

MARCELO DO NASCIMENTO SOUSA

**Influência das Propriedades Mecânicas das Ligas de
Alumínio na Usinabilidade – Foco no Grau de
Recalque, na Dimensão da Zona de Fluxo e na
Microdureza dos Cavacos**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA

FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

2013

MARCELO DO NASCIMENTO SOUSA

Influência das Propriedades Mecânicas das Ligas de Alumínio na Usinabilidade – Foco no Grau de Recalque, na Dimensão da Zona de Fluxo e na Microdureza dos Cavacos

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

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Álisson Rocha Machado

Co-orientador: Prof. Dr. Marcos A. de Sousa Barrozo

UBERLÂNDIA - MG

2013

- S725i
2013 Sousa, Marcelo do Nascimento, 1976-
Influência das propriedades mecânicas das ligas de alumínio na usinabilidade – foco no grau de recalque, na dimensão da zona de fluxo e na microdureza dos cavacos / Marcelo do Nascimento Sousa. - 2013.
138 f. : il.
Orientador: Álisson Rocha Machado.
Coorientador: Marcos A. de Sousa Barrozo.
Tese (doutorado) – Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
Inclui bibliografia.
1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Metais - Usinabilidade - Teses.
3. Ligas de alumínio - Propriedades mecânicas - Teses. I. Machado, Álisson Rocha, 1956- II. Barrozo, Marcos Antonio de Sousa. III. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. IV. Título.

Agradecimentos:

Aos Professores Álisson Rocha Machado e Marcos A. de Souza Barrozo, pela amizade, e pela orientação neste trabalho de pesquisa.

À Faculdade de Engenharia Mecânica e Coordenação do Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, pela oportunidade de realização deste trabalho.

Aos colegas de trabalho, doutorando Márcio Aurélio, José Aécio Gomes de Sousa e Mauro Paipa Suarez, os quais foram partes essenciais neste trabalho de pesquisa.

Aos demais colegas do Lepu e a todos que contribuíram neste trabalho pelas suas importantes discussões e sugestões.

Ao Professor Fran Sergio Lobato pela ajuda na parte de otimização.

Ao Professor Flávio José da Silva e a Universidade Federal do Espírito Santo pelo uso dos laboratórios para as análises dos ensaios de *quick-stop*.

Aos professores do curso de pós-graduação, em especial ao professor Dr Márcio Bacci, pelos conhecimentos transmitidos.

Aos técnicos Ângela Maria da Silva Andrade e Cláudio Gomes Nascimento, pelo apoio e realização dos ensaios experimentais.

A Mitsubishi, pela doação das ferramentas de corte.

A agência de fomento Capes e CNPq pelo apoio financeiro.

A Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Minas Gerais (FAPEMIG) pela bolsa de estudos.

Sousa, M.N. **Influência das Propriedades Mecânicas das Ligas de Alumínio na Usinabilidade – Foco no Grau de Recalque, na Dimensão da Zona de Fluxo e na Microdureza dos Cavacos**. 2013. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

RESUMO

A usinabilidade dos materiais depende fortemente de suas propriedades e pode ser medida por vários parâmetros, incluindo vida da ferramenta, força de usinagem, temperatura de corte, acabamento da superfície da peça, entre outros. Em um trabalho anterior¹ elaborado no LEPU², a usinabilidade de várias ligas de alumínio foi estudada considerando a temperatura de corte, a força de usinagem, a potência de corte, a vibração do sistema e a rugosidade da peça, relacionando-as com as propriedades mecânicas (dureza, resistência e alongamento) e com as condições de corte (velocidade de corte, avanço e profundidade de corte). Outras variáveis relacionadas com os cavacos são também importantes no processo de corte. O grau de recalque (ou o ângulo de cisalhamento), a microdureza dos cavacos e a zona de fluxo são três dessas variáveis. O objetivo deste trabalho foi determinar experimentalmente as correlações existentes entre as propriedades mecânicas (dureza, limite de resistência, alongamento e estrição) de várias ligas de alumínio e as condições de corte definidas anteriormente com essas características dos cavacos coletados em ensaios de torneamento cilíndrico. As formas dos cavacos gerados também foram estudadas. As seguintes ligas foram consideradas: 3030 O, 6262 T4, 6351 T4, 7075 T73 e 7075 T6, o que permitiu gerar modelos para as variáveis de saída (grau de recalque, espessura da zona de fluxo e microdureza dos cavacos) em relação às variáveis de entrada (propriedades das ligas e condições de corte), através de análise de regressão múltiplas. O grau de recalque e a espessura da zona de fluxo foram otimizadas utilizando superfície de resposta e técnicas clássicas de otimização (função utilidade global e otimização por evolução diferencial). A microdureza foi também medida em amostras das raízes de cavacos obtidas em ensaios de *quick-stop* (ou parada rápida), para um dado conjunto de combinações de condições de corte. A liga 2011 T4 foi utilizada para validação dos modelos de regressão linear. Os modelos de regressão apresentaram baixos índices de erros na validação, indicando grande coerência e adequação para as características de usinabilidade consideradas. Isto realça a importância do emprego de ferramentas estatísticas no estudo experimental de usinagem. As condições de corte e as propriedades mecânicas das ligas apresentaram influências significativas nas respostas, como esperado. Ao utilizar a Função Utilidade Global os

melhores valores encontrados para o grau de recalque $R_c = 1,84$ e a dimensão (espessura) da zona de fluxo $D_z = 19,1 \mu\text{m}$, foram para $v_c = 284 \text{ m/min}$, $a_p = 2,18 \text{ mm}$, $f = 0,23 \text{ mm/rot}$, $D = 140 \text{ HV}$, $\sigma_R = 420 \text{ MPa}$ e $Z = 27\%$. Em altas velocidades melhores valores encontrados para $R_c = 1,7$ e $D_z = 16,3 \mu\text{m}$, foram para: $v_c = 401 \text{ m/min}$, $a_p = 2,81 \text{ mm}$, $f = 0,20 \text{ mm/rot}$, $D = 132 \text{ HV}$, $\sigma_R = 500 \text{ MPa}$ e $Z = 25\%$.

Palavras Chaves: Ligas de alumínio, Propriedades mecânicas, Condições de corte, Grau de recalque, Zona de fluxo, Processo de torneamento.

¹ Emprego de Ferramentas Estatísticas para Avaliação da Usinabilidade das Ligas de Alumínio

² Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem

Sousa, M.N. **Influence of the Mechanical Properties of the Aluminum Alloys on the Machinability – Focuses on the Chip Thickness Ratio Flow Zone Dimensions and Microhardness of the Chips.** 2013. Doctoral Thesis, Federal University of Uberlândia.

ABSTRACT

The machinability of materials are strongly dependent on their properties and can be measured by several parameters, including tool life, machining forces, cutting temperature, surface roughness among others. In a previous work¹ developed at LEPU² the machinability of several aluminum alloys was studied considering the cutting temperature, machining force, power consumption, and surface roughness, correlating them with the mechanical properties (hardness, tensile strength and elongation) and the cutting conditions (cutting speed, feed rate and depth of cut). Others variables related to the chips are also important to the machining process. The chip thickness ratio (or the shear angle), the microhardness of the chips and the flow zone are three of these important variables. The main objective of the present work is to experimentally determine the correlation among the mechanical properties (hardness, tensile strength, elongation and necking) of several aluminum alloys and the cutting conditions (cutting speed, feed rate and depth of cut) with the characteristics of the chips collected during cylindrical turning. The chip forms were also studied. The following alloys were considered: 3030 O, 6262 T4, 6351 T4, 7075T73 e 7075 T6, what allowed models that correlates the output (chip thickness ratio, flow zone dimensions and microhardness of the chips) with the input parameters (properties of the aluminum alloys and the cutting conditions) to be generated, through multiple regression analysis. The chip thickness ratio and the flow zone dimensions were optimized using surface response method – SRM and classical optimization techniques (global utility function and differential evolution). The microhardness was also measured in chip roots samples obtained in quick stop tests for a set of cutting conditions. The 2011 T4 alloy was used to validate the models linear regression. The generated models showed small errors indicating great coherence and adequacy for the machinability characteristics considered. This stresses the importance of the use of statistical tools in the experimental studies of machinability. The cutting conditions and the mechanical properties of the alloys showed significant influences on the responses (output parameters) as expected. When using Global Utility Function the best values found for the degree of repression $R_c = 1.84$ and the size (thickness) of the flow zone $D_z = 19.1$

μm , were to $v_c = 284 \text{ m/min}$, $a_p = 2.18 \text{ mm}$, $f = 0.23 \text{ mm/rot}$, $D = 140 \text{ HV}$, $\sigma_R = 420 \text{ MPa}$ and $Z = 27\%$. At high speeds best values for $R_c = 1.7$ and $Dz = 16.3 \mu\text{m}$ were for: $v_c = 401 \text{ m/min}$, $a_p = 2.81 \text{ mm}$, $f = 0.20 \text{ mm/rev}$, $D = 132 \text{ HV}$, $\sigma_R = 500 \text{ MPa}$ and $Z = 25\%$.

Keywords: Aluminum alloys, Mechanical properties, Cutting conditions, Chip thickness ratio, Flow zone, Turning process.

¹ Employment Statistic Tool for Assessing Machanability of Aluminum Alloys.

² Teaching and Research on Machining Laboratory.

Listas de Figuras

Figura 2.1 - Direção dos movimentos de corte, de avanço e efetivo, no torneamento (Norma ABNT NBR 6162/1989).....	30
Figura 2.2 - Esquema mostrando as zonas de cisalhamento primária e secundária (Machado et. al., 2011).....	32
Figura 2.3 - Zona de fluxo na interface (Konig; Klocke, 1997).....	33
Figura 2.4 - Área de contato numa superfície levemente carregada (SHAW et al, 1960).....	34
Figura 2.5 - Os três Regimes de Atrito Sólido (SHAW et al., 1960).....	35
Figura 2.6 - Áreas de aderência e escorregamento na interface cavaco-ferramenta (Trent, 1984).....	35
Figura 2.7 - Aresta postiça de corte (adaptado de TRENT, 1963).....	36
Figura 2.8 - Sequência de fotografias ao longo da espessura de corte 'b' após usinar a 20,91 m/min e com fluído de corte (REIS et al., 2007).....	38
Figura 2.9 - Variação das dimensões da APC com a velocidade de corte, com identificação dos regimes estável e instável e da velocidade de corte crítica (FERRARESI, 1977).....	39
Figura 2.10 - Cavaco contínuo (FERRARESI, 1977).....	39
Figura 2.11 - Cavaco cisalhamento (FERRARESI, 1977).....	40
Figura 2.12 - Cavaco descontínuo (FERRARESI, 1977).....	40
Figura 2.13 - Cavaco segmentado (KOMANDURI; Von TURKOVICH, 1981).....	41
Figura 2.14 - Formas de cavaco (ISO, 1993).....	41
Figura 2.14 - Efeito do avanço e da profundidade de corte na forma dos cavacos (SMITH, 1989).....	42
Figura 2.16 - Relação do grau de recalque e o ângulo de cisalhamento	

(KRONENBERG, 1966).....	44
Figura 2.17 - Relação entre a velocidade de corte e o grau de recalque (MICHELETTI, 1980).(Usinagem do aço AISI 1040 nas condições de corte $a_p = 4$ mm; $f = 0,2$ mm).....	44
Figura 2.18 - Relação entre o avanço e grau de recalque. (MICHELETTI, 1980).....	45
Figura 2.19 - Relação entre a profundidade de corte e o grau de recalque (MICHELETTI, 1980).....	45
Figura 2.20 - Gráfico de variação do comprimento do cavaco com a velocidade de corte (CUNHA, 2004).....	48
Figura 2.21 - Gráfico da variação da microdureza vickers do cavaco em função da velocidade de corte (CUNHA, 2004).....	49
Figura 2.22 - Modelo de deformação na zona de fluxo, proposto por Trent e Wright (2000).....	49
Figura 2.23 – Modelo de Oxley (HASTINGS et al., 1980, OXLEY, 1989) para a zona de fluxo.....	51
Figura 2.24 - Exemplos de raiz de cavaco obtidas através de ensaio <i>quick-stop</i>	53
Figura 2.25 - APC na raiz de um cavaco de aço ABNT 1050 (GONÇALVES; RIBEIRO, 2010).....	54
Figura 2.26 - Matriz de um planejamento de composto central, onde o α é escolhido pelo pesquisador.....	56
Figura 2.27 - Fundamentação teórica do algoritmo de ED (Reproduzido de STORN et al., 2005).....	61
Figura 3.1 - Variáveis de entrada e saída para cada uma das ligas estudadas nesta pesquisa.....	64
Figura 3.2 - Visão geral dos ensaios deste Trabalho.....	64
Figura 3.3 - Regiões onde foram feitas as micrografias: R1, R2 e R3.....	66
Figura 3. 4 - Amostras após ensaios de Dureza Brinell.....	67

Figura 3.5 - Representação de amostras dos ensaios de tração (NBR 6152, 2002).....	68
Figura 3.6 - Microestrutura da liga 3030 O.....	69
Figura 3.7 - Microestrutura da liga 6262 T4.....	70
Figura 3.8 - Microestrutura da liga 6351 T4.....	70
Figura 3.9 - Microestrutura da liga 2011 T4.....	71
Figura 3.10 - Microestrutura da liga 7075 T73.....	71
Figura 3.11 - Microestrutura da liga 7075 T6.....	72
Figura 3.12 - Grampo e suporte utilizados para embutir os cavacos.....	74
Figura 3.13 - Amostra embutida, polida e atacada.....	75
Figura 3.14 - Esquema da medição da microdureza ao longo da zona de fluxo.....	76
Figura 3.15 - Metodologia utilizada para medir a zona de fluxo.....	77
Figura 3.16 - Formato dos corpos de provas em formas de anéis e dispositivo de fixação para realização dos testes de <i>quick-sotp</i>	78
Figura 4.1 - Superfície de Resposta para o grau de recalque (RC), em relação a dureza (D) (X_4) x avanço (f) (X_3)	83
Figura 4.2 - Superfície de Resposta para o grau de recalque (RC), em relação a dureza (D) (X_4) x profundidade de corte (a_p) (X_2)	84
Figura 4.3 - Superfície de Resposta para o grau de recalque (RC), em relação a Dureza (D) (X_4) x velocidade de corte (v_c) (X_1)	85
Figura 4.4 - Superfície de Resposta para o grau de recalque (RC), em relação ao avanço (f) (X_3) x velocidade de corte (v_c) (X_1)	86
Figura 4.5 - Superfície de Resposta para a microdureza (MD), em relação a Dureza (D) (X_4) x velocidade de corte (v_c) (X_1)	93
Figura 4.6 - Superfície de Resposta para a microdureza (MD), em relação a Dureza (D) (X_4) x avanço (f) (X_3)	94
Figura 4.7 - Superfície de Resposta para a microdureza (MD), em relação a Dureza (D) (X_4) x profundidade de corte (a_p) (X_2)	94

Figura 4.8 - Superfície de Resposta para as medidas das dimensões da zona de fluxo (Dz), em relação à velocidade de corte (v_c) (X_1) x avanço (f) (X_3).....	98
Figura 4.9 - Superfície de Resposta para as medidas das dimensões da zona de fluxo (Dz), em relação à velocidade de corte (v_c) (X_1) x estrição (Z) (X_6).....	99
Figura 4.10 - Superfície de Resposta para as medidas das dimensões da zona de fluxo (Dz), em relação estrição (Z) (X_6) x avanço (X_3).....	100
Figura 4.11 - Cavacos da liga 3030 O.....	101
Figura 4.12 - Cavacos da liga 6262 T4.....	102
Figura 4.13 - Cavacos da liga 6351 T4.....	103
Figura 4.14 - Cavacos da liga 2011 T4.....	104
Figura 4.15 - Cavacos da liga 7075 T73.....	105
Figura 4.16 - Cavacos da liga 7075 T6.....	106
Figura 4.17 - Região de medição das microdurezas da zona de fluxo e em torno do plano de cisalhamento primário.....	108
Figura 4.18 - Variação da Microdureza ao longo da zona de fluxo das ligas (3030 O, 6262 T4, 6351 T6, 7075 T73 e 7075 T6), nas condições de velocidade de corte de 120 m/min, avanço de 0,085 mm/rot e profundidade de corte de 2 mm.....	110
Figura 4.19 - Variação da Microdureza ao longo da zona de fluxo das ligas (3030 O, 6262 T4, 6351 T6, 7075 T73), nas condições de velocidade de corte de 120 m/min, avanço de 0,134 mm/rot e profundidade de corte de 2mm.....	110

Lista de Tabelas

Tabela 2.1 – Designação das ligas de alumínio (Norma ABNT NBR 6834).....	26
Tabela 2.2 - Elementos de ligas e suas influências na produção dos cavacos nas ligas de alumínio (DINIZ et al., 2006).....	46
Tabela 2.3 - Dimensão da Zona de Fluxo nas amostras de cavaco de Alumínio..	51
Tabela 2.4 - Dimensão da Zona de Fluxo nas amostras de cavaco de Aço ABNT 1050).....	52
Tabela 2.5 - Valores de α para se obter o PCC.....	57
Tabela 3.1 - Composição química (%) das ligas de alumínio (ALCOA, 2009).....	64
Tabela 3.2 - Propriedades mecânicas das ligas de alumínio (ALCOA, 2009).....	65
Tabela 3.3 - Processo de preparação das amostras para os ensaios de caracterização e de torneamento.....	65
Tabela 3.4 - Variáveis de entrada para montagem do PCC.....	73
Tabela 3.5 - Planejamento dos testes para coletas de cavacos	73
Tabela 3.6 - Condições utilizadas nos testes de <i>quick-stop</i>	78
Tabela 4.1 - Resultado dos valores médios aproximados das propriedades mecânicas das ligas de alumínio.....	79
Tabela 4.2 - Graus de recalque das ligas estudadas.....	80
Tabela 4.3 - Valores codificados para a propriedade dureza das ligas.....	80
Tabela 4.4 - Valores codificados para a propriedade limite de resistência das ligas.....	81
Tabela 4.5 - Valores codificados para a propriedade estricção das ligas.....	81

Tabela 4.6 - Coeficientes do modelo de regressão com níveis de significância menor que 5%.....	81
Tabela 4.7 - Comparação dos resultados da resposta do grau do recalque do modelo de regressão com dado experimental da liga 2011 T4.....	82
Tabela 4.8 - Microdureza HV ao longo da espessura de amostras de cavacos da liga 3003 O.....	87
Tabela 4.9 - Microdureza HV ao longo da espessura de amostras de cavacos da liga 6262 T4.....	87
Tabela 4.10 - Microdureza HV ao longo da espessura de amostras cavaco da liga 6351 T4.....	88
Tabela 4.11- Microdureza HV ao longo da espessura de amostras de cavacos da liga 2011 T4.....	88
Tabela 4 12 - Microdureza HV ao longo da espessura de amostras de cavacos da liga 7075 T73.....	89
Tabela 4 13 - Microdureza HV ao longo da espessura de amostras de cavacos da liga 7075 T6.....	89
Tabela 4.14 - Microdureza na zona de fluxo das ligas estudadas.....	90
Tabela 4.15 - Coeficientes do modelo de regressão da Microdureza da zona de fluxo com níveis de significância menor que 5%.....	91
Tabela 4.16 - Comparação dos resultados da resposta dos valores de microdureza medidos na zona de fluxo do modelo de regressão com dado experimental da liga 2011 T4.....	92
Tabela 4.17.- Dimensões da zona de fluxo das ligas estudadas.....	95
Tabela 4.18 - Coeficientes do modelo de regressão com níveis de significância menor que 5%.....	96
Tabela 4.19 - Comparação dos resultados da resposta dos valores das medias	

das dimensões da zona de fluxo do modelo de regressão com dado experimental da liga 2011 T4.....	97
Tabela 4.20 - Microdureza ao longo da zona de fluxo das ligas (3030 O, 6262 T4, 6351 T4, 7075 T73 e 7075 T6), na condição de velocidade de corte de 120m/min, avanço de 0,085mm/rot e profundidade de corte de 2mm.....	109
Tabela 4.21 - Microdureza ao longo da zona de fluxo das ligas (3030 O, 6262 T4, 6351 T4, 7075 T73), na condição de velocidade de corte de 180m/min, avanço de 0,134mm/rot e profundidade de corte de 2mm.....	111
Tabela 4.22 - Microdureza ao longo do plano de cisalhamento primário nas ligas (3030 O, 6262 T4, 6351 T4, 7075 T73 e 7075 T6), na condição de velocidade de corte de 120m/min, avanço de 0,085mm/rot e profundidade de corte de 2mm....	112
Tabela 4.23 - Microdureza ao longo do plano de cisalhamento primário nas ligas (3030 O, 6262 T4, 6351 T4, 7075 T73), na condição de velocidade de corte de 180m/min, avanço de 0,134mm/rot e profundidade de corte de 2mm.....	113
Tabela 4.24 - Resultados encontrados pela função de utilidade global.....	114
Tabela 4.25 - Resultados encontrados pela função de utilidade global para altas velocidade de corte.....	115

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

ABNT.....	Associação Brasileira de Normas Técnicas
a_p	profundidade de corte
APC.....	Aresta Postiça de Corte
A.....	Alongamento
CFC.....	cúbico de face centra
CR.....	Taxa de Cruzamento
CV.....	Cavalo vapor
D.....	média geométrica da função utilidade global
Dz.....	dimensões da zona de fluxo (μm)
d_k	k -ésima função utilidade individual
ED.....	Evolução Diferencial
f.....	avanço (mm/rot)
HV.....	<i>dureza</i> Vickers
KW.....	Quilowatt
MD.....	medida da microdureza
NP.....	Tamanho da População
Pb.....	Chumbo
PCC.....	Planejamento Composto Central
Rc.....	Grau de Recalque
rpm.....	Rotação por minuto

TiN.....	Nitreto de Titânio
Z.....	estricção (mm)
Zn.....	Zinco
v_c	velocidade de corte (m/min)
χ	ângulo de posição ($^\circ$)
$\vec{x}_r$	vetor de variáveis de projeto de uma população
α	Limite de Planejamento do Composto Central
β	Parâmetros do Modelo de Regressão
x	<i>Valor da Variável Codificada</i>
$\xi_{(-1)}$	Valor da Variável não Codificada referente ao nível -1
$\xi_{(1)}$	Valor da Variável não Codificada referente ao nível 1
ξ_0	Valor original da variável no nível central
ξ_i	Valor original ou não codificado da variável
ϕ	Ângulo de Cisalhamento ($^\circ$)
μm	micrometro
γ	Ângulo de Saída ($^\circ$)
σ_R	Limite de Resistência MPa

SUMÁRIO

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO	20
1.1 Objetivo e Justificativas da Tese	22
2.2 Organização da Tese	23
CAPÍTULO 2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	25
2.1 Classificação de propriedades das ligas de alumínio.....	25
2.1.1 Classificação da ligas de alumínio.....	25
2.1.2 Propriedades das Ligas de alumínio.....	26
2.2 Problemas na usinagem das Ligas de alumínio.....	28
2.3 Comportamento das ligas de alumínio nos processos de usinagem.	29
2.3.1. Torneamento das Ligas de Alumínio	30
2.4 Formação do Cavaco	30
2.4.1 Interface Cavaco Ferramenta.....	32
2.4.2 Aresta Postiça de Corte.....	36
2.4.3 Tipos de Cavaco.....	39
2.4.4 Formas do Cavaco.....	41
2.4.5 Grau de Recalque do Cavaco.....	43
2.4.6 Característica da Formação do Cavaco nas ligas de Alumínio..	46
2.4.7 Zona de Fluxo.....	49
2.5 Quick-Stop.....	52
2.6 Planejamentos Fatoriais e Superfície de Resposta.....	54
2.6.1 Método de Análise de Respostas Múltiplas.....	57
2.6.2 O Método da Função Utilidade Global.....	58
2.7 Algoritmo de Evolução Diferencial.....	60
CAPÍTULO 3 - METODOLOGIA	63
3.1 Composição Química e Propriedades Mecânicas das Ligas de Alumínio.....	64
3.2 Preparação das Amostras para os Testes.....	65
3.3 Caracterização dos Materiais.....	66
3.3.1 Ensaios de Metalografia.....	66

3.3.1 Ensaio de dureza	67
3.3.2 Ensaio de Tração.....	67
3.4 Microestruturas das Ligas de Alumínio.....	68
3.5.1 Torneamento	72
3.5.1 Ensaio de Cilindramento e Coleta de Cavacos.....	72
3.5.2 Medição do Grau de Recalque e Classificação dos Cavacos.	74
3.5.3 Medição da Microdureza e das Dimensões da Zona de Fluxo Fluxo dos Cavacos.....	74
3.5 Ensaio com Quick-Stop.....	77
3.5.1 Dispositivo Quick-Stop Pneumático.....	78
CAPÍTULO 4 – RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	79
4.1 Propriedades Mecânicas das Ligas de Alumínio.....	70
4.2 Grau de Recalque	79
4.2.1. Superfícies de Respostas para o Grau de Recalque...	88
4.3. Resultados da Microdureza	86
4.3.1. Superfícies de Respostas para os Valores de Microdureza.....	92
4.4 Dimensões da Zona de Fluxo	95
4.4.1. Superfícies de Respostas para as Dimensões da Zona de Fluxo.....	98
4.5 Tipos e Formas dos Cavacos.....	100
4.6 Ensaio de Quick Stop.....	107
4.6.1 Microdurezas nos Testes de Quick-Stop.....	107
4.7 Função de utilidade global.....	114
CAPÍTULO 5 - CONCLUSÕES	116
CAPÍTULO 6 - SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	119
CAPÍTULO 7 - BIBLIOGRAFIA.....	120
ANEXO	131

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

O alumínio é o terceiro metal mais abundante na crosta terrestre e apresenta-se em sua forma natural combinado com oxigênio e outros elementos (BUDD, 1999); tem estrutura CFC, alta ductilidade à temperatura ambiente e relativa facilidade de se usinar (HAMADE; ISMAIL, 2005). Comparado aos outros metais de engenharia possui baixa temperatura de fusão baixa, em torno de 659°C (CALLISTER, 2002). Desde o início de sua produção, por volta de 1886, através do método Hall-Heroult de redução eletrolítica, sua produção passou de pouco mais de 45000 toneladas para mais de 39 milhões de toneladas nos dias atuais (ABAL, 2013). Uma boa referência do crescimento da produção de alumínio se baseia na aplicação na indústria automobilística, que vem aumentando a cada ano.

Na prática, a usinagem desse grupo de material não apresenta maiores preocupações, exceto no caso de algumas ligas heterogêneas, mais duras, como as de alumínio-silício por exemplo a liga 6061 (DEMIR; GUNDUZ, 2008). Elas são consideradas, portanto, de alta usinabilidade, se comparadas com a maioria dos metais de engenharia, pois possuem menor resistência e menor dureza relativas e ponto de fusão mais baixo, que facilitam o corte. Uma das poucas características desfavoráveis é a ductilidade (WEINGAERTNER; SCHROETER, 1991). Comparativamente elas são bem mais dúcteis que a maioria dos demais metais, principalmente os ferrosos (MANNA; BHATTACHARYYA, 2003). Esta característica promove grandes comprimentos de contato cavaco-ferramenta, forças de usinagem elevadas e cavacos difíceis de serem controlados.

A literatura sobre usinagem das ligas de alumínio é muito rica, mas limitando-se a investigações que levam em conta, principalmente sobre forças, acabamento superficiais, controle e formação do cavaco, sendo que normalmente são trabalhos pontuais, em processos específicos, geralmente em apenas uma determinada liga. A formação do cavaco é fator primordial e controlador de todas as variáveis do processo e essa formação depende muito das propriedades do material. Dentre os parâmetros relativos ao cavaco, o grau de recalque é um dos mais importantes e, portanto, um dos mais utilizados para representar a usinabilidade do material. Um grau de recalque elevado significa que o cavaco sofreu grandes deformações no plano de cisalhamento primário, devido à grande restrição sofrida

para escorregar no plano de cisalhamento secundário, aumentando a espessura do cavaco e ao mesmo tempo, consumindo mais energia e consequentemente maior força e menor usinabilidade (MACHADO et al., 2011). A ductilidade elevada do alumínio promove cavacos contínuos, geralmente na forma de fita longa, sendo que o controle desses cavacos pode se tornar o principal problema na usinagem das ligas de alumínio (DEMIR; GUNDUZ, 2008). Quando muito dúctil, se deforma demasiadamente antes que se rompa, produzindo assim cavacos contínuos, espessos e difíceis de serem quebrados (TRENT; WRIGHT, 2000). Esses cavacos contínuos, na forma de fitas longas podem se emaranhar na peça e prejudicar sua qualidade superficial (KELLY; COTTERELL, 2002). A geometria da ferramenta, condições de corte, tipo de revestimento e propriedades mecânicas exercem grandes influências no processo de formação do cavaco na usinagem das ligas de alumínio (MACHADO et al., 2011). Tratamentos térmicos de amolecimento das ligas de alumínio produzem cavacos contínuos (WEINGAERTNER; SCHROETER, 1991). Presença de alto teor de silício nas ligas de alumínio, acima de 12% tende a produzir cavacos mais curtos, fragmentados de maior curvatura (ROY et al., 2009). Isto acontece também nas ligas menos dúctil, como as da série 2XXX, 6XXX e 7XXX (SANTOS JR, 2012). Menores velocidades de corte e menores ângulo de saída; maiores avanços e profundidade de corte reduzem o comprimento do cavaco, pois se tornam mais quebradiços em função da maior espessura e redução do raio de curvatura dos mesmos (MACHADO et al., 2011). Medidas que podem melhorar o controle do cavaco, podem prejudicar outras características de usinabilidade, tais como força de usinagem, acabamento superficial e desgaste de ferramenta. Desta forma qualquer medida de controle do cavaco deve beneficiar as outras características de usinabilidade. Neste aspecto Kelly e Cotterel (2002) sugerem ferramentas afiadas com grandes ângulos de saída, superfícies de saídas polidas e o controle da velocidade de corte. Trent e Wright (2000) recomendam a adição de elementos de liga, tais como o cobre, pois promove a formação de cavacos curtos e segmentados nas ligas de alumínio. Dasch et al. (2009) sugerem adição de elementos de livre-corte, tais como chumbo, bismuto, estanho ou antimônio em teores de até 0,5%, pois fragilizam o cavaco devido a sua baixa solubilidade na matriz de alumínio em altas temperaturas provocadas pelas altas velocidades de corte – condição esta que pode, em algumas situações, melhorar o controle do cavaco.

Quanto a usinabilidade, no geral, as ligas de alumínio são consideradas fáceis de usar. Problemas maiores só mesmo quando se trata de alumínio puro, com grande ductilidade, geralmente consumindo muita energia para usinar; e em algumas ligas de alumínio silício, quando o teor de Si está acima do eutético (~11%), onde placas de Si com micro dureza média da ordem de 400 - 420 HV se distribuem na matriz de alumínio puro com dureza média da ordem de 80 - 90 HV, o que tornam elementos abrasivos e prejudiciais

à integridade da ferramenta. Outras ligas compósitas de cerâmicas (adições de óxidos ou carbonetos) também podem apresentar dificuldades na usinagem (DASCH et al, 2006). Portanto, é importante obter as correlações de parâmetros da usinagem (força, potência, temperatura de corte, acabamento superficial, características do cavaco, entre outras) com as propriedades das ligas de alumínio.

O LEPU (Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem) iniciou uma linha de investigação no trabalho de Santos Jr (2012), que considerou os parâmetros de força, potência, temperatura de corte, acabamento superficial e vibração do sistema, que foram individualmente modeladas, em função das condições de corte (velocidade de corte, avanço e profundidade de corte) e das propriedades (dureza, resistência a tração e alongamento) de diversas ligas de alumínio. Este trabalho dá continuidade a essa linha de pesquisa.

1.1 - Objetivos e Justificativas da Tese

O objetivo deste trabalho é determinar experimentalmente as correlações existentes entre as propriedades mecânicas (dureza, limite de resistência, alongamento e estrição) de várias ligas de alumínio e as condições de corte no torneamento cilíndrico (velocidade de corte, avanço e profundidade de corte) com as características do cavaco (grau de recalque, ângulo de cisalhamento, espessura da zona de fluxo, classificação dos cavacos e microdureza), de modo a permitir desenvolver modelos dessas variáveis. Algumas destas características (grau de recalque e espessura da zona de fluxo) foram consideradas para otimização, por meio de técnicas de superfície de resposta e técnicas clássicas de otimização (função utilidade global e otimização por evolução diferencial). Estas ligas estão listadas a seguir: 3030 O, 2011 T4, 6351 T4, 6262 T4, 7075 T73 e 7075 T6. Os cavacos foram gerados no torneamento cilíndrico de barras destas ligas, a microdureza também foi determinada através de amostras das raízes de cavacos obtidas em testes de *quick-stop* (ou parada rápida), para um dado conjunto de combinações de condições de corte.

Justificativas

Muitos componentes das ligas de alumínio são usinados e os problemas estão relacionados principalmente com a grande ductilidade dessas ligas. Estudar o comportamento das características dos cavacos e relacioná-las com as propriedades das ligas e as condições de corte permitirá entender um pouco mais o fenômeno de formação do cavaco e, portanto, da sua usinabilidade deste importante grupo de materiais metálicos.

As ligas de alumínio têm uma importância muito grande na indústria metal-mecânica. Elas possuem excelente relação resistência-peso, boa ductilidade, baixa densidade, excelente condutividade térmica e elétrica e excelente resistência à corrosão. Devido a

estas características elas são muito empregadas na indústria aeronáutica, automotiva, química, petroquímica, utensílios domésticos (panelas), embalagens, etc.

A formação do cavaco influencia em diversos fatores ligados à usinagem, tais como desgaste da ferramenta, o esforço do corte, o calor gerado na usinagem, a penetração do fluido de corte, etc. Assim, estão envolvidos com o processo de formação do cavaco aspectos econômicos e de qualidade da peça, a segurança do operador, a utilização adequada da máquina-ferramenta, etc. (DINIZ et al., 2006).

Nas pesquisas em usinagem o cavaco pode ser um elemento de extrema importância, apesar de muitas vezes, na prática, alguns profissionais que lidam com fabricação subestimarem ou descartarem qualquer tipo de análise dos cavacos. Via de regra, na indústria o cavaco passa a ser o foco principal somente quando interfere negativamente na produtividade e/ou na qualidade do produto final, riscando a peça, ocupando volume excessivo durante a usinagem ou se causando dificuldade no armazenamento ou descarte. É claro que o principal resultado a ser alcançado é o produto usinado e não o material removido dele. Entretanto, o estudo do cavaco pode trazer informações relevantes ao conhecimento do processo e, conseqüentemente, à sua otimização (DINIZ et al, 2006).

1.2 - Organização da tese

A organização desta tese segue o seguinte esquema:

- Capítulo 1 – Introdução (presente capítulo). Neste capítulo é apresentada a motivação, objetivos e justificativas do trabalho. É dada uma visão geral do escopo da tese e da estrutura do documento.
- Capítulo 2 - Revisão Bibliográfica. Neste capítulo, procurou-se cobrir o estado da arte dos tópicos relevantes tratados nesta tese, sendo elaborada uma revisão sobre as propriedades das ligas de alumínio, formação do cavaco, tipos de cavaco, estudo da interface cavaco ferramenta, zona de fluxo, superfície de resposta, função utilidade global e otimização por evolução diferencial.
- Capítulo 3 - Metodologia. Aqui foram descritos as características das ligas de alumínio usadas na tese, a matriz de planejamento de experimentos realizados, os equipamentos e aparatos experimentais, bem como a metodologia empregada nos diversos ensaios e caracterizações.
- Capítulo 4 - Resultados e Discussões. Os resultados de todos os ensaios foram apresentados, analisado se discutidos neste capítulo. São eles:

- o Ensaios de caracterização dos materiais, com resultados dos ensaios de dureza e tração;
 - o Ensaios de características dos cavacos, envolvendo a forma e o grau de recalque dos cavacos.
 - o Ensaios de medição da microdureza ao longo da zona de fluxo.
 - o Ensaios de medição das dimensões da zona de fluxo.
 - o Ensaios de medição de microdureza na raiz dos cavacos obtidos nos testes de *quick-stop*.
 - o Ensaios de medição do ângulo de cisalhamento ϕ na raiz dos cavacos obtidos nos testes de *quick-stop*.
 - o Análise estatística e modelamento matemático das respostas encontradas nos cavacos.
 - o Otimização das respostas encontradas, para o grau de recalque e as dimensões da zona de fluxo através da função de utilidade global, utilizando o algoritmo de evolução diferencial.
- Capítulo 5 - Conclusões. Aqui foram enunciadas as principais conclusões advindas dos resultados das análises do capítulo 4.
- Capítulo 6 - Sugestão para trabalhos futuros. Neste capítulo, com base na experiência obtida, são sugeridos temas para continuar a investigação nesta linha. São tópicos que não puderam ser cobertos nesta tese por escassez de tempo ou que fugiam demasiadamente do escopo deste trabalho, mas contribuiriam muito para enriquecer ainda mais o cenário da usinabilidade das ligas de alumínio.
- Capítulo 7 -Referências Bibliográficas. Neste capítulo é apresentada a lista de todas as referencias bibliográficas usadas na tese.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 - Classificação e Propriedades das Ligas de Alumínio

O alumínio puro é um metal que relativamente apresenta uma baixa resistência mecânica, tendo aproximadamente $6,0 \text{ kgf/mm}^2$, que é um fator que limita a sua aplicação na indústria (COCK, 1999).

Comparados aos aços, as ligas de alumínio apresentam cerca de 1/3 da densidade e do módulo de elasticidade dos aços, elevada condutividade térmica e elétrica, elevado coeficiente de atrito, excelente conformabilidade, baixo ponto de fusão, alta resistência a corrosão, alta neutralidade magnética e amplo espectro de possibilidade de tratamentos superficiais (DEGARMO; BLACK, KOHSER, 2002; HATCH, 1984).

Entretanto, o alumínio puro combinado com outros metais (cobre, magnésio, silício, zinco, manganês, etc), aliado ao tratamento mecânico ou termo-mecânico, produz ligas que apresentam tensão de ruptura que podem chegar a $6,0 \text{ kgf/mm}^2$, podendo ser comparadas a alguns aços estruturais de baixa resistência, com a vantagem de serem mais leves que os aços (TOROS; OZTURK; KAKAR, 2008). As adições de cromo, níquel, vanádio, boro, prata, chumbo, bismuto, zircônio e lítio conferem propriedades especiais às ligas básicas, como resistência a corrosão sob tensão, controle de recristalização ou usinabilidade; já outros elementos, como o ferro, titânio, sódio, estrôncio e antimônio são impurezas cuja presença deve ser controlada (WEINGAERTER; SCHORETER, 1991).

2.1.1 Classificação das Ligas de Alumínio

Para classificar as ligas trabalhadas e fundidas a Aluminum Association¹ adota códigos numéricos que identificam a classe, principal elemento de liga e modificações da liga dentro da classe (CALLISTER, 2002; GOMES; BRESCIANI, 1974).

¹ Associação mundial, com base nos EUA, que tem como missão promover a produção e o uso de componentes de alumínio, como uma escolha ambientalmente sustentável de material.

Estas ligas são classificadas em pelo menos sete grupos, de acordo com os elementos básicos de sua composição. Esta classificação baseia-se num sistema numérico de 4 dígitos, sendo que o primeiro indica o grupo de elementos, apresentados na Tab. 1, obedecendo a Norma NBR 6834 da ABNT (ABNT, 2006).

Tabela 2.1 - Designação das ligas de alumínio (Norma ABNT NBR 6834)

Designação	Componente Majoritário da Liga
1XXX	Nenhum
2XXX	Cobre
3XXX	Manganês
4XXX	Silício
5XXX	Magnésio
6XXX	Magnésio e Silício
7XXX	Magnésio e Zinco
8XXX	Outros

Nas ligas da série 1XXX os dois últimos dígitos indicam a porcentagem de alumínio que excede a 99%, nas séries de 2XXX a 8XXX os dois últimos dígitos apenas diferem ligas de um mesmo grupo. O segundo dígito, quando diferente de zero, indica que uma liga é derivada daquela com o segundo dígito zero, por exemplo a liga 6261 deriva-se da liga 6061 (ALCAN, 1993).

As ligas de alumínio são classificadas como tratáveis e não tratáveis termicamente, conforme a maneira que o endurecimento do material é conseguido, sendo que nas ligas tratáveis termicamente, o trabalho mecânico a frio (laminação a frio ou trefilação) aumenta a quantidade de discordâncias dentro do metal, aumentando sua resistência mecânica. O grupo de ligas não tratáveis termicamente compreende as séries 1XXX, 3XXX, 4XXX e 5XXX. O grupo das ligas tratáveis termicamente corresponde às séries 2XXX, 6XXX, 7XXX e algumas ligas do grupo 8.

2.1.2- Propriedades das ligas de alumínio

Na sequência são apresentadas algumas características das ligas de alumínio, segundo Weingaertner e Schorroeter(1991) e Okumara e Taniguchi (1982).

Alumínio puro para uso industrial da série 1000. Apresenta uma pureza compreendida entre 99,0% e 99,9%. Este material é dotado de boa resistência a corrosão, alta condutividade térmica e elétrica e ótima flexibilidade, com usinabilidade bastante satisfatória.

Ligas de Al-Cu da série 2000 . Esta é uma série típica de ligas tratadas termicamente. São caracterizadas pela elevada resistência mecânica e a boa usinabilidade, graças ao tratamento de endurecimento por precipitação após a solubilização. Ela possui baixa resistência a corrosão atmosférica e grande tendência a formação de microporosidade. As ligas mais indicadas para a usinagem são as 2011, 2017 e 2024, obtendo longas vidas de ferramentas, mesmo para altas velocidades de corte, sendo a mais popular a 2011, que permite ótimo acabamento superficial. A liga 2017 oferece resistência ao desgaste mais alta, enquanto a mais resistente dessas é a liga 2024, que é utilizada para aplicações com altas solicitações mecânicas.

Ligas de Al-Mn da série 3000. As ligas Al-Mn não são tratadas termicamente e os diferentes níveis de resistência mecânica são conseguidos mediante encruamento a frio. São as ligas de alumínio que apresentam as melhores características de fundição, motivo pelo qual cerca de 90% das peças fundidas em alumínio pertencerem à série 3000. As ligas binárias apresentam elevada resistência à corrosão, boa soldabilidade, mas são de difícil usinagem.

Ligas Al-Si – série 4000 – Esta série também não é tratável termicamente e, devido ao silício, possuem uma excelente fluidez e dificilmente ocorrem problemas de trincas. Para melhorar a usinabilidade e aumentar a resistência mecânica (com redução da ductilidade) adiciona-se Cu às ligas Al-Si. Já a adição de Mg torna as ligas endurecíveis por meio de tratamentos térmicos, elevando a sua resistência mecânica. As ligas com menores teores de Si (5 a 7% Si) são normalmente empregadas para a fundição em moldes de areia, enquanto que ligas de maior teor (9 a 13% Si) são normalmente utilizadas em moldes permanentes ou sob-pressão. As principais aplicações envolvem peças de uso geral, coletores de admissão, cabeçotes e blocos de motor, pistões e rodas automotivas, peças estruturais para indústria aeroespacial, bombas e carcaças.

Ligas Al-Mg da série 5000. Estas ligas estão disponíveis em vários formatos, possuindo elevadas resistência a corrosão e excelente usinabilidade, apresentando, por outro lado, moderada tendência a defeitos de fundição e à oxidação. Após tratamento térmico apresentam resistência mecânica elevada.

Ligas Al-Mg-Si da série 6000. Esta série reúne ligas de alumínio tratáveis termicamente que apresentam satisfatórias características de usinabilidade e resistência a corrosão. Um exemplo destas ligas é a 6262, de baixo custo.

Ligas Al-Zn da série 7000. Esta série também é termicamente tratada e as ligas desta série podem conter magnésio como elemento químico suplementar, ou ainda pequenas porcentagens de cromo. Estas ligas são utilizadas quando o fator resistência/peso for a principal característica exigida, como na indústria aeronáutica.

As propriedades mecânicas das ligas de alumínio, principalmente dureza e resistência, são acentuadamente melhoradas por processos de precipitação dos elementos nas ligas de alumínio tratáveis termicamente e por encruamento nas ligas trabalháveis mecanicamente (CASTRO et al., 2008; TAN; OGEAL, 2007; SONG et al., 2007).

No grupo das ligas tratáveis termicamente destacam-se as ligas de alumínio das séries 2XXX, 6XXX e 7XXX. No grupo das ligas trabalháveis mecanicamente destacam-se as ligas de alumínio das séries 1XXX, 3XXX, 4XXX e 5XXX, como, por exemplo, as ligas 1100-H12, 3003-H12, 5052-H12 (CERRI; EVANGELISTAC, 1999). Outra maneira de se aumentar a resistência mecânica, a rigidez e a resistência ao desgaste, é pela adição de óxidos, carbonetos e nitretos na matriz do alumínio, como por exemplo, Al_2O_3 , SiC ou TiN, em proporções diversas (JACOBS, 1999; MENDOZA et al., 2008; KANNAN; KISHAWY, 2008).

Os códigos associados ao tratamento imposto a uma liga são: como fabricada (F), recozida (O), encruada (H), solubilizada (W) e tratada termicamente (T). Números após a letra indicam algum tratamento específico (WEINGAERTER; SCHORETER, 1991). Por exemplo, H1 - apenas encruada, H2 - encruada e parcialmente recozidas, T1 - resfriado de um processo de conformação a temperatura elevada e envelhecimento natural a uma condição estável e T2 - resfriado de um processo de conformação a temperatura elevada, encruado e envelhecido naturalmente a uma condição estável (TAN; OGEAL; SONG et al., 2007).

2.2 - Problemas na Usinagem das Ligas de Alumínio

Os problemas da usinagem das ligas de alumínio dependem de uma série de fatores, tais como: presença de elementos de ligas, impurezas, processos de obtenção das ligas e tratamentos térmicos aplicados ao metal (DINIZ et al., 2006).

As dificuldades na usinagem das ligas de alumínio moles se devem ao baixo módulo de elasticidade e alta ductilidade, que promovem cavacos contínuos, em forma de fita, apresentam acabamento superficial ruim e uma grande tendência ao empastamento na ferramenta, podendo levar à destruição desta. O alumínio apresenta um módulo de elasticidade cerca de 1/3 do módulo de elasticidade do aço. Isto significa que, sob as mesmas forças de corte, o alumínio se deforma três vezes mais que o aço, fato que tem consequências negativas na obtenção de boas superfícies usinadas e pode gerar deformações indesejadas na peça (DINIZ et al., 2006).

O alumínio pode ser usinado com altas velocidades de corte, acima de 1000 m/min, para se ter uma alta produtividade, o que acarreta uma alta potência (até 5 vezes as

necessárias para a usinagem do aço em condições normais). Para tanto, a máquina deve ter alta rigidez (devido às altas rotações), transporte de cavaco adequado (altas velocidades de corte levam à uma alta produção de cavacos), proteção adequada do operador (devido a grande produção de cavaco, respingos de fluido de corte e possível soltura da peça), utilização de fluido de corte (exigência quanto a qualidade superficial, proteção da ferramenta em determinada velocidade de corte para minimizar a formação da aresta postiça de corte) e um sistema de fixação adequado da peça (para evitar deformação).

O controle do cavaco pode se tornar o principal problema na usinagem das ligas de alumínio (DEMIR; GUNDUZ, 2008), pois é um material que se deforma demasiadamente antes que se rompa, produzindo assim cavacos contínuos, espessos e difíceis de serem quebrados (TRENT; WRIGHTT, 2000). Esses cavacos contínuos, na forma de fitas longas podem se emaranhar na peça e prejudicar sua qualidade superficial (KELLY; COTTERELL, 2002); na furação podem paralisar a produção devido à quebra de brocas causadas pelo entupimento dos seus canais (BATZER et al., 1998).

2.3 - Comportamento das ligas de alumínio nos processos de usinagem

As ligas de alumínio são geralmente fáceis de usinar, a menos que os parâmetros de corte não são adequadamente selecionados, devido a falta de familiaridade com os parâmetros corretos de trabalho, aplicando as mesmas condições de outros materiais, sem estudo prévio das propriedades destas ligas e sem ter definidas as melhores condições de usinagem que devem ser aplicadas (JHONE, 1994).

2.3.1 - Torneamento nas ligas de alumínio

O torneamento é um processo mecânico de usinagem que combina dois movimentos, o avanço da ferramenta e a rotação da peça, podendo ser classificado como torneamento de desbaste e torneamento de acabamento. Este processo merece uma atenção especial, pois dentre todas as modalidades de usinagem, é a mais utilizada, sendo que qualquer oficina, mesmo as mais simples, normalmente possui um torno. Trata-se de uma operação simples, econômica e representativa dos processos de usinagem, permitindo que pesquisas possam ser desenvolvidas com facilidade (KLOCK ; KONIG, 2007). A Fig. 2.1 mostra as direções dos movimentos envolvidos no corte no torneamento.

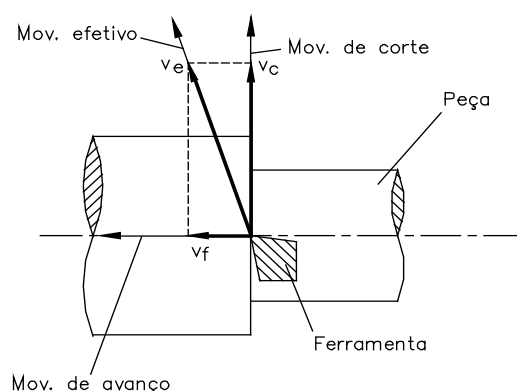


Figura 2.1 - Direção dos movimentos de corte, de avanço e efetivo, no torneamento (Norma ABNT NBR 6162/1989)

No torneamento de ligas de alumínio utilizam-se condições de corte que dependem do tipo da liga, do material e da geometria da ferramenta. As ligas têm a tendência de apresentar a aresta postiça de corte (APC) e, para evitá-las, as velocidades de corte não deverão ser menores que 90 m/min (TOROPOV, KO; KIM, 2005).

O avanço utilizado depende do acabamento desejado, da força de usinagem e do tipo de liga, podendo variar de 0,05 até 0,4 mm/rot, sendo que avanços menores geram melhores acabamentos (WEINGAERTER; SCHORETER, 1991, LANE; SHI.; SCATTERGOOD, 2010).

A profundidade de corte deve ser a maior possível, até um valor que não provoque uma força de usinagem demasiadamente grande, a ponto de causar deformação da peça, comprometer a rigidez do sistema de fixação da peça e da ferramenta ou danificar a máquina ferramenta (POLINI et al., 2003). As ligas de alumínio são dúcteis, o que exige a utilização de grandes ângulos de saída, para promover uma retirada mais fácil do cavaco, redução da força e da potência de corte (LANE; SHI.; SCATTERGOOD, 2010).

A usinagem de alumínio permite a utilização de grandes ângulos de incidência (ou folga), em relação aos materiais ferrosos, devido a uma menor solicitação da aresta da ferramenta (HASHIMURA; HASSAMONTR; DORNFELD; 1999).

2.4 - Formação de Cavaco

O material removido da superfície da peça durante a usinagem é denominado cavaco, que é o principal ponto em comum entre os processos de usinagem, pois é o subproduto final presentes em todos eles, e pode variar (em tipo, forma e extensão) para cada operação de usinagem ou mesmo em uma única operação como o torneamento. O cavaco é caracterizado por certas irregularidades, sendo que a sua formação é basicamente

influenciada pela geometria da ferramenta (ângulo de saída, ângulo de posição, ângulo de inclinação da aresta e raio de ponta da ferramenta), material da peça (limite de escoamento, tenacidade e ductilidade), fluido de corte (tipo e método de aplicação), material da ferramenta (dureza, resistência ao desgaste e tenacidade), condições de corte (avanço, profundidade de corte e velocidade de corte), quebra-cavaco (postição ou integral) e máquina-ferramenta (características estática e dinâmica) (FERRARESI, 1977). Podem-se relacionar as características do cavaco diretamente com o desgaste da ferramenta, pois o desgaste altera as condições da interface ferramenta-cavaco, aumentando a deformação e a geração de calor (e, por conseguinte, a temperatura), o qual altera as características do cavaco.

Machado et al. (2011) divide a formação do cavaco em quatro eventos bem distintos:

1 -Recalque inicial – devido à penetração da cunha cortante no material da peça, onde uma pequena porção deste (ainda unida à peça) é pressionada contra a superfície de saída da ferramenta, fazendo com que o material sofra deformação elástica.

2 - Deformação plástica – o material pressionado contra a cunha de corte, após sofrer deformação elástica, entra no regime plástico à medida que avança mais em direção da cunha. Esta deformação se prolonga por uma extensão bem definida, denominada “região ou zona de cisalhamento primário”. Para facilitar os estudos do processo de formação do cavaco, esta região é simplificada para um “plano de cisalhamento primário”. A Fig.2.2mostra esquematicamente esse plano, cuja direção é identificada pelo ângulo de cisalhamento (ϕ) formado entre o plano de cisalhamento e o plano de corte.

3 - Ruptura - Após atingir a fase plástica, o material na aresta de corte da ferramenta atinge o limite máximo de resistência e sofre ruptura. Essa ruptura se dá pela abertura de uma trinca na aresta de corte, que pode se estacionar na aresta ou se propagar por toda a extensão do plano de cisalhamento primário, dependendo da ductilidade ou fragilidade do material sob o corte. As propriedades do material e as condições de avanço e de velocidade de corte, além de outros fatores, irão determinar a extensão de propagação da trinca ao longo do plano de cisalhamento primário o que dará origem a cavacos contínuos (se esta trinca se estacionar) ou descontínuos (se a trinca se propagar por toda a extensão do plano primário de cisalhamento).

4 - Movimento sobre a superfície de saída da ferramenta. A quarta e última etapa do processo de formação do cavaco é o deslizamento do cavaco por sobre a superfície de saída da ferramenta. Devido ao movimento relativo entre a ferramenta e a peça, inicia-se um escorregamento da porção de material deformado e rompido (o cavaco) sobre a superfície de saída da ferramenta. Neste processo haverá o aparecimento de outra região

ou zona de cisalhamento, identificando uma segunda região de deformação plástica intensa, denominada de zona de cisalhamento secundária, também mostrado na Fig. 2.2.

Este processo se repete, sucessivamente, com o material adjacente, garantindo a formação continuada de cavaco.

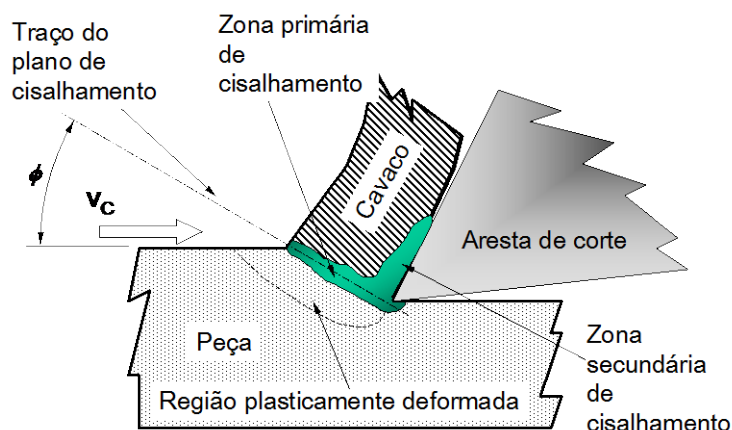


Figura 2.2-Esquema mostrando as zonas de cisalhamento primária e secundária (Machado et.al., 2011)

Em elevadas velocidades de corte e avanços, o movimento do material na interface ocorre pela deformação do material numa camada adjacente à face da ferramenta de corte. O comportamento do material, neste caso, é mais comparável a um fluido extremamente viscoso do que a um sólido, daí o termo “zona de fluxo” (TRENT, 1988).

Na figura 2.3 é mostrada de forma esquemática a presença da zona de fluxo na interface.

Na zona de fluxo o material é sujeito à grandes quantidades de deformações. As deformações ocorrem numa tensão de escoamento baixa e constante pois o fenômeno recuperação cessa o encruamento (TRENT, 1988).

A zona de fluxo é fortemente ligada à ferramenta de corte e embora se acredite que esta forte ligação possa retardar o movimento na interface, a velocidade relativa do cavaco em relação à face da ferramenta é igual a zero. A movimentação do material sobre a face da ferramenta de corte ocorre, neste caso, pela elevada deformação plástica e consequente fratura do material na zona de fluxo, que usualmente varia de 10 a 100 μm de espessura (TRENT, 1988).

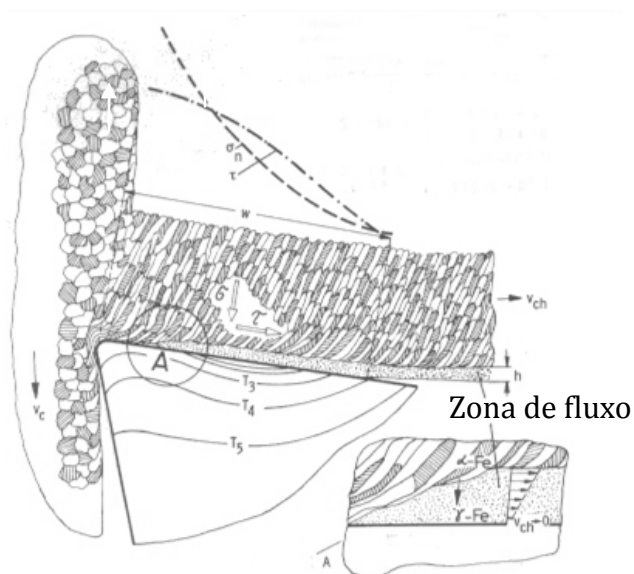


Figura 2.3 - Zona de fluxo na interface (Konig; Klocke, 1997)

2.4.1 Interface Cavaco Ferramenta

Nos últimos 70 anos as condições da interface cavaco-ferramenta têm sido estudadas, entretanto descrições e interpretações precisas da geometria do contato ainda não estão disponíveis (RAMAN et. al., 2002), o estudo da interface é uma tarefa difícil em função de suas dimensões reduzidas e das altas velocidades envolvidas nos processos de usinagem. A maioria das teorias disponíveis foi derivada de estudos desta interface após o corte ter sido interrompido (utilizando-se de amostras obtidas pelo congelamento do corte, com auxílio de dispositivos *quick-stops*) e de medições de deformações e temperaturas naquela região (MACHADO et al., 2011).

Para estudar as condições da interface cavaco ferramenta é necessário antes entender a teoria do atrito em corpos sólidos. Quando duas superfícies estão colocadas em contato, apenas uma fração da área aparente (A) está realmente em contato (área de contato real - A_R), devido às microirregularidades inerentes às superfícies envolvidas. Os contatos acontecem apenas em alguns picos das irregularidades. A Fig.2.4 mostra parcelas da áreas de contato real e aparente.

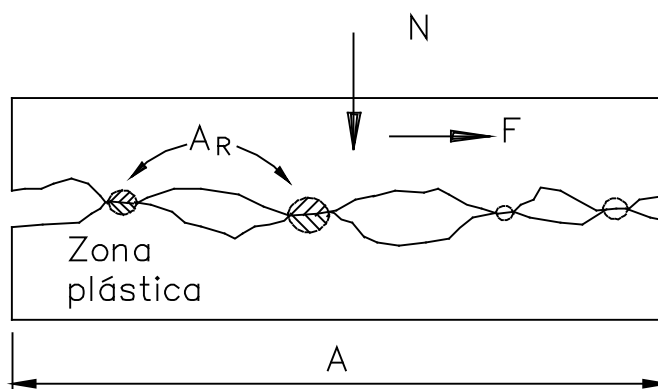


Figura 2.4 - Área de contato numa superfície levemente carregada (SHAW et al., 1960)

Com a aplicação de uma carga normal maior, os pontos de contato são deformados e a área de contato real (A_R) aumenta até ser capaz de suportar a nova carga. A força de atrito aumenta na mesma proporção, sendo que o coeficiente de atrito é dado pela razão entre a força de atrito e a força normal. A região em que o limite de proporcionalidade é válido satisfaz a lei de atrito de Coulomb. Se o aumento da carga normal for grande o suficiente as superfícies entrarão em íntimo contato pois as irregularidades se deformam ao seu limite. Dentro destas condições a lei de Coulomb não tem mais validade. A força normal necessária para que isso aconteça é chamada "carga normal limite". Acima desse valor um aumento na força normal não altera mais a força de atrito (TRENT, 1963). Ela passa a ser constante e assume o valor suficiente para cisalhar o material menos resistente.

SHAW et. al. (1960) citados por Machado et. al. (2011) identificam três regimes diferentes de atrito sólido Fig. 2.5. O regime I é aquele onde a lei de atrito de Coulomb é válida. O regime III é aquele onde não existe superfície livre entre os dois materiais. Ele começa a existir a partir do valor de tensão normal limite (σ_2). O regime II é o regime de transição entre o I e o III, em que coeficiente de atrito diminui com o aumento da carga normal. Alguns autores (WALLACE; BOOTHROYD, 1964) postularam, a transição brusca do regime I para o regime III, com a supressão do regime II. Neste caso a lei de atrito de Coulomb vale até o ponto B da Fig. 2.5 e a tensão normal limite passa a ser σ_1 .

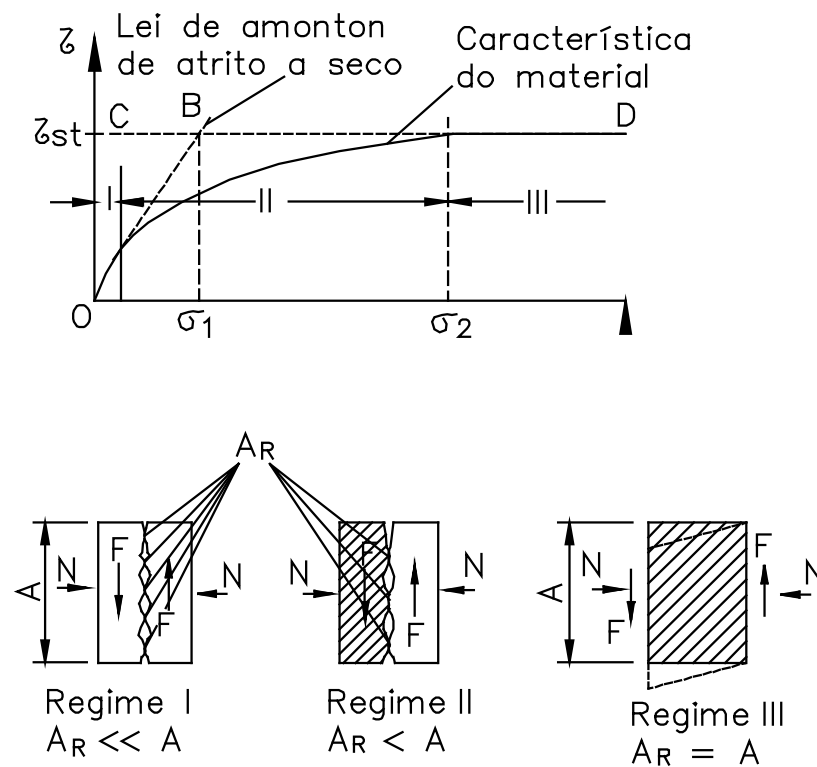


Figura 2.5 - Os três regimes de atrito sólido (SHAW et al., 1960)

Trent e Wright (2000) defendem a existência de duas regiões na zona de cisalhamento secundária: a zona de aderência e logo em seguida a zona de escorregamento. A Fig.2.6 identifica estas duas zonas. As áreas BFCEB e CFKDHEC correspondem às zonas de aderência e de escorregamento, respectivamente.

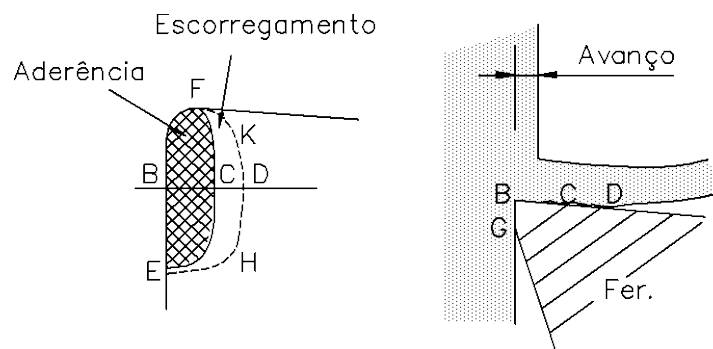


Figura 2.6 - Áreas de aderência e escorregamento na interface cavaco-ferramenta (Trent, 1984)

Nas condições de aderência na interface cavaco ferramenta, onde se verifica total união por ligações atômicas entre as superfícies em contato, a resistência ao

escorregamento é igual à resistência ao cisalhamento do material menos resistente (geralmente o da peça).

Na zona de escorregamento a área de contato real é bem menor. A resistência ao movimento do material na interface é imposta apenas pelos picos de contato, reduzindo a força de usinagem e a temperatura, o que faz com que os mecanismos de desgaste termicamente ativados diminuam (DINIZ et al., 2006). Porém, mecanismos de desgaste como, por exemplo, aderência e arrastamento de micropartículas (attrition), podem fazer com que a taxa de desgaste seja até maior que na condição de aderência (TRENT; WRIGHT, 2000).

Qi e Mills (2000) argumentam que o estudo da interface ferramenta-cavaco através de ensaios *quick-stop* não consegue detectar a dinâmica do processo. Eles sugerem então que uma abordagem analítica do fenômeno seria a melhor opção. Com este propósito definem a “camada tribológica” com um significado mais geral para representar as características de todas as camadas que podem se formar na interface: aresta postiça, depósito de inclusões, reações químicas, filme líquido, etc. Desta forma, a composição química de uma tribocamada pode ser uma combinação de elementos da ferramenta, peça, fluido de corte ou outro meio presente no processo de usinagem.

2.4.2 - Aresta postiça de corte

A aresta postiça de corte, APC, é um fenômeno que pode ocorrer a baixas velocidades de corte. A presença da APC vai alterar completamente a geometria da cunha cortante, com efeitos em todo o processo de usinagem (força, temperatura, desgaste das ferramentas e acabamento superficial). Existem evidências de que a APC é contínua com o material da peça, ao invés de ser um corpo separado de material encruado, sobre o qual o cavaco se escoa (MACHADO et. al., 2011). A APC é um fenômeno envolvendo deformação plástica, encruamento e formação de microtrincas. Estes fatores são fortemente afetados pelas condições de corte, temperatura e presença da segunda fase dos materiais sobcorte (WILLIAMS; ROLLANSON, 1970). Milovic e Wallbank (1983) explicaram isto teoricamente pela presença de um sistema tri-axial de tensões nas redondezas das segundas fases deformadas, causado pela taxa de deformação diferente da segunda fase em relação à matriz. A Fig.2.7 mostra esquematicamente a aresta postiça de corte.

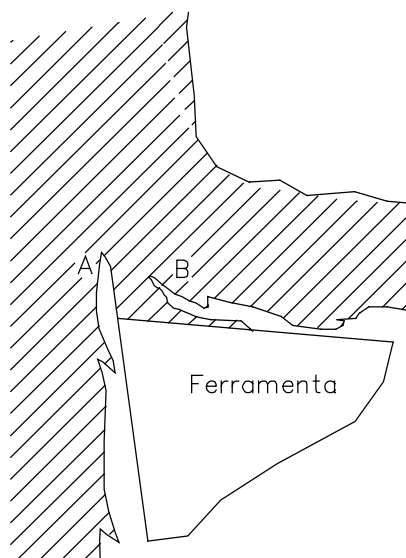


Figura 2.7 - Aresta postiça de corte (adaptado de TRENT, 1963)

Na presença de APC, a zona de cisalhamento secundário, portanto, a principal fonte de calor, está afastada da superfície da ferramenta. Isto significa que a distribuição de calor e as temperaturas na ferramenta são menores, e depende bastante da geometria e estabilidade da APC. Como a APC aumenta bastante o ângulo de saída efetivo, as forças de usinagem são geralmente baixas. Na usinagem com APC, se esta for estável, ela protege a superfície de saída da ferramenta. O desgaste, neste caso, é provocado apenas por adesão e abrasão na superfície de folga, causado por partes da APC, que se arrastam por entre a superfície de saída da ferramenta e a peça. No caso da APC ser instável, o mecanismo de desgaste que envolve a aderência e arrastamento de micropartículas (*attritionwear*, da literatura inglesa) vai estar presente e acelerar o desenvolvimento de desgaste na superfície de saída (MACHADO et al., 2011). Ferraresi (1977) afirma que a APC, ao se romper, leva consigo partículas da superfície de folga, incentivando o desgaste de flanco.

Muito tem-se pesquisado em relação a geometria da aresta postiça de corte, sendo que o estudo experimental em relação aos parâmetros, como largura e espessura da APC são medidos em amostras obtidas em ensaios *quick-stop* mostrado na Fig. 2.8 (REIS et al., 2007).

Onde L e H são os comprimentos da largura e altura da aresta postiça, sendo que o comprimento de contato L aumenta à vertical e vice e versa

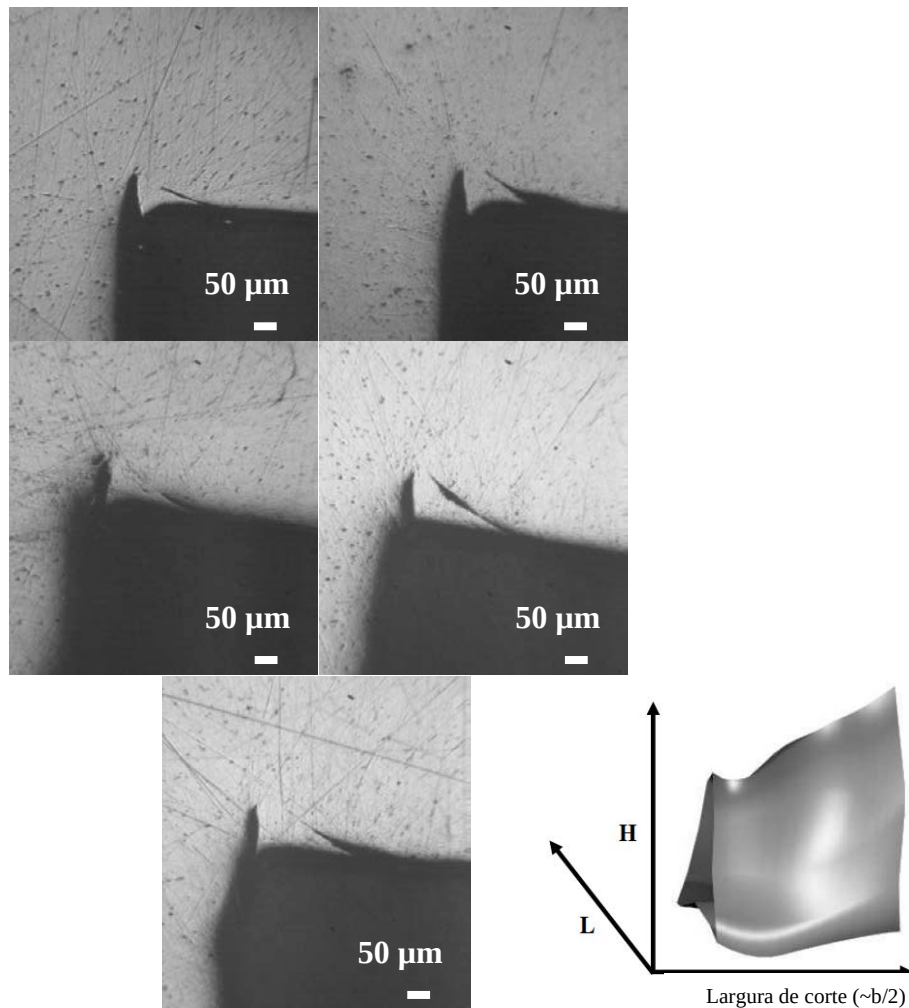


Figura 2.8 - Sequência de fotografias e dimensões da APC ao longo da espessura de corte 'b' após usar a 20,91 m/min e com fluido de corte (REIS et al., 2007)

O parâmetro que mais influencia a APC é a velocidade de corte. Para baixas velocidades de corte há formação de APC que aumenta de tamanho com o aumento deste parâmetro, até atingir um valor máximo. Nesta faixa de velocidade de corte a APC é estável. A partir do ponto de dimensões máximas, ao aumentar a velocidade de corte, a APC reduz de tamanho até desaparecer, quando a velocidade atinge um valor crítico. Neste campo de velocidade de corte a APC se torna instável, conforme pode ser observado na Fig.2.9.

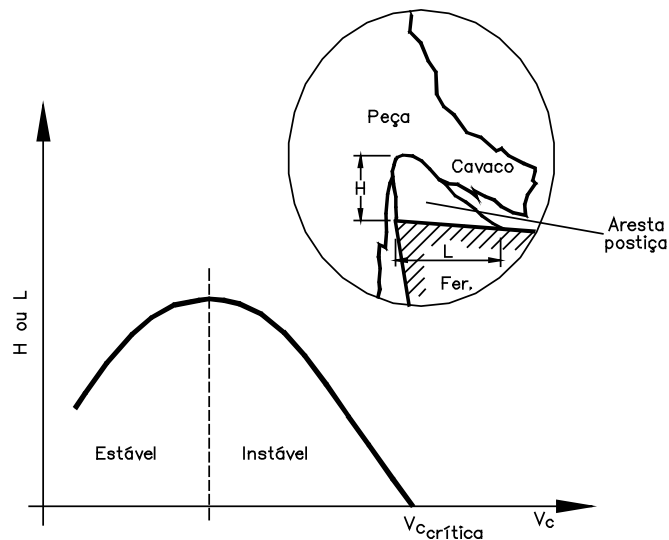


Figura 2.9 - Variação das dimensões da APC com a velocidade de corte, com identificação dos regimes estável e instável e da velocidade de corte crítica (FERRARESI, 1977).

2.4.3 - Tipos de cavaco

Os cavacos podem ser classificados em 4 tipos (MACHADO et al., 2011):

a) Cavaco contínuo: Ocorre principalmente na usinagem de materiais dúcteis (como aços de baixa liga). Sob pequenos e médios avanços, com altas velocidades de corte e grandes ângulos de saída da ferramenta. É formado quando o material é recalcado ao chegar na aresta de corte, sem que ocorra o rompimento deste, deslizando, então, pela superfície de saída da ferramenta. A Fig. 2.10 mostra a micrografia de um cavaco contínuo.

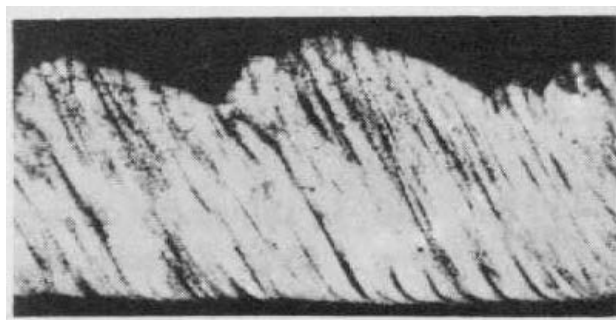
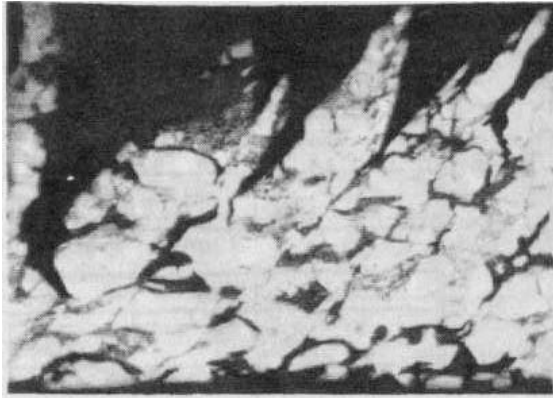


Figura 2.10 - Cavaco contínuo (FERRARESI, 1977).

b) Cavaco de cisalhamento ou parcialmente contínuo: constituído de grupos lamelares distintos e justapostos. Segundo Ferraresi (1977) este tipo de cavaco ocorre principalmente quando a trinca, ao propagar pelo plano de cisalhamento, provoca ruptura total do cavaco, que, em seguida, é soldado devido à pressão e temperatura elevadas. O

resultado final é um cavaco intermediário entre o contínuo e o descontínuo. As Figuras 2.11 a) e b) mostram o cavaco por cisalhamento.



a)



b)

Figura 2.11 - Cavaco cisalhamento (FERRARESI, 1977)

c) Cavaco descontínuo: este cavaco é constituído de fragmentos arrancados da peça usinada. Forma-se na usinagem de materiais frágeis ou de estrutura heterogênea, tais como ferro fundido ou bronze. A trinca aberta na aresta de corte da ferramenta se propaga por toda a extensão do plano de cisalhamento primário, separando, assim, as lamelas de cavacos. A Figura 2.12 mostra o cavaco descontínuo.

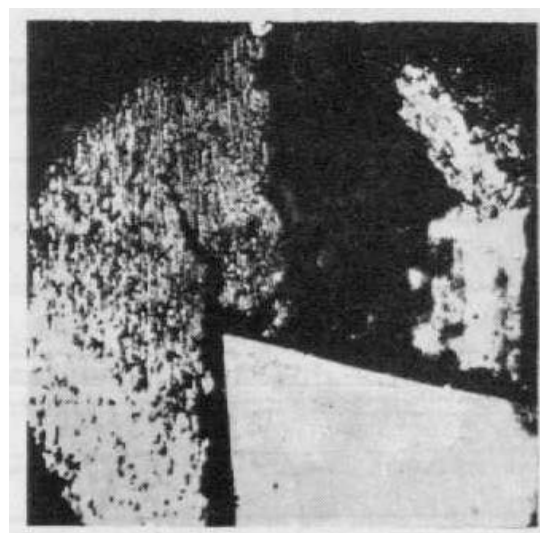


Figura 2.12 - Cavaco descontínuo (FERRARESI, 1977)

d) Alguns autores (MACHADO et. al., 2011 e KOMANDURI; Von TURKOVICH, 1981) mencionam o cavaco segmentado, que ocorre mais frequentemente na usinagem de materiais com baixa condutividade térmica, como titânio e as suas ligas, num processo

referido como “cisalhamento termoplásticos catastrófico”. Segundo esses autores, este tipo de cavaco pode ocorrer inclusive na usinagem de materiais de boa condutividade térmica, a partir de uma velocidade de corte, chamada de “velocidade de corte crítica”, caracterizada pelo material. A Fig.2.13 mostra a formação do cavaco segmentado esquematicamente e em micrografia.

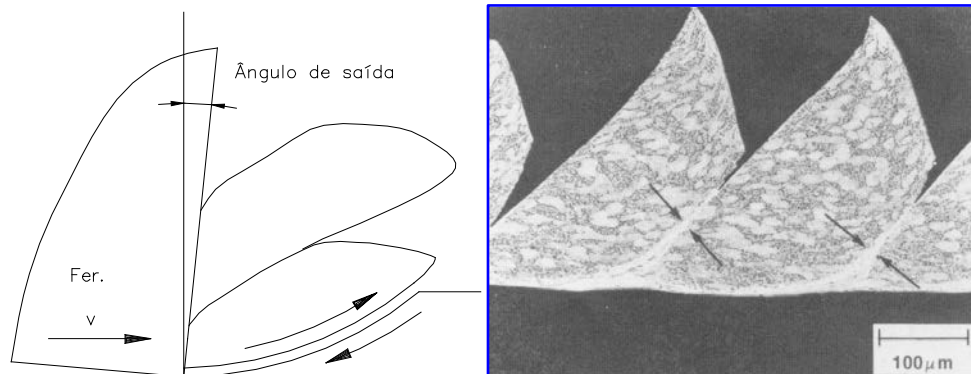


Figura 2.13 - Cavaco segmentado (KOMANDURI; Von TURKOVICH, 1981)

2.4.4 - Formas do Cavaco

Quanto à forma o cavaco pode ser classificado em: fita , helicoidal, espiral, lascas ou pedaços.

As Figuras 2.14mostra as formas de cavaco segundo a norma isso 3685 (ISO, 1993).

1- Cavaco em fita	2- Cavaco tubular	3- Cavaco espiral	4- Cavaco hel. tipo arruela	5- Cavaco hel. cônico	6- Cavaco em arco	7- Cavaco fragmentado	8- Cavaco tipo agulha
1-1- Longo	2-1- Longo	3-1- Plano	4-1- Longo	5-1- Longo	6-1- Conect.		
1-2- Curto	2-2- Curto	3-2- Cônico	4-2- Curto	5-2- Curto	6-2- Solto		
1-3- Emaranhado	2-3- Emaranhado		4-3- Emaranhado	5-3- Emaranhado			

Figura 2.14 - Formas de cavaco (ISO 3685, 1993).

O cavaco em fita pode provocar acidentes, ocupa muito espaço e é difícil de ser transportado. Geralmente a forma de cavaco mais conveniente é o helicoidal. O cavaco em lascas é preferido quando houver pouco espaço disponível ou quando o cavaco deve ser removido por fluido refrigerante (por exemplo, no caso de furação profunda) (FERRARESI 1977).

Dois fatores contribuem de maneira decisiva para a forma do cavaco: a plasticidade do material da peça e a configuração geométrica do sistema de corte (peça, ferramenta e máquina-ferramenta). Some-se a isto, a influência das condições de usinagem. A plasticidade do material da peça influi principalmente no mecanismo de formação do cavaco e também na rigidez do elemento de cavaco formado (MACHADO et al., 2011).

A geometria do sistema de corte determina a deformação imposta ao cavaco durante e após a sua formação (DINIZ et al., 2006), sendo que imediatamente após a formação do cavaco, a geometria do sistema determina a curvatura do cavaco que também pode alterar sua rigidez através da modificação da sua seção transversal. É claro que a geometria do cavaco (sua forma) não é passível de alterações significativas se o material da peça tiver propriedades predominantemente elásticas (materiais frágeis).

Quanto às condições de usinagem, em geral, um aumento da velocidade de corte ou uma redução do avanço tendem a mover a forma do cavaco para esquerda da Fig. 2.13, isto é, produzir cavacos em fitas. Segundo Machado et al., (2011), o avanço é o parâmetro que mais influencia a forma do cavaco. A profundidade de corte tem influência mas, numa proporção menor. A Figura 2.15 mostra a influência desses dois parâmetros na forma dos cavacos.

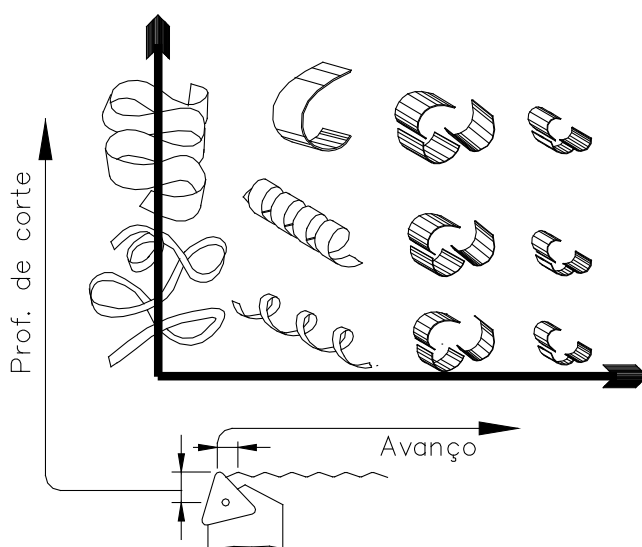


Figura 2.15 - Efeito do avanço e da profundidade de corte na forma dos cavacos (SMITH,1989).

2.4.5 - Grau de recalque do cavaco

O grau de recalque do cavaco (R_c) é a razão entre a espessura do cavaco h' e a espessura de corte h dado pela Eq. (2.1). No corte ortogonal ele é uma medida da quantidade de deformação sofrida pelo cavaco e pode ser usado, entre outras coisas, para calcular o ângulo de cisalhamento e a velocidade de saída do cavaco. O ângulo de cisalhamento ϕ , formado entre o plano de cisalhamento e a direção de corte, são dependentes das condições de corte empregadas, do material da peça e da ferramenta de corte dentre outros, sendo utilizados como indicativos da quantidade de deformação. Um grau de recalque elevado, que corresponde a um pequeno ângulo de cisalhamento, significa grande quantidade de deformação e baixa velocidade de saída do cavaco (MICHELETTI, 1980; SHAW, 1994; TRENT; WRIGHT, 2000). A Equação (2.1) mostra a relação entre h e h' para encontrar o grau de recalque. A espessura da seção transversal de corte a ser removida segundo a direção perpendicular de corte é dado pela Eq. (2.2)

$$R_c = \frac{h'}{h} \quad (2.1)$$

$$h = f \times \text{sen } \kappa_r \quad (2.2)$$

Tem-se que o ângulo de cisalhamento é relacionado ao ângulo de saída e ao grau de recalque através da Eq. (2.3):

$$\tan \phi = \frac{\cos \gamma}{R_c - \text{sen } \gamma} \quad (2.3)$$

Kronenberg, (1966) mostra na Fig. 2.16 a relação entre o grau de recalque e o correspondente ângulo de cisalhamento para três valores distintos de ângulo de saída.

Pode-se observar pelo gráfico da Fig. 2.14, que o ângulo de cisalhamento diminui com o aumento do grau de recalque e aumenta com o aumento do ângulo de saída.

Com relação à influência dos parâmetros de corte, o grau de recalque tende a diminuir com aumento da velocidade, do avanço e da profundidade de corte.

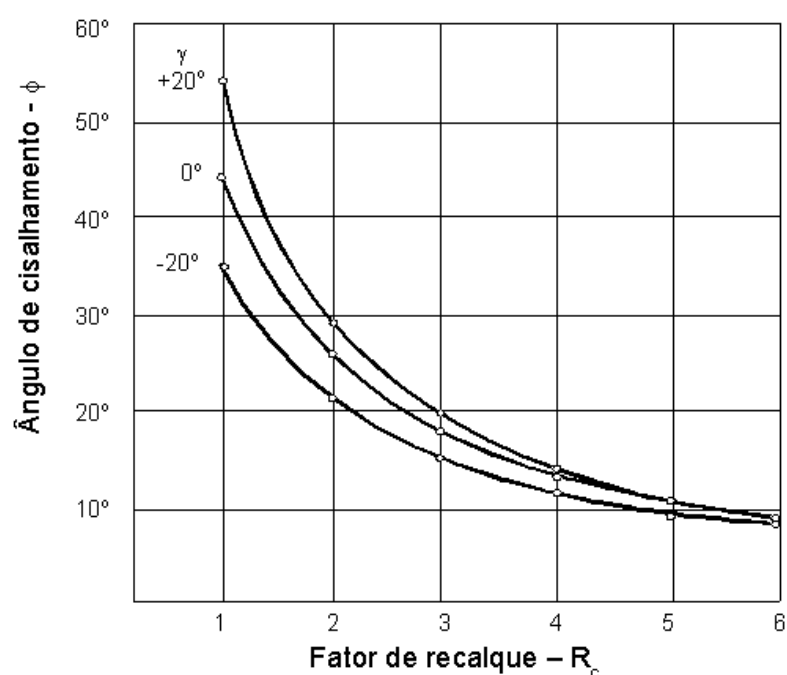


Figura 2.16- Relação do grau de recalque e o ângulo de cisalhamento (Kronenberg, 1966).

O efeito da velocidade de corte sobre o grau de recalque foi determinado por Micheletti (1980) na usinagem do aço carbono AISI 1040, conforme mostra a Fig. 2.17, esta figura mostra uma velocidade onde o Grau de Recalque é máximo.

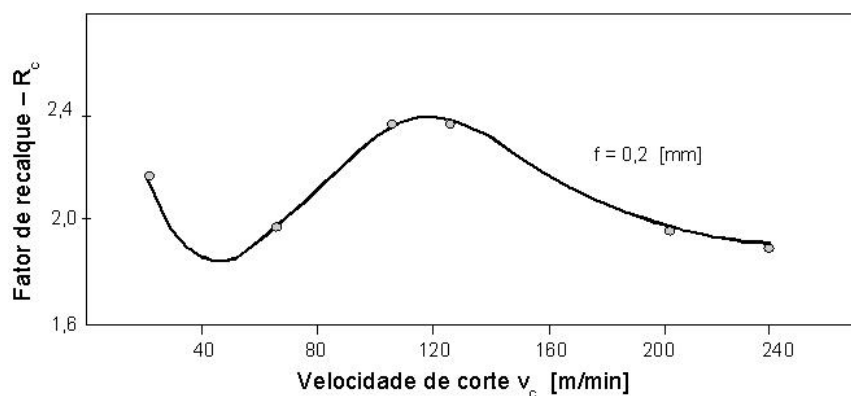


Figura 2.17 - Relação entre a velocidade de corte e o grau de recalque (MICHELETTI, 1980).

Um valor máximo (em torno de 2,4) é observado dentro de uma determinada faixa de velocidade de corte e, neste caso específico, próximo a 120 m/min; todavia a partir daí o grau de recalque tende a diminuir com o aumento progressivo da velocidade de corte. Possivelmente, a presença da aresta postiça de corte, APC, até este valor de velocidade de corte deve ser responsável pelo comportamento da curva. Isso se deve ao fato de as dimensões da APC cresce até atingir um valor máximo, a partir do qual começa a

diminuir até o valor de sua velocidade de corte crítica, onde a APC desaparece completamente (MICHELETTI, 1980)..

O efeito do avanço e da profundidade de corte sobre o grau de recalque é exemplificada nas Figs. 2.18 e 2.19, respectivamente (MICHELETTI, 1980). Para avanços compreendidos em torno de 0,2 mm o grau de recalque atinge um valor máximo, no entanto tende a diminuir com o aumento progressivo do avanço.

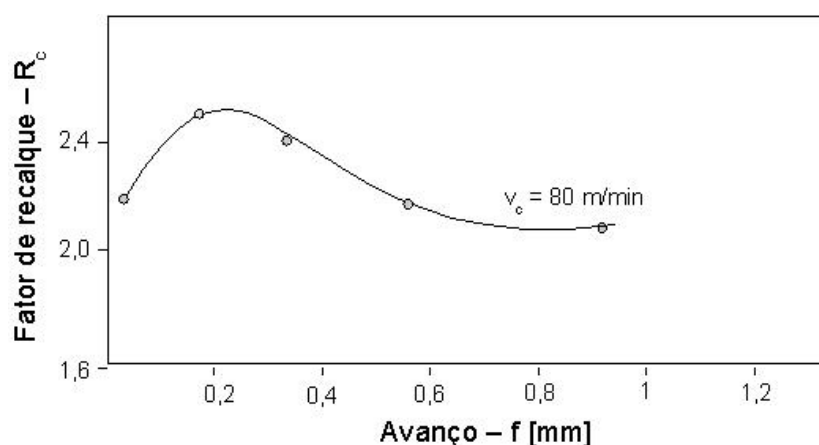


Figura 2.18 - Relação entre o avanço e grau de recalque (MICHELETTI, 1980).

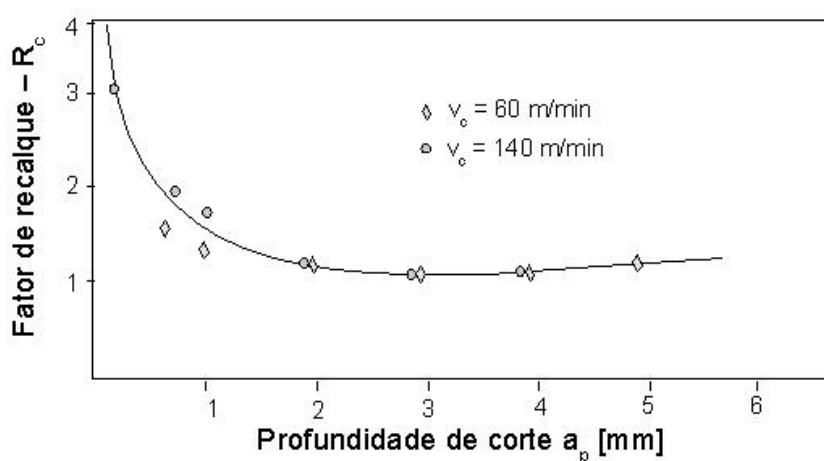


Figura 2.19 - Relação entre a profundidade de corte e o grau de recalque (MICHELETTI, 1980).

O efeito do material da peça sobre o grau de recalque é exemplificada na usinagem do cobre com ferramenta de metal-duro nas seguintes condições de usinagem: $v_c=70$ m/min; $f=0,1$ mm; $a_p=1,5$ mm e $\gamma=5^\circ$. O grau de recalque obtido, próximo a 7, é elevado se

comparado com o obtido para o aço carbono AISI 1035, que se situa em torno de 2,8 (KRONENBERG, 1966).

2.4.6 - Característica da Formação do Cavaco nas ligas de Alumínio.

Os estudos dos tipos de cavacos formados na usinagem do alumínio são de suma importância, especialmente pelo fato da usinagem deste material gerar um grande volume de cavacos contínuos, os quais podem prejudicar a operação das máquinas, principalmente para os processos onde há dificuldades de escoamentos dos cavacos (furação e fresamento) ou em máquinas ferramentas com pouco espaço de trabalho. Nestes casos procura-se obter cavacos curtos, em forma de hélice, espiras e vírgulas, de preferência com poucas voltas, que são de mais fácil remoção (WILKSON et al, 1997).

Os tipos de ligas de alumínio afetam na formação dos cavacos, onde as ligas mais duras e resistentes e conformáveis favorecem na quebra dos cavacos, produzindo assim cavacos mais curtos (KAMIYA; YAKOU, 2008).

A Tabela 2.2.apresenta os elementos de ligas e suas influência na produção dos cavacos nas ligas de alumínio (DINIZ et al., 2006).

Tabela 2.2 - Elementos de ligas e suas influências na produção dos cavacos nas ligas de alumínio (DINIZ et al., 2006)

Elementos da Liga	Influência na Usinabilidade
Sn, Bi e Pb	Atuam como lubrificantes e como fragilizadores do cavaco
Fe,Mn, Cr e Ni	Combinam com o alumínio para formarem partículas duras, que favorecem a quebra do cavaco
Mg	Em teores baixo (cerca de 0,3%) aumenta a dureza do cavaco e diminui o coeficiente de atrito entre cavaco e ferramenta
Cu	Forma o intermetálico CuAl_2 que fragiliza o cavaco

Os tipos de cavacos formados pela usinagem das ligas de alumínio são geralmente em forma de fitas, cavacos emaranhados, cavacos espirais, cavacos em hélices planas, cavacos caracóis, cavacos fragmentados, cavacos em hélices cilíndricas longas, cavacos em hélices cilíndricas curtas e cavacos quebradiços.

A seguir apresenta-se os tipos de cavacos formados em relação aos tipos de ligas e o alumínio puro (JHONE, 1994).

1) O alumínio puro e as ligas trabalhadas maciças produzem cavacos contínuos e extremamente longos.

2) As ligas trabalhadas com alta resistência apresentam problemas preocupantes na produção dos cavacos.

3) As ligas fundidas hipoeutéticas (AlSi8Cu3, AlSi10Mg, etc) são muito importantes em aplicações industriais devido a boa relação resistência/peso e fundibilidade. Possuem propriedades mecânicas que podem ser melhoradas com tratamentos termo-químicos, objetivando o refino da microestrutura do material fundido ou controlando as variáveis do processo de fundição (taxa de resfriamento, presença de hidrogênio, etc) ou ainda adicionando elementos metálicos à liga. Estas ligas produzem cavacos enrolados curtos em forma de espiral de fácil remoção.

4) As ligas fundidas eutéticas (AlSi12) geralmente produzem cavacos longos.

5) As ligas fundidas hipereutéticas, que contêm mais de 12 % de silício, apresentam baixo coeficiente de expansão térmica, sendo o silício dissolvido na matriz o principal responsável pela boa resistência a abrasão. Estas ligas produzem cavacos fragmentados curtos, sendo que em alguns casos de difícil remoção, o que, conseqüentemente, reduz a usinabilidade da liga.

Alguns elementos de ligas com baixo ponto de fusão, como o bismuto e o chumbo, são adicionados no alumínio para a formação de cavacos quebradiços, melhorando assim a usinabilidade. Pelo fato do chumbo ser um elemento tóxico, houve uma tentativa de melhoria da quebra do cavaco das ligas de alumínio através da aplicação de partículas de segunda fase de Si, para substituir o chumbo (YOSHIRARA; HIRANDO, 2001). Nesta substituição foi observado que estas partículas promovem uma grande concentração de tensão e deformação na zona de cisalhamento facilitando a ruptura do cavaco (YOSHIHARA; OSAKI; TAKAI, 2006). Kamiya e Yakou (2008) afirmam existir uma relação direta entre a ruptura do cavaco e as partículas da segunda fase e a ductilidade ao redor da matriz.

Os principais parâmetros que influenciam a forma dos cavacos nas ligas de alumínio são as condições de corte, a geometria da ferramenta, o material da peça, a deformabilidade da liga, a tenacidade ou estado metalúrgico do material (WEINGAERTNER; SCHROETER, 1991). Uma redução no ângulo de inclinação ou no ângulo de saída, por exemplo, favorece a produção de cavacos mais curtos, mais um aumento do avanço e/ou da profundidade de corte acarretará num aumento da espessura e/ou da largura do cavaco, aumentando a deformação na região de cisalhamento, provocando a formação de cavacos curtos, facilitando a usinagem (BATZER et al., 1998).

O gráfico da Fig.2.20 apresenta resultados encontrados por Cunha (2004) no torneamento da liga de alumínio ASTM AA 7050, onde foi analisado o comprimento do cavaco nas condições de usinagem a seco e com fluido de corte, para várias velocidades de corte. Observa-se que ao se aumentar a velocidade de corte a partir de 100m/min há

uma redução acentuada do comprimento do cavaco, até aproximadamente a velocidade de 400 m/min. Outro dado interessante é que para velocidades de corte menores (até aproximadamente 500 m/min) a condição com fluido de corte gera comprimentos de cavacos maiores que na condição a seco. Quando usinando sem fluido de corte, a taxa de deformação sofrida é sempre maior que na condição com fluido. Esta maior severidade do processo na condição a seco causa maior encruamento do cavaco, levando à sua quebra prematura. Este fato é comprovado pelo comportamento da microdureza dos cavacos em relação à velocidade de corte obtido pelos autores como mostra a Fig. 2.21. Para velocidades de corte maiores (acima de 500 m/min) os comprimentos dos cavacos se igualam. Estes dados demonstram que um aumento na dinâmica (velocidade de saída do cavaco) do processo causada pelo aumento da velocidade de corte ocasiona uma dificuldade extra na obtenção de boa lubrificação por parte do fluido de corte, igualando às condições a seco (CUNHA , 2004).

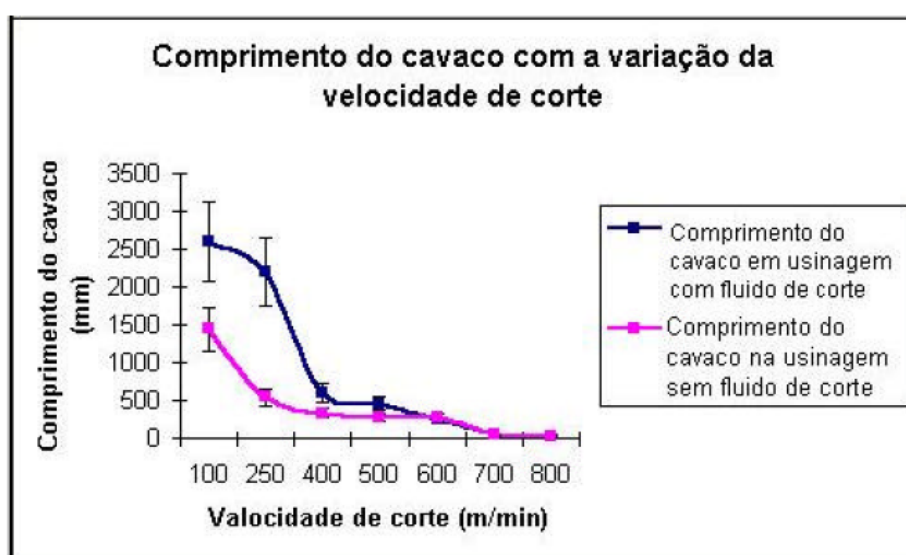


Figura 2.20 - Variação do comprimento do cavaco com a velocidade de corte (CUNHA , 2004)

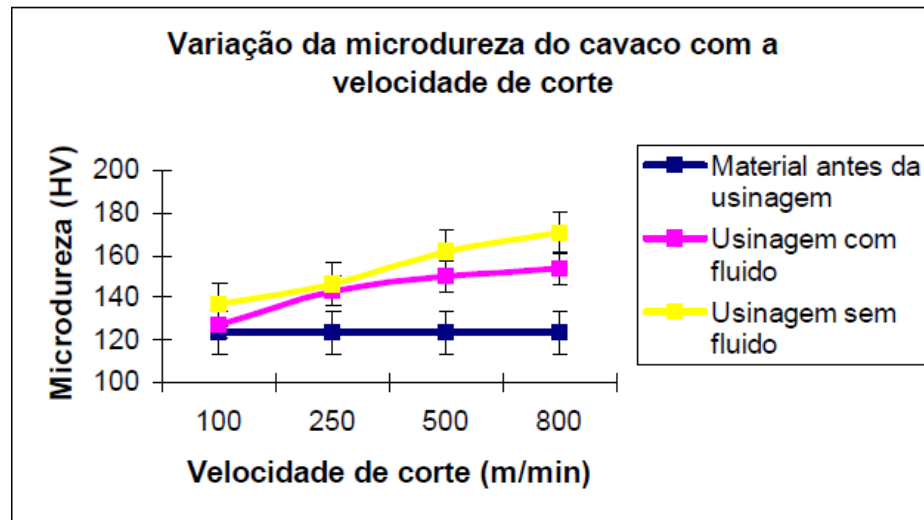


Figura 2.21 - Variação da microdureza vickers do cavaco em função da velocidade de corte (CUNHA, 2004)

2.4.7 Zona de Fluxo

Na zona de fluxo os níveis de deformações são altíssimos, podendo atingir valores superiores a 100 (TRENT; WRIGHT 2000). Porém, este valor é uma estimativa, pois se sabe que medir níveis de deformações a altas taxas de deformações e em uma região de espessura bem estreita (na ordem de 10 a 100 μm) é bastante complicado. Enquanto que no plano de cisalhamento primário as deformações cisalhantes são da ordem de 2 a 5, podendo chegar a 8 nas bandas de cisalhamento adiabático na usinagem de titânio, na zona de fluxo as deformações são bem maiores, podendo atingir valores superiores a 100 (TRENT; WRIGHT, 2000). Em seguida, na Fig. 2.22 tem-se o modelo proposto por Trent e Wright (2000), no qual a deformação cisalhante na zona de fluxo é inversamente proporcional à distancia da superfície de saída da ferramenta.

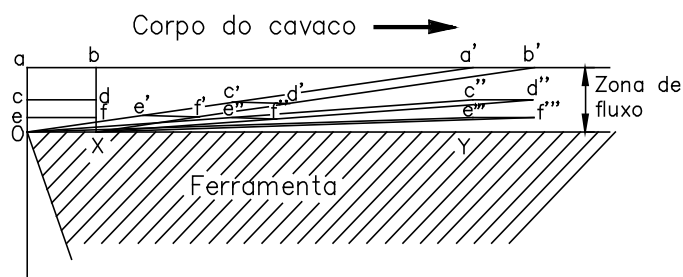


Figura 2.22 - Modelo de deformação na zona de fluxo, proposto por Trent e Wright (2000)

Segundo o modelo de Trent, a deformação cisalhante na zona de fluxo é inversamente proporcional à distância da superfície de saída. No ponto Y, a porção inicial do material OabX sofreu uma deformação para Oa'b'X, enquanto que a metade do material da porção inicial considerada, isto é, OcdX (metade de OabX) se deformou para Oc"d"X que é o dobro da deformação sofrida por ab. Correspondentemente, o material OefX, onde Oe vale $\frac{1}{4}$ de Oa, se deforma para Oe'''f'''X quando ele atinge o ponto Y, que é quatro vezes maior que a deformação sofrida por OabX quando este atinge o mesmo ponto, Oa'b'X. Neste contexto, a deformação na interface cavaco ferramenta é infinita.

Essa zona é fortemente ligada à ferramenta de corte e embora se acredite que esta forte ligação possa retardar o movimento na interface, a velocidade relativa do cavaco em relação à face da ferramenta é igual a zero. A movimentação do material sobre a face da ferramenta de corte ocorre, neste caso, pela elevada deformação plástica e consequente fratura do material na zona de fluxo, que usualmente varia de 10 a 100 μm de espessura (TRENT, 1988).

Com base no modelo de deformação proposto e considerando a deformação uniforme, a quantidade de deformação a que o material está sujeito na zona de fluxo é inversamente proporcional à distância a partir da interface com a ferramenta de corte (TRENT, 1988).

Como visto no modelo, teoricamente a deformação cisalhante seria infinita na superfície de saída da ferramenta, mas o fluxo laminar é interrompido a poucos microns desta superfície, devido à rugosidade superficial inerente. A capacidade dos metais e ligas metálicas suportarem tais níveis de deformações cisalhantes sem se romperem é atribuída às altíssimas tensões de compressão e elevadas temperaturas presentes naquela região (MACHADO et al, 2011).

Oxley et al. (1989) e Hastings et al.(1980) referem-se à zona de fluxo como uma zona de deformação plástica próxima ou na interface ferramenta-cavaco como ilustrado na Fig. 2.23. O modelo considera que as condições de atrito na interface são descritas em termos da tensão de escoamento de cisalhamento na camada de cavaco próxima da ferramenta e a interface é definida como a região de máxima tensão e de máxima taxa de cisalhamento. A velocidade de cisalhamento é assumida como zero na interface devido à aderência. A diferença entre o modelo de Oxley e o modelo de Trent e Wright (2000) é que o primeiro leva em consideração a velocidade de deformação, bem como as tensões na interface, servindo para calcular parâmetros como temperatura, tensões e deformações na zona de cisalhamento secundária, além de levar em consideração a interação entre o corpo do cavaco e a zona de fluxo.

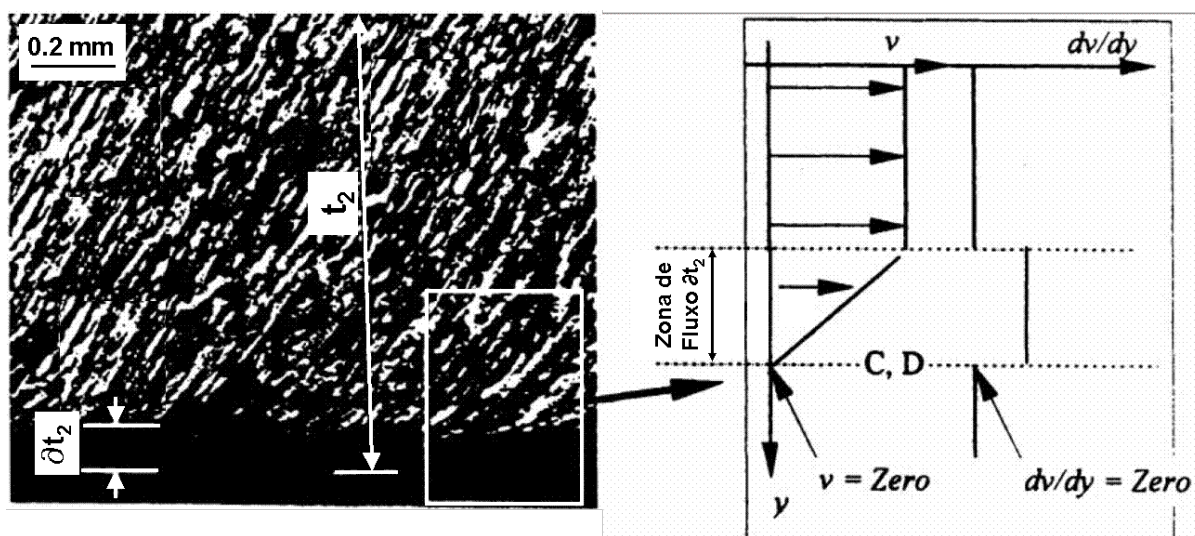


Figura 2.23 - Modelo de Oxley (HASTINGS et al., 1980) (OXLEY, 1989) para a zona de fluxo

Gonçalves e Ribeiro (2010) encontraram os seguintes valores da zona de fluxo coletando cavacos no torneamento para o alumínio e o aço ABNT 1050, mostrados nas Tabs. 2.3 e 2.4.

Tabela 2.3 - Dimensão da Zona de Fluxo nas amostras de cavaco de Alumínio

Teste	v_c (m/min)	f (mm/rot)	a_p (mm)	Espessura da zona de fluxo em μm
1	82	0,16	2	14,33
2	102	0,16	2	13,33
3	129	0,16	2	15,00
4	164	0,16	2	12,33
5	255	0,16	2	11,25
6	102	0,13	2	12,33
7	102	0,24	2	17,67
8	102	0,33	2	16,33
9	102	0,43	2	24,00
10	102	0,55	2	26,00

Uma observação importante feita por Gonçalves e Ribeiro(2010) foi a de que o material mais dúctil, alumínio, que conseqüentemente possui um grau de deformação maior, apresentou maiores dimensões de zona de fluxo em comparação ao aço ABNT 1050 tanto na variação da velocidade de corte como no avanço evidenciados pelas Tabs. 2.3 e 2.4.

Tabela 2.4 - Dimensão da Zona de Fluxo nas amostras de cavaco de Aço ABNT 1050

Teste	v_c (m/min)	f (mm/rot)	a_p (mm)	Espessura da zona de fluxo em μm
1	73	0,16	2	10,00
2	91	0,16	2	11,17
3	116	0,16	2	10,83
4	147	0,16	2	10,00
5	229	0,16	2	9,00
6	92	0,13	2	12,67
7	92	0,24	2	15,17
8	92	0,33	2	13,50
9	92	0,43	2	21,67
10	92	0,55	2	20,835

Gonçalves e Ribeiro (2010), com os resultados encontrados para medição das dimensões da zona de fluxo encontraram:

- 1) Que à medida que a velocidade de corte aumenta, menor é o tempo de contato entre a ferramenta e o material, fazendo com que o tempo que o cavaco tem para deformar seja menor, além de gerar mais calor, aumentando a temperatura, o que confina a deformação em zonas mais estreitas
- 2) Que o aumento do avanço de corte claramente evidencia um aumento da dimensão da zona de fluxo. O aumento do avanço de corte aumenta as forças de usinagem e a temperatura no processo ocasionando numa maior deformação e consequentemente maior dimensão da zona de fluxo, zona de maior deformação no cavaco.

2.5 - Quick- stop

O estudo da interface cavaco-ferramenta tem sido um desafio muito grande, pois são poucas as conclusões que podem ser tiradas de observações diretas durante o corte. Os maiores empecilhos para desenvolvimento de uma teoria mais elaborada são provocados pelas velocidades de saída dos cavacos, normalmente, muito elevadas e pelas reduzidíssimas áreas de contato cavaco-ferramenta envolvidas (CHERN, 2005)..

A aplicação do método *quick-stop* é utilizado para “congelar” o corte durante a usinagem e, assim, obter informações mais detalhadas sobre a estrutura do material deformado na raiz do cavaco. Dessa forma, as análises teóricas, em conjunto com observações diretas da microestrutura deformada, contribuem diretamente para o entendimento do mecanismo da formação do cavaco.

Nos dispositivos *quick-stop*, a ferramenta de corte é retraída com velocidade superior à velocidade de corte (de duas a três vezes maiores), deixando a raiz do cavaco em condições de análise detalhada por meio de microscópios. Basicamente, esses dispositivos têm a função de estabelecer a operação de corte com o suporte da ferramenta apoiado em um pino de aço endurecido. Esse pino possui grande rigidez e capacidade de ruptura sem deformação. Quando a formação do cavaco está acontecendo, pela ação de um golpe brusco externo (que pode ser desferido manualmente ou por um dispositivo pneumático, pela ação de uma mola ou mesmo por um projétil a base de pólvora), o pino se rompe e a ferramenta é afastada da peça em alta velocidade, quase instantaneamente. A Fig.2.24 mostra uma foto de raiz de cavaco conseguida no teste de *quick-stop* (CHERN, 2005).



Figura 2.24 - Exemplos de raiz de cavaco obtidas através de ensaio *quick-stop* (NASCIMENTO et al., 2010)

Hastings et al., (1967) relata que já em 1925 Resenhain e Sturney usaram esta técnica para estudar o fenômeno da aresta postiça de corte (APC) e que Herbert (1928) também usou métodos *quick-stop* para o mesmo fim. Em 1976 Brown (HERMAN, 1997) projetou um dispositivo *quick-stop* com dois pinos de cisalhamento sendo o primeiro para segurar o pistão até a câmara de combustão atingir o valor máximo de pressão e o segundo para suportar o porta-ferramenta. Com isso ele conseguiu aumentar significativamente a aceleração nos primeiros instantes de retração.

A Figura 2.25 mostra a micrografia de uma pequena APC de um Aço 1050 obtida por *quick-stop*, usinando numa velocidade de corte de 59,5 m/min, referente a um dos testes de *quick-stop* desenvolvidos por Gonçalves e Ribeiro (2010).

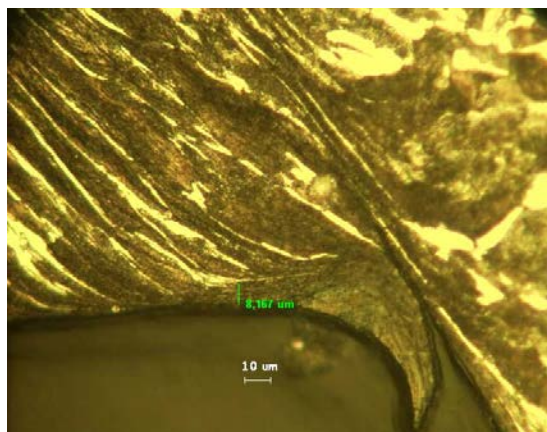


Figura 2.25 - APC na raiz de um cavaco de aço ABNT 1050 (GONÇALVES; RIBEIRO, 2010)

2.6 - Planejamentos Fatoriais e Superfície de Resposta.

Para a realização de experimentos significativos e confiáveis, deve-se utilizar um método científico de planejamento. Quando o problema envolve dados que podem conter erros experimentais, um modo adequado de análise é por métodos estatísticos. Em qualquer experimento há duas etapas: o planejamento de experimento e a análise estatística dos dados obtidos. Estas etapas estão intimamente ligadas, uma vez que o método a ser utilizado para análise depende diretamente do planejamento realizado.

O método univariado onde o pesquisador altera uma variável enquanto as outras são mantidas constantes, é totalmente inviável nos casos em que se possui variáveis múltiplas, por exigir um número muito elevado de experimentos. Além disso, este método não permite uma análise sobre as possíveis interações entre as variáveis independentes.

Quando existem diversas possibilidades de combinação das variáveis relevantes ao processo, como no caso do processo de usinagem, a análise dos experimentos é mais confiável utilizando técnicas estatísticas para esse fim. O planejamento fatorial dos experimentos permite verificar a influência de efeitos individuais como também de interação entre as variáveis (BOX et al., 1978). A técnica de superfície de resposta proporciona o ajuste empírico de equações que relacionam as respostas obtidas em função de variáveis estudadas (MYERS, 1976).

O planejamento fatorial seleciona os níveis das variáveis estudadas e todas as combinações possíveis do experimento são determinadas. A determinação da quantidade de experimentos é feita de acordo com a quantidade de variáveis estudadas e com os níveis estipulados para essas variáveis. Um planejamento do tipo 2^k determina a quantidade de experimentos de um estudo em dois níveis com 'k' variáveis. Os planejamentos fatoriais a dois níveis são recomendados para sistemas cujas equações experimentais são de primeira

ordem. Quando um sistema for representado por equações de segunda ordem, ou seja, mais complexos, um planejamento fatorial com mais níveis, avaliados em cada fator, se faz necessário (BOX et al., 1978).

Uma desvantagem em utilizar o planejamento fatorial convencional para obter equações preditivas de segunda ordem é a quantidade excessiva de experimentos que devem ser realizados. Em planejamentos do tipo 3^k (3 níveis), para um estudo com 5 variáveis independentes seriam necessários 243 experimentos. Dependendo do tipo de estudo, a realização deste número de ensaios seria inviável. Com a necessidade de contornar esse problema, foi desenvolvido um método alternativo que fornece uma resposta equivalente a estes experimentos, porém com uma quantidade de experimentos menor (BOX & WILSON, 1951). Esse método é denominado de Planejamento Composto Central (PCC). O Planejamento Composto Central nada mais é do que um planejamento fatorial de primeira ordem aumentado de pontos adicionais que permitem a estimação de parâmetros de segunda ordem. A quantidade de experimentos a serem realizados num Planejamento Composto Central com 'k' variáveis é calculada a partir do planejamento fatorial a dois níveis (2^k), acrescido dos ensaios ou réplicas nos níveis centrais (n_2) e dos ensaios nos níveis extremos ($2k$). Os níveis das variáveis são determinados pela Eq. (2.4) que mostra a codificação dos fatores que serão organizados em uma matriz de planejamento (BOX & WILSON, 1951):

$$x = \frac{\xi_i - \xi_0}{\frac{(\xi_1 - \xi_{-1})}{2}} \quad (2.4)$$

onde:

x é o valor da variável codificada;

ξ_i o valor original ou não codificado;

ξ_0 representa o valor original no nível central;

ξ_1 é o valor original referente ao nível 1;

ξ_{-1} o valor original referente ao nível -1.

Os pontos adicionais do planejamento composto central são escolhidos pelo pesquisador. Esses pontos são os valores extremos de cada variável. Essa escolha deve ser feita de forma a deixar a matriz de variância e covariância diagonal (PCC ortogonal), o que elimina todas as correlações entre os parâmetros (MYERS, 1976).

A variável resposta é Y_i e os parâmetros α e $-\alpha$, são respectivamente o nível superior e inferior de cada variável.

Utilizando o método dos mínimos quadrados pode-se estimar os parâmetros da Eq. (2.5). A análise de variância da regressão é feita com base no quadrado do coeficiente de correlação múltipla (R^2), com testes de hipótese usando as distribuições F e t de Student.

$$Y = \beta_0 + \sum_{i=1}^k \beta_i x_i + \sum_{i=1}^k \beta_{i,j} x_i^2 + \sum_{i=1}^{k-1} \sum_{j>1}^k \beta_{i,j} x_i x_j \quad (2.5)$$

O quadrado do coeficiente de correlação múltipla (R^2) avalia a porcentagem de variabilidade dos dados que é explicada pela equação. O valor da distribuição t de Student é importante para o cálculo da significância dos parâmetros e é definido como a relação entre o valor do parâmetro estimado e o seu desvio padrão.

A Figura 2.26 apresenta a matriz de um planejamento composto central.

$$\begin{pmatrix} x_1 & x_2 & x_3 & \dots & x_k \\ 0 & 0 & 0 & \dots & 0 \\ -\alpha & 0 & 0 & \dots & 0 \\ \alpha & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & -\alpha & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \alpha & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 0 & -\alpha & \dots & 0 \\ 0 & 0 & \alpha & \dots & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \dots & -\alpha \\ 0 & 0 & 0 & \dots & \alpha \end{pmatrix}$$

Figura 2.26 - Matriz de um planejamento de composto central, onde o α é escolhido pelo pesquisador.

O planejamento composto central ortogonal é montado da seguinte forma (BARROZO, 2010)

- 1 - PCC $\rightarrow \alpha$ escolhido pelo pesquisador
- 2 - Uma 1ª escolha de $\alpha \rightarrow$ PCC ortogonal
- 3 - $n_2 \geq 1$ observações em (0,0,0, ...,0), número de pontos centrais.
- 4 - Número total de observações: $2^k + 2k + n_2$ pontos.

Alguns valores de α para obter-se PCC ortogonal são mostrados na Tab. 2.5

Tabela 2.5 - Valores de α para se obter o PCC.

K	α
2	1
3	1,21
4	1,41
5	1,59
6	1,76
7	1,91

Metodologia de superfície de resposta que de acordo com Montgomery (2000) é uma coleção de ferramentas matemáticas e estatísticas usadas em pesquisa, com a finalidade de determinar as melhores condições e dar maior conhecimento sobre a natureza de certos fenômenos. É composta por planejamentos e análise de experimentos que procura relacionar respostas com níveis de fatores quantitativos que afetam as respostas (BOX e HUNTER, 1978). Os objetivos da metodologia de superfície de respostas são:

- estabelecer uma descrição de como uma resposta é afetada por um número de fatores em alguma região de interesse;
- localizar e explorar a vizinhança de resposta máxima ou mínima, dependendo do interesse da pesquisa.

Segundo Box e Hunter (1978) os dois modelos referidos, de primeira ordem, para sistemas sem curvatura, e de segunda ordem para sistema com curvatura, conseguem representar quase todos os problemas relacionados a superfície de respostas.

Para encontrar as melhores condições se utiliza a análise canônica, que consiste em reduzir a forma quadrática para uma forma canônica

2.6.1 - Método de Análise de Respostas Múltiplas

A análise de problemas com respostas múltiplas tem sido alvo de um interesse crescente em diferentes áreas do conhecimento (XU et al., 2004). A resolução deste tipo de problema exige que se modele cada uma das respostas que se pretende otimizar por uma função que descreva a denominada Superfície de Resposta, ou seja, que permita estimar o valor da resposta dentro do intervalo de variação definido para as variáveis envolvidas no estudo. Essas funções (equações de regressão múltipla) são vulgarmente obtidas da análise do resultado das experiências desenhadas pelo modelo de Box-Behnken, Composto Central ou de desenhos fatoriais a três níveis, sendo em geral equações de segunda ordem. Em Wu e Hamada (2000), caracterizam-se estes modelos e afirma-se que o Planejamento Composto Central (PCC) é o mais utilizado.

Os referidos modelos são, em muitos casos, aplicados em estudos que envolvem um pequeno número de variáveis, três ou quatro. Quando o número de variáveis é superior,

sugere-se que antes da modelação de cada uma das respostas se eliminem as variáveis cujo efeito é reduzido através de um estudo experimental preliminar (WU e AMADA, 2000). Desenhos fatoriais fracionados com fatores a dois níveis são, em geral, apropriados para o efeito. Uma alternativa a esta abordagem sequencial é proposta em (CHEENG; WU, 2001) e comprovada em (LAWSON, 2003). Estes autores sugerem que a eliminação das variáveis com efeito reduzido e a modelação das respostas sejam efetuadas conjuntamente com base em desenhos fatoriais modificados com fatores a três níveis e em matrizes Plackett-Burman (WU e AMADA, 2000).

Neste contexto, em estudos de otimização que envolvem um pequeno número de respostas e de variáveis, em geral duas ou três, tem sido utilizada uma prática que consiste na sobreposição dos gráficos da superfície de cada uma das respostas para que, através da simples observação, se identifiquem os valores das variáveis que permitirão alcançar os melhores resultados nessas respostas (CARLILE et al., 2000). Porém, esta é uma prática não recomendada para um maior número de respostas e/ou variáveis. Nestes casos é necessário utilizar um algoritmo de otimização para determinar o valor das variáveis que poderá permitir encontrar o melhor compromisso entre os valores das respostas.

Uma das técnicas mais utilizadas para otimizar simultaneamente várias respostas consiste em transformar as equações que modelam cada uma dessas respostas em funções utilidade individuais, e depois proceder à otimização de uma função utilidade global (*Total Desirability, D*) que é descrita em termos das funções utilidade individuais.

2.6.2 - O MÉTODO DA FUNÇÃO UTILIDADE GLOBAL

Uma das técnicas mais utilizadas para otimizar simultaneamente várias respostas consiste em transformar as equações que modelam cada uma dessas respostas em funções utilidade individuais, e depois proceder à otimização de uma função utilidade global (*Total Desirability, D*) que é descrita em termos das funções utilidade individuais. A otimização simultânea de várias respostas transforma-se assim na otimização de uma única função. Os grandes impulsionadores desta abordagem foram Derringer e Suich (1980). O método que propuseram continua a ser uma base de comparação para outros métodos em termos dos resultados que permite obter. Esta razão aliada à fácil interpretação e implementação levam a que o método seja descrito e o seu desempenho reavaliado neste trabalho.

Derringer e Suich apresentam funções utilidade individuais para respostas do tipo Nominal é Melhor (*NTB – Nominal The Better*), Maior é Melhor (*LTB – Larger The Better*) e Menor é Melhor (*STB - Smaller The Better*). Quando o valor alvo (T) de uma resposta ($\hat{y}(x)$) está entre um valor máximo (U) e um valor mínimo (L), a resposta diz-se do tipo *NTB* e

a correspondente função utilidade $d(\hat{y}(x))$, que por uma questão de simplificação se passará a representar por d , é definida pela Eq. (2.6).

$$d = \begin{cases} \left(\frac{\hat{y} - L}{T - L} \right)^s & , \quad L \leq \hat{y} \leq T \\ \left(\frac{\hat{y} - U}{T - U} \right)^t & , \quad T \leq \hat{y} \leq U \\ 0 & , \quad \text{caso contrário} \end{cases} \quad (2.6)$$

em que s e t são fatores de ponderação. Para respostas do tipo *LTB* a função utilidade é definida pela Eq. (2.7)

$$d = \left(\frac{\hat{y} - L}{U - L} \right)^r , \quad L \leq \hat{y} \leq U \quad (2.7)$$

em que r é um fator de ponderação, sendo $d = 0$ se $\hat{y} < L$ e $d = 1$ se $\hat{y} > U$. Para respostas do tipo *STB* a função utilidade é definida pela Eq. (2.8)

$$d = \left(\frac{\hat{y} - U}{L - U} \right)^r , \quad L \leq \hat{y} \leq U \quad (2.8)$$

sendo $d = 1$ se $\hat{y} < L$ e $d = 0$ se $\hat{y} > U$. Note-se que, para respostas *LTB* é necessário definir um valor máximo de referência (U) e para respostas *STB*, um valor mínimo de referência (L).

De acordo com Derringer e Suich(1980), a otimização das respostas envolvidas no estudo é efetuada através da maximização da função utilidade global dado pela Eq. (2.9).

$$D = \left((d_1)(d_2) \dots (d_p) \right)^{1/p} \quad (2.9)$$

em que p corresponde ao número de respostas, $0 \leq d \leq 1$ e, por conseguinte, $0 \leq D \leq 1$. Portanto, basta que uma das funções d tenha um valor inaceitável, por exemplo o valor mínimo ($d = 0$), para que a solução global também seja inaceitável ($D = 0$).

Sugere-se que se maximize a Eq. (2.10)

$$D = \left((d_1)^{w_1} (d_2)^{w_2} \dots (d_p)^{w_p} \right)^{1/\sum_{i=1}^p w_i} \quad (2.10)$$

em que w_i ($i=1, \dots, p$) é um fator de ponderação (peso atribuído à resposta i). Tem-se bom resultados para a função de utilidade global quando $D = 1$.

Deve ser ressaltado que variações para a definição da Função Utilidade Global D podem ser encontradas na literatura especializada (COSTA ;PIRES, 2007; JEONG ;KIN, 2009).

2.7 - O ALGORITMO DE EVOLUÇÃO DIFERENCIAL

Dentre os métodos de otimização heurísticos desenvolvidos nos últimos anos, o algoritmo de Evolução Diferencial (ED), proposto por Storn e Price (1995), se configura como uma das estratégias mais utilizadas para a resolução de problemas da ciência e engenharia. Seu sucesso se deve a sua concepção simples, facilidade de implementação, capacidade de estruturação em arquitetura paralela, habilidade de escapar de ótimos locais, e pelos resultados obtidos em aplicações com diferentes graus de complexidade.

Em linhas gerais, a ideia principal por trás deste algoritmo é o esquema proposto para atualização de cada indivíduo, a saber, por meio da realização de operações vetoriais. Basicamente, a diferença ponderada entre dois indivíduos da população é adicionada a um terceiro indivíduo da mesma população. Assim, o indivíduo gerado através deste esquema é avaliado segundo a função objetivo, podendo inclusive substituir indivíduos mal sucedidos nas gerações seguintes. Esta característica faz com que essa técnica seja reconhecida como uma abordagem puramente estrutural, o que a diferencia em relação às outras técnicas evolutivas, já que essas têm fundamentação teórica inspirada na natureza.

Na literatura, inúmeras aplicações usando o algoritmo de ED podem ser encontradas. Na estimação de parâmetros cinéticos em fermentação alcoólica (WANG *et al.*, 2001, Lobato *et al.*, 2008a); na estimação de parâmetros cinéticos em um secador rotatório (LOBATO *et al.*, 2008b); na estimação de parâmetros de um filtro adaptativo utilizado como ferramenta para controle de qualidade em linhas de montagem de câmbios automotivos (LOBATO *et al.*, 2008c); e na estimação da difusividade térmica de frutas (MARIANI *et al.*, 2008). Na área de controle ótimo tem-se como exemplos a determinação do perfil ótimo de alimentação de substrato em um fermentador batelada alimentada (KAPADI ; GUDI, 2004) e a resolução de problemas de controle ótimo clássicos com restrições de desigualdade (LOBATO *et al.*, 2007a). No contexto multi-objetivo destacam-se a otimização estrutural de

vigas (LOBATO e STEFFEN, 2007), a determinação do perfil ótimo de alimentação de substrato em um problema de controle multi-objetivo (LOBATO *et al.*, 2007b), a otimização das condições operacionais de um reator industrial utilizado para a produção de estireno (BABU *et al.*, 2005), uso de técnicas de meta-modelagem associada ao enfoque multi-objetivo para o tratamento de um problema de interação fluido-estrutura (LOBATO, 2008), resolução de problemas de controle ótimo aplicados em engenharia (CHIOU; WANG, 1999), utilização em um projeto de sistemas mecânicos (OLIVEIRA, 2006), na otimização de estruturas veiculares (OLIVEIRA *et al.*, 2007); na otimização de um reator adiabático industrial (BABU *et al.*, 2005), aplicações de problemas na área de otimização de modelos em usinagem (SOUSA *et al.*, 2011). Outras aplicações podem ser encontradas em Price *et al.* (2005), em Lobato (2008) e no site: <http://www.icsi.berkeley.edu/~storn/code/html>.

O método também tem sido aplicado na medicina, tais como tomografia computadorizada, sensoriamento remoto e ciências ambientais.

A principal ideia por trás desta técnica é o esquema proposto para atualização do vetor de variáveis de projeto de uma população. Basicamente, a diferença ponderada, via taxa de perturbação F , entre dois indivíduos ($\vec{x}_{r_2}$ e $\vec{x}_{r_3}$) é adicionada a um terceiro indivíduo ($\vec{x}_{r_1}$) como mostrado na Fig. 2.27.

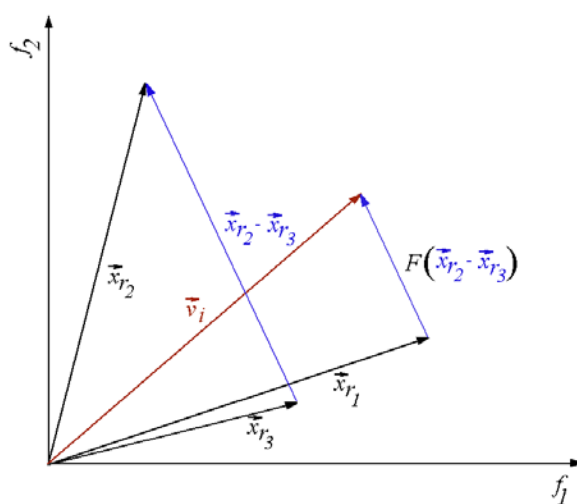


Figura 2.27 - Fundamentação teórica do algoritmo de ED (Reproduzido de Storn *et al.*, 2005).

O indivíduo gerado através deste esquema ($\vec{v}_i$) é avaliado pela função objetivo e pode inclusive substituir indivíduos mal sucedidos nas gerações seguintes. Desta forma, nenhuma distribuição de probabilidade em separado deve ser usada, o que torna este esquema completamente auto-ajustável.

De maneira resumida, nessa abordagem puramente estrutural o valor de cada variável é representado por um valor real e a geração de candidatos é feita através do uso de operações vetoriais como apresentado e detalhado a seguir (STORN ;PRICE, 1995):

Algoritmo de Evolução Diferencial

Inicializar (aleatoriamente) e avaliar a população P , enquanto nenhum critério de parada for satisfeito faça {para ($i = 0$; $i < NP$; $i++$)}

Rotina Candidato $C[i]$

Avalie o candidato $C[i]$

se ($C[i]$ é melhor que $P[i]$)

$P'[i] = C[i]$

senão

$P'[i] = P[i]$

{ $P = P'$ }

Em que NP é o tamanho da população, P é a população da geração atual, e P' é a população da próxima geração. O procedimento para a criação do candidato (Candidato $C[i]$) é mostrado a seguir:

Candidato $C[i]$

Aleatoriamente selecione os pais $P[i_1]$, $P[i_2]$ e $P[i_3]$, ($i \neq i_1 \neq i_2 \neq i_3$).

Geração do candidato: $C_1[i] = P[i_1] + F \times (P[i_2] - P[i_3])$.

$C[i]$ por cruzamento dos genes de $P[i]$ e $C_1[i]$ como segue:

para ($j = 0$; $j < NP$; $j++$)

se ($r < CR$)

$C[i][j] = C_1[i][j]$

Senão

$C[i][j] = P[i][j]$

Em que $C[i]$ é a solução candidata i da população, $C[i][j]$ é o j -ésima entrada no vetor solução de $C[i]$, r é um número aleatório entre 0 e 1, CR é a probabilidade de cruzamento e F a taxa de perturbação.

O algoritmo implementado por Storn e Price (1995) possibilita ao usuário a escolha do tipo de estratégia que será utilizada durante o processo evolutivo. Tais estratégias dependem do vetor escolhido para ser perturbado, do número de vetores que serão considerados para a perturbação e do tipo de cruzamento que será utilizado. Storn e Price (1995) normalmente aconselham, para os parâmetros do algoritmo de Evolução Diferencial, o uso de NP em torno de 5 a 10 vezes o número de variáveis do problema, F como sendo um valor entre 0,4 a 1,0 e CR como sendo um valor entre 0 a 1. Todavia, trabalhos como o de Oliveira (2006) aconselham o uso de F e de CR dentro da faixa de 0,4 a 0,8

CAPÍTULO III

METODOLOGIA

Para atingir os objetivos propostos nesta pesquisa, a seguinte metodologia foi proposta. O experimento foi desenvolvido no processo de torneamento de várias ligas de alumínio, as quais estão listadas a seguir: 3030 O, 2011 T4, 6351 T4, 6262 T4, 7075 T73 e 7075 T6, cujas variáveis de entrada e saída para cada uma das ligas são observadas no diagrama observado na Fig. 3.1.

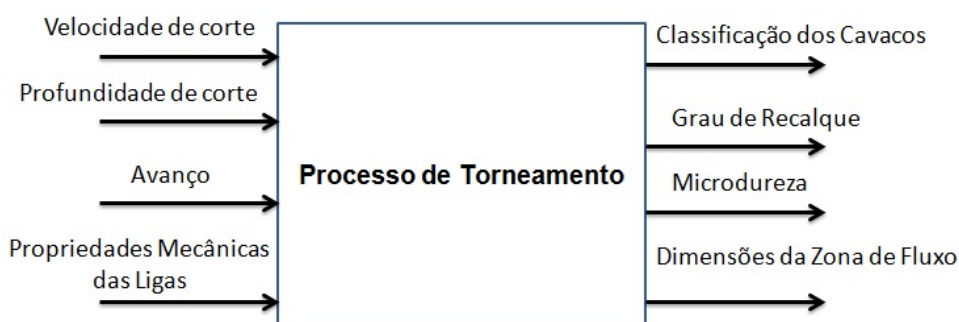


Figura 3.1- Variáveis de entrada e saída para cada uma das ligas estudadas nesta pesquisa

O fluxograma da Fig. 3.2 oferece uma visão geral das etapas do procedimento experimento.

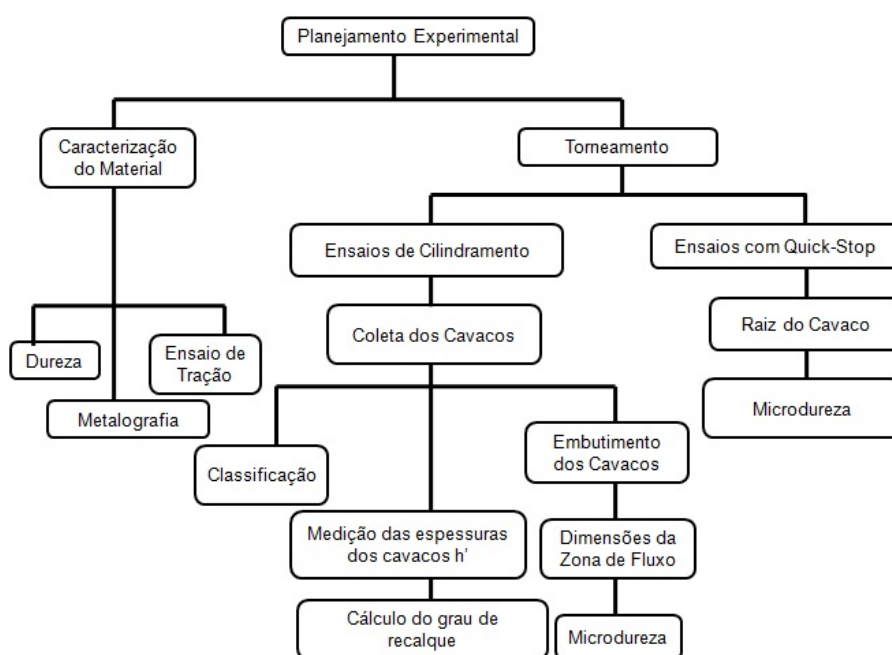


Figura 3.2 - Visão geral dos ensaios deste Trabalho

3.1 - Composição Química e Propriedades Mecânicas dos Corpos de Provas.

Os corpos de provas desta pesquisa foram barras redondas extrudadas de 101 mm de diâmetro x 2000 mm de comprimento para as ligas de alumínio 3030 O, 6351 T6, 7075 T73 e 7075 T6 e 52 mm de diâmetro x 4000 mm de comprimento das ligas de alumínio 6262 T4 e 2011 T4, todas fabricadas e adquiridas junto à Alcoa. Foram usadas duas bitolas diferentes porque a empresa não fornece todos os materiais na mesma bitola. Essas ligas foram selecionadas de forma que pudessem cobrir uma vasta gama de características/propriedades. Portanto, foram utilizadas desde ligas bastante dúcteis e pouco resistentes (3030-O), da série 3xxx, até uma liga menos dúctil e bastante resistente (7075-T6), da série 7xxx.

A composição química das ligas de alumínio, fornecida pelo fabricante, são apresentadas na Tab. (3.1) e as propriedades limites de resistência (σ_R) e os alongamento (A_r), ambos também fornecidos pelo fabricante, são mostrados na Tab. (3.2).

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

Elementos	3003-O	6262-T4	6351-T4	2011-T4	7075-T73	7075-T6
Cu	0,02	0,15-0,40	0,1	5,0-6,0	1,2-2,0	1,20-2,00
Fe	0,7	0,7	0,5	0,7	0,5	0,05
Mg	0,05	0,80-1,20	0,80	0,05	2,1-2,9	2,10-2,90
Mn	1,0-1,5	0,15	0,4-0,80	0,05	0,3	0,3
Ni	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05
Si	0,6	0,40-0,80	0,70-1,30	0,4	0,4	0,4
Ti	0,05	0,15	0,2	0,05	0,2	0,2
Zn	0,1	0,25	0,2	0,3	5,10-6,10	5,10-6,10
Bi	0,05	0,40-0,70	0,05	0,2-0,6	0,05	0,05
Cr	0,05	0,04-0,14	0,05	0,05	0,18-0,28	0,18-0,28
Pb	0,05	0,40-0,70	0,05	0,2-0,6	0,05	0,05
Sn	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05
B	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05
Be	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05
Ca	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05
Ga	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05
Li	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05
Na	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05
Sr	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05
V	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05
Zr	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05
Outros	0,15	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)	Ar (%)
3003-O	>100	>25
6262-T4	>260	>15
6351-T4	>290	>12
2011-t4	>300	>10
7075-T73	>470	>7
7075-T6	>540	>7

3.2 - Preparação das amostras para os testes

Em virtude de haver duas bitolas das barras de material, as ligas foram separadas em dois grupos. As ligas de alumínio 3030 O, 6351 T6, 7075 T73 e 7075 T6, farão parte do grupo I possuem 100 mm de diâmetro. Os corpos de prova 2011 T4 e 6262 T4, farão parte do grupo II, possuem diâmetro de 50 mm. Na Tabela (3.3), a coluna 1 mostra o grupo, a coluna 2 mostra as dimensões originais das barras em mm, a coluna 03 mostra as quantidades e dimensões das barras após preparadas (cilindradas e faceadas)e a coluna 4os respectivos ensaios experimentais, identificando por amostras A, B e C, dependendo da aplicação e A' ,B' e C'.

Tabela 3.3- Processo de preparação das amostras para os ensaios de caracterização e de torneamento

Grupo	Originais	Amostras (Preparação) (Cilindramento/Faceamento)	Ensaaios Experimentais
I	(Ø100 x 2000)	1 x (Ø100 x 1495)	Amostra (A)/Usinagem
		5 x (Ø20 x 100)	Amostra (B)/Tração
		1x (Ø 100 x 35)	Amostra (C)/microestrutura/Dureza
II	(Ø 50 x 4000)	1 x (Ø 50 x 2495)	Amostra (A')/Usinagem
		5 x (Ø20 x 100)	Amostra (B')/ Tração
		1x (Ø 50 x 35)	Amostra (C')/microestrutura/Dureza

3.3 - Caracterização dos Materiais

A caracterização das ligas foi feita através de ensaios de microestrutura, dureza e tração.

3.3.1 - Ensaios de Metalografia

Para a análise de microestrutura as seções transversais das amostras C e C' (Tabela 3.3) foram lixadas utilizando-se uma lixadeira Arotec APL4 com lixas de SiC, na seguinte ordem de granulometria tamanha do grão: 200, 320, 600, 800, 1000 e 1200 .

Depois do lixamento as amostras foram polidas com pasta de diamante de granulométrica 3 μ m e 1 μ m, utilizando disco com cobertura de napa, refrigerado com propyleneglycol. Para estes polimentos utilizou-se as politrizes automáticas StruersDap7 e StruersPedemin-S.

Após o polimento, as seções das amostras foram atacadas com reagente Keller: 2ml HF (48%) + 3ml HCl + 5ml HNO₃ + 190ml H₂O para revelar contornos de grão e precipitados nas ligas de alumínio. As micrografias das superfícies foram feitas no microscópio Lambda (400 x) modelo Olympus do LTM (Laboratório de Tribologia e Materiais).

A Figura 3.3 mostra as três regiões (R1, R2 e R3) das seções transversais onde foram feitas as micrografias.

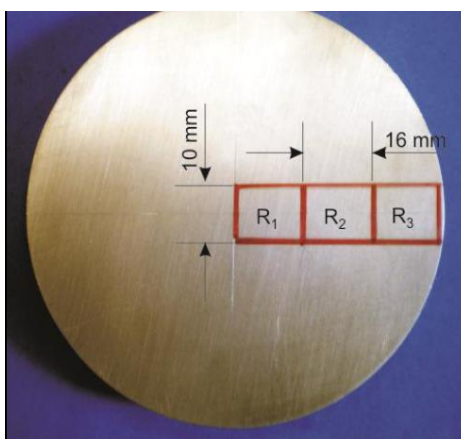


Figura 3.3 - Regiões onde foram feitas as micrografias: R1, R2 e R3

Nas barras menores de 51mm de diâmetro, utilizou-se espaçamento entre as regiões de 3 X 8mm.

3.3.2 - Ensaios de Dureza

Uma vez caracterizada a microestrutura das seções transversais das amostras C e C' (Tabela 3.3), as mesmas foram submetidas à ensaios de dureza (Brinnell), utilizando-se uma esfera de Ø2,5 mm e carga de 31,52 Kg.

Estes ensaios teve como objetivo caracterizar a dureza das ligas ao longo de suas seções transversais, para cada uma das seis ligas de alumínio utilizadas na pesquisa: 3030 O, 2011 T4, 6351 T4, 6262 T4, 7075 T73 e 7075 T76.

Foram feitas 24 indentações em cada amostra, conforme mostrado na Fig. 3.4. Os ensaios foram realizados com o durômetro Universal Wolpert do LTM (Laboratório de Tribologia e Materiais). Para as barras de diâmetro de 100 mm o espaçamento entre as indentações foi de 8 mm e para as de 50 mm foi de 4 mm.



Figura 3.4 - Amostras após ensaios de Dureza Brinell

3.3.3 - Ensaio de tração

Nas amostras B e B' (Tabela 3.3) foram feitos ensaios de tração com 5 corpos de provas para medição do alongamento, estrição, limite de escoamento e limite de resistência, utilizando-se uma máquina de ensaio de tração instrumentada MTS 810 do LMEst (Laboratório de Mecânica de Estruturas).

Estes ensaios tem como objetivo determinar os valores médios das propriedades mecânicas (limite de resistência - σ_R , estrição - Z e o alongamento na ruptura - Ar) de todas as ligas de alumínio utilizadas (3030 O, 2011 T4, 6351 T4, 6262 T4, 7075 T73 e 7075 T6)

A tensão de tração sobre os corpos de prova foi registrada em tempo real, com uma taxa de deformação de 2 mm/min; enquanto que o comprimento L_u (alongamento permanente após a ruptura) e S_u (área da secção com estrição) foram medidos.

um pouco o limite de resistência e juntamente com a adição de Fe possibilita a obtenção de uma estrutura granular mais fina como pode ser visto na Fig. 3.6.

Esta liga devido ao processo de recozimento que sofre (355 °C por 4 a 5 horas), ocorre o aparecimento de diversos precipitados coagulados, como os compostos intermetálicos (FeAl_3 , AlFeSi e Mg_2Al), dispersos na matriz (solução sólida) (Fig.3.6), cujas concentrações não são muito eficientes para formarem barreiras efetivas ao movimento de discordâncias, sendo, portanto, de baixa resistência e de alta ductilidade. Estes resultados concordam com os apresentados por Hatch (1984) e Coutinho (1980), nas análises microestruturais de ligas de Al – puro, com presença de Fe Si.



Figura 3.6- Microestrutura da liga 3030 T4.

A liga 6262 T4 Fig. 3.7 apresenta em sua composição química, o Mg e o Si como principais elementos de liga (ver Tab. 3.3), sendo que sofre 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 foi uma densa matriz de precipitados de Mg_2Si em suas microestruturas. Devido aos altos teores, há também inclusões de Pb e Bi dispersos na matriz. Estes elementos insolúveis favorecem bastante a usinabilidade desta liga, pois, com o calor gerado 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, menores desgastes nas ferramentas, menos adesividade e pequena rugosidade da superfície usinada (ELGALLAD *et al.*, 2010).

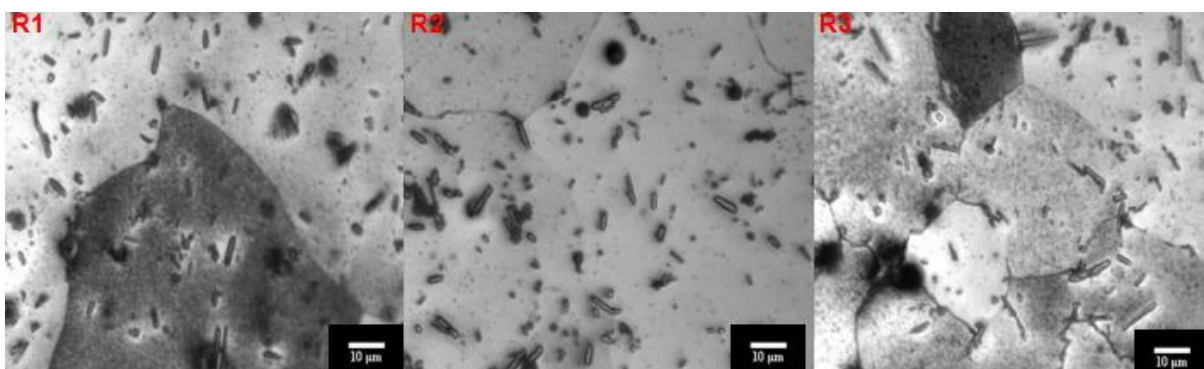


Figura3.7 - Microestrutura da liga 6262 T4.

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.3.8. Portanto, ela tem sua maior dureza e resistência assegurada devido a 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 T4 concordam com aquelas levantadas por Schaeffer *et al.* (2006) para esta mesma liga.

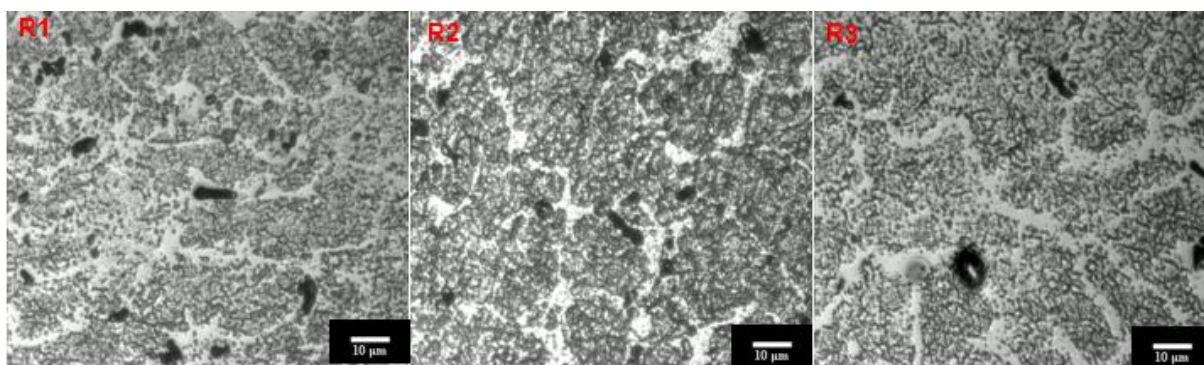


Figura3.8- Microestrutura dada liga 6351 T4.

A série 2011 T4 tem como principal elemento de liga o Cu, e as suas principais características são as reduzidas taxa de propagação de trincas. Esta liga, assim como a liga 6262 T4, apresenta teores elevados de Bi e Pb (ver Tabela 3.3), sendo estes elementos insolúveis e, portanto, se apresentando como inclusões na forma de glóbulos em sua matriz ver Fig. 3.9 que favorecem bastante a usinabilidade (ELGALLAD *et al.*, 2010).

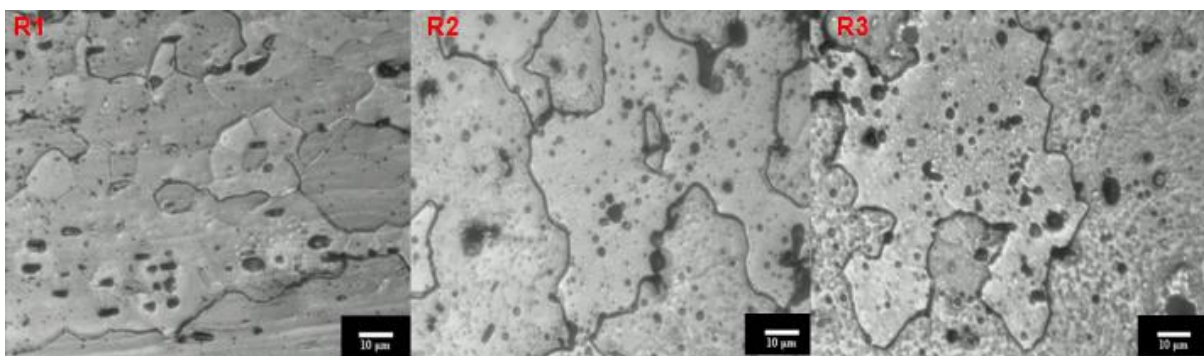


Figura 3.9 - Microestrutura da liga 2011 T4

As ligas 7075 T73 e 7075 T6 fazem parte da mesma série (7xxx), e possuem o Mg e o 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 super envelhecida (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 ver Fig.3.10. 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 ver Fig.3.11 o que lhe confere maior resistência mecânica, comparada a 7075 T73.

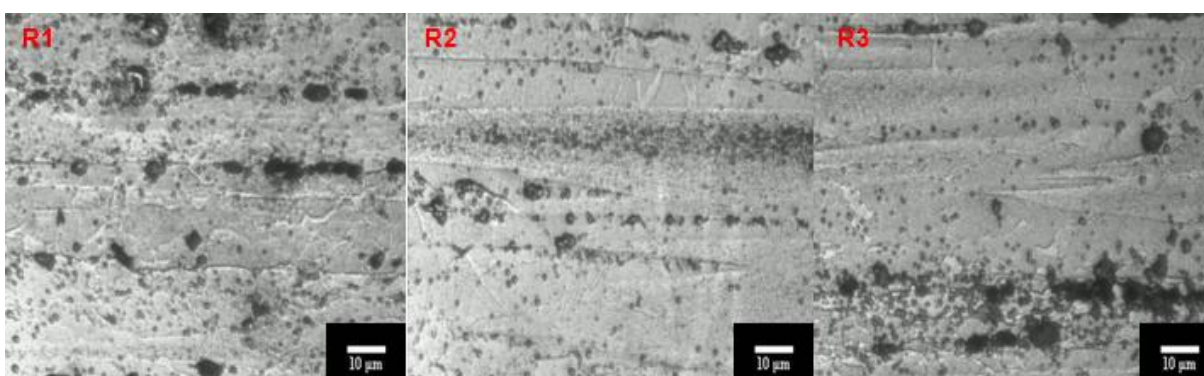


Figura 3.10 - Microestrutura da liga 7075 T73

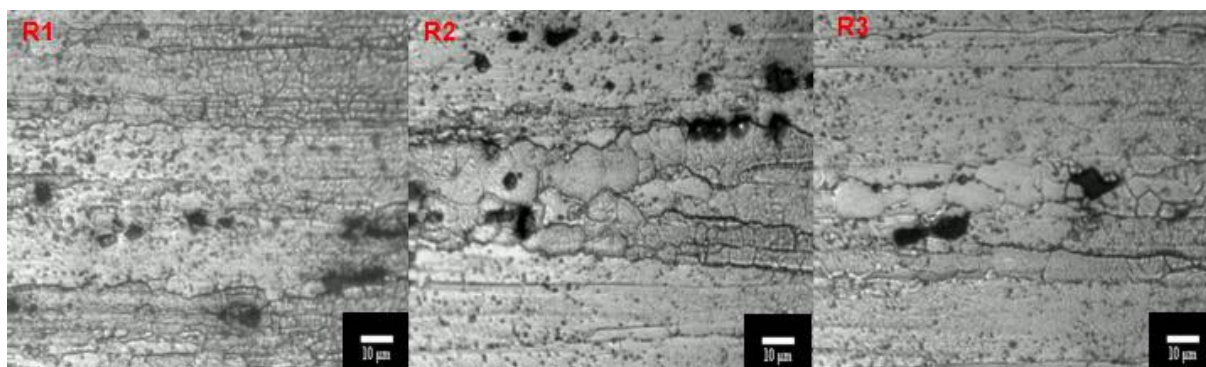


Figura 3.11- Microestrutura da liga 7075 T6

3.5 - Torneamento

3.5.1 - Ensaios de Cilindramento e Coletas de Cavacos

A usinagem das ligas foi executada em um torno CNC (Romi – Multiplic 35D) com potência de motor principal de 11 kW e variação contínua de velocidade, de 3 a 3.000 rpm.

As ferramentas utilizadas nos testes foram insertos polidos de WC-Co, sem revestimento fabricados pela Mitsubishi, com código ISO: TCGT16T308-AZ HTi10. O suporte também foi fabricado pela Mitsubishi com código ISO: STGCR2020K16Z. O conjunto montado, ferramenta-suporte, gerou a seguinte geometria: $\alpha = 10^\circ$ (ângulo de folga); $\gamma = 15^\circ$ (ângulo de saída) e $\chi = 90^\circ$ (ângulo de posição).

Nos ensaios de usinagem para a coleta de cavacos, a variação das condições de corte foi determinada utilizando-se um planejamento composto central – PCC com quatro réplicas no centro, para gerar modelos, cujas variáveis de entrada são: velocidade de corte - v_c , avanço - f e profundidade de corte - a_p . Para cada condição, o torneamento foi realizado por um período de aproximadamente 30segundo, cujos percursos de avanço variavam, dependendo das condições de corte de cada ensaio, sendo os cavacos coletados no final de cada operação, para medições e classificação posteriores. As espessuras dos cavacos foram medidas e os graus de recalque calculados. As amostras destes cavacos foram preparadas metalograficamente e usadas para determinação da microdureza ao longo da seção longitudinal e para medição das dimensões das zonas de fluxo.

Para a montagem do PCC, os níveis das variáveis foram determinados por meio da Eq. (2.4), cujos os valores são apresentados na Tab. 3.4.

Tabela 3.4 - Variáveis de entrada para montagem do PCC

Variáveis		Níveis de codificação.				
		-1,41	-1	0	1	1,41
X_1	v_c , m/min	124	170	280	390	435
X_2	a_p , mm	0,59	1,00	2,00	3,00	3,41
X_3	f , mm/rot	0,10	0,14	0,23	0,32	0,36

A Tabela 3.5 apresenta as condições de corte de cada teste, derivadas do planejamento, de acordo com a codificação indicada, onde foram realizados 18 testes ao total pois, para encontrar o número total de observações temos $2^k + 2k + n_2$ (pontos centrais), onde neste trabalho $k = 3$ e foram utilizados 4 pontos centrais e o α escolhido foi de 1,41.

Tabela 3.5 - Planejamento dos testes para coletas de cavacos

Nº do teste	Valores das variáveis de entrada			Valores das variáveis de entrada codificadas.		
	Vc	ap	f	Vc	ap	f
1	170	1,00	0,14	-1,00	-1,00	-1,00
2	170	1,00	0,32	-1,00	-1,00	1,00
3	170	3,00	0,14	-1,00	1,00	-1,00
4	170	3,00	0,32	-1,00	1,00	1,00
5	390	1,00	0,14	1,00	-1,00	-1,00
6	390	1,00	0,32	1,00	-1,00	1,00
7	390	3,00	0,14	1,00	1,00	-1,00
8	390	3,00	0,32	1,00	1,00	1,00
9	124	2,00	0,23	-1,41	0,00	0,00
10	435	2,00	0,23	1,41	0,00	0,00
11	280	0,59	0,23	0,00	-1,41	0,00
12	280	3,41	0,23	0,00	1,41	0,00
13	280	2,00	0,10	0,00	0,00	-1,41
14	280	2,00	0,36	0,00	0,00	1,41
15	280	2,00	0,23	0,00	0,00	0,00
16	280	2,00	0,23	0,00	0,00	0,00
17	280	2,00	0,23	0,00	0,00	0,00
18	280	2,00	0,23	0,00	0,00	0,00

3.5.2 - Medição do Grau de Recalque e classificação dos cavacos

Após a realização dos testes de torneamento, os cavacos foram coletados e classificados quanto ao tipo e à forma.

Para cada amostra de cavacos coletados no teste de torneamento foi escolhido um cavaco aleatoriamente e medido sua espessura (h)' utilizando um micrômetro com 0,001mm de resolução, tal processo foi repetido 5 vezes. Com estes valores obteve-se o grau de recalque dado pela Eq. 2.1. Onde o valor de h foi calculado a partir do avanço e do ângulo de posição como mostra a Eq. 2.2.

3.5.3 - Medição da microdureza e das Dimensões da Zona de fluxo dos cavacos

Para medir a microdureza e as dimensões da zona de fluxo, as amostras dos cavacos foram embutidas em resina poliéster (Cristal 5061) em um suporte com a forma cilíndrica feita de aço inox, onde os cavacos foram presos e em um grampo de aço inox, para garantir o paralelismo na preparação dos corpos de provas. Estes elementos são apresentados na Fig. 3.12.



Figura 3.12 - Grampo e suporte utilizados para embutir os cavacos

Os seguintes procedimentos foram adotados para a preparação destas amostras. Primeiramente as amostras individuais dos cavacos foram embutidas a frio em resina cristal de polietileno, dentro do suporte, fixadas pelos grampos, para facilitar o manuseio das amostras, e evitar possíveis falhas na preparação. Depois de curadas, estas amostras foram lixadas manualmente com lixas de granulométrica cada vez menor, mudando-se de direção (90°) em cada lixa subsequente, até que os traços da lixa anterior desaparecessem. Neste trabalho as amostras foram lixadas em uma lixadeira Arotec, utilizando as lixas de 220, 320, 400, 600, 1000. Devido ao grau de perfeição requerida no acabamento de uma amostra metalográfica idealmente preparada, é essencial que cada etapa da preparação seja executada cuidadosamente, para garantir acabamento adequado para uma boa análise

metalográfica. Para padronizar as medidas de microdureza e das dimensões da zona de fluxo, na preparação das amostras preocupou-se em monitorar as dimensões da altura das amostras para controlar a perda de material no lixamento e no polimento, para assim garantir que as análises fossem feitas exatamente na metade da largura dos cavacos.

Após o lixamento e antes de realizar o polimento, fez-se uma limpeza na superfície da amostra, de modo a deixá-la isenta de traços abrasivos, solventes, poeiras e outros. Esta limpeza foi feita por lavagem com álcool etílico, que possui baixo ponto de ebulição, proporcionando uma rápida secagem. No processo de polimento foi utilizada a Politriz STRUERS DAP-7, acoplada com o suporte PEDEMIN-S do LTM (Laboratório de Tribologia e Materiais).

Finalmente, depois do lixamento e do polimento das amostras, foi feito o ataque químico na superfície de análise, ou seja, exposição da superfície polida do corpo de prova a reagentes oxidantes. Os reagentes foram escolhidos em função do material e dos constituintes macroestruturais que se deseja contrastar na análise metalográfica microscópica.

Quando atacada por reagentes específicos, a superfície da amostra sofreu uma série de transformações eletroquímicas, baseadas no processo de óxido-redução, cujo aumento do contraste se deve às diferenças de potencial eletroquímico. São formadas células locais onde os constituintes quimicamente pobres atuam como um ânodo, reagindo com o meio de ataque de maneira mais intensa que os mais nobres.

Para o ataque químico foram usadas soluções aquosas ou alcoólicas de ácidos, bases e sais, bem como sais fundidos e vapores. O contraste varia em função da composição química, temperatura e tempo. Uma amostra embutida, lixada, polida e atacada é apresentada na Fig. 3.13.



Figura 3.13 - Amostra embutida, polida e atacada.

Depois de polidas e atacadas as amostras foram usadas para determinação da microdureza e medição das dimensões das zonas de fluxo.

As medições de microdureza foram realizadas em linhas verticais, com espaçamento proporcionais à espessura dos cavacos, como mostrado na Fig. 3.14. Estas medidas de microdureza foram feitas de acordo com a norma NBR - 6672, utilizando uma carga no microdurômetro de 0,01Kg HV e um afastamento entre as endentações de 0,5mm.

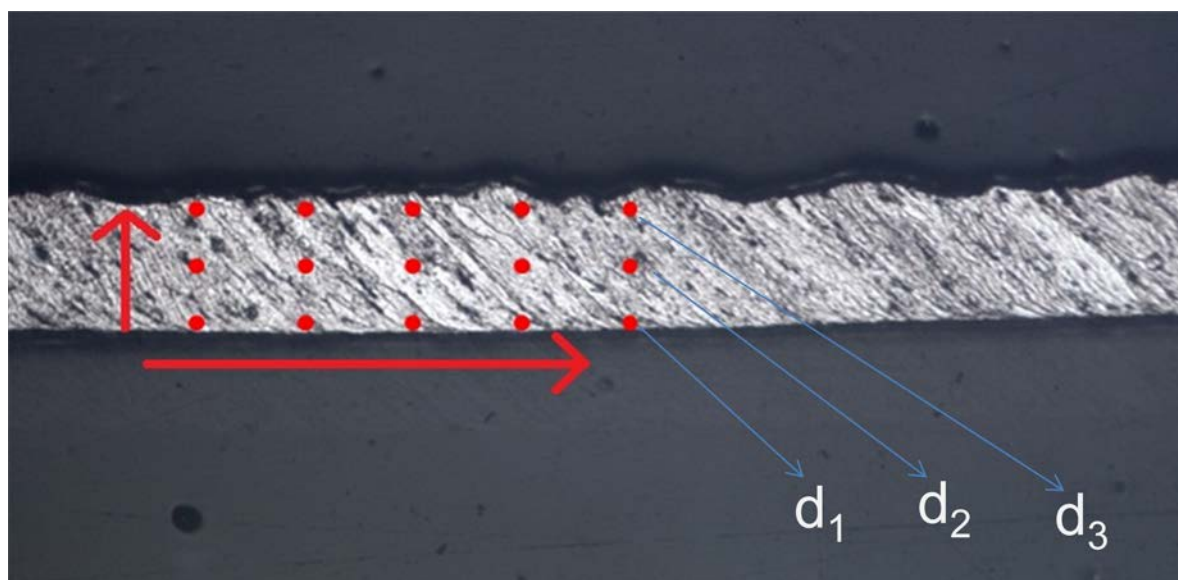


Figura 3.14 – Esquema da medição da microdureza ao longo da zona de fluxo

Sendo que d_1 , d_2 e d_3 são as médias da microdurezas dos cinco pontos medidos na região mostrada na Fig. 3.14.

Na zona de fluxo ocorre deformação em níveis tão altos que não é possível observar a presença de segunda fase do material, contornos de grão ou outros detalhes metalográficos. Ao mesmo tempo, o limite superior da zona de fluxo não é bem definido, o que poderá promover erros subjetivos de medições. Portanto, a fim de quantificar a dimensão da zona de fluxo foi adotado um critério específico, tomando como referência as linhas de deformação dos contornos de grãos. A partir do momento que estes contornos são identificados, significa que a zona de fluxo não está mais presente. A partir do momento em que for possível identificar estas linhas de deformação, esse ponto será adotado como o final da zona de fluxo (GONÇAVES; RIBEIRO, 2010). A Figura 3.15 exemplifica uma medição da espessura da zona de fluxo. Foi utilizado um software de medição Image J para medir a espessura da zona de fluxo.

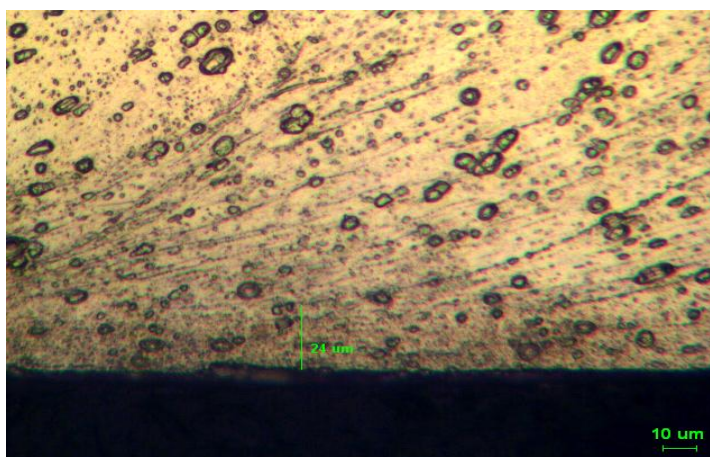


Figura 3.15 - Metodologia utilizada para medir a zona de fluxo.

3.6 - Ensaio com Quick-stop

Os ensaios foram realizados no torno IMOR MAX II-520 disponível no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem, da Universidade Federal de Uberlândia Fig. 3.12. Este torno possui potência de 6 CV e rotação máxima de 1400 rpm. Ele não possui variação contínua de velocidades, sendo, portanto, escalonadas.

Para estes testes de *quick-stop*, foram preparados anéis do material a ser usinado e um dispositivo de fixação dos mesmos, onde o anel foi acoplado ao dispositivo de fixação e após a usinagem apenas ele é retirado, facilitando a obtenção da amostra de raiz do cavaco e liberando a máquina para realizar um novo ensaio. Isto permitiu evitar o endentamento do corpo de provas, quando uma serra de fita manual normalmente é usada para destacar as amostras do corpo de prova. Com a metodologia, os anéis contendo as raízes dos cavacos após o ensaio de *quick-stop* eram simplesmente destacados por afrouxamento da porca que o prendia e a amostra era cortada posteriormente. A Figura 3.16 mostra o formato dos anéis e o dispositivo de fixação para a realização dos testes de *quick-stop*.



Figura 3.16- Formato dos corpos de provas em formas de anéis e dispositivo de fixação para realização dos testes de quick-stop.

3.6.1 - Dispositivo Quick- Stop Pneumático

A montagem detalhada e o cálculo da velocidade de retração do *quick-stop* utilizado nesta pesquisa é mostrado em anexo.

As condições de corte utilizadas nos testes de *quick-stop* são mostradas na Tab. 3.6. Foram determinadas após alguns pre-testes, onde a rigidez do sistema foi uma variável fundamental para se chegar a estes valores.

Tabela 3.6 - Condições utilizadas nos testes de *quick-stop*

Vc (m/min)	f (mm/rot)	ap (mm)
120	0,085	2mm
180	0,134	

Após serem realizados os testes de *quick-stop* os anéis foram retirados do dispositivo de fixação e levados até a morsa para que a parte que contém o cavaco possa ser serrada. A amostra era então embutida, lixada, polida, atacada e analisada no microscópio. A metodologia de preparação é a mesma adotada nas amostras coletadas de cavacos no torno CNC, já descrita.

CAPÍTULO IV

Resultados e Discussões

4.1 - Propriedades mecânicas das Ligas de Alumínio

A Tab. (4.1) apresenta as principais propriedades medidas em cada uma dessas ligas utilizadas.

Tabela 4.1 - Resultados dos valores médios aproximados das propriedades mecânicas das ligas de alumínio

Propriedades	3030 O	6262 T4	6351 T4	2011 T4	7075 T73	7075 T6
Limite de resistência (σ_R) MPa	121	270	300	313	470	571
Desvio Padrão (σ_R)	4	3	3	4	6	7
Alongamento (Ar) ** %	33	24	21	18	11	7
Desvio Padrão do (Ar)	1	1	1	1	1	1
Dureza (D) HB	38,0	74,4	92,5	94,5	132,0	161,3
Desvio Padrão (D)	2,0	3,2	4,5	3,8	4,9	3,8
Estricção (Z) %	66	53	45	32	22	15
Desvio Padrão (Z)	1	1	1	1	1	1

**Ensaio de tração: amostra com diâmetro útil igual a 5 mm, a temperatura ambiente de 25°C

Observa-se que a ordem de crescimento das propriedades de resistência mecânica (limite de resistência) e dureza obedeceu a ordem disposta das ligas na tabela, isto é, 3030 O, 6262 T4, 6351 T4, 2011 T4, 7075 T73 e 7075 T6. O inverso ocorreu para as propriedades de alongamento e estricção.

4.2 - Resultados do Grau de Recalque

Depois de medidos os valores de h' com o micrômetro e calculados os valores de h pela Eq. 2.2, obteve-se os graus de recalque através da Eq. 2.1, sendo que os resultados para as 6 ligas são apresentados em média na Tab. (4.2).

Tabela 4.2 - Graus de recalque das ligas estudadas

Nº	v _c m/min	ap mm	f mm/rot	Grau de recalque - Rc					
				3039 0	6262 T4	6365 T6	2011 T4	7075 T73	7075 T6
1	170	1,00	0,14	5,40	3,80	2,95	2,85	2,70	2,50
2	170	1,00	0,32	4,84	2,80	2,44	2,33	1,90	2,10
3	170	3,00	0,14	4,62	3,00	2,67	2,64	2,14	2,20
4	170	3,00	0,32	4,40	2,47	2,32	2,20	1,66	1,67
5	390	1,00	0,14	4,91	3,20	2,45	2,42	2,50	2,30
6	390	1,00	0,32	4,34	2,50	2,30	2,10	1,60	1,70
7	390	3,00	0,14	4,30	2,70	2,50	2,30	1,70	1,80
8	390	3,00	0,32	3,50	2,30	2,10	2,00	1,55	1,60
9	124	2,00	0,23	4,60	3,40	2,70	2,55	2,24	2,20
10	435	2,00	0,23	3,30	2,20	2,10	2,11	1,79	1,65
11	280	0,59	0,23	4,00	3,20	2,60	2,50	2,06	2,06
12	280	3,41	0,23	3,40	2,30	2,10	2,30	1,43	1,60
13	280	2,00	0,10	4,80	3,40	2,80	2,60	2,10	2,40
14	280	2,00	0,36	3,20	2,40	2,00	2,04	1,68	1,70
15	280	2,00	0,23	3,60	2,70	2,40	2,20	1,83	1,77
16	280	2,00	0,23	3,50	2,80	2,40	2,22	1,90	1,80
17	280	2,00	0,23	3,60	2,77	2,30	2,30	1,88	1,85
18	280	2,00	0,23	3,70	2,67	2,30	2,20	1,83	1,85

Para a análise dos utilizou-se o métodos estatístico da regressão múltipla, a fim de se obter um modelo cuja variável resposta é o grau de recalque. Para gerar este modelo utilizou-se como variáveis independentes, além das condições de corte apresentadas na Tab.3.4(velocidade de corte, profundidade de corte e avanço) as propriedades mecânicas (dureza, limite de resistência e estrição) das ligas 3030 O, 6351 T4, 6262 T4, 7075 T73 e 7075 T6. Estas propriedades foram adimensionalizadas (codificadas) na faixa de trabalho, conforme são apresentados nas Tabelas4.3 a 4.5. A Liga 2011T4 não foi incluída nesta análise pois foi utilizada para validar o modelo de regressão linear.

Tabela 4.3 - Valores codificados para a propriedade dureza das ligas.

Variável	Níveis de codificação					
X ₄	-1,44	-0,59	-0,17	-0,13	0,74	1,42
Dureza D HV	38	74	93	95	132	161
Liga	3030 O	6262 T4	6351 T4	2011 T4*	7075 T6	7075 T73

* Liga utilizada apenas para validação do modelo.

Tabela 4.4 - Valores codificados para a propriedade limite de resistência das ligas.

Variável	Níveis de codificação					
X_5	-1,44	-0,50	-0,31	-0,23	0,75	1,44
Limite de resistência σ_R MPa	121,00	270,00	300,00	313,00	470,00	571,00
Liga	3030 O	6262 T4	6351 T4	2011 T4*	7075 T6	7075 T73

* Liga utilizada apenas para validação do modelo.

Tabela 4.5 - Valores codificados para a propriedade estrição das ligas

Variável	Níveis de codificação					
X_6	-1,38	-1	-0,44	-0,13	0,72	1,44
Estricção Z %	15,00	22,00	32,00	45,00	53,00	66,00
Liga	7075 T6	7075 T73	2011 T4*	6351 T4	6262 T4	3030 O

* Liga utilizada apenas para validação do modelo.

Os coeficientes do modelo de regressão foram obtidos com a utilização do *software Statistica*®7.0. A Tab.4.6 apresenta os coeficientes significativos, ou seja, aqueles com níveis de significância menor que 5%, estimados para o modelo de regressão, com nível de significância de 10^{-6} .

Tabela 4.6 - Coeficientes do modelo de regressão de Rccom níveis de significância menor que 5%.

	B	Std.Err.
Intercepto	2,22	0,02
v_c	-0,15	0,02
a_p	-0,19	0,02
f	-0,30	0,02
D	-0,67	0,02
$ap*f$	0,09	0,02
$ap*D$	0,67	0,22
$ap*\sigma_R$	-0,68	0,23
$f*Z$	-0,06	0,02
f^2	0,09	0,02
D^2	0,28	0,02

Pode-se se observar que as variáveis que mais influenciaram na resposta do grau de recalque foram a dureza e o avanço lineares, e as interações entre dureza e profundidade; bem como entre a profundidade e o limite de resistência. A Eq. (4.1) é construída como os coeficientes apresentados na Tab. 4.6 e apresenta a função proveniente da regressão linear múltipla dos dados experimentais.

$$R_c = 2,22 - 0,15v_c - 0,19a_p - 0,30f - 0,67D + 0,09ap*f + 0,67a_p*D - 0,68 a_p*\sigma_R - 0,06 f*Z + 0,09f^2 + 0,28D^2 \quad (4.1)$$

Para verificar a validade do modelo de regressão obtido neste trabalho, utilizou-se uma liga, não incluída nos dados em que o modelo foi gerado, ou seja, a liga 2011 T4. Sendo assim, o grau de recalque obtido experimentalmente para esta liga de referência foi comparado com a previsão da equação obtida. Os resultados desta comparação estão apresentados na Tab. 4.7

Tabela 4.7 - Comparação dos resultados da resposta do grau do recalque do modelo de regressão com dado experimental da liga 2011 T4

	Modelo	Experimental	Desvios médios em %
1	3,04	2,85	3,52
2	2,62	2,33	-15,32
3	2,30	2,64	-24,48
4	2,25	2,20	-27,06
5	2,74	2,42	-18,58
6	2,32	2,1	-5,39
7	2,00	2,30	-14,78
8	1,95	2,00	-14,90
9	2,52	2,55	9,40
10	2,10	2,11	11,93
11	2,70	2,50	-15,19
12	1,92	2,3	6,43
13	2,66	2,60	-9,08
14	2,33	2,04	-35,23
15	2,31	2,2	-16,19
16	2,31	2,22	-14,29
17	2,31	2,30	-15,58
18	2,31	2,20	-16,84
Média dos valores dos desvios em %			7,26

Observa-se pela Tab. 4.7 que os valores de grau de recalque gerados pelo modelo de regressão, quando comparado com os valores experimentais da liga 2011 T4 apresentaram boa concordância (maior desvio foi de 16,58 %). O desvio médio percentual entre os valores calculados e experimentais foi de 7,26%.

4.2.1. Superfícies de Respostas para o Grau de Recalque

As Figuras. 4.1 a 4.4 mostram as superfícies de respostas geradas usando o *software Statistica®7.0* para o grau de recalque (Rc) pelo modelo de regressão, com os fatores lineares que tiveram influências mais significativas, mostrados na Tab.(4.6). Todas as superfícies de resposta apresentadas nesta tese foram construídas considerando a análise do efeito de duas variáveis independentes na resposta, estando as demais no nível central ($X_i=0$).

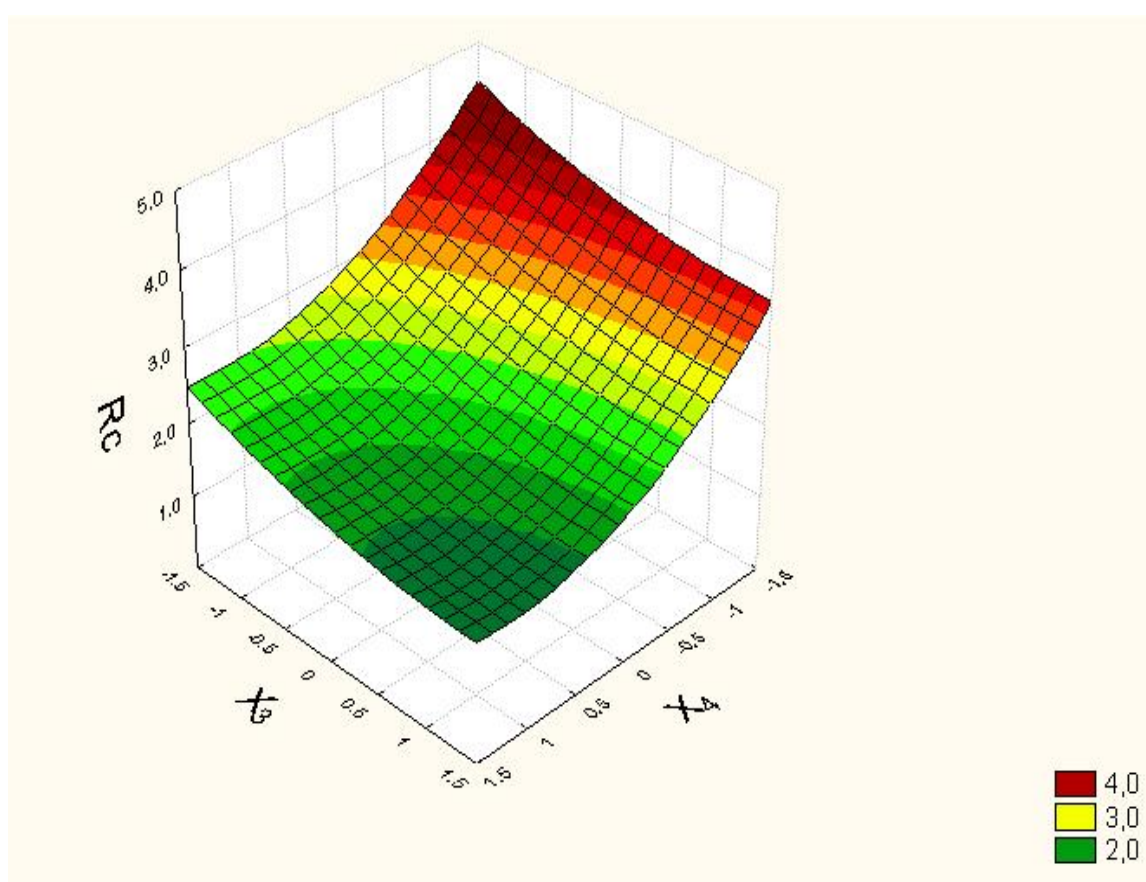


Figura 4.1 - Superfície de Resposta para o grau de recalque (Rc), em relação a dureza (D) (X_4) x avanço (X_3)

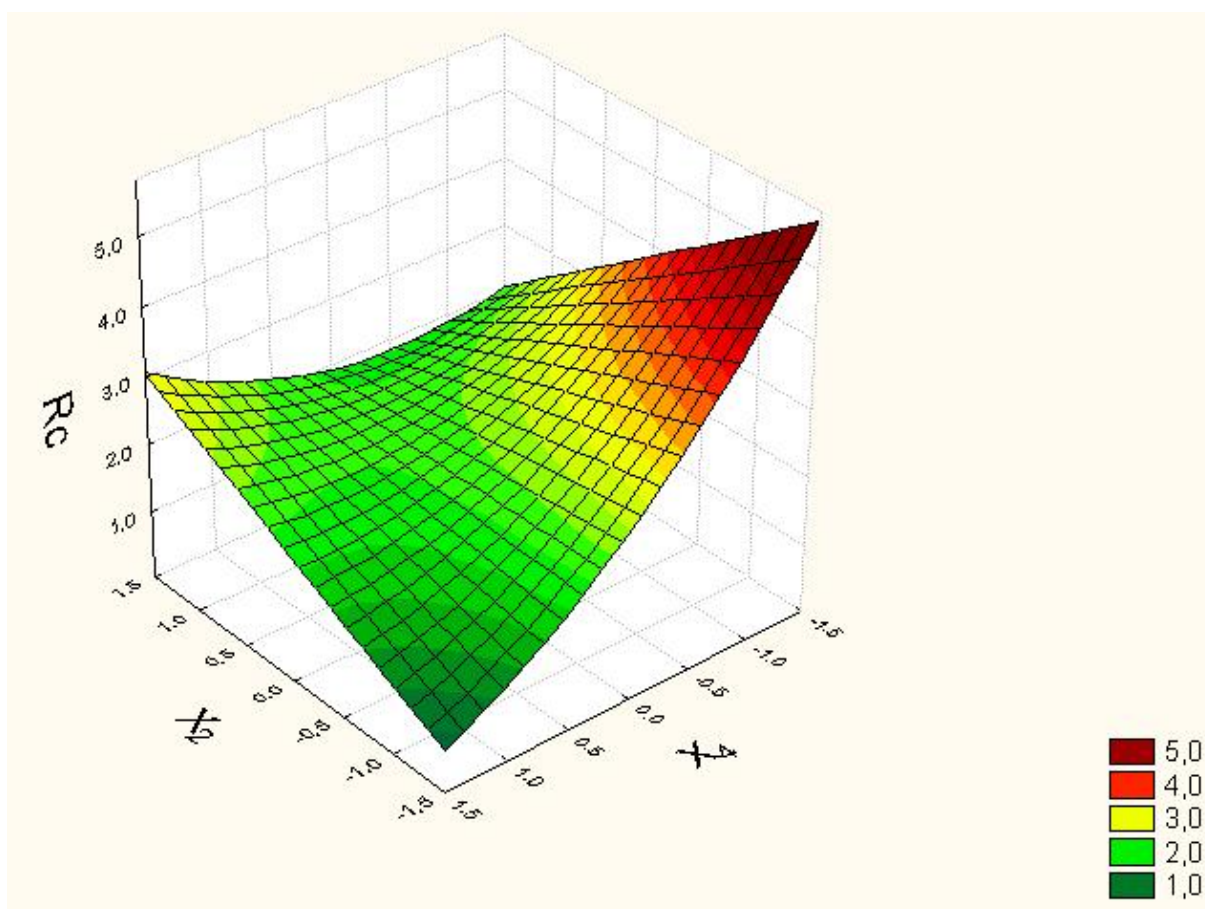


Figura 4.2 - Superfície de Resposta para o grau de recalque (R_c), em relação a dureza (D)(X4) x profundidade de corte (a_p)(X2).

Observar-se pelas Figuras 4.1 e 4.2 que a variação da dureza (D) proporciona uma maior sensibilidade da resposta dos que as outras variáveis. O menor valor de grau de recalque (R_c) é obtido com os maiores valores destas variáveis de entradas codificados negativas. As reduções do grau de recalque observadas nestes gráficos acompanham o aumento da dureza. Este comportamento é devido à redução da ductilidade, que tem grande influência na capacidade de deformação do material e, portanto, no grau de recalque (MACHADO et al., 2011; MICHELETTI, 1980). Com relação à influência do avanço, observa-se que o seu aumento implica em uma redução no grau de recalque, resultado que concorda com aqueles encontrados na literatura (FERRARESI, 1977; MICHELETTI, 1980).

O efeito da profundidade de corte tende a ser o mesmo do avanço para as menores durezas, segundo a literatura (FERRARESI, 1977; MICHELETTI, 1980). O gráfico da Fig. 4.2, entretanto, indica que este comportamento pode ser alterado dependendo das interações, pois este efeito entre a dureza (D) e a profundidade de corte (a_p) proporciona um acréscimo no Grau de Recalque devido ao comportamento diferentes destas duas variáveis.

A Figura 4.3 mostra a interação entre a variável dureza (D) e a velocidade de corte (v_c), onde se observa uma maior sensibilidade da resposta com a variação da dureza.

Observa-se que o grau de recalque reduz levemente com o aumento da velocidade de corte, comportamento esperado, uma vez que há maior geração de calor e consequente menor resistência ao cisalhamento do material e, portanto, menor restrição para o escorregamento do cavaco na superfície de saída da ferramenta e, com isto, menor crescimento da espessura do cavaco, apesar da maior capacidade de deformação do material (MACHADO et al., 2011; MICHELETTI, 1980). A interação entre relação a dureza (D) e a profundidade de corte (a_p) proporciona um acréscimo no Grau de Recalque devido ao comportamento diferentes destas duas variáveis.

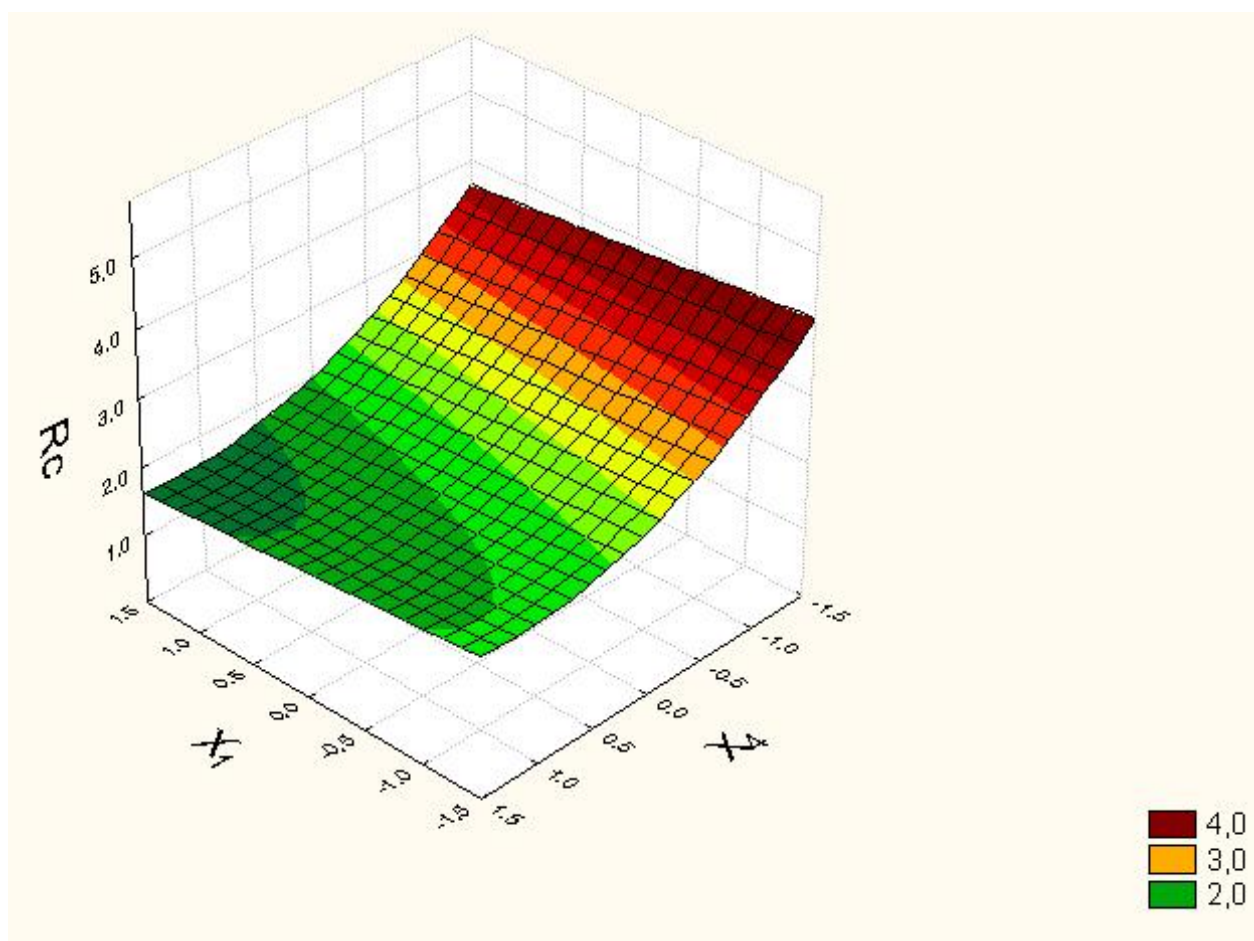


Figura 4.3 - Superfície de Resposta para o grau de recalque (R_c), em relação a dureza (D) (X_4) x velocidade de corte (X_1)

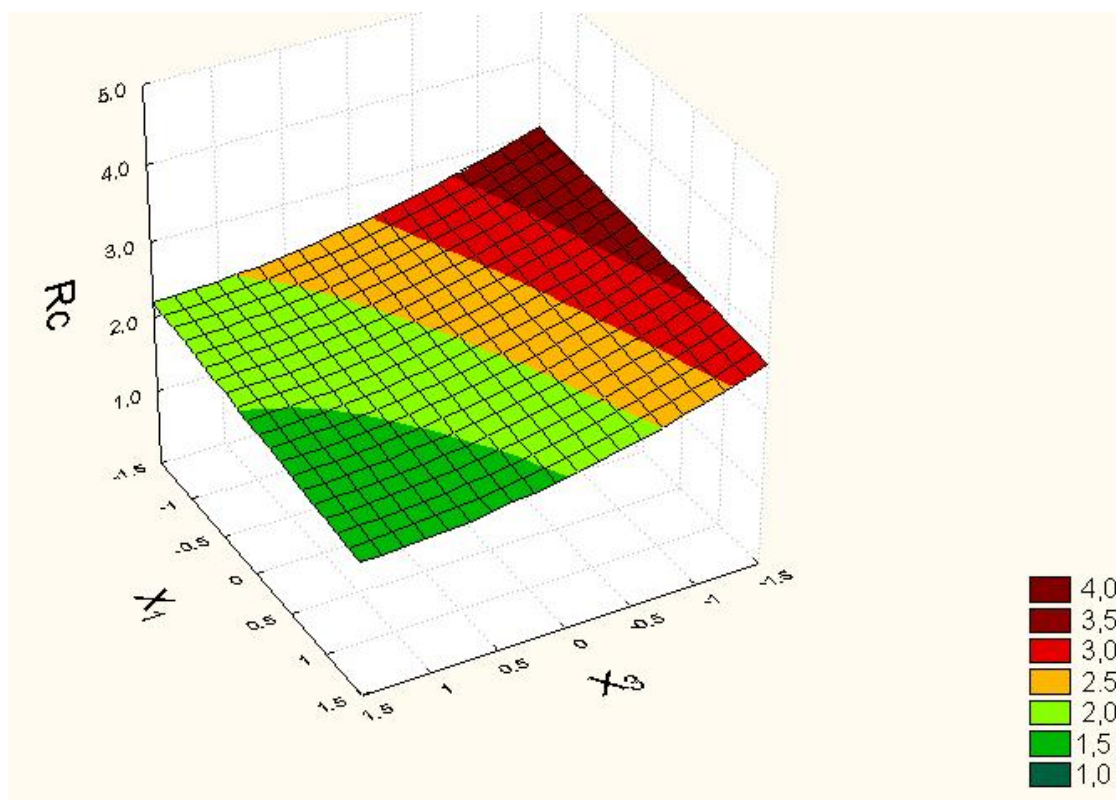


Figura 4.4 - Superfície de Resposta para o grau de recalque (R_c), em relação ao avanço (f) (X_3) x velocidade de corte (v_c) (X_1).

A Figura 4.4 mostra a interação entre o avanço (f) e a velocidade de corte (v_c), onde se observa uma maior sensibilidade da resposta (grau de recalque) com a variação do avanço, e menores valores de grau de recalque (R_c) são encontrados com os maiores valores codificados positivos destas variáveis.

4.3 - Resultados da Microdureza

Utilizando a metodologia descrita no item 3.5.2 (ver Figura 3.14) nos ensaios de microdureza realizados nas amostras das 6 ligas estudadas neste trabalho obteve-se os resultados apresentados de forma completa no Anexo 1. As Tabelas 4.8a 4.13 mostram os valores da microdureza HV para algumas condições de corte para cada liga estudada, respectivamente. É possível perceber que os maiores valores encontrados estão presentes nas medições realizadas no ponto (d_1), que compreende a parte mais inferior da espessura do cavaco, próxima à zona de fluxo. A microdureza decresce, à medida que se afasta deste ponto, indo em direção à parte superior do cavaco. Isso se deve ao fato de que na região próxima da zona de fluxo existe maiores deformações plásticas, acarretando em maior encruamento e aumento de dureza do material.

Verifica-se que os valores medidos de microdureza têm relação direta com a microdureza e resistência da liga, sendo menores para a liga de menor dureza e maior ductilidade (3030 O) e maior para a liga de maior dureza e menor ductilidade (7075 T6).

Tabela 4.8 - Microdureza HV ao longo da espessura de amostras de cavacos da liga 3030 O

	Vc	ap	f	d1	d2	d3
1	170,00	1,00	0,14	55	52	45
2	170,00	1,00	0,32	50	48	43
3	170,00	3,00	0,14	46	42	40
4	170,00	3,00	0,32	40	38	36
5	390,00	1,00	0,14	65	54	51
6	390,00	1,00	0,32	55	52	49
7	390,00	3,00	0,14	58	52	49
8	390,00	3,00	0,32	54	50	48
9	124,44	2,00	0,23	53	48	45
10	435,56	2,00	0,23	61	55	48
11	280,00	0,59	0,23	58	52	49
12	280,00	3,41	0,23	52	48	45
13	280,00	2,00	0,10	55	49	43
14	280,00	2,00	0,36	56	47	44
15	280,00	2,00	0,23	58	49	45
16	280,00	2,00	0,23	58	48	46
17	280,00	2,00	0,23	59	50	49
18	280,00	2,00	0,23	59	48	46

Tabela 4.9 - Microdureza HV ao longo da espessura de amostras de cavacos da liga 6262T4

	Vc	ap	f	d1	d2	d3
1	170,00	1,00	0,14	100	93	90
2	170,00	1,00	0,32	97	92	88
3	170,00	3,00	0,14	95	94	91
4	170,00	3,00	0,32	92	91	89
5	390,00	1,00	0,14	112	99	96
6	390,00	1,00	0,32	105	97	94
7	390,00	3,00	0,14	102	94	90
8	390,00	3,00	0,32	96	91	89
9	124,44	2,00	0,23	98	92	88
10	435,56	2,00	0,23	104	100	97
11	280,00	0,59	0,23	98	96	93
12	280,00	3,41	0,23	100	97	94
13	280,00	2,00	0,10	104	100	96
14	280,00	2,00	0,36	98	92	89
15	280,00	2,00	0,23	102	95	89
16	280,00	2,00	0,23	102	94	88
17	280,00	2,00	0,23	103	93	90
18	280,00	2,00	0,23	101	99	96

Tabela 4.10 - Microdureza HV ao longo da espessura de amostras cavaco da liga 6351T4

	Vc	ap	f	d1	d2	d3
1	170,00	1,00	0,14	105	100	95
2	170,00	1,00	0,32	100	96	94
3	170,00	3,00	0,14	98	93	90
4	170,00	3,00	0,32	95	90	85
5	390,00	1,00	0,14	120	112	105
6	390,00	1,00	0,32	117	110	105
7	390,00	3,00	0,14	120	115	109
8	390,00	3,00	0,32	116	110	102
9	124,44	2,00	0,23	110	102	99
10	435,56	2,00	0,23	128	115	110
11	280,00	0,59	0,23	119	113	100
12	280,00	3,41	0,23	116	100	90
13	280,00	2,00	0,10	110	100	92
14	280,00	2,00	0,36	107	100	92
15	280,00	2,00	0,23	114	102	95
16	280,00	2,00	0,23	113	101	94
17	280,00	2,00	0,23	112	101	92
18	280,00	2,00	0,23	114	102	94

Tabela 4.11 - Microdureza HV ao longo da espessura de amostras cavaco da liga 2011 T4

	Vc	ap	f	d1	d2	d3
1	170,00	1,00	0,14	110	104	96
2	170,00	1,00	0,32	105	96	90
3	170,00	3,00	0,14	102	95	94
4	170,00	3,00	0,32	100	94	93
5	390,00	1,00	0,14	129	113	109
6	390,00	1,00	0,32	124	112	107
7	390,00	3,00	0,14	125	121	110
8	390,00	3,00	0,32	122	119	111
9	124,44	2,00	0,23	124	111	108
10	435,56	2,00	0,23	133	115	110
11	280,00	0,59	0,23	125	115	110
12	280,00	3,41	0,23	120	112	108
13	280,00	2,00	0,10	116	109	92
14	280,00	2,00	0,36	114	105	92
15	280,00	2,00	0,23	121	115	102
16	280,00	2,00	0,23	123	112	103
17	280,00	2,00	0,23	121	111	100
18	280,00	2,00	0,23	122	112	99

Tabela 4.12 - Microdureza HV ao longo da espessura de amostras cavaco da liga 7075 T73

	Vc	ap	f	d1	d2	d3
1	170,00	1,00	0,14	163	149	148
2	170,00	1,00	0,32	158	144	142
3	170,00	3,00	0,14	160	145	143
4	170,00	3,00	0,32	157	144	142
5	390,00	1,00	0,14	179	154	147
6	390,00	1,00	0,32	169	153	145
7	390,00	3,00	0,14	170	155	144
8	390,00	3,00	0,32	165	152	142
9	124,44	2,00	0,23	155	142	139
10	435,56	2,00	0,23	167	152	155
11	280,00	0,59	0,23	163	153	134
12	280,00	3,41	0,23	160	152	132
13	280,00	2,00	0,10	162	152	135
14	280,00	2,00	0,36	158	153	145
15	280,00	2,00	0,23	163	150	145
16	280,00	2,00	0,23	162	147	145
17	280,00	2,00	0,23	162	145	144
18	280,00	2,00	0,23	160	142	140

Tabela 4.13 - Microdureza HV ao longo da espessura de amostras cavaco da liga 7075 T6.

	Vc	ap	f	d1	d2	d3
1	170,00	1,00	0,14	184	172	166
2	170,00	1,00	0,32	175	167	168
3	170,00	3,00	0,14	182	168	169
4	170,00	3,00	0,32	178	167	168
5	390,00	1,00	0,14	191	177	173
6	390,00	1,00	0,32	189	176	171
7	390,00	3,00	0,14	195	178	170
8	390,00	3,00	0,32	187	175	168
9	124,44	2,00	0,23	174	168	165
10	435,56	2,00	0,23	189	175	181
11	280,00	0,59	0,23	185	176	165
12	280,00	3,41	0,23	180	175	168
13	280,00	2,00	0,10	188	175	169
14	280,00	2,00	0,36	183	176	168
15	280,00	2,00	0,23	180	173	168
16	280,00	2,00	0,23	181	170	167
17	280,00	2,00	0,23	182	173	165
18	280,00	2,00	0,23	180	172	166

Com estes resultados, utilizou-se novamente uma regressão múltipla para gerar um modelo para as microdurezas dos cavacos. Para esse modelo foram adotados os valores de microdurezas d1, medidos na zona de fluxo (ou próximo da zona de fluxo), para cada liga, conforme apresentados na Tabela 4.14.

Tabela 4.14- Microdureza na zona de fluxo das ligas estudadas

Nº	Vc [m/min]	ap [mm]	f [mm/rot]	Microdureza HV					
				3030 0	6262 T4	6365 T6	2011 T4	7075 T73	7075 T6
1	170	1,00	0,14	55	100	105	110	163	184
2	170	1,00	0,32	50	97	100	105	158	175
3	170	3,00	0,14	46	95	98	102	160	182
4	170	3,00	0,32	40	92	95	100	157	178
5	390	1,00	0,14	65	112	120	129	179	191
6	390	1,00	0,32	55	105	117	124	169	189
7	390	3,00	0,14	58	102	120	125	170	195
8	390	3,00	0,32	54	96	116	122	165	187
9	124	2,00	0,23	53	98	120	124	155	174
10	435	2,00	0,23	61	104	128	133	167	189
11	280	0,59	0,23	58	98	119	125	163	185
12	280	3,41	0,23	52	100	116	120	160	180
13	280	2,00	0,10	55	104	110	116	162	188
14	280	2,00	0,36	56	98	107	114	158	183
15	280	2,00	0,23	58	102	114	121	163	180
16	280	2,00	0,23	58	102	113	123	162	181
17	280	2,00	0,23	59	103	112	121	162	182
18	280	2,00	0,23	59	101	114	122	160	180

Para gerar o modelo de regressão dos valores de microdureza medidos na zona de fluxo, foi utilizada a mesma metodologia de geração do modelo do grau de recalque.

Os coeficientes dos fatores significativos, isto é, aqueles que apresentaram níveis de significância menor que 5%, obtidos para o modelo de regressão com a utilização do *software Statistica*® 7.0 são apresentados na Tab. 4.15.

Tabela 4.15 - Coeficientes do modelo de regressão da Microdureza da zona de fluxo com níveis de significância menor que 5%.

Coeficientes de Regressão R ² = ,99358066			
	B	Std.Err.	p-level
Intercepto	115,08	0,87	<10 ⁻⁶
Vc	5,13	0,45	<10 ⁻⁶
ap	-2,32	0,45	<3x10 ⁻⁵
f	-2,26	0,44	<4x10 ⁻⁵
D	31,66	0,37	<10 ⁻⁶
vc*σ_R	-7,64	3,39	<2,7x10 ⁻²
vc*Z	-7,03	3,14	<2,8x10 ⁻²
D*σ_m	36,74	11,79	<2,7x10 ⁻³
D*Z	187,98	20,36	<10 ⁻⁶
f²	-1,68	0,53	<2,910 ⁻²

Neste modelo pode-se se observar que as variáveis que mais influenciaram na resposta da microdureza da zona de fluxo foram a dureza, a velocidade de corte, o avanço e a profundidade de corte lineares, e as interações da dureza com o limite de resistência, e com a estricção; bem como entre a velocidade de corte como limite de resistência e com a estricção. A Eq. (4.2) mostra a função da regressão com os coeficientes da Tab. 4.15.

$$MD = 115,08 + 5,13v_c - 2,32a_p - 2,26f + 31,66D - 7,64v_c\sigma_R - 7,03v_cZ + 36,74D\sigma_R + 187,98 DZ - 1,68f^2 \quad (4.2)$$

Para verificar a validade do modelo de regressão dos valores de microdurezas da zona de fluxo obtidos, utilizou-se a mesma liga de validação do grau de recalque, ou seja, a liga 2011 T4. Sendo assim, os valores de microdurezas obtidos experimentalmente para esta liga de referência foi comparado com aqueles obtidos pela equação. Os resultados desta comparação estão apresentados na Tab. 4.16.

Observa-se que os valores de microdureza gerados pelo modelo de regressão, quando comparado aos dados experimentais da liga 2011 T4 obtiveram boa concordância (desvio máximo de 15%). O desvio médio percentual entre os valores calculados e experimentais foi de 4,3%.

Tabela 4.16 - Comparação dos resultados da resposta dos valores de microdureza medidos na zona de fluxo do modelo de regressão com dado experimental da liga 2011 T4

	Modelo	Experimental	Desvios médios em %
1	121,92	110,00	10,84
2	117,40	105,00	11,81
3	117,28	102,00	14,98
4	112,76	100,00	12,76
5	129,50	129,00	0,39
6	124,58	124,00	0,47
7	124,86	125,00	-0,11
8	120,34	122,00	-1,36
9	115,77	124,00	-6,64
10	126,49	133,00	-4,89
11	124,41	125,00	-0,47
12	117,85	120,00	-1,79
13	122,65	116,00	5,73
14	116,25	114,00	1,97
15	122,81	121,00	1,50
16	122,81	123,00	-0,15
17	122,81	121,00	1,50
18	122,81	122,00	0,66
Média dos valores dos desvios em %			4,33

4.3.1 - Superfícies de Respostas para os Valores de Microdurezas

As Figuras 4.5 a 4.7 mostram as superfícies de respostas geradas pelo *Statistica*® 7.0 para os valores de microdureza geradas pelo modelo, com os fatores lineares que tiveram influências mais significativas, mostrados na Tabela 4.15. Observa-se que a dureza (D) é o fator que apresenta maior sensibilidade na resposta do que as outras variáveis.

A Figura 4.5 mostra a Superfície de resposta da microdureza em relação à dureza original da liga (D) e à velocidade de corte (V_c). O maior valor da microdureza na zona de fluxo (MD) é obtido para os maiores valores destas variáveis de entrada codificados.

Este comportamento é devido à maior capacidade de encruamento das ligas com maior dureza original, que também apresentam redução da ductilidade, que tem grande influência na capacidade de deformação do material e, portanto, na microdureza (CALLISTER, 2002). A influência da velocidade de corte também mostra coerência com a literatura (MACHADO et al., 2011), indicando aumento da dureza da zona de fluxo a medida que a velocidade de corte aumenta efeito diferente do encontrado no Grau de Recalque. Isto ocorre porque a taxa de deformação aumenta, aumentando assim o encruamento e a

microdureza. Estes resultados também concordam com os encontrados por Ribeiro e Cunha (2002).

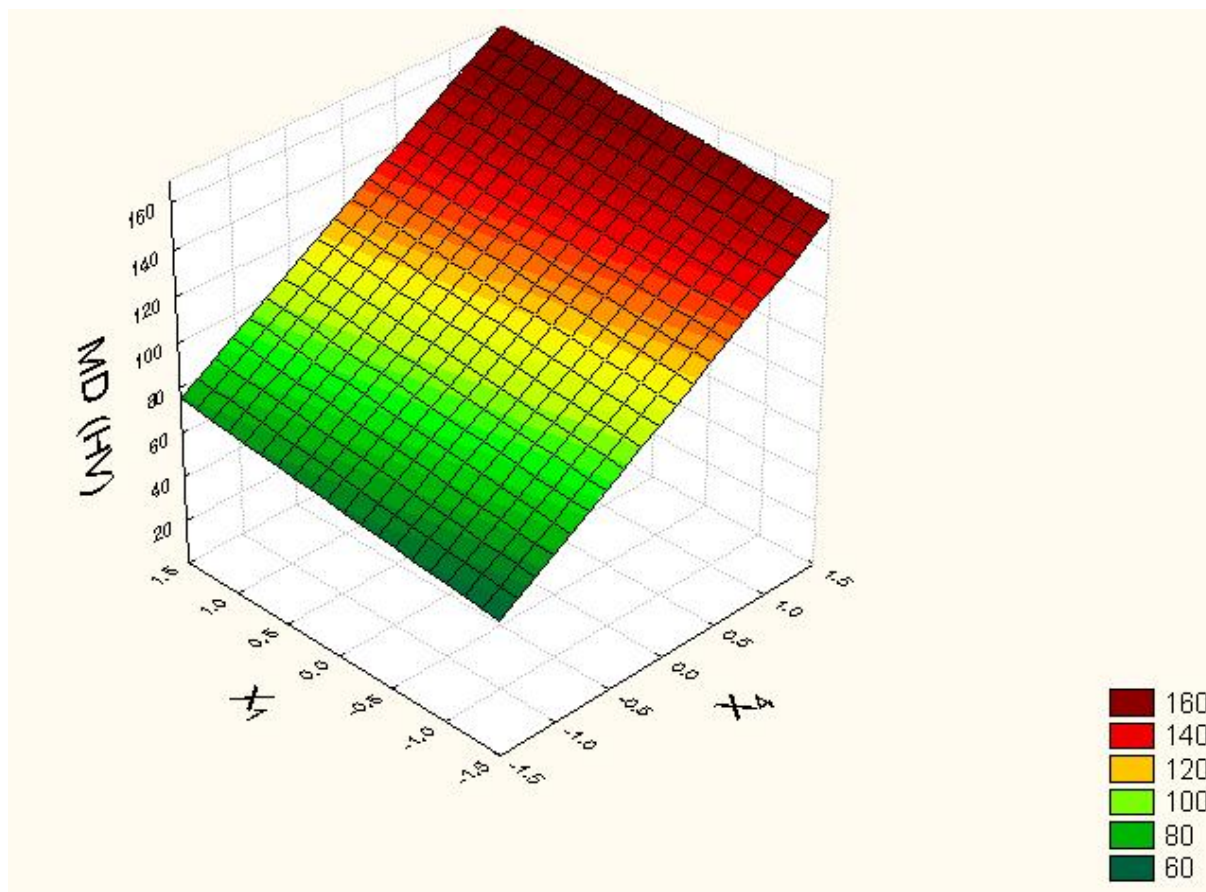


Figura 4.5 - Superfície de Resposta para a microdureza (MD), em relação a Dureza (D) (X_4) x velocidade de corte (v_c) (X_1).

A Figura 4.6 apresenta a superfície de resposta da microdureza considerando a dureza original da liga e o avanço e a Figura 4.7 leva em consideração a profundidade de corte. O efeito do avanço tende a ser o mesmo da profundidade de corte, isto é, quando se aumenta estes fatores, a microdureza tende a diminuir ligeiramente, pois diminui as taxas de deformações na região da zona de fluxo, sendo o mesmo efeito encontrado para o Grau de Recalque.

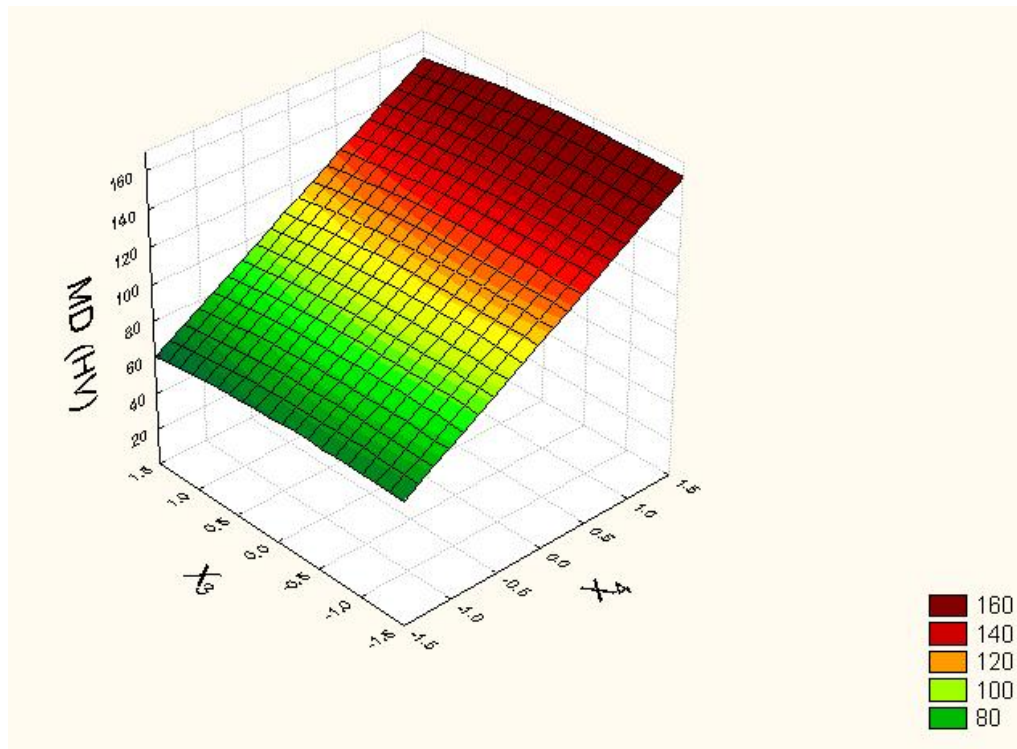


Figura 4.6 - Superfície de Resposta para a microdureza (MD), em relação ao Dureza (D)(X₄) x avanço (f) (X₃).

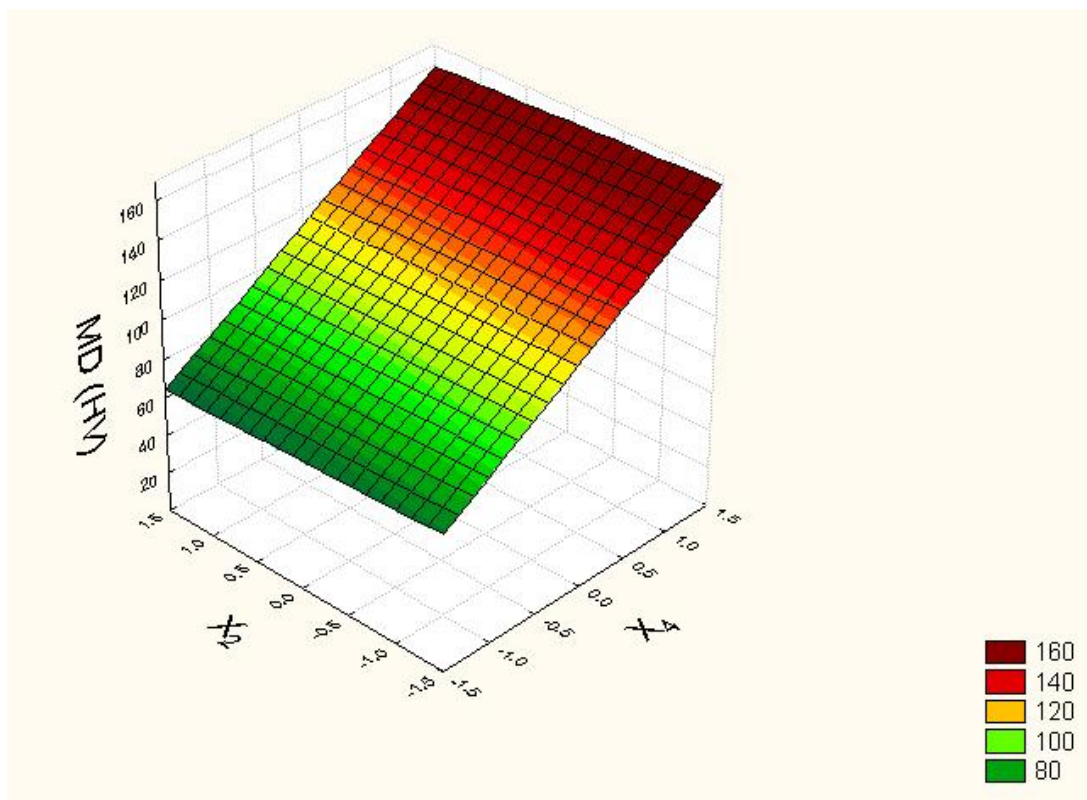


Figura 4.7 - Superfície de Resposta para a microdureza (MD), em relação ao Dureza (D) (X₄) x profundidade de corte (a_p) (X₂).

4.4 - Dimensões da Zona de Fluxo

As dimensões da zona de fluxo foram caracterizadas pelas suas espessuras que foram obtidas de amostras de cavacos preparadas metalograficamente, como ilustrado na Figura 3.13, de acordo com a metodologia descrita no item 3.8. Os resultados dessas espessuras, para as 6 ligas, são apresentados nas Tabelas (4.17) e (4.18).

Tabela 4.17- Dimensões da zona de fluxo das ligas estudadas

Nº	Vc [m/min]	ap [mm]	f [mm/rot]	Espessura da Zona de Fluxo variável Dz [µm]					
				3039 0	6262 T4	6365 T6	2011 T4	7075 T73	7075 T6
1	170	1,00	0,14	24,53	20,35	18,46	17,35	15,58	12,45
2	170	1,00	0,32	34,38	29,48	26,58	26,37	24,37	21,45
3	170	3,00	0,14	28,32	23,56	22,35	23,45	22,75	17,65
4	170	3,00	0,32	35,43	32,45	26,44	27,53	26,53	22,45
5	390	1,00	0,14	26,42	24,56	20,35	19,43	17,65	10,65
6	390	1,00	0,32	30,32	26,33	23,25	21,34	18,54	13,54
7	390	3,00	0,14	20,21	17,67	17,67	18,34	16,54	12,54
8	390	3,00	0,32	28,42	23,45	24,32	23,42	19,52	14,52
9	124	2,00	0,23	22,51	17,52	19,52	17,44	15,54	13,54
10	435	2,00	0,23	25,54	22,31	16,22	14,33	12,32	10,54
11	280	0,59	0,23	20,41	17,42	15,38	15,47	14,67	13,52
12	280	3,41	0,23	22,32	19,25	17,95	17,88	16,75	14,52
13	280	2,00	0,10	19,43	17,35	15,25	14,32	13,42	11,52
14	280	2,00	0,36	25,28	21,52	19,35	18,62	17,52	14,52
15	280	2,00	0,23	19,51	16,33	14,95	15,32	13,72	11,52
16	280	2,00	0,23	19,12	15,94	14,94	14,98	12,88	11,65
17	280	2,00	0,23	18,96	15,45	15,81	15,21	13,32	11,32
18	280	2,00	0,23	18,78	16,25	15,76	15,44	13,23	11,33

Realizou-se a análise do modelo de regressão das dimensões da zona de fluxo, utilizando-se a mesma metodologia do grau de recalque e de microdureza.

Os coeficientes dos fatores com níveis de significância menor que 5%, isto é, aqueles com influências significativas, estimados para o modelo de regressão com a utilização do *software Statística® 7.0* são apresentados na Tab. (4.18).

Tabela 4.18 - Coeficientes do modelo de regressão com níveis de significância menor que 5%

Coeficientes de Regressão : R ² = 0,92323907			
	B	Std.Err.	p-level
Intercepto	14,88	0,44	<10 ⁻⁶
vc	-1,42	0,22	<10 ⁻⁶
f	2,18	0,20	<10 ⁻⁶
Z	2,45	0,16	<10 ⁻⁶
vc*Z	-1,52	0,24	<10 ⁻⁶
ap*D	0,99	0,21	<2x10 ⁻⁵
Vc²	2,35	0,28	<10 ⁻⁶
ap²	2,06	0,26	<10 ⁻⁶
f²	1,68	0,24	<10 ⁻⁶
D²	5,87	0,93	<10 ⁻⁶
Z²	-5,45	1,054	<3x10 ⁻⁵

Pode-se observar neste modelo que as variáveis que mais influenciaram na resposta dimensões (espessura) da zona de fluxo foram a velocidade de corte, o avanço e a estricção lineares, e a interação entre a velocidade de corte com o limite de resistência das ligas. A Eq. (4.3) mostra a regressão gerada pelo modelo de regressão múltipla com os seus coeficientes da Tab. 18.

$$Dz = 14,88 - 1,42v_c + 2,18f + 2,45Z - 1,52v_cZ + 0,99a_pD + 2,35v_c^2 + 2,06a_p^2 + 1,68f^2 + 5,87D^2 - 5,45Z^2 \quad (4.3)$$

Para verificar a validade do modelo de regressão dos valores das dimensões da zona de fluxo, utilizou-se a mesma liga de validação do grau de recalque e microdureza, ou seja, a liga 2011 T4. Sendo assim os valores da medição das dimensões da zona de fluxo obtidos experimentalmente para esta liga de referência foi comparado com as obtidas pela Eq.(4.3). Os resultados desta comparação estão apresentados na Tab. (4.19)

Observa-se que os valores das dimensões da zona de fluxo gerados pelo modelo de regressão, quando comparado aos dados experimentais da liga 2011 T4 apresentaram razoável concordância (máximo desvio de 27%). O desvio médio percentual entre os valores calculados e experimentais foi de 15,23%.

Tabela 4.19 - Comparação dos resultados da resposta dos valores das medias das dimensões da zona de fluxo do modelo de regressão com dado experimental da liga 2011 T4

	Modelo	Experimental	Desvios médios em %
1	17,96	17,35	3,52
2	22,33	26,37	-15,32
3	17,71	23,45	-24,48
4	20,08	27,53	-27,06
5	15,82	19,43	-18,58
6	20,19	21,34	-5,39
7	15,63	18,34	-14,78
8	19,93	23,42	-14,90
9	19,08	17,44	9,40
10	16,04	14,33	11,93
11	13,12	15,47	-15,19
12	19,03	17,88	6,43
13	13,02	14,32	-9,08
14	12,06	18,62	-35,23
15	12,84	15,32	-16,19
16	12,84	14,98	-14,29
17	12,84	15,21	-15,58
18	12,84	15,44	-16,84
Média dos valores dos desvios em %			15,23

4.4.1 - Superfícies de Respostas para as Dimensões da Zona de Fluxo

As Figuras 4.8 a 4.10 apresentam as superfícies de respostas geradas pelo *Statistica*®7.0 das dimensões (espessuras) da zona de fluxo geradas pelo modelo, considerando os fatores lineares que apresentaram influências mais significativas, mostrados na Tabela 4.18.

Observa-se no gráfico da Figura4.8 que existe uma condição de velocidade de corte e avanço que oferece um valor mínimo para a espessura da zona de fluxo. Esta condição está aproximadamente localizada no valor codificado de velocidade de corte de 0,2 (322 m/min) e avanço de 0,7 (0,29 mm/rot). Para valores de pequenas velocidades de corte e também para valores elevados da velocidade de corte, a espessura da zona de fluxo tende a crescer para as ligas de alumínio, devido ao seu termo quadráticos que tem coeficiente positivo. Comportamento similar ocorre para o avanço por seu coeficiente do termo quadrático também ser positivo, entretanto, na faixa de valores testados, em região de avanços elevados a as dimensões das zonas de fluxo são maiores. Com relação à velocidade de corte, a medida que este fator é aumentado, menor é o tempo de contato entre a ferramenta e o material, portanto, menor é o tempo que o cavaco tem para se

deformar. Por outro lado, gera-se mais calor, aumentando a temperatura, o que garante maior plasticidade ao material. A composição dos dois fatores são, consequentemente, importantes para a análise da espessura da zona de fluxo. Variabilidade de comportamento da dimensão da zona de fluxo quando se variou a velocidade de corte também foi encontrada por Ribeiro e Gonçalves (2010). Com relação à influência do avanço, observa-se que o seu aumento (em valores elevados) implica em um aumento nas médias das dimensões da zona de fluxo, pois aumenta as forças de usinagem e a temperatura no processo, ocasionando maior deformação e consequentemente maior dimensão da zona de fluxo.

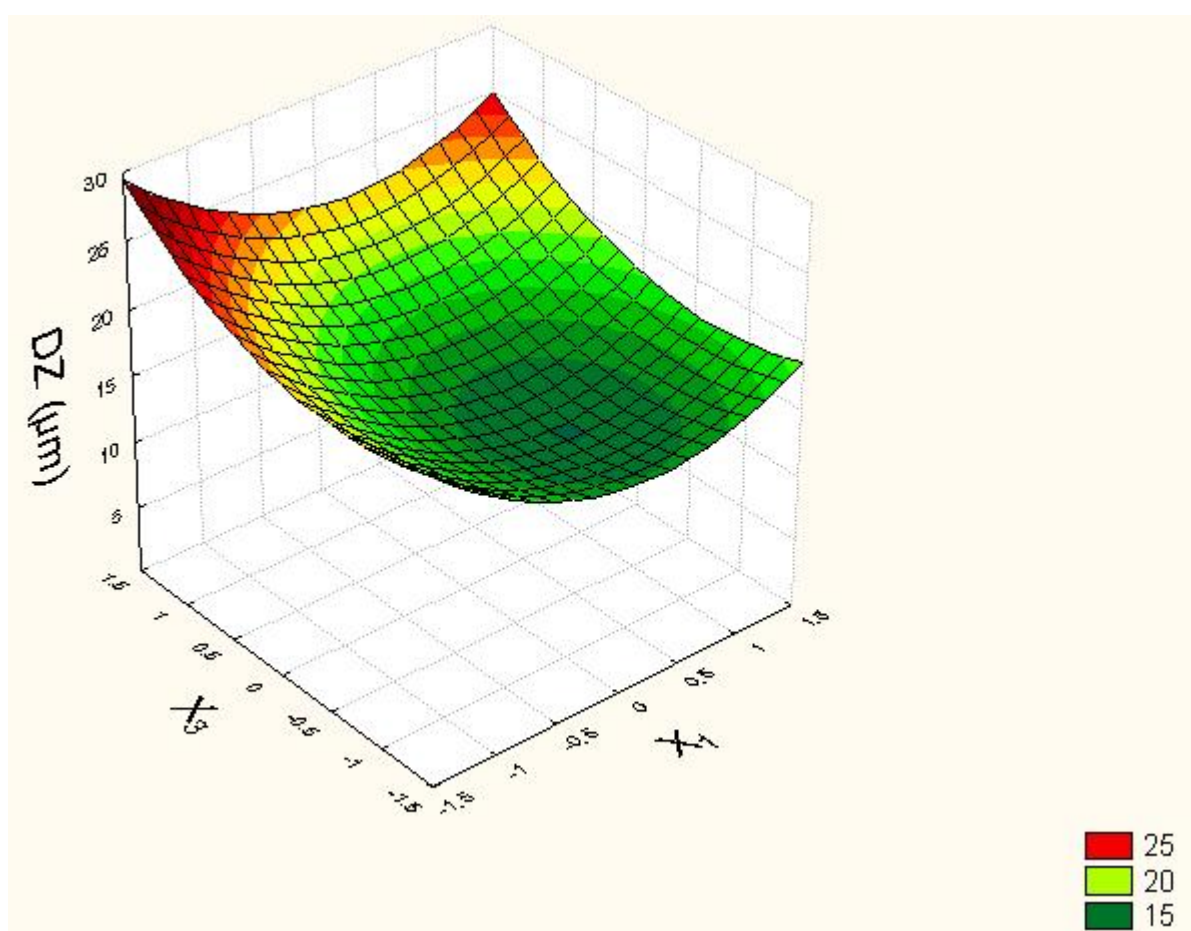


Figura 4.8- Superfície de Resposta para as medidas das dimensões da zona de fluxo (D_z), em relação a velocidade de corte (v_c) (X_1) x avanço (f) (X_3).

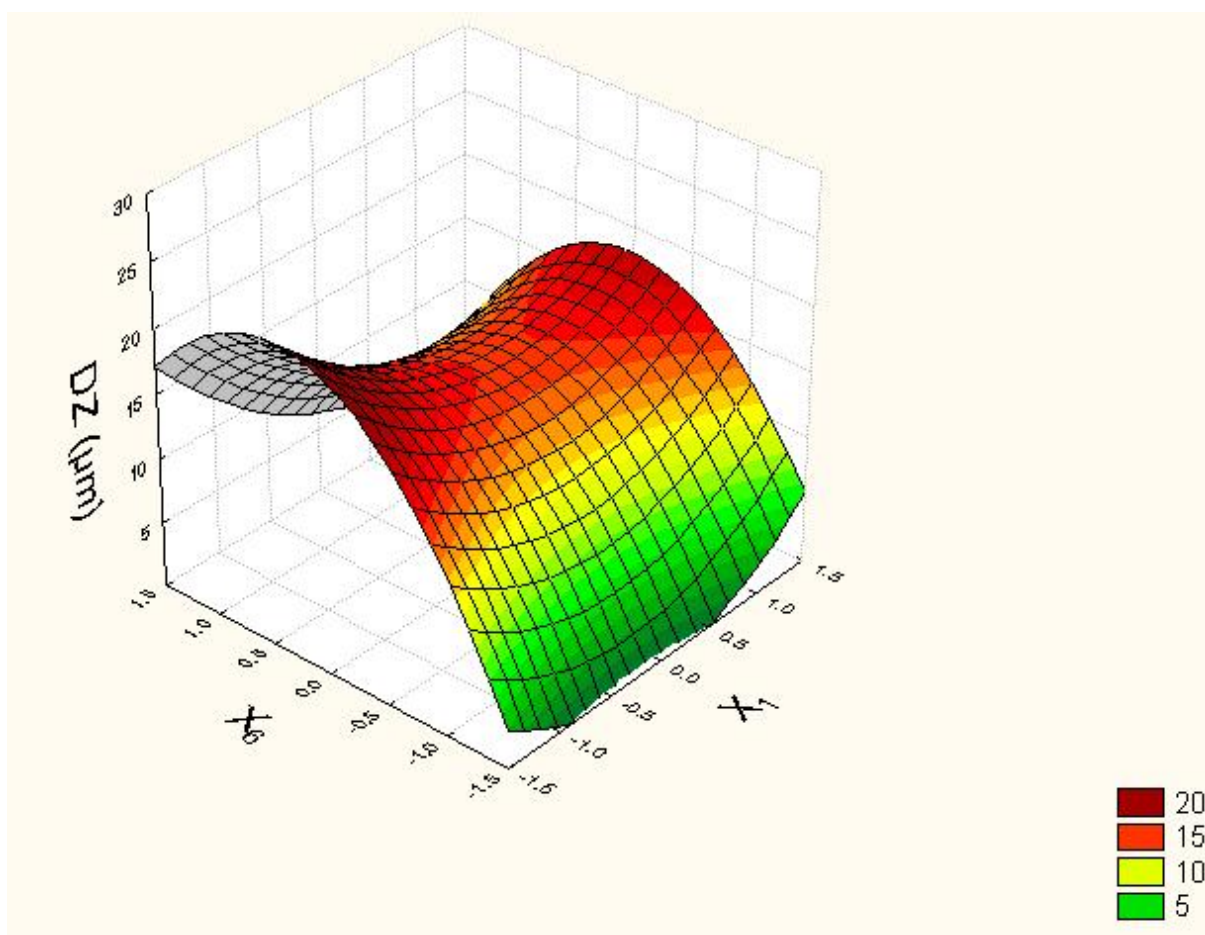


Figura 4.9 - Superfície de Resposta para as medidas das dimensões da zona de fluxo (Dz), em relação a velocidade de core (v_c) (X_1) x extricção (Z) (X_6).

Observando-se as Figuras 4.9 e 4.10, verifica-se que um aumento da ductilidade da liga, determinada pelo aumento da extricção implica em aumento nas dimensões da zona de fluxo (Dz), até o valor de extricção codificado de 0,5 (47%) para depois diminuir para valores menos elevados, devido ao efeito quadrático desta variável. Quando o material é mais ductil, suporta um grau de deformação maior, mas também reduz sua resitência. A combinação destes fatores determina o comportamento da zona de fluxo. A interação entre a velocidade de corte (v_c) e a extricção (Z) tem um efeito negativo no valores das dimensões da zona de fluxo, isto é devido ao comportamento diferente destas variáveis em relação a esta variável de resposta.

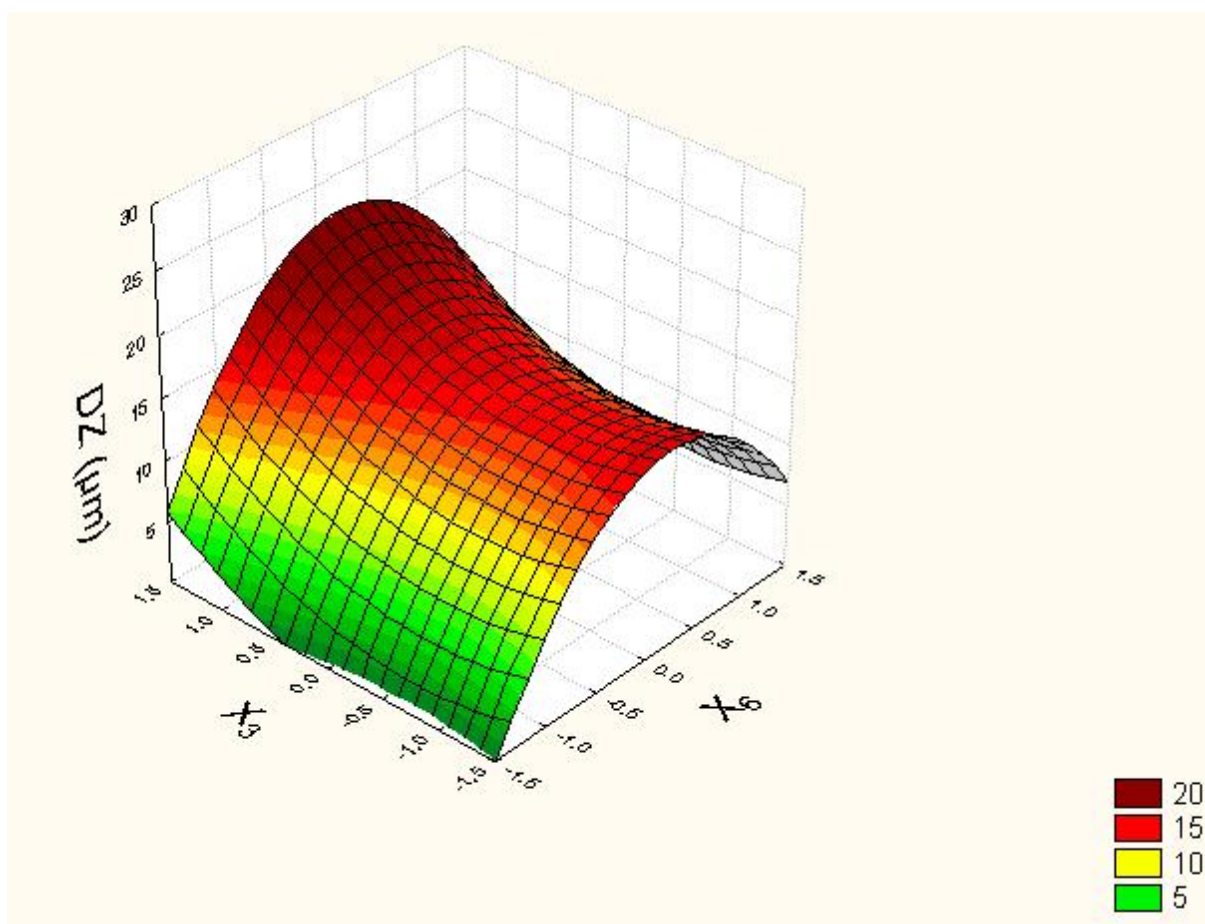


Figura 4.10 - Superfície de Resposta para as medidas das dimensões da zona de fluxo (D_z), em relação estricção (Z) (X_6) x avanço (f) (X_3).

4.5 - Tipos e Formas dos Cavacos.

Para o estudo dos cavacos considerou-se os ensaios de usinagem utilizando as condições de corte adotadas no PCC. Na sequência foi feita uma análise visual da forma dos cavacos formados pelas ligas 3030O, 6262 T4, 6351 T4, 2011 T4, 6365 T4, 7075 T73 e 7075 T6, visto que quanto ao tipo (ou classe) todos se apresentaram como cavacos contínuos (MACHADO et al., 2011). As Figuras 4.11 a 4.16 apresentam amostras dos cavacos coletados nos 18 ensaios de forma aleatória, para cada uma das seis ligas estudadas, onde as formas predominantes podem ser claramente observadas.

Os cavacos da liga 3030 O são todos longos Fig. 4.11, a maioria na forma de fita, como era de se esperar para uma liga dúctil como esta. Apenas quando se utilizou a menor velocidade de corte de 124 m/min, os cavacos foram helicoidais.

A liga 6262 T4 intercalou cavacos fragmentados ou quebradiços e helicoidais curtos Fig. 4.12. Nesta liga a presença de chumbo e bismuto em teores significativos (entre 0,4 e 0,7, conforme Tabela 3.3) são responsáveis em prover um eficiente controle dos cavacos.

Na usinagem da liga 6365 T4 os cavacos contínuos, longos predominaram na forma emaranhada Fig. 4.13, com exceção da forma helicoidal do cavaco gerado na velocidade de corte 170 m/min, avanço de 0,32 mm/rot e a_p de 1,0 mm.

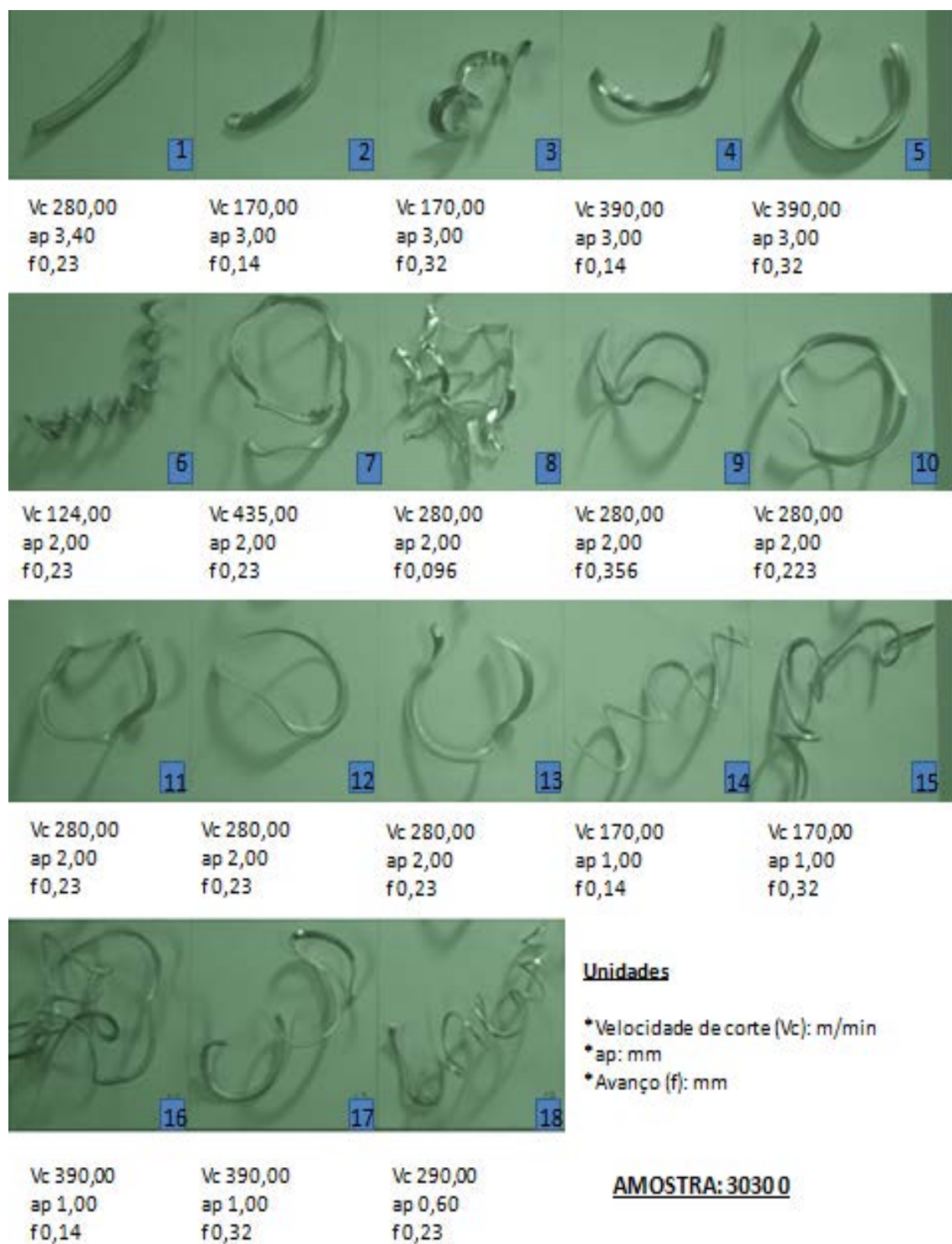


Figura 4.11 - Cavacos da liga 3030 O



Figura 4.12 - Cavacos da liga 6262 T4

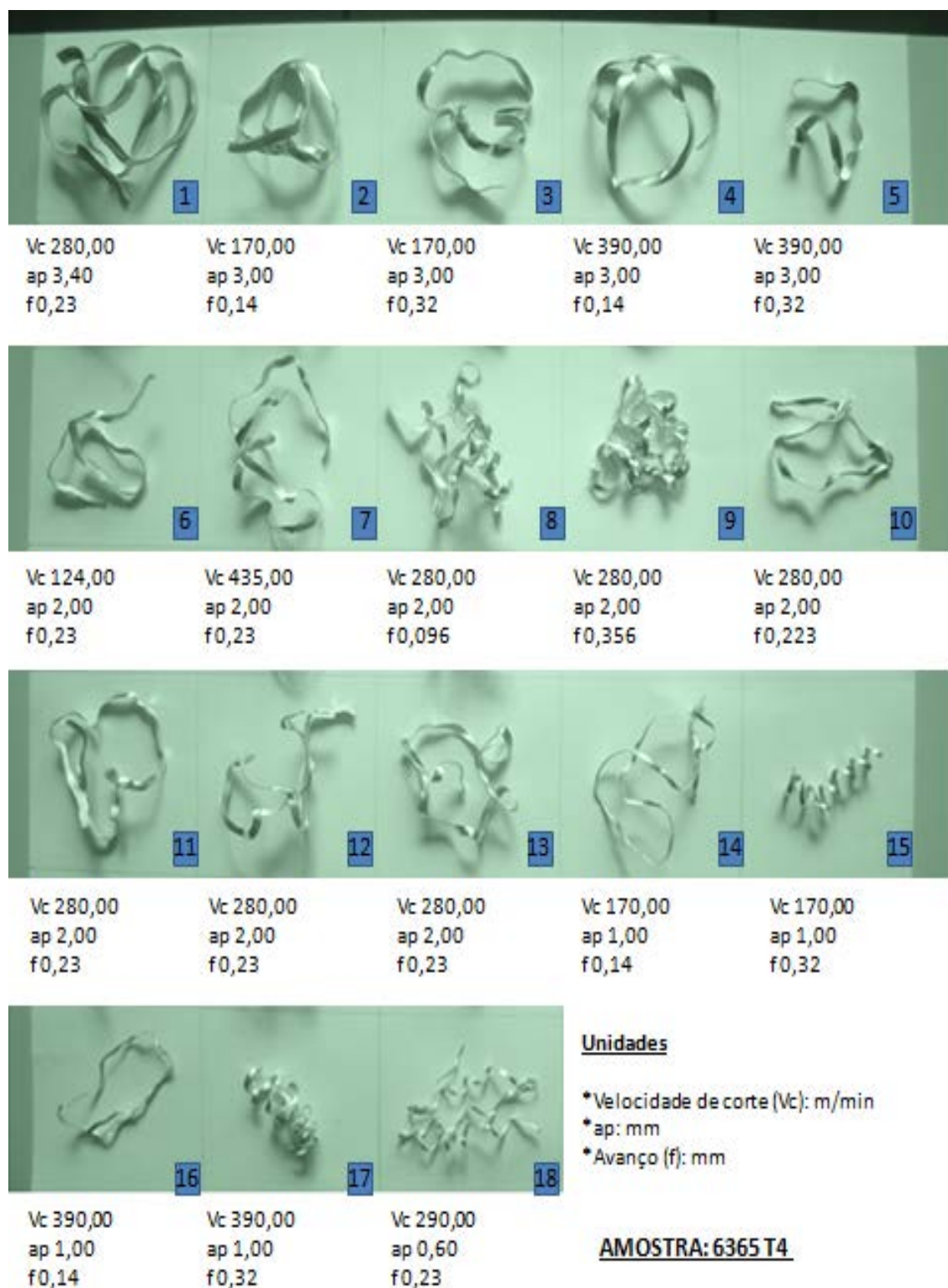


Figura 4.13 - Cavacos da liga 6351 T4

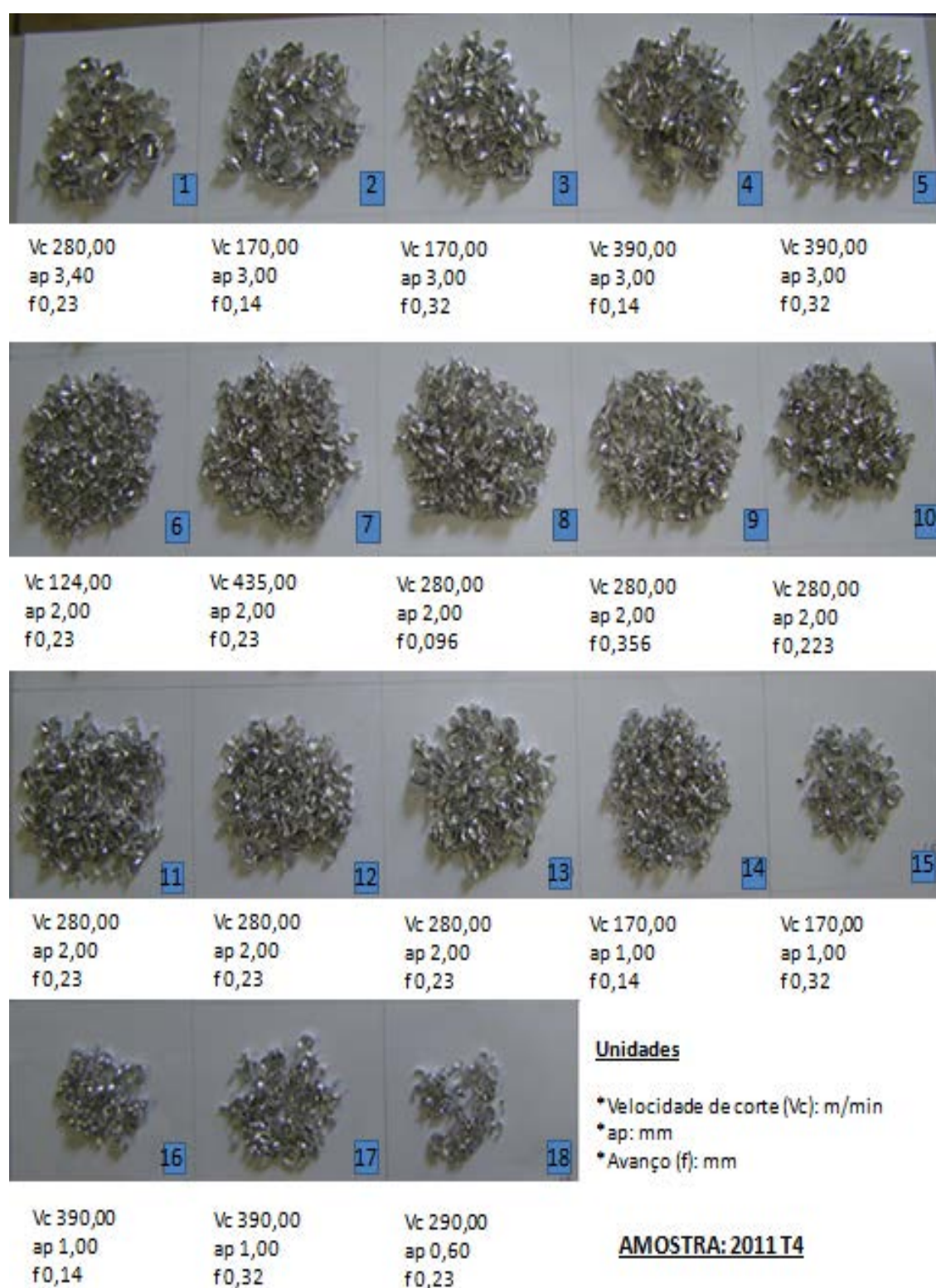


Figura 4.14 - Cavacos da liga 2011 T4



Figura 4.15 -Cavacos da liga 7075 T73



Figura 4.16 - Cavacos da liga 7075 T6

Observando-se a Figura 4.14, que apresenta os cavacos gerados na usinagem da liga 2011 T4, verifica-se que a variação de parâmetros utilizados nestes ensaios não teve influência significativa na forma dos cavacos, que foram predominantemente arcos soltos e curtos. Esta liga contém cobre como seu principal elemento de liga, que a fragiliza o material (TRENT; WRIGHT 2000). Observa-se que o alongamento e a estricção apresentados por esta liga são aproximadamente metade dos apresentados pela liga 3030 O (ver Tabela 4.1). Por outro lado, a presença do cobre se mostra mais eficiente em controlar o cavaco das ligas de alumínio do que a maior dureza e resistência das ligas da série 7XXX, que em algumas condições apresentaram cavacos em fita longos, como podem ser vistos nas Figuras 4.15 e 4.16.

Os cavacos gerados na usinagem das ligas 7075 T73 e 7075 T6 variam na forma de fita longa emaranhados e a forma helicoidal, dependendo das condições de corte. Geralmente, maiores velocidades de corte e menores avanços e menores profundidades de corte favorecem a formação dos cavacos longos (MACHADO et al., 2011 e SMITH, 1989).

4.6 - Ensaios de Quick-Stop

Devido à grande quantidade de ligas ensaiadas e a sua alta ductilidade e a baixa rigidez do dispositivo *quick-stop*, obteve-se sucesso na produção de amostras apenas em algumas condições de corte daquelas planejadas na Tab. 3.6. Nestas amostras mediu-se a microdureza ao longo da zona de fluxo e em torno do plano de cisalhamento primário.

4.6.1 - Microdurezas nos Testes de Quick-stop

A Figura 4.17 mostra a região onde foram medidas as microdurezas ao longo da zona de fluxo e em torno do plano de cisalhamento primário nas amostras das raízes dos cavacos das ligas (3030 O, 6262 T4, 6351 T4, 7075 T73 e 7075 T6). Os cavacos da liga 2011 T4 não foram utilizados nos testes de *quick-stop*, pela dificuldade de preparação das amostras por apresentarem em forma de lascas.

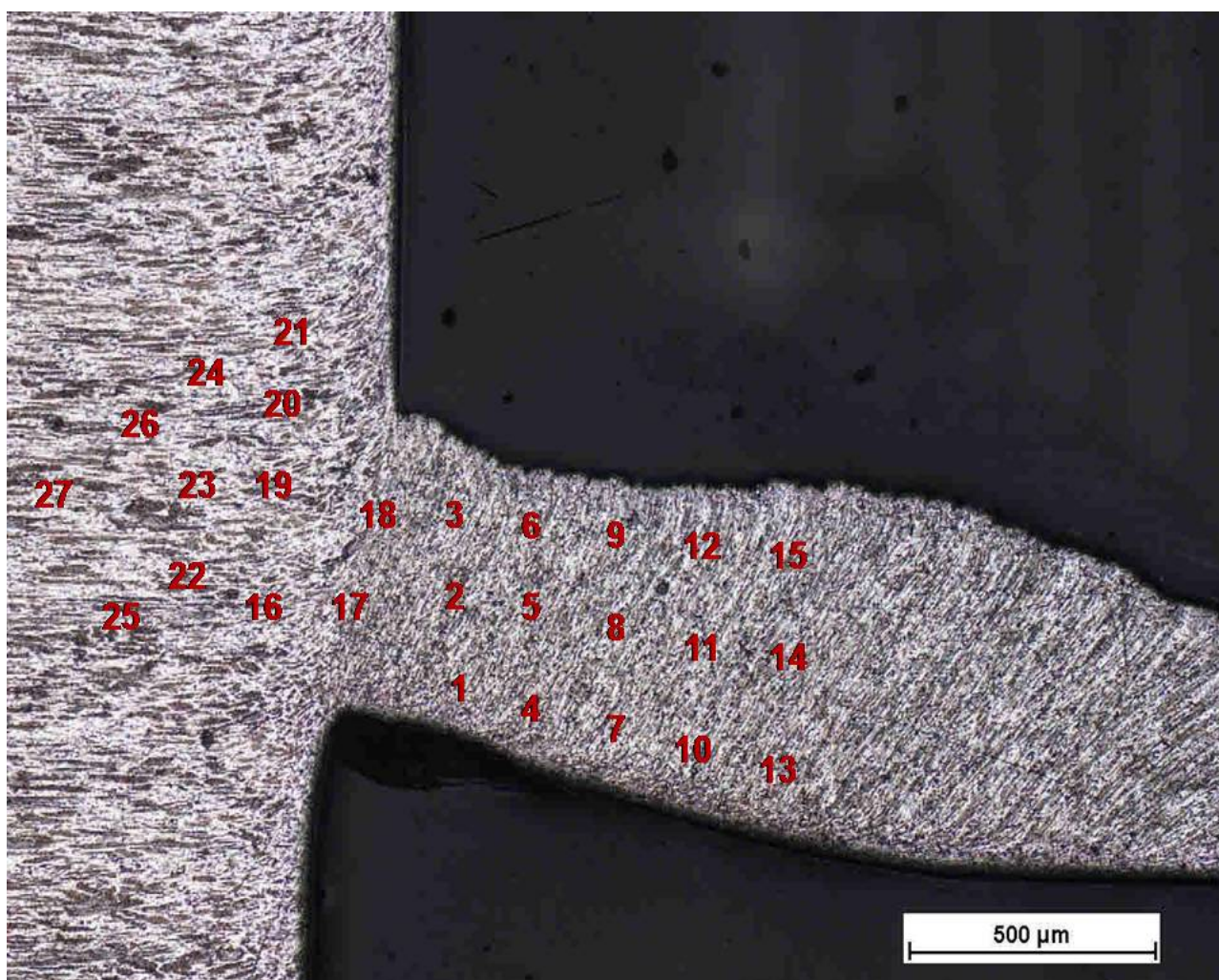


Figura 4.17 - Região de medição das microdurezas da zona de fluxo e em torno do plano de cisalhamento primário.

As Tabelas 4.20 e 4.24 apresentam os resultados obtidos na medição da microdureza ao longo da zona de fluxo (pontos de 1 a 15) para as (3030 O, 6262 T4, 6351 T4, 7075 T73 e 7075 T6).

Tabela 4.20 - Microdureza ao longo da zona de fluxo das ligas (3030 O, 6262 T4, 6351 T4, 7075 T73 e 7075 T6), na condição de velocidade de corte de 120 m/min, avanço de 0,085 mm/rot e profundidade de corte de 2 mm.

Nº	Medidas em HV.				
	3030 O	6262 T4	6351 T6	7075 T73	7075 T6
1	55	96	112	158	176
2	48	90	106	150	170
3	44	82	99	134	165
4	56	94	111	157	173
5	49	88	104	148	169
6	46	81	98	135	164
7	55	97	115	156	174
8	49	95	108	154	169
9	44	88	100	139	163
10	57	98	116	159	174
11	54	92	107	148	168
12	42	87	99	138	165
13	56	95	117	157	176
14	50	89	109	149	170
15	45	82	103	137	167

O gráfico da Fig. 4.18 mostra a variação da Microdureza ao longo da zona de fluxo das ligas (3030 O, 6262 T4, 6351 T4, 7075 T73 e 7075 T6), na condição de velocidade de corte de 120 m/min, avanço de 0,085 mm/rot e profundidade de corte de 2 mm.

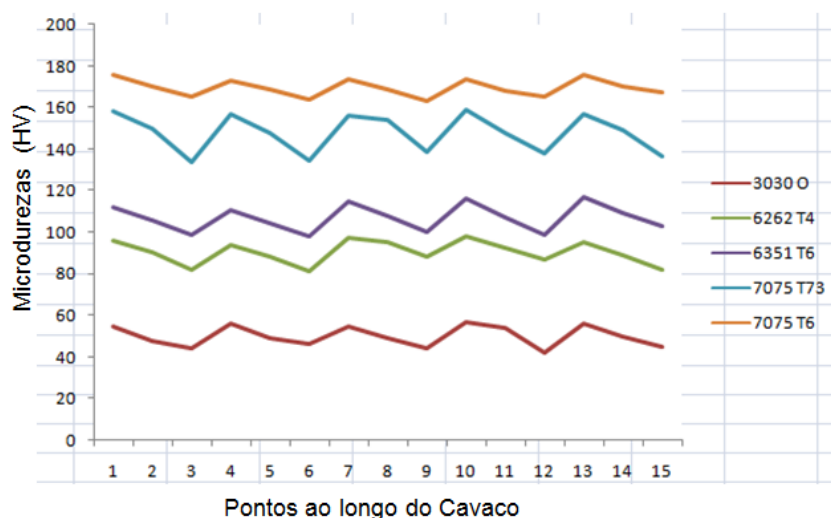


Figura 4.18 - Variação da Microdureza ao longo da zona de fluxo das ligas (3030 O, 6262 T4, 6351T4, 7075 T73 e 7075 T6), na condição de velocidade de corte de 120 m/min, avanço de 0,085 mm/rot e profundidade de corte de 2 mm.

O gráfico da Fig. 4.19 mostra a variação da Microdureza ao longo da zona de fluxo das ligas (3030 O, 6262 T4, 6351 T4, 7075 T73), na condição de velocidade de corte de 180 m/min, avanço de 0,134 mm/rot e profundidade de corte de 2 mm.

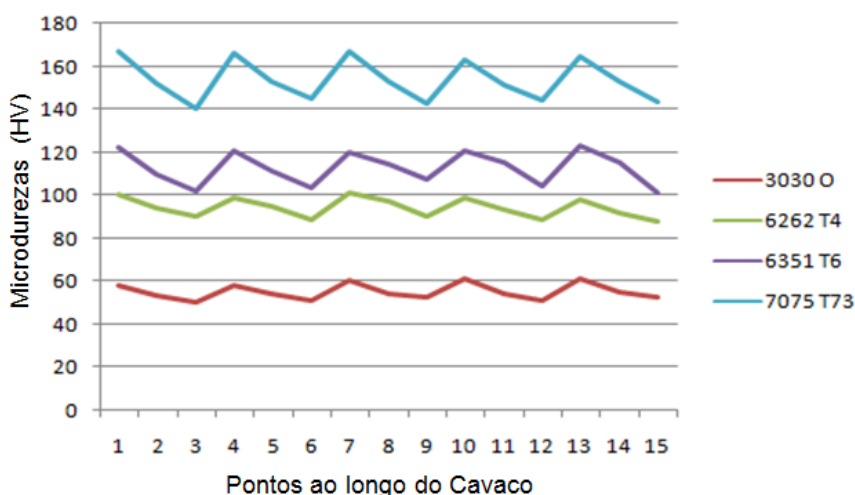


Figura. 4.19 - Variação da Microdureza ao longo da zona de fluxo das ligas (3030 O, 6262 T4, 6351 T4, 7075 T73), na condição de velocidade de corte de 180 m/min, avanço de 0,134 mm/rot e profundidade de corte de 2 mm.

Tabela 4.21 - Microdureza ao longo da zona de fluxo das ligas (3030 O, 6262 T4, 6351 T4, 7075 T73), na condição de velocidade de corte de 180 m/min, avanço de 0,134 mm/rot e profundidade de corte de 2 mm.

Nº	Medidas HV			
	3030 O	6262 T4	6351 T6	7075 T73
1	58	100	122	167
2	53	94	110	152
3	50	90	102	140
4	58	99	121	166
5	54	95	111	153
6	51	89	103	145
7	60	101	120	167
8	54	97	114	153
9	52	90	107	142
10	61	99	121	163
11	54	93	115	151
12	51	89	104	144
13	61	98	123	165
14	55	92	115	153
15	52	88	101	143

Pelos resultados apresentados nas Tabs.4.20 e 4.21 e Figs. 4.18 e 4.19, observa-se que a microdureza foi maior na zona de fluxo ou mais próximo desta (pontos 1, 4 7, 10 e 13), diminuindo à medida que os pontos se afastam desta região. Estes resultados estão de acordo com os encontrados para estas ligas nas amostras de cavacos, já apresentados nas Tabs. 4.8 à 4.13.

As Tabelas 4.22 e 4.23 apresentam as microdurezas medidas ao longo do plano primário de cisalhamento nas amostras produzidas por *quick-stop* das ligas estudadas neste trabalho, nos locais indicados na Figura 4.17, em duas condições de corte.

Tabela 4.22 - Microdureza ao longo do plano de cisalhamento primário nas ligas (3030 O, 6262 T4, 6351 T4, 7075 T73 e 7075 T6), na condição de velocidade de corte de 120 m/min, avanço de 0,085 mm/rot e profundidade de corte de 2 mm.

Nº	Medidas em HV.				
	3030 O	6262 T4	6351 T6	7075 T73	7075 T6
16	58	90	110	168	180
17	65	105	128	189	209
18	62	107	124	186	199
19	62	88	105	160	176
20	55	87	107	164	172
21	56	80	102	161	176
22	57	82	105	159	175
23	42	78	96	148	168
24	41	77	97	149	167
25	39	76	96	138	165
26	40	75	98	140	167
27	39	75	97	139	167

Tabela 4.23 - Microdureza ao longo do plano de cisalhamento primário nas ligas (3030 O, 6262 T4, 6351 T4, 7075 T73), na condição de velocidade de corte de 180m/min, avanço de 0,134mm/rot e profundidade de corte de 2mm.

Nº	Medidas HV			
	3030 O	6262 T4	6351 T6	7075 T73
16	65	92	115	165
17	70	115	135	198
18	69	110	132	194
19	62	89	116	170
20	61	88	108	173
21	60	83	107	154
22	48	86	106	160
23	44	78	107	158
24	43	79	98	146
25	40	74	97	145
26	40	75	97	146
27	39	73	96	145

As microdureza na região do plano de cisalhamento primário encontradas nas amostras de *quick-stop* das ligas de alumínio estudadas e apresentadas nas Tabs.4.22 e 4.23 mostram que os valores são proporcionais às durezas originais de cada liga. Entretanto, são sempre valores superiores àqueles da dureza original de cada material, informados na Tabela 4.1. Nitidamente, há encruamento, principalmente para os pontos 17 e 18 que apresentou maiores durezas, estando esses pontos sobre o plano primário de cisalhamento, zona de maior deformação no cavaco. A comparação entre as microdurezas apresentadas pelas diversas ligas na região do plano de cisalhamento primário e na região da Zona de fluxo e acima desta é também muito interessante de se promover. Observa-se que as microdurezas nos pontos 17 e 18, que são aqueles realmente dentro da zona de cisalhamento primária, são superiores às microdurezas em outras regiões, até mesmo maiores que aqueles dentro da zona de fluxo ou muito próxima a ela. Isto é uma demonstração inequívoca que o material encrua no plano primário mas após se movimentar sobre a superfície de saída da ferramenta, há um amolecimento devido à grande quantidade de calor gerado nestas regiões.

4.8. Função de utilidade global.

Utilizou-se a função de utilidade global Eq. (2.6), para encontrar as melhores condições entre os resultados encontrados para o grau de recalque e as dimensões da zona de fluxo pelas equações (4.3) e (4.1), onde os parâmetros utilizados para a função de utilidade global foram:

- 1) para a equação (4.1) do grau de recalque $T_i = 1,6$ e $U_i = 5$.
- 2) para a equação (4.1) das dimensões da zona de fluxo $T_i = 11$ e $U_i = 37$.

Sendo o objetivo de minimizar as duas funções, pois quanto menores os valores do grau de recalque e da dimensão da zona de fluxo menores serão as deformações sofrida pelo material no plano de cisalhamento primário e secundário, portanto menor a energia envolvida para a formação do cavaco.

Os resultados dos cálculos da função de utilidade global foram encontrados através do algoritmo de ED, onde cabe ressaltar que neste algoritmo foram utilizados os seguintes parâmetros: 50 indivíduos na população; probabilidade de cruzamento e taxa de perturbação iguais a 0,8; 150 gerações (o que implica que são necessárias 7550 avaliações da função objetivo). O algoritmo de ED foi executado 5 vezes para a geração dos valores que são apresentados na Tab.4.24.

Tabela 4.24 - Resultados encontrados pela função de utilidade global

v_c (m/min)	a_p (mm)	f (mm/rot)	D (HV)	σ_m (MPa)	Z (%)	Rc	Dz (μ m)	D1	D2
207	3,19	0,24	70	110	51	2,88	23	1	1
210	2,50	0,19	70	220	52	2,7	18,3	1	1
270	1,33	0,16	130	210	32	2,5	16,1	1	1
284	2,18	0,23	140	420	27	1,84	19,1	1	1
369	1,56	0,15	102	245	25	2,6	15,3	1	1

Observa-se que os melhores valores encontrados para os resultados de $Rc = 1,84$ e $Dz = 19,1 \mu$ m foram para as condições: $v_c = 284$ m/min, $a_p = 2,18$ mm, $f = 0,23$ mm/rot, $D = 140$ HV, $\sigma_R = 420$ MPa e $Z = 27\%$, valores próximos das liga 7075 T73 e que os valores obtidos de $D1 = 1$ e $D2 = 1$, portando os resultados encontrados pela função de utilidade global são aceitáveis, de acordo com Derringer e Suich (1980).

Considerando que as ligas de alumínio são normalmente usinadas com altas taxas de velocidades de corte, fixou estas entre $390 \text{ m/min} < v_c < 435 \text{ m/min}$; minimizou-se novamente as duas funções, utilizando a função de utilidade global, mantendo-se as mesmas outras condições utilizadas para gerar os dados da Tab.4.24. Os novos dados são apresentados na Tab. 4.25.

Tabela 4.25- Resultados encontrados pela função de utilidade global para altas velocidade de corte

v_c (m/min)	a_p (mm)	f (mm/rot)	D (HV)	σ_m (MPa)	Z (%)	Rc	Dz (μm)	D1	D2
401	2,81	0,2	132	500	25	1,6	15,1	1	1
405	2,47	0,26	125	315	24	1,7	16,3	1	1
410	2,67	0,35	142	430	22	2,3	17,6	1	1
424	2,66	0,32	123	405	20	2,9	12,1	1	1
429	1,91	0,31	105	320	27	2,01	17,1	1	1

Observa-se que os melhores valores foram encontrados para os resultados de $R_c = 1,6$ e $D_z = 15,1 \mu m$. Neste caso, para as condições: $v_c = 401$ m/min, $a_p = 2,81$ mm, $f = 0,20$ mm/rot, $D = 132$ HV, $\sigma_R = 500$ MPa e $Z = 25\%$, valores próximos das liga 7075 T73 e que os valores de $D1 = 1$ e $D2 = 1$.

Nas Tabs. 4.24 e 4.25 observa-se que os melhores valores de R_c e D_z foram encontrados para os maiores valores de dureza, o que mostra que as reduções do grau de recalque e dimensões da zona de fluxo acompanham o aumento da dureza. Este comportamento é devido à redução da ductilidade, que tem grande influência na capacidade de deformação do material e, portanto, no grau de recalque e dimensões da zona de fluxo (MACHADO et al., 2011; MICHELETTI, 1980)

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES

A elaboração deste trabalho conforme a metodologia proposta, permite as seguintes conclusões.

- ✓ Este trabalho mostrou a importância da utilização de ferramentas estatísticas para geração de modelos, permitindo arrolar concomitantemente parâmetros de corte e as propriedades dos materiais. Nesta aplicação foi possível fazer isto para importantes respostas do sistema: grau de recalque, dimensões da zona de fluxo e microdureza.
- ✓ As variáveis que mais influenciaram na resposta do grau de recalque foram a dureza e o avanço linear, e as interações dureza - profundidade e profundidade - limite de resistência.
- ✓ Os menores valores de grau de recalque foram encontrados para os maiores valores codificados de dureza (D), velocidade de corte e avanço, portanto uma variação nas condições de corte e das propriedades mecânicas do material se mostraram bastante influentes no valor da resposta grau de recalque (Rc).
- ✓ A interação entre o avanço (f) e a profundidade de corte (ap), fatores que apresentam maior sensibilidade na resposta (grau de recalque), indicam que menores valores de grau de recalque (Rc) são encontrados com os maiores valores codificados positivos destas duas variáveis.
- ✓ Os valores de grau de recalque gerados pelo modelo de regressão, quando comparado aos dados experimentais da liga 2011 T4 obtiveram boa concordância (desvio menor que 17%). O desvio médio percentual entre os valores calculados e experimentais foi de 7,26%, o que significa que o modelo de regressão explica de forma significativa os resultados experimentais.
- ✓ A microdureza do material diminui ao longo da espessura do cavaco a partir da zona de fluxo, na usinagem de todas as ligas testadas, pois próximo da zona de fluxo

existem maiores deformações plásticas, acarretando em maior encruamento do material.

- ✓ As variáveis que mais influenciaram na resposta da microdureza média medida na zona de fluxo foram a dureza inicial da liga, a velocidade de corte, o avanço e a profundidade de corte lineares, e as interações dureza com limite de resistência, e com a estrição; bem como entre a velocidade de corte com estrição, e com o limite de resistência, sendo que um aumento na velocidade de corte implica em um acréscimo na microdureza, já o efeito da profundidade de corte tende a ser o mesmo do avanço o de diminuir a microdureza.
- ✓ Os valores de microdureza gerados pelo modelo de regressão, quando comparados aos dados experimentais da liga 2011 T4 apresentaram excelente concordância (desvios menores que 15%). O desvio médio percentual entre os valores calculados e experimentais foi de 4,43%.
- ✓ As variáveis que mais influenciaram nas dimensões da zona de fluxo foram a velocidade de corte, o avanço e a estrição lineares, e as interações entre a velocidade de corte com o limite de resistência, onde a influência da velocidade (v_c) proporciona, com o seu aumento, uma redução nas dimensões (espessuras) da zona de fluxo (D_z), já o aumento do avanço implica em um aumento nas dimensões (espessuras) da zona de fluxo.
- ✓ Um aumento na estrição, isto é na ductilidade da liga, implica em um aumento nas dimensões (espessuras) da zona de fluxo. A interação entre as variáveis velocidade de corte (v_c) e estrição (Z), proporciona um decréscimo nas dimensões da zona de fluxo
- ✓ As dimensões (espessuras) da zona de fluxo geradas pelo modelo de regressão, quando comparado aos dados experimentais da liga 2011 T4 obtiveram boa concordância (desvios menores que 27%). O desvio médio percentual entre os valores calculados e experimentais foi de 15,23%.
- ✓ Todos os cavacos formados, por todas as ligas, foram do tipo contínuo.

- ✓ Os cavacos predominantes na usinagem da liga 2011 T4 foram contínuos, mas curtos, na forma de arcos e soltos.
- ✓ A presença de Pb e Bi na liga 6262 T4 se mostrou eficiente para controlar os cavacos gerados.
- ✓ Os cavacos predominantes na usinagem das ligas 3030 O e 6351T4, foram sempre contínuos, na forma de fita ou helicoidal, longos.
- ✓ Os cavacos gerados pelas ligas 7075 T73 e 70705 T6 foram sempre contínuos, mas quanto a forma, se intercalaram em fitas e helicoidais longos e curtos, dependendo das condições de corte. Maiores velocidades de corte, menores avanço e profundidade de corte favorecem a formação de cavacos mais longos.
- ✓ A presença do cobre nas ligas 2011 T4 se mostrou mais eficiente em controlar os cavacos das ligas de alumínio do que a maior dureza e resistência das ligas da série 7XXX.
- ✓ As maiores microdurezas da raiz dos cavacos foram observadas nos pontos do plano de cisalhamento primário, o que demonstra que o material encrua no plano primário mas após se movimentar sobre a superfície de saída da ferramenta, há um amolecimento devido à grande quantidade de calor gerado nestas regiões
- ✓ Ao utilizar a Função Utilidade Global os melhores valores encontrados para o grau de recalque $R_c = 1,84$ e a dimensão (espessura) da zona de fluxo $D_z = 19,1 \mu\text{m}$, foram para $v_c = 284 \text{ m/min}$, $a_p = 2,18 \text{ mm}$, $f = 0,23 \text{ mm/rot}$, $D = 140 \text{ HV}$, $R_m = 420 \text{ MPa}$ e $Z = 27\%$.
- ✓ Em altas velocidades melhores valores encontrados para $R_c = 1,7$ e $D_z = 16,3 \mu\text{m}$, foram para: $v_c = 401 \text{ m/min}$, $a_p = 2,81 \text{ mm}$, $f = 0,20 \text{ mm/rot}$, $D = 132 \text{ HV}$, $R_m = 500 \text{ MPa}$ e $Z = 25\%$

CAPÍTULO VI

SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Investigar a influência de outros parâmetros de corte como condições de lubrificação/refrigeração e revestimento da ferramenta nas propriedades da zona de fluxo.
- Fazer investigação semelhante, mas utilizar geometrias de ferramentas diferentes, bem como diferentes materiais de ferramentas, como por exemplo o PCD, que sempre é uma boa indicação para usinar ligas de alumínio.
- Aplicar a metodologia desenvolvida neste trabalho para outros materiais importantes, metálicos e não metálicos (plásticos, por exemplo).
- Utilizar o corte ortogonal e outras técnicas de observação (filmagem com câmara de alta resolução e velocidade) e de medição das dimensões dos cavacos (softwares de análise de imagens).

CAPÍTULO VII

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABAL. Associação Brasileira do Alumínio, **Anuário Estatístico 2012. São Paulo, 2013.**

ABNT (Associação Brasileira de Normas Técnicas). NBR 6152 - **Materiais Metálicos – Determinação das Propriedades Mecânicas à Tração**, Outubro de 1992.

ABNT (Associação Brasileira de Normas Técnicas). NBR 6162- **Movimentos e relações geométricas na usinagem dos metais** - Rio de Janeiro, 1989.

ABNT (Associação Brasileira de Normas Técnicas). NBR 6672 - **Determinação da Dureza Vickers de materiais metálicos** , 1981.

ABNT (Associação Brasileira de Normas Técnicas). NBR 6834 - **Alumínio e suas ligas** -Rio de Janeiro, 2006.

ABNT (Associação Brasileira de Normas Técnicas). NBR 209:2010- **Alumínio e suas ligas** - Classificação da composição química. Rio de Janeiro, 2010.

ALCAN, **Manual da Soldagem, Alcan Alumínio do Brasil S/A**, 1ª edição.1993.

ALCOA. **Certificado de Análise**. 2009.

BABU, B. V., CHAKOLE, P. G., MUBEEN, J. H. S., **Multi-objective Differential Evolution (MODE) for Optimization of Adiabatic Styrene Reactor**. *Chemical Engineering Science*, 60,4822 4837, 2005.

BOX, G. E; HUNTER, J. S., **Statistics for Experiments**, Printed in the United States of America, 1978.

BUDD, G., **Resources and Production of Aluminium**, Birmingham: European Aluminium Association, 1999.

BARROZO, M. A. S, **Planejamentos de Experimentos**. Programa de Pós Graduação em Engenharia Química”, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia Mg, 2010.

BATZER, S.A. , HAAN, D.M., RAO, P.D., Olson, W.W., Sutherland, J.W, **Chip morphology and hole surface texture in the drilling of cast Aluminum alloys**, Journal of Materials Processing Technology 79, 72–78 pages, 1988.

CALLISTER, W.D., **Materials science and engineering: an introduction**, 7th ed. JohnWiley &Sons, USA.2002.

CARLILE, V., MONTGOMERY, D. E RUNGER, K, **Optimization Problems and Methods in Quality Control and Improvement**, *Journal of Quality Technology*, 32(1), pp. 1-17, 2000.

CASTINHO, E. MONTGOMERY, D, **A Nonlinear Programming Solution to the Dual Response Problem.**, *Journal of Quality Technology*, 25(3), pp. 199-204, 1993.

CASTRO, G., ALMEIDA, F.A., OLIVEIRA, F.J., FERNANDES, A.J.S., SACRAMEN J., SILVA, R.F **Machining of silicon–aluminium alloys with CV diamond brazed and directly coated Si₃N₄ ceramic tools**, Vacuum 82, 2008, 1407-1410.

CERRI, E., EVANGELISTA, E., **Metallography of aluminium alloys**, European Aluminum Association, Ancona, 1999.

CHENG, S. E WU, C., **Factor Screening and Response Surface Exploration**. *Statistica Sinica*,11, 2001, pp. 553-604,

CHERN, G. **Development of a new and simple quick-stop device for the study on chip formation**. Int. J. Machine Tools & Manuf. (2005) 789-794.

CHIOU, JI-PYNG, WANG, F. S. **Hybrid Method of Evolutionary Algorithms forStatic and Dynamic Optimization Problems with Application to a Fed-BatchFermentation Process**. *Computers and Chemical Engineering*, v. 23, 1277-1291.1999.

COCK, T.,**Aluminium - A Light Metal**, Oslo: European Aluminium Association, 1999.

COLE, G. S., A. SWHERAN, M., **Lightweight Materials for Automotive Applications Ford Motor Company**, Dearborn, MI 48121-2053, 1995.

COSTA, N., PIRES, R., Respostas Múltiplas – **Uma Abordagem para Melhorar os Processos e os Produtos**, 8º Congresso Ibero-Americano de Engenharia Mecânica, Cusco, 23 à 25 de Outubro. 2007.

COUTINHO, T. A, **Metalografia de não ferrosos: análise prática**, São Paulo: Edgar Blucher, 1980. 128 p.

CUNHA, E.A. **Estudo da usinagem por torneamento da liga ASTM AA-7050 T7451**, Dissertação (Mestrado em Engenharia de Materiais) – Faculdade de Engenharia Química de Lorena – FAENQUIL Lorena/SP, 86 p., 2004.

DASCH J. M.; ANG, C. C.; WONG, C. A.; CHENG, Y. T.; WEINER, A. M.; LEV, L. C.; KONCA, E., **A comparison of five categories of carbon-based tool coatings for dry drilling of aluminum**, Surface & Coatings Technology. v. 200, n. 9, , feb. 2006, p.2970-2977.

DASCH, J.M., ANG, C.C., WONG, C.A., WALDO, R.A., CHESTER, D., CHENG, Y.T., POWELL, B.R., WEINER, A.M., KONCA, E., **The effect of free-machining elements on dry machining of B319 aluminum alloy**. J. Mater. Process. Technol. 2009, 46384644.

DEMIR, H., GÜNDÜZ, S., **The effects of aging on machinability of 6061 aluminium alloy**, J. Mater. Design. 1-4, 2008.

DEMIR, H.; GÜNDÜZ, S. **The effects of aging on machinability of 6061 aluminium alloy**, Journal Materials and Design. v. 30, n. 5, may 2009, pp. 1480-1483

DEGARMO, P. E.; BLACK, J. T.; KOHSER, R. A. **Materials and Processes in Manufacturing**. 9. ed. Hard cover: Wiley, 2002.

DE SOUZA, S. A. **Ensaio mecânicos de materiais metálicos**: Fundamentos teóricos e práticos. São Paulo: Edgar Blücher, 1982.

DERRINGE, G. r e SUICH, R., **Simultaneous Optimization of Several Response Variables**. *Journal of Quality Technology*, 12(4), 1980, pp. 214-219,

DINIZ, A.E., MARCONCES, F.C., COPPINI, N.L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**. 3ª ed São Paulo: Artliber Editora, 2006.

ELGALLAD, E. M.; SAMUEL, F. H.; SAMUEL, A. M.; DOTY, H. W. Machinability aspects of new Al-Cu Alloys intended for automotive Castings. *Journal of Materials Processing Technology*. v. 210, n. 13, oct. 2010, p. 1754 - 1766

FERRARESI, D. **Fundamentos da Usinagem dos Metais**, Editora EdgardBlücher Ltda, São Paulo, 751 p., 1977

GEHRING, A.; SAAL, H. **Mechanical properties of aluminium in structural sheeting, Thin- Walled Structures**. v. 44, n. 12, p. 1231–1239, dec. 2006

GONÇALVES, R.A., RIBERIO, R.A.M. 2010, **Investigação das Propriedades e Dimensões da Zona de Fluxo na Usinagem de Metais**, Trabalho de Conclusão de Curso em Engenharia Mecânica, FEMEC, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia MG, 58 pgs

GOMES, M.R., BRESCIANI FILHO, E., **Propriedades e usos de metais não - ferrosos: alumínio**, 1974

HAMADE, R.F., ISMAIL, F., **A case for aggressive drilling of aluminum**. *J. Mater.Process. Technol.* 166, 86-97, 2005.

HASHIMURA, M., HASSAMONTR, J. and DORNFELD, D. A, 1999, **Effect of in-plane Exit Angle and Rake Angles on Burr Height and Thickness in Face Milling Operation** - *Journal of Manutacturing Science and Engineering*.

HASTING, W. F., MATHEW, P., OXLEY, P. L. B., **A machining theory for predictiong chip geometry, cutting forces etc, from work material properties and cutting conditions**, *Proc. R. Soc. London*, A371, p 569-587, 1967.

HASTINGS, W.F.; MATHEW, P.; OXLEY, P.L. B., **A machining theory for predicting chip geometry, cutting forces etc, from work material properties and cutting conditions**, Proc. R. Soc. London, A371, p. 569-587, 1980.

HATCH, J. E. **Aluminum: properties and physical metallurgy**, Ohio: American Society for Metals, 1984. 424 p.

HEINZ , A., et al. **Recent development in aluminum alloys for aerospace applications**, Materials Science & Engineering, v.A, n. 280, p. 102-107, 2000.

HERMAN, J. C., LEROY, V., **Influencia of residual elements on steel processing and mechanical properties.**, 1997.

ISO (International Standard Organization). **Tool Life Testing with Single-Point Turning Tools**. ISO 3685, 1993.

JACOBS, M. H. **Introduction to Mechanical Properties, Solidification and Casting, Joining and Corrosion of Aluminium and its Alloys**. European Aluminium Association, 1999. 12p. Apostila.

JEONG, I-J., KIM, K-J., **An Interactive Desirability Function Method to Multiresponse Optimization**". *European Journal of Operational Research*, 195, 412-426. 2009.

JOHNE, P., **Aluminium Zentrade**, Machine of Products, 38 pages, 1994.

KAMIYA, M., YAKOU, T., **Role of second-phase particles in chip breakability in aluminum alloys**, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 48, 688–697.,2008.

KANNAN, S.; KISHAWY, H. A. **Tribological aspects of machining aluminium metal matrix composites**, *Journal of Materials Processing Technology*. v. 198, n. 1-3, p.399-406, mar. 2008.

KELLY, J. F.; COTTERELL, M. G. **Minimal lubrication machining of aluminium alloys**. *Journal of Materials Processing Technology*. v.120, n. 1-3, p.327-334, jan. 2002.

KOMANDURI, R. and Von TURKOVICH, B.F. **"New Observations on the Mechanisms of Chip Formation when Machining Titanium Alloys"**, *Wear*, vol. 69, 1981, pp. 179-188.

KILIC, D. S.; RAMAN, S., **Observations of the tool–chip boundary conditions in turning of aluminum alloys.**, Wear, v. 262, n. 7-8, p. 889–904, mar. 2007.

KLOCK, F. AND KÖNIG, W., **Fertigungs verfahren 3: Abtragen, Generieren Laser material bearbeitung**, VDI-Buch, Springer-Verlag, Berlin, 389p, 2007.

KRONENBERG, M. **Machining Science and Application**. 1 th ed. London: Pergamon Press. 1966, 405 p.

LANE, B. M.; SHI, M., DOW, T. A.; SCATTERGOOD, R. **Diamond tool wear when machining Al6061 and 1215 steel**, Wear, v. 268, n. 11-12, p. 1434-1441, may 2010.

LAWSON, J., **One-Step Screening and Process Optimization Experiments**. The American Statistician, 37(1), pp. 15-20, 2003.

LOBATO, F. S., STEFFEN, V. **Engineering System Design with Multi-Objective Differential Evolution**. 19th COBEM – International Congress of Mechanical Engineering, Brasília-Brasil., 2007a.

LOBATO, F. S., OLIVEIRA-LOPES, L. C., MURATA, V. V., STEFFEN, V. **Solution of Multi-Objective Optimal Control Problems with Fluctuation Index Using Differential Evolution**. 6th DINCON – Brazilian Conference on Dynamics, Control and Their Applications, São José do Rio Preto-Brasil.2007b.

LOBATO, F. S. **Otimização Multi-objetivo para o Projeto de Sistemas de Engenha. Tese de Doutorado**, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal deUberlândia, Uberlândia-Brasil,2008

LOBATO, F. S., STEFFEN JR., V., SILVA NETO, A. J. **Solution of the Coupled Inverse Conduction-Radiation Problem using Multi-objective Optimization Differential Evolution** 8th World Congress on Structural and Multidisciplinary Optimization, June 1 - 5, Lisbon, Portugal. 2009.

LOBATO, F. S., STEFFEN JR., V., SILVA NETO, A. J. **Estimation of Space-Dependent Single Scattering Albedo in Radiative Transfer Problems using Differential Evolution Algorithm, Inverse Problems**, Design and Optimization Symposium, João Pessoa, Brazil, August 25-27. 2010.

LOBATO, F. S., STEFFEN JR., V., ARRUDA, E. B., BARROZO, M. A. S. **Estimation of Drying Parameters in Rotary Dryers using Differential Evolution**. Journal of Physics: Conference Series, Vol. 135, doi:10.1088/1742-6596/135/1/012063, 2008.

MACHADO, A. R; SILVA, M. B.; COELHO, R. T.; ABRÃO, A. M.. **Teoria da Usinagem dos Metais**. 2 ed. Uberlândia. Editora Blucher, 384p, 2011.

MANNA, A; BHATTACHARYYA; B. A., **Study on different tooling systems during machining of Al/SiC-MMC.**, Journal of Materials Processing Technology, n.140, 2. p.711–716, 2003.

MARIANI, V. C., LIMA, A. G. B. AND COELHO COELLO, L. S., **Apparent Thermal Diffusivity Estimation of the Banana during Drying using Inverse Method**, Journal of Food Engineering, 85, pp. 569-579, 2008.

MENDOZA-RUIZ, D. C.; ESNEIDER-ALCALÁ, M. A.; ESTRADA-GUEL, I.; MIKI-YOSHIDA, M.; LÓPEZ-GÓMEZ, M.; MARTÍNEZ-SÁNCHEZ, R. **Dispersion of graphite nano particles in a 6063 aluminum alloy by mechanical milling and hot extrusion**, Rev. Adv. Mater. Sci. v.18, p.280-283, 2008.

MICHELLETE, G. F., **Mecanizado por Arranque de Viruta**. 1th ed. Barcelona: Blume, 426 p, 1980.

MILOVIK, R.; WALLBANK, J. **The Machining of Low Carbon Free Cutting Steels with High Speed Steel Tools**, **The Machinability of Engineering Materials**, ASM, p. 23-41, 1983.

MOTOGOMERY, D.C, **Design and Anlysis of Experiments**, 5^o edição, Ed John Wiley & Sons, 2000.

NASCIMENTO, C.G. ; DE SOUSA, J.A.G. ; SOUSA, M.N. ; MACHADO, Á. R. . **Projeto de um Dispositivo Quick-stop com Acionamento Pneumático** . In: VII Congresso Nacional de Engenharia Mecânica CONEM 2012, 2012, São Luis - MA. v. 0316. p. 1-9.

OKUMURA, T., TANIGUCHI, C. **Engenharia de Soldagem e Aplicações**. Rio de Janeiro: LTC, 1982.

OLIVEIRA, G. T. S., 2006, **Estudo e Aplicações da Evolução Diferencial**. Dissertação de Mestrado, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia.

OSBORNE, D.M, ARMACOST, R.L , PET-EDWARDS, J., **State of the art in multiplique response surface methodology**, 1997, IEEE, Internetal Conference on Computacional Cybernetics and Siumlation, v. 4, pags 3823-39838.

OXLEY, P.L.B., **Mechanics of Machining: An Analytical Approach to Assessing Machinability**. Ellis Horwood, Chichester, UK, 1989.

POLINI, R.; CASADEIB, F.; D'ANTONIO, P., TRAVERSA, E., **Dry turning of alumina / aluminum composites with CVD diamond coated Co-cemented tungstem carbide tolls**, Surface& coatings technology. v.166, n. 2-3, p.127-143, mar. 2003.

QI, H.S.; MILLS, B., **Formation of a transfer layer at the tool-chip interface during machining**. Wear.n. 245, p. 136-147, 2000.

RAMAN, S.; LONGSTREET, A.; GUHA, D. **A fractal view of tool–chip interfacial friction in machining.**, Wear.n. 253, p. 1111–1120, 2002.

REIS, L. L. G.; SILVA Jr., W. M. S.; MACHADO, A. R. **Effect of Cutting Speed and Cutting Fluid on the BUE Geometry of a SAE 12L14 Free Machining Steel**. Journal of The Brazilian Society of Mechanical Science and Engineering. 2007.

ROY, P., SARANGI, S.K., GHOSH, A., CHATTOPADHYAY, A.K., 2009. **Machinability study of pure aluminium and Al–12% Si alloys against uncoated and coated carbide inserts**. Int. J. Refract. Metal Hard Mater. 27, 535-544.

SANDVIK(2005). **Manual técnico de usinagem: torneamento, fresamento, furação, mandrilamento, sistemas de fixação** Sandviken: AB Sandvik Coromant, 600p.

SANTOS JR, M.C., **Emprego de Ferramentas Estatísticas para avaliação da usinabilidade de ligas de alumino**. Tese de Doutorado, Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia – MG. 2012.

SHAW, M.C.; BER, A.; MAMIN, P.A. **Friction Characteristics of Sliding Surfaces Undergoing Subsurface Plastic Flow**. Trans ASMS. J. Basic Eng. v. 82, p. 342-346, Jun. 1960.

SHAW, M. C. **Metal cutting Principles**. 1 th ed. New York: Oxford University Press, 1984. 594 p.

SCHAFFER, J. D., **“Multiple Objective Optimization with Vector Evaluated Genetic Algorithms”**. In Proceedings of the First International Conference on Genetic Algorithms, 1985, Lawrence Erlbaum, 93-100.

SCHAEFFER, L.; DE LIMA, D. R. S.; YURGEL, C. C. **Study of Microstructure and Hardness of Aluminum Alloy AA 6351 After Forging and Heat Treatment**. In: Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais, 17, nov. 2006, Foz do Iguaçu. Resumos...

SMITH, G. T. **Advanced Machining - The Handbook of Cutting Technology**. IFS Publications, 1989, ISBN 1-85423-022-6.

SONG, J. M.; LUI, T. S.; HORNG, J. H.; CHEN, L. H.; CHEN, T. F. **Vibration behavior of a precipitation-hardening aluminum alloy under resonance**. Scripta Materialia. v. 51, n. 12, p. 1153-1157, dec. 2004.

SOUSA, M. N. ; SILVA, M. A. ; MACHADO, Á. R. ; LOBATO, F S. **Treatment of Multi-response Surface Applied to Machinability of Stainless Steel Using Multi-objective Optimazation Differential Evolution**, 2011, Natal - RN - Br. COBEM 2011.

STORN R., **Differential Evolution Design of an IIR-Filter with Requirements for Magnitude and Group Delay**, International Computer Science Institute, TR-95-026, 1995.

STORN, R., PRICE, K. AND LAMPINEN, J. A, **Differential Evolution - A Pratical Approach to Global Optimization**. Springer - Natural Computing Series, 2005.

TAN, E., ÖGEL, B., **Influence of heat treatment on the mechanical properties of AA6066 Alloy**. Turkish J. Eng. Env. Sci. 31, 53-60. 2007.

TOROS, S., OZTURK, F., KACAR, I., **Review of warm forming of aluminum–magnesium alloys**, Department of Mechanical Engineering, Nigde University, 51245 Nigde, Turkey, 2008.

TOROPOV, A.; KO, S.; KIM, B. **Experimental study of burrs formed in feed direction when turning aluminum alloy Al6061-T6**. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 45, n. 9, p. 1015–1022, jul. 2005.

TRENT, E.M. **Cutting Steel and Iron with Cemented Carbide Tools - Part II: Conditions of Seizure at the Tool/Work Interface**, Journal of the Iron and Steel Institute, Nov. 1963, pp. 923-932.

TRENT, E.M. **Metal Cutting**, 2nd Edition, Butterworths, London, 1984, 245 pp.

TRENT, E.M., 1988, “**Metal Cutting and the Tribology of Seizure: II-Movement of Work Material Over the Tool in Metal Cutting**”, Wear, vol. 128, pp.47-64.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. **Metal cutting**. 4. ed. Boston: Butterworth Heinemann, 2000.

WANG, F. S., SU, T. L. AND JANG, H. J., **Hybrid Differential Evolution for Problems of Kinetic Parameter Estimation and Dynamic Optimization of an Ethanol Fermentation Process**. Industry Engineering Chemical Research, vol. 40, pp. 2876-2885, 2001.

WALLACE, P.W.; BOOTHROYD, D.G. **Tool Force and Tool Chip Friction in Orthogonal Machining**. Mech. Eng. Sce. v. 6(1), p. 74-87, 1964.

WALSH, R. A.; CORMIER, D. R. (2006). **Machining and metalworking handbook**, 3.ed.,NewYork: McGraw-Hill, 974p, 2006.

WEINGAERTNER, W. L.; SCHROETER, R. B. **Tecnologia de usinagem do alumínio e suas ligas: tornear, fresar, furar e serra**.2. ed. São Paulo: Alcan Alumínio do Brasil, 79p, 1991.

WILLIAMS, J. E.; ROLLANSON, E. C., **Metallurgical and Practical Machining Parameters Affecting Built-up Edge Formation in Metal Cutting**. *J. Inst. Metals*. v. 98, p. 144-153, 1970

WILKINSON, R.L, REMBER, J.D.C, JONES, J.S, BARTON, D.P, HAND, T.A, CAROLAN, S.R, WIDD, **Surface features as indicators of tool chipping in single point face milling of aluminium**, *Wear*, 221-228, 1997.

WU, C. e HAMADA, M, ***Experiments: Planning, Analysis, and Parameter Design Optimization***. Wiley-Interscience, New York, April 2000.

YOSHIHARA, S., HIRANDO, M., **Effect of Si particles on chipping characteristics of Al–Mg–Si alloys during drilling operation**, *Journal of Japan Institute of Light Metals* 51 (2001) 238–241.

YOSHIHARA, S., HOSHI, H., KINOSHITA, K., OSAKI, S., **Effect of Si addition on fracture toughness of 6061 based aluminum alloys**, *Journal of Japan Institute of Light Metals* 56 (2006) 271–276.

XU, K., LIN, D., TANG, L. e XIE, M., **Multiresponse Systems Optimization Using a Goal Attainment Approach**. *IIE Transactions*, 36(5), pp. 433-445, 2004.

ANEXO

PROJETO DE UM DISPOSITIVO QUICK-STOP COM ACIONAMENTO PNEUMÁTICO

Cláudio Gomes do Nascimento, claudiogomesnascimento@hotmail.com¹

José Aécio Gomes de Sousa, aeciosousa@yahoo.com.br¹

Marcelo do Nascimento Sousa, mnascimento28@yahoo.com.br¹

Álison Rocha Machado, alissonm@mecanica.ufu.br¹

¹Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica, Av. João Naves de Ávila, 2121, Uberlândia, MG 38.400-089, Brasil.

Resumo: O estudo do mecanismo da formação do cavaco tornou-se um importante objeto de apoio para a melhoria dos processos de usinagem. As pressões normais na interface cavaco-ferramenta podem ser da ordem de $3,5 \text{ GN/m}^2$ e determinam importantes fatores como: desgaste de ferramentas, energia consumida durante a usinagem, temperatura de corte, acabamento superficial, entre outros. A técnica usada para entender melhor a formação do cavaco em usinagem é a análise de raiz do mesmo, obtida através de dispositivos quick-stop que interrompem subitamente o corte, permitindo, assim, que a raiz do cavaco fique solidária à peça. Essa raiz é analisada em microscópios com a finalidade de revelar diversos detalhes do mecanismo de formação do cavaco como, por exemplo, as deformações que o material apresentará em diferentes zonas do corte. Os ensaios com dispositivos quick-stop também permitem analisar, as condições reinantes no plano de cisalhamento primário. Para se ter sucesso, entretanto, na obtenção de amostras válidas, é necessário que a velocidade de retração da ferramenta seja superior a velocidade de corte (ideal é de 2 a 3 vezes maior). Este trabalho tem a finalidade de projetar e fabricar um dispositivo que possa atender elevados valores de velocidade de corte, para isso, foi implantado o sistema pneumático com forma de aumentar a velocidade de interrupção do corte durante a usinagem. Também foi calculado a velocidade de retração da ferramenta, usando uma Câmera de alta velocidade, fazendo, assim, a comparação com a velocidade de corte desenvolvida durante o processo de torneamento. O sistema pneumático foi adotado devido a facilidade de manuseio, vantagem econômica e rapidez de resposta quando comparado ao sistema mecânico convencional.

Palavras-chave: Dispositivos quick-stop, Raiz do cavaco, Sistema pneumático.

1. INTRODUÇÃO

Uma das linhas de pesquisas desenvolvidas no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU) da Universidade Federal de Uberlândia (UFU) é o estudo da formação do cavaco. Os parâmetros de usinagem, como a velocidade de corte, o avanço e a profundidade de corte, além da presença de fluido de corte, entre outros fatores, influenciam diretamente no comportamento do cavaco durante a usinagem. As condições da interface cavaco/ferramenta são de extrema importância para o sucesso da usinagem.

Entretanto, o estudo da interface cavaco-ferramenta tem sido um desafio muito grande, pois são poucas as conclusões que podem ser tiradas de observações diretas durante o corte. Os maiores empecilhos para desenvolvimento de uma teoria mais elaborada são provocados pelas velocidades de saída dos cavacos, normalmente, muito elevadas e pelas reduzidíssimas áreas de contato cavaco-ferramenta envolvidas.

A aplicação do método quick-stop é utilizado para ‘congelar’ o corte durante a usinagem e, assim, obter informações mais detalhadas sobre a estrutura do material deformado na raiz do cavaco. Dessa forma, as análises teóricas, em conjunto com observações diretas da microestrutura deformada, contribuem diretamente para o entendimento do mecanismo da formação do cavaco.

Hastings (1967) relata que, em 1925, Resenhain e Sturney usaram esta técnica para estudar o fenômeno da aresta postiça de corte (APC) e que Herbert (1928) também usou métodos quick-stop para o mesmo fim. Em 1976, Brown projetou um dispositivo quick-stop com dois pinos de cisalhamento sendo o primeiro para segurar o pistão até a câmara de combustão atingir o valor máximo de pressão e o segundo para suportar o porta-ferramenta (HERMAN, 1997). Com

isso, ele conseguiu aumentar significativamente a aceleração nos primeiros instantes de retração. Esta modificação foi inicialmente proposta em 1972 (Brown e Komanduri 1972).

Boa parte da literatura (Trent e Wright, 2000; Machado et al., 2009) considera que o processo de formação do cavaco é periódico, podendo ser dividido em quatro etapas: recalque do material da peça contra a face da ferramenta; deformação plástica do material recalcado; ruptura e movimento do material sobre a superfície de saída da ferramenta, sendo este último evento, de grande influência no processo, especificamente na formação do cavaco. O método do quick-stop ajuda analisar a última etapa de formação do cavaco que seria o movimento do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta. A Figura 1 apresenta, esquematicamente, o modelo de deformação do cavaco durante a usinagem. Um volume de material 'klmn', ainda solidário a peça, ao passar pelo plano de cisalhamento e sair junto ao cavaco, se deformará para 'pqrs'. Haverá, neste processo, muita interação da superfície superior do cavaco com a superfície de saída da ferramenta.

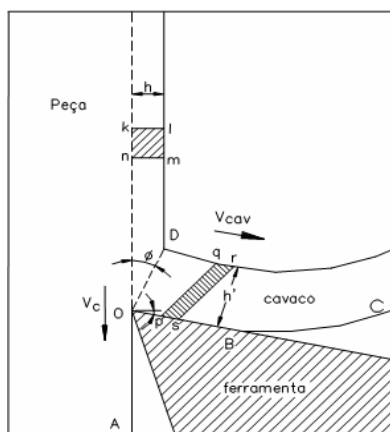


Figura 1 – Diagrama da cunha cortante (Machado et al, 2009).

Segundo Vorm (1976), o tempo mínimo de resposta de um dispositivo quick-stop, ou seja, o tempo necessário para acelerar a ferramenta de zero até a velocidade de corte deveria ser menor que o tempo que o cavaco leva para ser cisalhado. Black e James (1981) afirmam que a velocidade com que a ferramenta se afasta da peça é um importante parâmetro de desempenho de dispositivos quick-stop, pois caso ela não seja adequada, a microestrutura do material próximo à região de formação da raiz fica comprometida, apresentando aspectos não reais de aderência.

2. MÉTODO EXPERIMENTAL

Durante os experimentos utilizou-se como material o alumínio puro comercial com dureza média de 111 HB. A Figura 2 mostra um desenho esquemático do dispositivo quick-stop. Este dispositivo foi montado no carro transversal, em substituição do castelo, do torno Imor Max II-520, fabricado pela indústria Romi S.A., com 6 cv de potência e velocidade de rotação máxima de 1400 rpm (Figura 3).

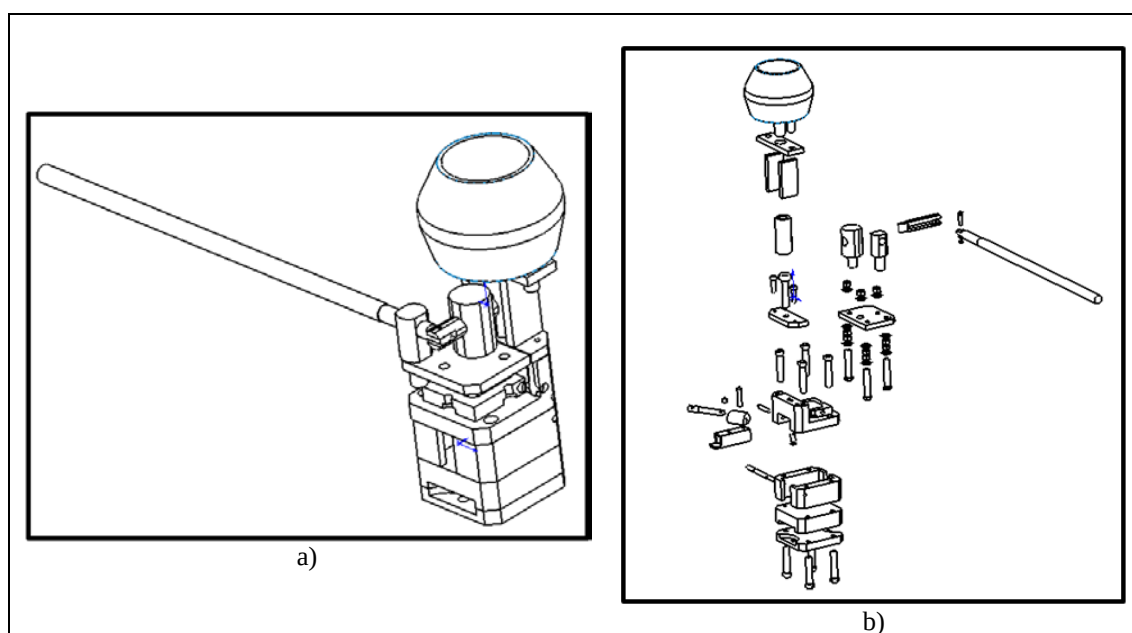


Figura 2 – Quick-Stop com Acionamento Pneumático; a) Conjunto montado; b) Vista explodida.

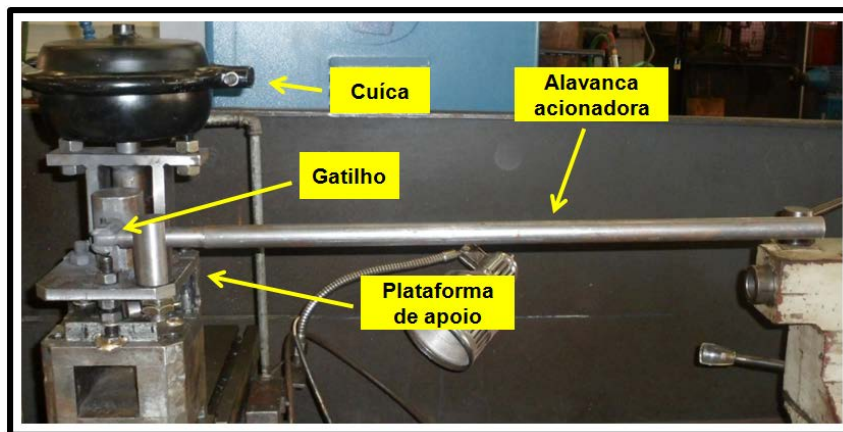


Figura 3 – Montagem do quick-Stop sobre o torno.

Como ferramenta foi utilizada uma ferramenta de metal duro K25, com geometria ISSO CCGT120408-AZ. O suporte utilizado tem especificação ISO STGCCR2020K16Z (Mitsubishi). Após a montagem da ferramenta no suporte a seguinte geometria era produzida: $\gamma_o = 15^\circ$; $\alpha_o = 10^\circ$; $\chi_r = 90^\circ$ e $\lambda = 4^\circ$.

Antes de iniciar os testes, foi montada uma câmera de alta velocidade para a medição da velocidade de retração da ferramenta quando usinando (Figura 4a). Para um melhor contraste, um papel com fundo branco foi posicionado atrás do porta-ferramenta de modo a facilitar a visualização ao longo da filmagem. Foi utilizada uma taxa de 5000 quadros por segundo. Para calibração das imagens (pixels por milímetro) filmou-se uma grade de 5x5 mm, feita em uma folha de transparência desenhada no programa AutoCad, colocada no mesmo plano da ferramenta de corte (Figura 4b). A análise da velocidade de retração tem por objetivo verificar se a velocidade de retirada da ferramenta é superior à velocidade de corte utilizada nos experimentos.



Figura 4 – Montagem da câmera de alta velocidade sobre o torno; b) Porta-ferramenta momentos antes de iniciar os testes.

As Figuras de 5 e 6 mostram os principais componentes de disparo do gatilho para liberação do martelo do Quick-Stop. O martelo é acionado pela energia armazenada em uma cuíca (compressão do ar) a uma pressão que pode chegar a 13 bar. A cuíca é normalmente empregada em freio de caminhões. Nos testes deste trabalho, as pressões utilizadas foram de 6 e 9 bar.

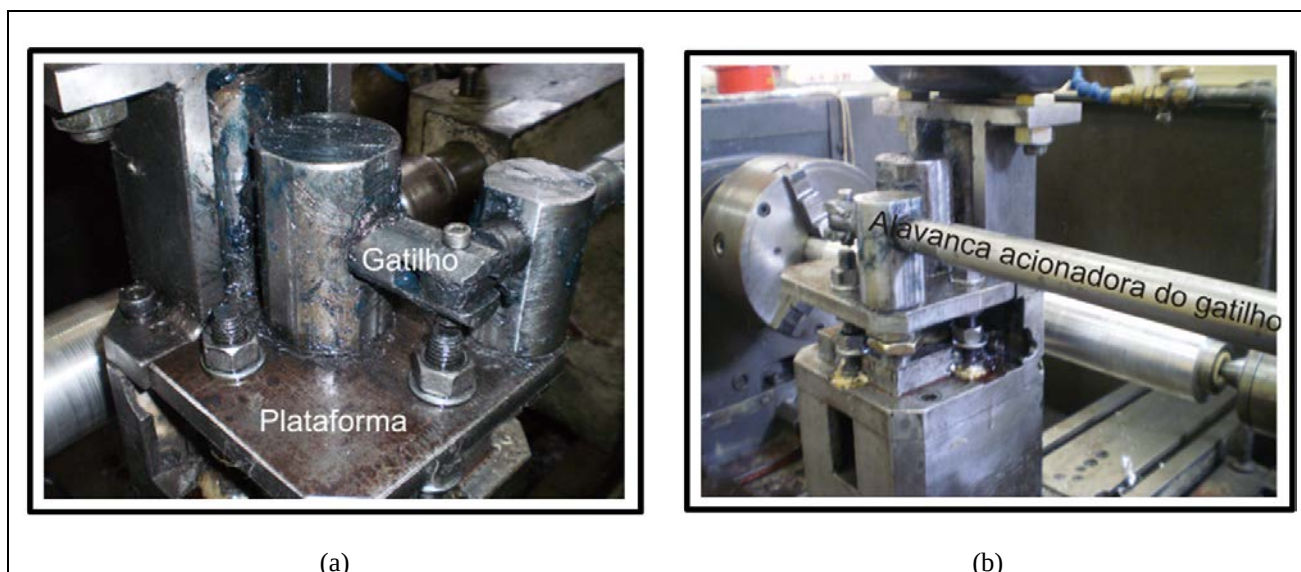


Figura 5 – a) Armação do gatilho; b) Alavanca acionadora do gatilho.

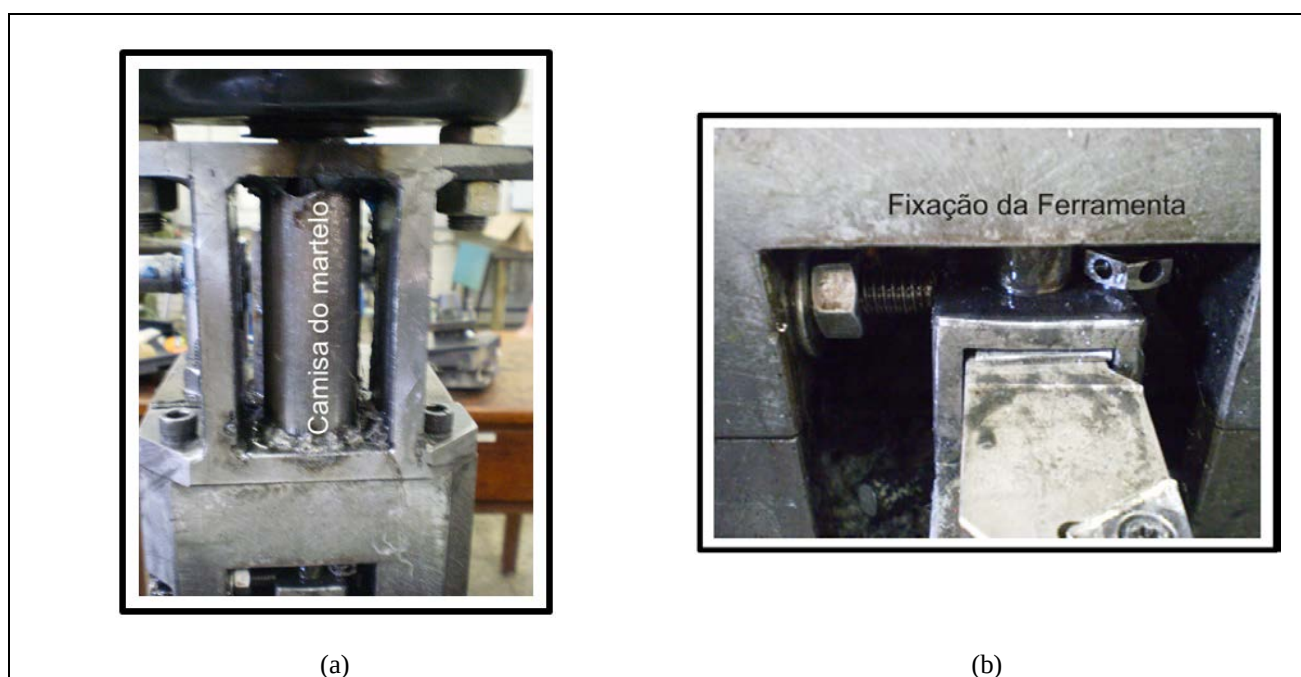


Figura 6 – a) Camisa do martelo e b) Fixação da ferramenta.

A Tabela 1 apresenta as condições de corte empregada nos experimentos. Os testes têm objetivo exclusivo de verificar a funcionalidade e adequação do dispositivo em promover a retração instantânea da ferramenta, de maneira a gerar produção de amostras válidas para estudos e análises de detalhes do corte. Assim, variou-se a velocidade de corte de maneira crescente, até 330 m/min, para testar o dispositivo em valores práticos comerciais.

Tabela 1 – Condições de Corte do Experimento.

Teste	Vc (m/min)	f (mm/volta)	a _p
1	132	0,323	3
2	167	0,323	3
3	212	0,323	3
4	330	0,323	3
5	107	0,176	2,5

3. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Apresentam-se agora os resultados obtidos no experimento do quick-stop por acionamento pneumático. Para o cálculo da velocidade de retração foi determinada a trajetória do movimento da ferramenta através da análise das imagens obtidas por uma câmera de alta velocidade. A velocidade de retração da ferramenta atingiu valores acima de 20 m/s (1200 m/min), o que é bem superior à velocidade de corte normalmente usada nos ensaios quick-stop (5 a 6 vezes maior).

As Figuras 7 e 8 apresentam, respectivamente, a sequência de imagens obtida da velocidade de retração da ferramenta em duas diferentes pressões na cuíca, 6 bar e 9 bar. Observa-se que V_x é a componente da velocidade de retração da ferramenta na direção radial (direção da profundidade de corte) e V_y corresponde à componente na direção da velocidade de corte. Segundo Evangelista Luiz et al. (2006), apenas a componente da velocidade na direção 'y' (V_y) tem efeito de avaliação do desempenho do dispositivo quick-stop. A análise destas figuras indica que valores de pressões maiores na cuíca produziram maiores valores de velocidade de retração da ferramenta. Observa-se que para a pressão de 6 bar na cuíca, a velocidade máxima de retração da ferramenta (16,22 m/s ou 973 m/min) foi obtida com 0,7 ms, enquanto que na pressão de 9 bar a velocidade máxima de retração (22,38 m/s ou 1343 m/min) foi obtida com 0,8 ms. Estes dados, quando comparados aos disponíveis na literatura, revelam que o dispositivo proposto neste trabalho tem tempo de resposta menor.

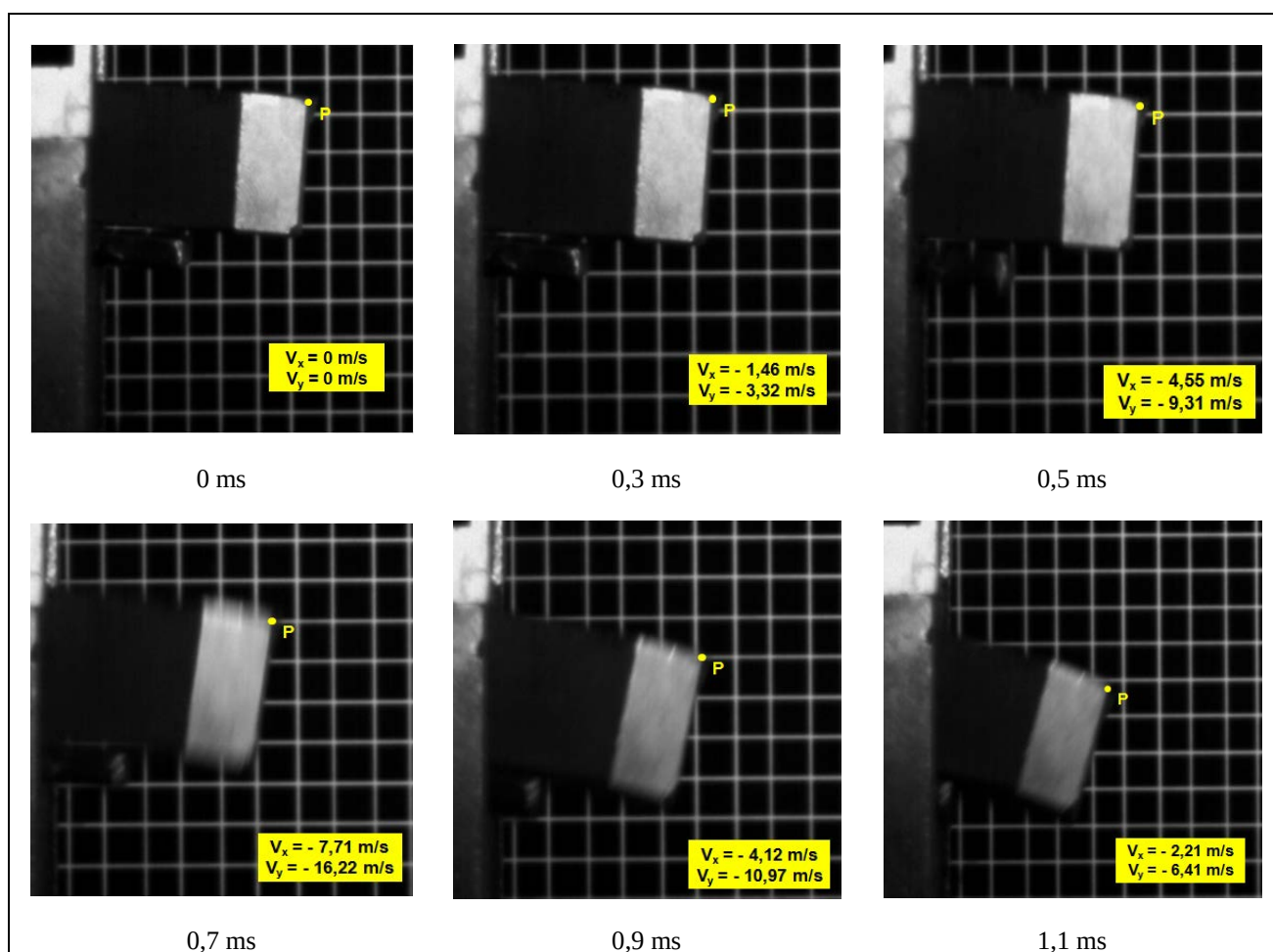


Figura 7 – Sequência de imagens durante a retração da ferramenta (6 bar de pressão na cuíca).

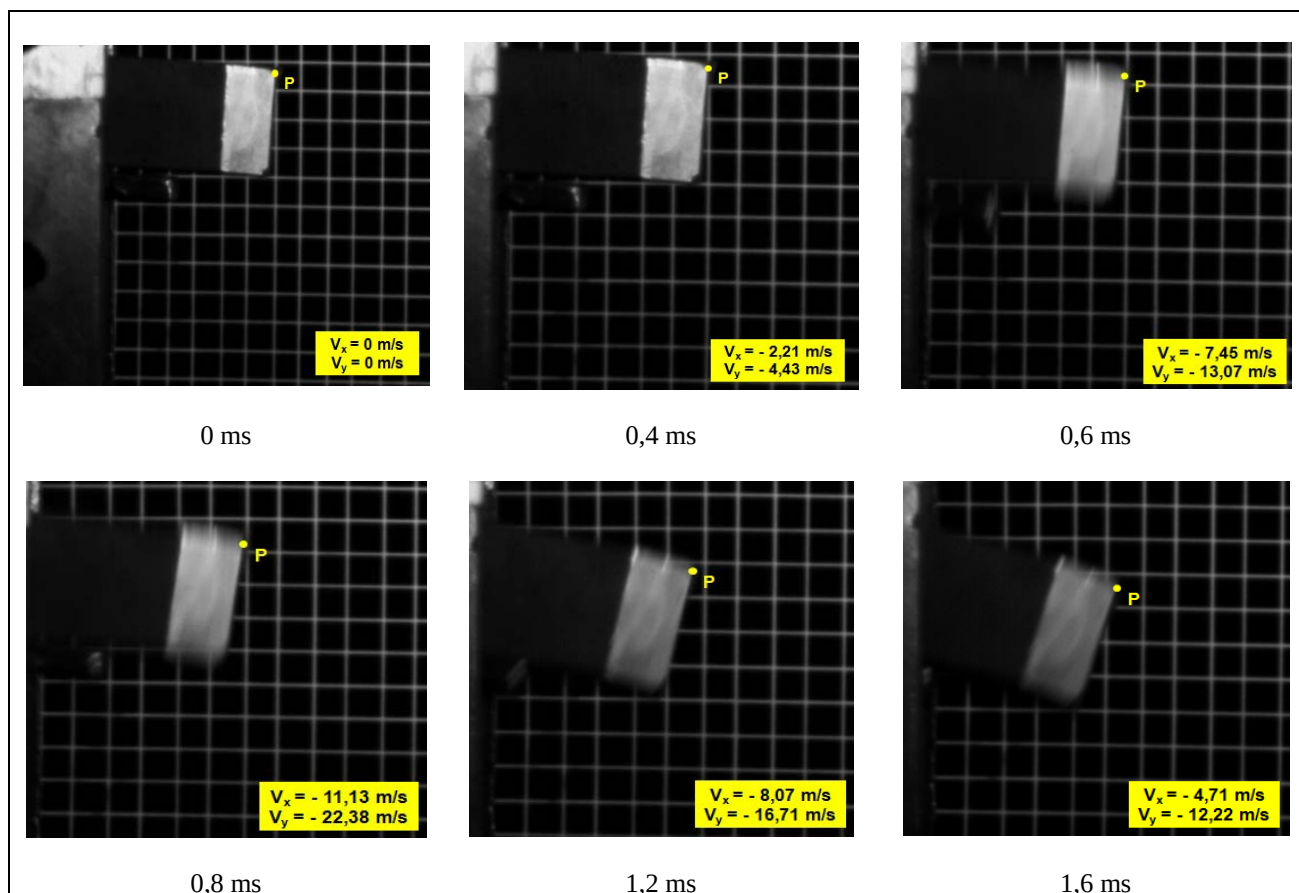


Figura 8 – Sequência de imagens durante a retração da ferramenta (9 bar de pressão na cuíca).

As Figuras 9 a 13 apresentam os cavacos que foram obtidos nas condições estabelecidas na Tabela 1. Em todos os testes a raiz do cavaco junto à peça, em condições de ser retirada mecanicamente para análise microscópica.



Figura 9 – Teste 1 ($V_c = 132$ mm/min; $f = 0,323$ e $a_p = 3$ mm).

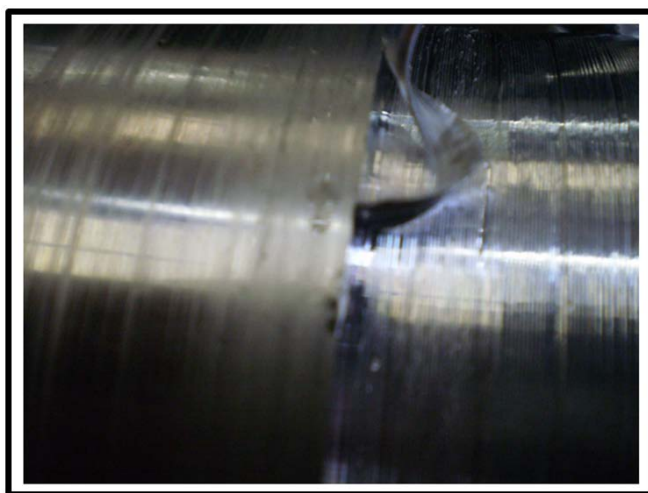


Figura 10 – Teste 2 ($V_c = 167$ mm/min; $f = 0,323$ e $a_p = 3$ mm).

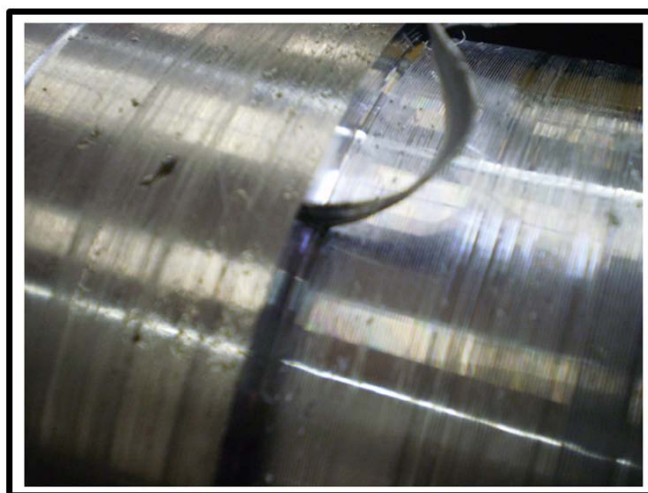


Figura 11 – Teste 3 ($V_c = 212$ mm/min; $f = 0,323$ e $a_p = 3$ mm).

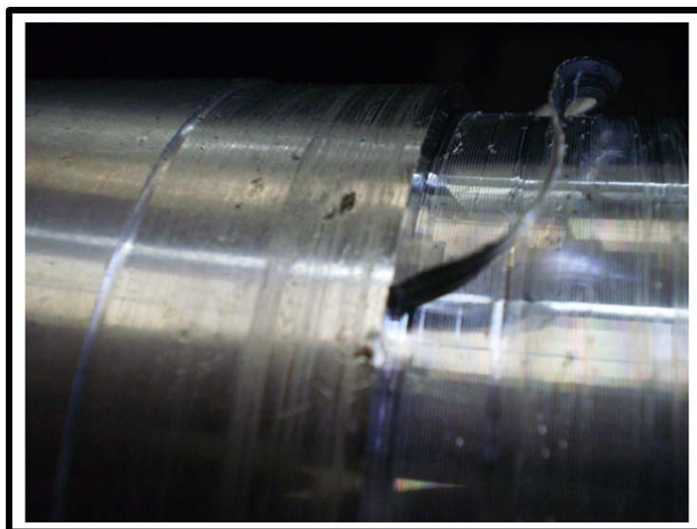


Figura 12 – Teste 4 ($V_c = 330$ mm/min; $f = 0,176$ e $a_p = 3$ mm).

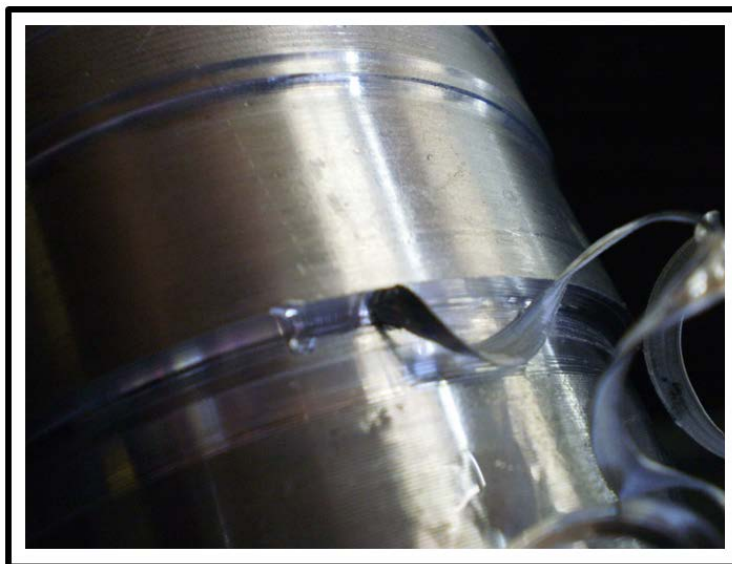


Figura 13 – Teste 5 ($V_c = 107$ mm/min; $f = 0,138$ e $a_p = 2,5$ mm).

4. CONCLUSÕES

O presente trabalho realizou o projeto e a fabricação de um dispositivo que atende elevados valores de velocidade de corte, para isso, foi implantado o sistema pneumático com forma de aumentar a velocidade de interrupção do corte durante a usinagem. Foi comprovado, experimentalmente, a efetividade do equipamento Quick-Stop proposto neste trabalho. Foram alcançadas velocidades de retração muito elevadas, chegando a pelo menos 4 vezes superior à velocidade de corte maior utilizada nos experimentos (330 m/min). Assim, o dispositivo mostrou como característica principal sua excelente flexibilidade e controle na capacidade de armazenamento de energia. Este controle é feito através da pressão dentro da cuíca ou através da regulagem da altura da mesa que dispara o gatilho do martelo.

Dentro das condições atuais do laboratório de usinagem convencional se tem verificado que pressões na cuíca variando de 6 a 9 bar, foi proporcionado suficiente liberação de energia para romper o pino. Entretanto, deixa-se claro a possibilidade de se utilizar pressões ainda maiores, de até 13 bar, que não foram experimentadas por questões de segurança.

5. AGRADECIMENTOS

À FAPEMIG, ao CNPq e a CAPES, pelo o apoio financeiro

6. REFERÊNCIAS

- Black, J. T.; James, C. R. The hammer QSD – Quick stop device for high speed machining and rubbing. J. of Eng. for Industry – Trans. of the ASME. Vol. 103. pp 13-21. Feb., 1981.
- Evangelista Luiz, N. E., Naves, V.T.G., Machado, A.R.; Vilarinho, L.O., “Determinação da velocidade de retração em dispositivo quick-stop (QSD) usando câmera de alta velocidade”, IV Congresso Nacional de Engenharia Mecânica, 2006.
- Hasting, W. F.; Mathew, P.; Oxley, P. L. B.; A machining theory for predictiong chip geometry, cutting forces etc, from work material properties and cutting conditions., Proc. R. Soc. London, A371, p 569-587, 1967.
- Herman, J. C., Leroy, V., Influencia of residual elements on stell processing and mechanical properties., 1997.
- Machado, A. R.; e Da Silva, M.B. ; Coelho, R. T; Abrão, A. M.- “Teoria da Usinagem dos Materiais” 1ª ed. São Paulo: Editora Blucher, 2009.
- Marcondes, F.C., Diniz, A.E., Coppini, N.L., “Tecnologia da Usinagem dos Metais”, 4ªed., Editora Artliber, São Paulo, 2003.
- Trent, E. M., Wrigth, P, K., 2000, “Metal cutting”, vol. 4, Butterworths, England., 446 p.
- Vorm, T. Development of a quick-stop device and an analysis of the “frozen-chip” technique. Int. J. Mach. Tool Des. Res., Vol. 16, pp 241-250. Pergamon Press 1976.