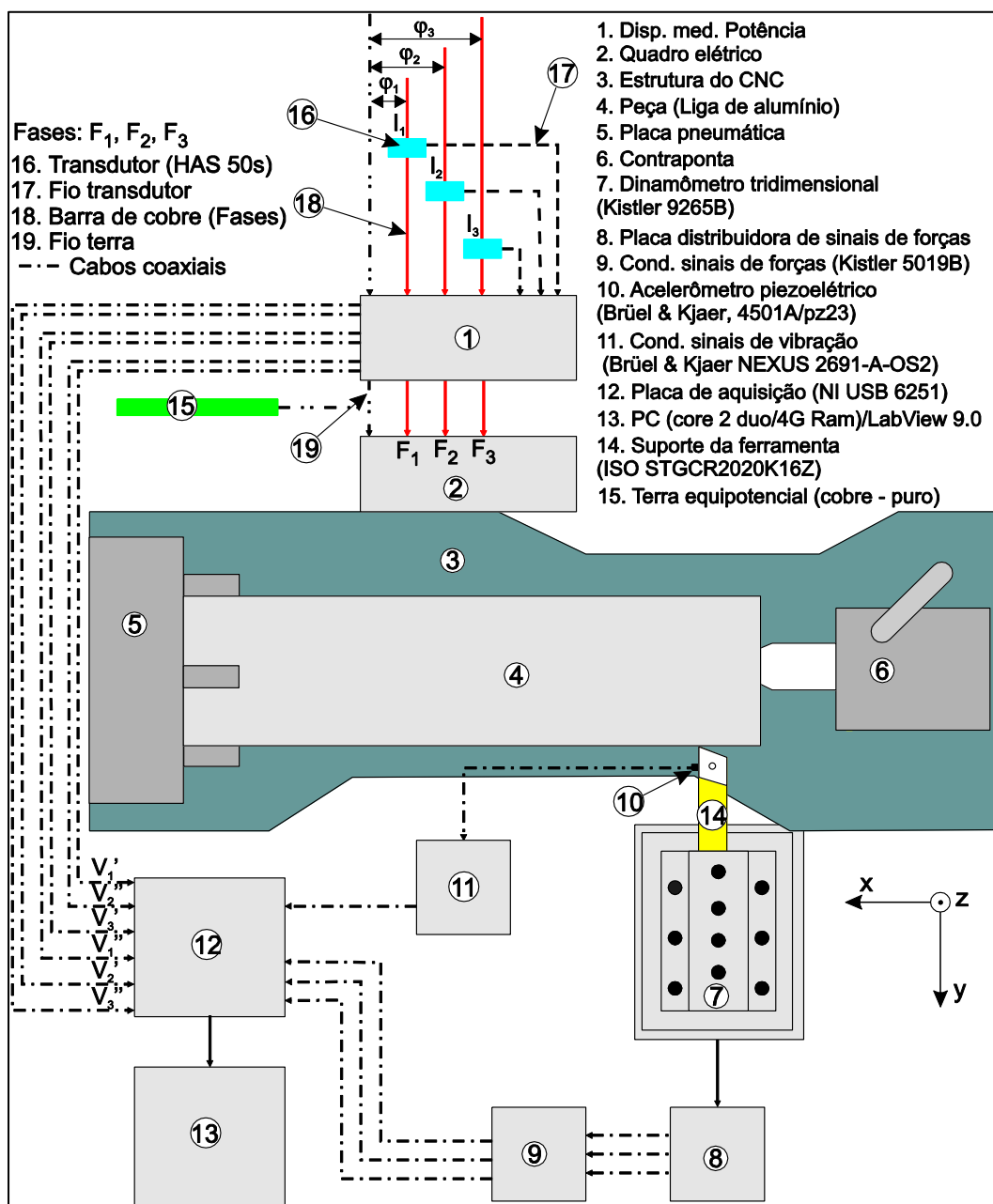


Figura 3.8 – Configuração do experimento para medição da F_c , F_f , F_p , N_e e V_b

3.2.3. Medição da Temperatura de Corte

A medição de temperatura de corte foi feita utilizando-se o método do termopar ferramenta-peça. Durante a usinagem, a força eletromotriz gerada no circuito elétrico termopar ferramenta-peça (FEM), proporcional ao gradiente entre temperatura na interface cavaco-ferramenta (T_c) e a temperatura ambiente (T_a) ($\Delta T = T_c - T_a$), foi coletada. Seu valor para cada condição de corte, após o sistema entrar em regime de corte, foi obtido pela média de seus sinais ($FEM = \int_0^T FEM(t) dt / T$).

A Figura 3.9 esquematiza o circuito elétrico e os componentes utilizados no processo de aquisição da força eletromotriz no sistema termopar ferramenta-peça (FEM), durante a usinagem das ligas de alumínio. O multímetro (11) e a fiação (8 - 9) foram os mesmos utilizados no processo de calibração do termopar ferramenta-peça (ver Fig. 4.7); o conjunto suporte-ferramenta (6) foi isolado da estrutura do torno CNC, com placas de celeron (2 mm) ao seu redor (ver Fig. 4.3b e 4.3c). O dispositivo – três escovas (ver detalhes Fig. 4.4) - permitiu fechar o circuito elétrico do sistema termopar ferramenta-peça, com esta em movimento de rotação, em presença de uma fina camada de vaselina sólida entre peça (3) – escovas (7). Com exceção do conjunto suporte/ferramenta de corte, o torno CNC e demais equipamentos vinculados a ele, estavam ligados ao terra equipotencial (14). Detalhes do esquema da Fig. 3.9 podem ser visto na Fig. I.2 do anexo I.

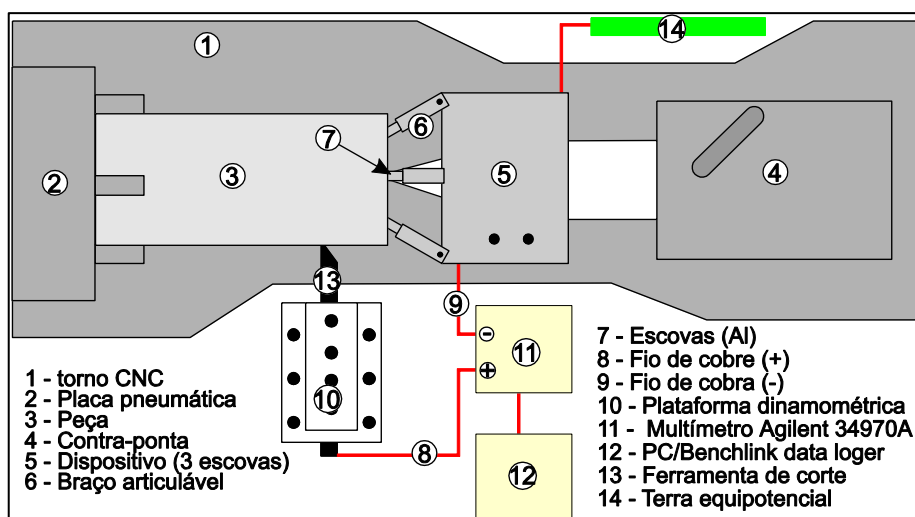


Figura 3.9 – Esquema de circuito elétrico termopar ferramenta-peça

A Figura 3.10 esquematiza as junções termoelétricas presentes no circuito elétrico termopar ferramenta – peça, onde J_1 é a junção fio de cobre (8) - conector multímetro; J_2 é a junção ferramenta (13) - fio de cobre (8); J_3 é junção ferramenta (13) - peça (3); J_4 é a junção peça (3) – escovas (7); J_5 é a junção escovas (7) - braço articulável (6); J_6 é junção braço articulável (6) – corpo dispositivo (5); J_7 é a junção corpo dispositivo (5) - fio de cobre (9); e J_8 é a junção fio de cobre (9) - conector do multímetro.

A pequena camada de vaselina sólida entre os elementos (3) e (7) garantiu que a temperatura na junção J_4 não sofresse significativa variação de temperatura, em relação a temperatura ambiente (T_a). Esta também foi assegurada, pois as escovas faziam contato com a face da peça usinada, bem próximo ao centro da peça, o que reduziu a velocidade

relativa entre os elementos (3) e (7). Os elementos (3) e (7), embora sendo de materiais distintos, apresentavam como elemento principal (matriz dúctil) – o alumínio. Estas ações minimizariam os erros oriundos da presença de uma força eletromotriz (fem), indesejável, devido ao um gradiente de temperatura entre a junções J₄ e J₅. Portanto, por simplificação, a junção J₄, juntamente com as junções J₁, J₂, J₅, J₆, J₇ e J₈ foram consideradas à temperatura ambiente (T_a); enquanto que J₃ à temperatura de corte (T_c).

Na Figura 3.10, o isolamento elétrico entre a junção J₂-J₃ é a condição suficiente para o bom funcionamento do termopar ferramenta-peça - de acordo com trabalho feito por Mário C. S. Jr, Alisson R. Machado, Marcos A. S. Barrozo, Luciano M. Neto, Ernane A. A. Coelho (A 2^k Factorial Design Analysis about Termocouple Workpice-Tool System Type and Cutting Conditions Influence on the Tool-Workpiece Electromotive Force), submetido ao *Journal of the International Measurement Confederation*.

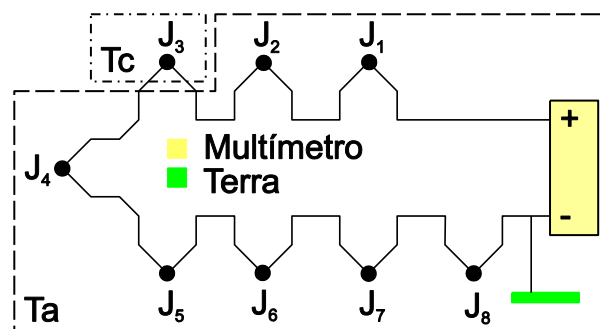


Figura 3.10 – Junções termoelétricas do circuito elétrico de termopar ferramenta-peça

Os segmentos metálicos entre as junções J₁-J₂ e J₄-J₅, por estarem à mesma temperatura (T_a), não geram força eletromotriz. Desta forma, os únicos pares de junções, que estão sob gradiente de temperatura ($\Delta T = T_c - T_a$), e, assim, contribuem para a força eletromotriz do circuito elétrico (FEM), são os pares de junções, J₂-J₃ e J₃-J₄. Com isso, pode ser provado que a força eletromotriz lida pelo multímetro, dada pela Eq. 3.1 depende da temperatura ambiente (T_a) e da temperatura de corte (T_c), cujo resultado concorda com o apresentado pela equação da força eletromotriz no circuito de calibração (Eq. 4.1).

$$FEM = \int_{T_a}^{T_c} (\sigma_{WC} - \sigma_{Al}) dt \quad (3.1)$$

Onde σ_{WC} e σ_{Al} , são os coeficiente de Seebeck da barra de metal duro e do filamento de cavaco da liga de alumínio, respectivamente.

Como se vê na Eq. 3.1, a força eletromotriz gerada no circuito de termopar ferramenta – peça (FEM) é proporcional ao gradiente entre temperatura de corte (T_c) e a temperatura ambiente (T_a) ($\Delta T = T_c - T_a$). Como a temperatura ambiente não é constante, sua variação pode dificultar a medição. Para evitar esse problema e tornar a FEM dependente apenas da temperatura de corte (T_c), seria necessário o estabelecimento de uma fonte fria ($T_a = 0^\circ\text{C}$) nas junções J_2 e J_4 . Entretanto, não há possibilidade de se realizar essa montagem. Assim, foi estabelecido que o gradiente de temperatura no circuito termopar seria igual à temperatura de corte ($\Delta T = T_c$). Isso foi possível, pois sua variação, normalmente, fica em patamares cerca de 5,0 % a 10,0 % das temperaturas de corte presentes na usinagem das ligas de alumínio. Com isso, foi possível determinar a temperatura de corte (T_c) através da curva de calibração do termopar ferramenta-cavaco (ver Fig. 4.9).

3.2.4. Medição dos Parâmetros de Rugosidades Superficiais

Três parâmetros de rugosidades (R_a , R_z e R_q) foram medidos para cada condição de usinagem. Estes parâmetros foram tomados, por condição de corte, ao longo da superfície cilíndrica da peça usinada, na mesma direção do seu eixo, em três pontos igualmente espaçados ao longo de uma circunferência. Isso foi realizado duas vezes utilizando-se o rugosímetro portátil com ponta de diamante (Mitutoyo SJ-201) (Fig. 3.11). Para efeito de análise de significância, foram utilizadas as grandes médias dos resultados de cada parâmetro.

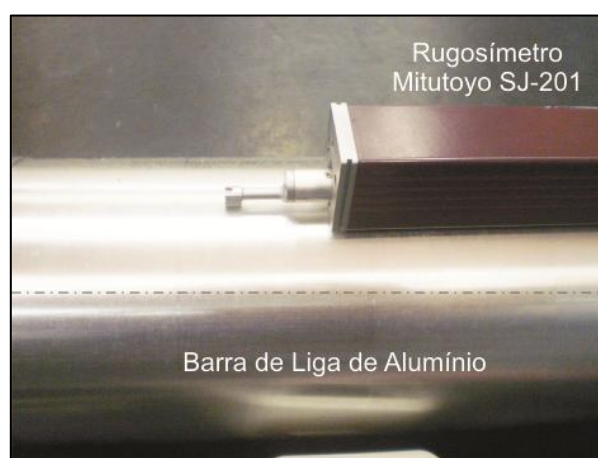


Figura 3.11 – Direção de medição da rugosidade da superfície usinada

É importante salientar que, antes de cada medida, os equipamentos ou dispositivos (dinamômetro, acelerômetro, medidor de potência, rugosímetro e medidor de temperatura) foram devidamente calibrados, seguindo recomendações dos respectivos fabricantes.

3.3. Planejamentos de Experimento

Os planejamentos de experimentos utilizados objetivaram garantir confiabilidade nos resultados das investigações das influências das variáveis de entrada: propriedades mecânicas [resistência à tração (σ_R), alongamento (A_r) e dureza (H_d)] e condições de corte [velocidade de corte (V_c), profundidade de corte (a_p), avanço (f) e condição de lubri-refrigeração (lub)], sobre as variáveis de saída: características de usinabilidade [forças de avanço (F_f), passiva (F_p) e de corte (F_c); potência de usinagem (N_e), temperatura de corte (T_c), parâmetros de rugosidade (R_a , R_z e R_q) e vibração (V_b)]. Eles definiram os tratamentos a serem utilizados nos ensaios de usinagem para mensuração das características de usinabilidade.

Dois tipos de planejamentos de experimento foram adotados: i) planejamento fatorial 2^k (exploratório) e ii) planejamento composto central (PCC). Os resultados do primeiro permitiram, através de uma análise de variância - ANOVA, identificar os (k) fatores (variáveis independentes: x_i), simultaneamente significativos às respostas (y_i) (variáveis dependentes); enquanto que os resultados dos tratamentos do segundo planejamento permitiram, a partir dos (k) fatores significativos apontados pelo primeiro experimento, gerar modelos de 2^a ordem globais, envolvendo y_i como função de x_i . Ainda dentro do planejamento de experimento foram realizados estudos de desgastes e de avaria de ferramentas (iii).

3.3.1. Planejamento Fatorial 2^k

No planejamento fatorial 2^k , o fator material (Liga) representou a variação da resistência mecânica (σ_R), do alongamento após a ruptura (A_r) e da dureza (H_d), em dois níveis [baixo (-1) e alto (+1)]. Três condições de lubri-refrigeração foram analisadas (seco, MQF: mínima quantidade de fluido e jorro), neste planejamento. Em virtude das três condições de lubri-refrigeração (lub), dois planejamentos fatoriais 2^k foram realizados, denominados, respectivamente, planejamento fatorial 2^k I e 2^k II.

A variação de nível das propriedades mecânicas foi realizada com as ligas de alumínio 1350-O (-1) e 7075-T6 (+1), baixa e alta resistência mecânica, respectivamente,

enquanto que as ligas 6082-T4, 6262-T6 e 7075-T73, embora não sendo utilizadas na análise de efeitos fatoriais, foram submetidas aos ensaios de usinagem com os planejamentos fatoriais 2^k I e 2^k II, para futura análise de regressão global. A liga de alumínio 6351-T6 foi utilizada nos ensaios de validação dos modelos de 2ª ordem das características de usinabilidade.

Devido a limitações da ferramenta de corte utilizada nos ensaios de temperatura, no planejamento fatorial 2^k para estes ensaios foram empregados outros níveis [baixo (-1) e alto (+1)] para velocidade de corte (V_c), avanço (f) e profundidade de corte (a_p).

As Tabelas 3.3 e 3.4 apresentam os níveis dos fatores empregados nos planejamentos fatoriais 2^k I e 2^k II, respectivamente, utilizados para determinação dos (k_i) fatores significativos para cada resposta (y_i).

Tabela 3.3 – Níveis dos planejamentos fatoriais 2^k I

	Liga	V_c (m/min)	f (mm/rot)	a_p (mm)	lub
ω (-1)	1350-O	200 (300)*	0,2	1	Seco
ω (+1)	7075-T6	600	0,35 (0,3)*	4 (3)*	Jorro

*Valor empregado no ensaio de temperatura - T_c

Tabela 3.4 – Níveis dos planejamentos fatoriais 2^k II

	Liga	V_c (m/min)	f (mm/rot)	a_p (mm)	lub
ω (-1)	1350-O	200 (300)*	0,2	1	Seco
ω (+1)	7075-T6	600	0,35 (0,3)*	4 (3)*	MQF

*Valor empregado no ensaio de temperatura - T_c

As análises de significância de efeitos fatoriais foram conduzidas através de uma análise de variância e estimativas de efeitos fatoriais dos planejamentos 2^k , para cada característica de usinabilidade ou parâmetro de saída (ver subsecção 5.2.2). A análise de variância possibilitou identificar as fontes de variação simultaneamente significativas (p -nível < 5%) para todas as características de usinabilidade (ver Tab. 5.4 e Tab. 5.5); enquanto que as estimativas de efeitos fatoriais possibilitaram ver os comportamentos físicos das características de usinabilidade (ver Tab. 5.6 e Tab. 5.7).

Embora nos ensaios de usinagem com os planejamentos fatoriais 2^k tenham sido adquiridos os valores das componentes da força de usinagem (F_c , F_f e F_p) (ver Tab. II.1 e II.2), foi utilizado o módulo da força de usinagem ($F_u = \sqrt{F_c^2 + F_f^2 + F_p^2}$), para as análises de variância (ver Tab. 5.4 e 5.5) e as investigações dos efeitos fatoriais (ver Tab. 5.6 e 5.7; Fig.

5.3). As estimativas dos efeitos fatoriais (gráficos) da rugosidade foram realizadas com o agrupamento dos parâmetros de rugosidade ($R_a + R_z + R_q$) (ver Fig. 5.6). Isso foi feito para se evitar discussões repetitivas dos efeitos das fontes de variação sobre a força de corte (F_c), avanço (F_f) e passivas (F_p) e sobre os parâmetros de rugosidade (R_a , R_z e R_q). Além disso, para possibilitar a comparação do comportamento da força de usinagem (F_u) com o da potência de usinagem ($N_e = \mathbf{F}_u \cdot \mathbf{V}_e$: produto escalar); e assim facilitar a determinação das fontes de variação simultaneamente significativas a todas as características de usinabilidade (y_i).

Cabe ressaltar que a resposta Rugosidade não foi utilizada para as análises de regressão, mas sim os parâmetros de rugosidade (R_a , R_z e R_q). O agrupamento desses parâmetros para a análise gráfica de estimativas de efeitos fatoriais foi possível, pois foi percebido seguirem a mesma tendência; e ainda possuem a mesma unidade.

As discussões dos resultados dos efeitos fatoriais das fontes de variação sobre as características de usinabilidade foram feitas, investigando-se como as contribuições da Liga (∂ Liga), V_c (∂V_c), a_p (∂a_p), f (∂f) e lub (∂ lub) afetaram as tensões de cisalhamento no plano primário ($\partial \tau_{PCP}$) e secundário ($\partial \tau_{PCS}$) (TRENT; WRIGHT, 2000).

Todos os modelos das características de usinabilidades utilizados nas análises de variância e de estimativas de efeitos fatoriais, foram acompanhados por estudos de análises residuais, para se verificar suas adequabilidades para predição (ver subsecção 5.2.3).

Ainda dentro do planejamento fatorial 2^k , para se selecionar a melhor condição de lubri-refrigeração, foi realizada a comparação geral das condições de lubri-refrigeração (ver subsecção 5.2.4). E, para se verificar as confiabilidades dos dispositivos condicionadores de sinais de corrente e de tensão (ver Fig. 4.1 e 4.2) e da metodologia utilizada na medição da potência de usinagem (ver subsecção 3.2.2), foi realizado um processo de validação dos resultados da potência de usinagem (N_e) (ver subsecção 5.2.5).

A seleção da melhor condição de lubri-refrigeração (seco, jorro ou MQF), para a maioria das características de usinabilidade, foi feita através da comparação dos comportamentos médios das respostas (F_u , N_e , T_c , $R_{ug} = R_a + R_z + R_q$ e V_b), em cada condição de lubri-refrigeração. Foi selecionada a condição de lubri-refrigeração, cuja proporção de menores níveis médios entre as respostas foi maior.

A validação dos resultados da potência de usinagem (N_e) foi feita através de uma análise de variância entre esses resultados, com os gerados por outros dois métodos, nas mesmas condições de corte. Em uma, a potência de usinagem (N_{e1}) foi calculada através do

produto escalar entre os vetores \mathbf{F}_u (força de usinagem) e \mathbf{V}_e (velocidade efetiva de corte) ($N_{e1} = \mathbf{F}_u \cdot \mathbf{V}_e$); enquanto que na outra, a potência de usinagem (N_{e2}) foi calculada através do produto entre a potência total consumida pelo CNC e seu rendimento ($N_{e2} = Pot_{t \cdot \eta}$), com $\eta = 80\%$, estipulado pelo fabricante do CNC.

3.3.2. Planejamento Composto Central (PCC)

O PCC dependeu do tipo da fonte de variação significativa (quantitativa ou qualitativa) e também de sua capacidade de gerar novos níveis extremos ($-\alpha$, α) e central (0), encontrados nos planejamentos fatoriais 2^k .

Dos cinco fatores investigados, a lubri-refrigeração (lub) era um fator qualitativo e o fator Liga, apesar de ser quantitativo, era limitado a cinco níveis. Os demais fatores, velocidade de corte (V_c), profundidade de corte (a_p) e avanço (f), definidos pela programação do torno (CNC), eram quantitativos e possuíam grande flexibilidade na consecução de novos níveis.

Assim, caso os fatores Liga e lub figurem entre os significativos, o PCC considerará apenas os demais fatores (quantitativos) significativos; e seus tratamentos seriam empregados na usinagem de todas as ligas de alumínio (1350-O, 6082-T4, 6262-T6, 7075-T73, 7075-T6), na melhor das condições de lubri-refrigeração, definida pelas respostas do primeiro planejamento. Caso os fatores Liga ou lub não figurem entre os significativos, o PCC considerará apenas os fatores (quantitativos) significativos, e seus tratamentos, na usinagem da liga 7075-T6, a mais resistente; e na melhor condição de lubri-refrigeração.

Identificados os fatores significativos (quantitativos), procedeu-se ao cálculo dos níveis extremos do PCC ($-\alpha$, α) para a geração dos tratamentos do PCC para as respostas (y_i : F_u , N_e , T_c , R_a , R_z , R_q e V_b) (ver subsecção 5.3.1), de tal forma que se garantisse a ortogonabilidade da matriz de variância e covariância; e com $\phi = 4$ observações no ponto central.

Com os tratamentos do PCC foram realizados os ensaios de usinagem para as características de usinabilidade em cada liga de alumínio (ver subsecção 5.3.2). Com esses resultados foram realizadas as análises de regressão das respostas (y_i) (ver subsecção 5.3.3), feitas com um modelo de 2ª ordem, tendo como variáveis de entradas os fatores simultaneamente significativos a todas as características de usinabilidade. Estes modelos tiveram como coeficientes (β_i) apenas os significativos (p-nível $< 0,05$), todos acompanhados por estudos gráficos de adequabilidade, através de análise de valor residual (ver subsecção 5.3.4). Com estes modelos, através de análises de curvas de níveis e vetor gradiente, foram

realizados os estudos das influências dos fatores significativos sobre as respostas (y_i) (ver subsecção 5.3.5).

Nas discussões dos resultados das influências dos fatores significativos sobre as respostas (y_i) de força e potência, não foram abordados seus efeitos sobre as áreas e as tensões de cisalhamento nos planos primário e secundário de corte, pois isso foi feito nos planejamentos fatoriais 2^k ; e novamente será feito na análise de regressão global. Portanto, o foco será a investigação da influência, direta, das variáveis (x_i) sobre as respostas (y_i).

Para auxiliar a discussão da influência das condições de corte e das propriedades mecânicas sobre as características de usinabilidade, foram realizados estudos do controle de cavaco e grau de recalque (ver subsecção 5.3.6). Nesses estudos procurou-se identificar as condições de corte, cujas características de controle do cavaco foram as melhores (cavacos soltos ou curtos). Nisso, Elgallad *et al.* (2010) consideram cavacos controláveis os que se quebram e podem ser removidos facilmente da região de corte, prevenindo-se, assim, danos à peça ou à máquina. O grau de recalque ($R_c = h'_m/h$), por condição de corte, foi calculado a partir do valor médio da espessura de três cavacos coletados aleatoriamente, que tenham entrado em regime de corte ($h'_m = \sum h'/\phi$). Isto foi feito com paquímetro (resolução = 0,05 mm) com o seu bico fixo apoiado na superfície inferior do cavaco (curvatura externa) e medindo-se a sua maior espessura.

Os ensaios de usinagem envolvendo os tratamentos dos planejamentos fatoriais 2^k e o planejamento composto central (PCC) foram analisados com o auxílio do programa Estatística 7.0. Detalhes sobre a metodologia de cálculo das médias dos sinais das características de usinabilidade foram descritas na subsecção 3.2.2.

3.3.3. Estudos de Desgastes e Avarias de Ferramentas

Um estudo de desgaste e avarias nas ferramentas de corte utilizadas foi realizado, para identificar possíveis desgastes de flanco (VB_B) na superfície de folga (A_α); e/ou nos lascamentos na aresta de corte (ver subsecção 5.3.7), que, segundo a literatura, são passíveis de ocorrer na usinagem das ligas de alumínio, podendo influenciar as características de usinabilidade (resultados).

É interessante reportar que, de acordo com a literatura, desgastes e avarias nas ferramentas de corte usadas na usinagem das ligas de alumínio ocorrem principalmente em condições agressivas de corte, tais como grandes e ininterruptos comprimentos usinados (tempo > 30 s), usinagem de ligas de alumínio reforçadas (abrasivas (Al_2O_3 e SiC) ou ligas fundidas de alumínio com altos teores de silício (Si > 12%) – que não é o caso desta