

MAURO PAIPA SUAREZ

**FRESAMENTO DE CANAIS DA LIGA DE ALUMÍNIO
AERONÁUTICO 7075-T7**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

2008

Livros Grátis

<http://www.livrosgratis.com.br>

Milhares de livros grátis para download.

MAURO PAIPA SUAREZ

**FRESAMENTO DE CANAIS DA LIGA DE ALUMÍNIO AERONÁUTICO
7075-T7**

Dissertação apresentada ao programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia como parte dos requisitos para a obtenção do título de **MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA.**

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Álisson Rocha Machado

UBERLÂNDIA – MG

2008

FICHA CATALOGRAFICA

MAURO PAIPA SUAREZ

FRESAMENTO DE CANAIS DA LIGA DE ALUMÍNIO AERONÁUTICO 7075-T7

Dissertação **APROVADA** pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia.

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Álisson Rocha Machado – UFU – Orientador

Prof. Dr. Eder Silva Costa – UFU

Prof. Dr. Jefferson de Oliveira Gomes

Profa. Dra. Rosenda Valdes Arencibia

Uberlândia-MG, 11 de Agosto de 2008

*À família Paipa Suarez.
À minha namorada Gina Lizette.*

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Álisson Rocha Machado, pela orientação do trabalho e pela amizade oferecida.

Ao Prof. Eder Costa Silva, pela amizade e hospitalidade ao possibilitar a pesquisa cooperativa.

Aos alunos de iniciação científica, Guilherme Nascimento e Hugo Jammal pela disposição em ajudar.

Aos meus colegas do LEPU, LEST, LPM pelo ótimo ambiente de trabalho e companheirismo.

Aos laboratórios LEST e LPM, pela disponibilização de seus equipamentos para o desenvolvimento da parte experimental deste trabalho.

À CAPES, CNPq, FAPEMIG e IFM, pelo apoio financeiro.

À EMBRAER, OSG e BLASSER do Brasil, pelo fornecimento de Materiais e ferramentas.

À UFU e ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, pela oportunidade oferecida para meu aprimoramento e crescimento profissional.

Aos gringos da UFU, que são como minha família.

Aos meus familiares, pelo apoio e incentivo para que mais este desafio fosse superado.

À minha namorada, pelo seu constante amparo, incentivo e compreensão.

A Deus por tudo.

Suarez, M. P. **Fresamento De Canais Da Liga De Alumínio Aeronáutico 7075-T7**. 2008. 111 f. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

RESUMO

Todo projeto de fabricação por usinagem convencional tem como propósito uma peça acabada com dimensões ideais, cotadas com tolerâncias dimensionais. Quanto mais estreitas forem estas tolerâncias, maiores serão os tempos e os custos de fabricação. Para reduzir custos é interessante obter maior precisão e melhor acabamento com um único processo de usinagem. Sabe-se que o calor gerado no processo de usinagem é dissipado pelas partes envolvidas no processo (cavaco, ferramenta, peça e ambiente) e a distribuição da dissipação depende das condições de corte, principalmente da velocidade de corte. A relação entre o calor gerado e o calor dissipado é conhecida como balanço energético. Se o calor dissipado pela peça for menor, possivelmente a deformação da peça por dilatação térmica será igualmente reduzida. O objetivo deste trabalho é avaliar a influência dos parâmetros de corte (v_c , f_z , a_p , espaçamento entre os canais e uso de fluido de corte “MQF, SECO e JORRO”), na precisão dimensional (medida por uma MMC), e no acabamento da superfície (medido com um rugosímetro), em peças de uma liga de alumínio aeronáutico 7075 – T7 (liga de alumínio-zinco-magnésio tratada termicamente), no processo de fresamento de topo (abertura de canais), usando ferramentas de metal duro. As baterias de testes foram propostas baseando-se em técnicas de planejamento experimental e posteriormente foram avaliadas com quadros de ANOVA com 95% de confiabilidade. As condições favoráveis do processo de corte foram determinadas, considerando a temperatura desenvolvida no fundo dos canais e a vibração da peça, capturados por sensor infravermelho e acelerômetro, respectivamente. Para tanto foram utilizadas técnicas de superfícies de resposta e mínimos quadrados. Os resultados mostraram que dos parâmetros investigados, apenas o fluido de corte aplicado na condição MQF aumentou a precisão dimensional. A taxa de avanço teve grande influência negativa no acabamento da superfície dos canais e altas velocidades de corte reduziram a rugosidade. A temperatura na peça diminuiu com o aumento das velocidades de avanço. A potência e a vibração do sistema aumentaram proporcionalmente com o aumento da velocidade e da profundidade de corte.

Palavras Chave: Fresamento de topo, Acabamento da superfície, Precisão dimensional, Balanço energético.

Suarez, M. P. **Slots milling of aeronautic aluminum 7075-T7**. 2008. 111 f. M.Sc. Dissertation, Federal University Of Uberlândia, Uberlândia-MG.

ABSTRACT

Every single design of manufacturing by conventional machining targets a finish part with ideal dimensions within acceptable tolerances. The smaller the tolerances the higher the machining time and the costs involved. In order to reduce costs it is interesting to obtain higher accuracy and better surface finishing with only one machining process. The heat generated during machining is dissipated through the parts involved (chip, tool, workpiece and atmosphere) and the distribution depends on the cutting conditions, mainly on the cutting speed. The relationship between the heat generated and dissipated is known as energetic balance. If the heat dissipated through the workpiece is reduced, the thermal expansion will also be diminished and therefore the dimensional accuracy will be higher. The main objective of the present work is to evaluate the influence of the cutting parameters (v_c , f_z , a_p , distance among the slots opened and the cutting fluids: "MQL, Dry and overhead flood cooling") on the dimensional accuracy (measured by a CMM) and on the surface roughness of 7075 – T7 aerospace aluminium alloy workpieces (heat treated Al-Zn-Mg alloy) when end milling small slots with integral cemented carbide tools. The experimental tests carried out following a Design of Experiment (DOE) and the results were based on Variance Analysis Technique (ANOVA) with 95% of confidence. Ideal cutting conditions were determined based on the temperature of the bottom surface of the slots and on the workpiece vibration controlled by an infrared sensor and an accelerometer, respectively. Surface response method and minimum square techniques were used for the optimization process. The results showed that among the in-put variables only the cutting fluid applied in the MQL manner improved the dimensional accuracy. The feed rate has had great negative influence on the surface roughness of the slots and high cutting speeds has reduced it. The workpiece temperature was diminished when the feed velocity was increased. The power consumption and vibration of the system increased proportionally with the increase of cutting speed and deep of cut.

Key Words: End milling, Surface finish, Dimensional accuracy, Energetic balance.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Exemplos de fresas: (A) frontal e (B) de topo. (CIMM, 2007)	22
Figura 2.2 – Fresamento de topo e frontal (CIMM, 2007)	22
Figura 2.3 – Ponto de referência da cunha cortante, identificando as direções das velocidades de corte e de avanço (CIMM, 2007)	23
Figura 2.4 – Profundidade de corte, penetração de trabalho e penetração de avanço	24
Figura 2.5 – Fresamento em cheio “concordante e discordante” (CIMM, 2007)	25
Figura 2.6 – Cunha de corte de uma fresa frontal ou de topo (ABTN NBR 6163/80)	26
Figura 2.7 – Planos do sistema de referência da ferramenta (ABTN NBR 6163/80)	27
Figura 2.8 – Ângulo de saída (γ_o) para uma ferramenta de torno	28
Figura 2.9 – Ângulos de folga (α_o), de cunha (β_o) e de saída (γ_o) (adaptado de WEINGAERTNER, 1991)	29
Figura 2.10 – Ângulos medidos no plano de referência (P_r) χ_r , χ'_r e ϵ_r .	30
Figura 2.11. – Ângulos de saída, inclinação e posição de uma fresa (MODERN METAL CUTTING, 1994)	30
Figura 2.12 – Ângulos de saída radial e frontal de uma fresa (MODERN METAL CUTTING, 1994)	31
Figura 2.13 – Esquema mostrando a geometria duplo-negativa (MODERN METAL CUTTING, 1994)	32
Figura 2.14 – Esquema mostrando a geometria duplo-positiva (MODERN METAL CUTTING, 1994)	32
Figura 2.15 – Esquema mostrando a geometria positivo-negativa (MODERN METAL CUTTING, 1994)	33
Figura 2.16 – Vista superior do processo de fresamento frontal mostrando duas situações de entrada da ferramenta de corte na peça. Com o ângulo de entrada negativo (A) e com o ângulo de entrada positivo (B) (MODERN METAL CUTTING, 1994)	33
Figura 2.17 – Lista dos materiais para ferramentas de corte (MACHADO E DA SILVA, 2004)	38

Figura 2.18 – a) porta-piça, b) piça, conforme a norma DIN 6499	40
Figura 2.19 – Movimento de inclinação da piça e da ferramenta devido as forças radiais de usinagem (CAVISCHIOLLI, 2003)	41
Figura 2.20 – Fixação por mandril hidro-mecânico SANDVIK CoroGrip	42
Figura 2.21 – Zonas de cisalhamento no processo de corte ortogonal (Adaptado de TRENT; WRIGHT, 2000)	43
Figura 2.22 – Distribuição típica de temperaturas na região de corte (CIMM, 2007)	44
Figura 2.23 – Temperatura x Velocidade de corte. A) Curva de Salomon; B) Curva de McGee	45
Figura 2.24 – Percentagem de calor na região de corte (CIMM, 2007)	46
Figura 2.25 – Temperaturas obtidas na entrada e na saída da fresa em relação à peça em função de (a) profundidade de corte e (b) avanço por dente (Adaptado de MELO et al., 2005)	46
Figura 2.26 – Esquema para medição da temperatura de corte usando o método do termopar ferramenta-peça (MELO, 1998)	47
Figura 2.27 – Aparato experimental para medição da temperatura de corte utilizando sensor infravermelho (LIN; LEE; WENG, 1992)	48
Figura 2.28 – Aparato experimental para medição da temperatura da ferramenta de corte com inserção de termopar (MELO, 1998)	49
Figura 2.29 – Medida da temperatura de corte através de termo-pares ferramenta-peça-cavaco, para diferentes materiais (Adaptado de FERRARESI, 1981)	51
Figura 2.30 – Curvas de perda de dureza em função da temperatura para diferentes materiais de ferramenta (CIMM, 2007)	51
Figura 2.31 – Zonas de escorregamento e aderência na interface cavaco ferramenta (TRENT; WRIGHT, 2000)	53
Figura 2.32 – Direções de aplicação do fluido de corte (adaptado de DA SILVA, 2006)	55
Figura 2.33 – Aplicação por jorro em 3 bicos do fluido de corte semi-sintético, vazão total de 1230 l/h	56
Figura 2.34 – Vida da ferramenta na usinagem de aço AISI P21 com MQL e a seco ($a_p= 0,3\text{mm}$ e $v_c = 500\text{m/min}$) (LIAO e LIN, 2007)	56

Figura 2.35 – Comparação entre os valores simulados e experimentais das componentes da pressão específica de corte normal e tangencial à superfície de saída da ferramenta de corte, com $v_c = 1067\text{m/min}$, avanço = 0,1mm/dente, $a_p = 1,27\text{ mm}$ (BALKRISHNA; YUNG, 2001)	63
Figura 2.36 – Variação do ângulo de saída do cavaco com a velocidade de corte (AL7075 -T6; ferramenta de metal duro; $f_z = 0,2\text{ mm/dente}$; $a_p = 1,27\text{mm}$) (BALKRISHNA; YUNG, 2001)	63
Figura 2.37 – Variação do ângulo de inclinação efetivo do plano de cisalhamento com a velocidade de corte (AL7075 -T6; ferramenta de metal duro; $f_z = 0,2\text{ mm/dente}$; $a_p = 1,27\text{ mm}$) (BALKRISHNA; YUNG, 2001)	63
Figura 2.38 – Aparato experimental (erro no fresamento periférico) (FUH; CHANG, 1997)	64
Figura 2.39 – Relação entre os mecanismos de desgaste, condições de corte e parâmetros tribológicos na usinagem da liga, alumínio-cobre (2024) (LIST et al, 2005)	68
Figura 2.40 – Partes de uma máquina de medir por coordenadas	70
Figura 2.41 – Subdivisões das tolerâncias geométricas (CAVACO, 2003)	71
Figura 2.42 – Tolerância de retilidade para sólidos de formato retangular (ABNT NBR 6158)	73
Figura 2.43 – Tolerância de planicidade (ABNT NBR 6158)	73
Figura 2.44 – Desvios de planicidade a) concavidade, b) convexidade (ABNT NBR 6158)	74
Figura 2.45 – Tolerância de forma de um perfil qualquer (ABNT NBR6158)	74
Figura 2.46 – Tolerância para uma superfície qualquer (ABNT NBR 6158)	75
Figura 2.47 – Pontos experimentais para o planejamento composto central de dois níveis (MONTGOMERY, 2003)	79
Figura 3.1 – Fluxograma da metodologia do trabalho	82
Figura 3.2 – Micrografia do alumínio 7075-T7 com aumento de a) 200 vezes e b) 400 vezes	84
Figura 3.3 – Desenho esquemático do corpo de prova de alumínio	85
Figura 3.4 – Fresa de topo Maciça de metal duro utilizada nos testes	85
Figura 3.5 – Distância entre pontas usando a maquina de Abbé	86
Figura 3.6 – Medição da rugosidade do fundo dos canais	87

Figura 3.7 – Medição da largura dos canais usando uma maquina de coordenadas	88
Figura 3.8 – Curva de calibração sensor infravermelho	89
Figura 3.9 – Desenho esquematizado da medição da temperatura com sensor infravermelho	90
Figura 4.1 – Temperatura na peça com aumentos da velocidade de corte para diferentes avanços por revolução	112
Figura 4.2 – Temperatura na peça com aumentos nos avanços por revolução para diferentes velocidades de corte	113
Figura 4.3 – Temperatura no fundo do canal Vs tempo de corte para um a_p de 2 mm	116
Figura 4.4 – Temperatura no fundo do canal Vs tempo de corte para um a_p de 4 mm	116
Figura 4.5 – Temperatura na peça considerando a profundidade de corte	117
Figura 4.6 – Vibração na peça com aumentos da velocidade de corte para diferentes avanços por revolução	118
Figura 4.7 – Vibração de corte com aumentos nos avanços por revolução para diferentes velocidades de corte	118
Figura 4.8 – Influência da profundidade de corte na vibração	119
Figura 4.9 – Vibração no fresamento de topo ao longo de um canal	120
Figura 4.10 – Superfície de resposta da temperatura no fundo do canal quando se varia o avanço por revolução e a velocidade de corte	121
Figura 4.11 – Localização do ponto de máxima temperatura para a velocidade de corte e o avanço por revolução	122
Figura 4.12 – Contornos de temperatura conforme o avanço por dente e a velocidade de corte	123
Figura 4.13 – Vibração da peça considerando a influência da velocidade de corte e o avanço por dente	124
Figura 4.14 – Superfície ajustada de primeira ordem para a vibração em função da velocidade de corte e o avanço por revolução	125

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Classificação das fresas quanto à forma (CIMM, 2007).	35
Tabela 2.2 – Classificação das fresas quanto volume de material retirado (CIMM, 2007).	37
Tabela 2.3 – Propriedades físicas do alumínio, cobre, aço ABNT 371 e o plástico	59
Tabela 2.4 – Classificação do alumínio e suas ligas (<i>The aluminum Association Inc</i>)	60
Tabela 2.5 – Parâmetros de corte e erro dimensional da peça (FUH; CHANG, 1997)	64
Tabela 2.6 – Efeito médio das variáveis nas rugosidades R_a e R_z (COSTA; GONÇALVES; MACHADO, 2006)	66
Tabela 2.7 – Efeito médio quando se combina duas variáveis (apresentadas na Tabela 2.6) nas rugosidades R_a e R_z (COSTA; GONÇALVES; MACHADO, 2006)	67
Tabela 2.8 – Índices de tolerância (PALMA, 2004)	72
Tabela 2.9 – Exemplo de planejamento fatorial 2^3	77
Tabela 2.10 – Número de termos de um planejamento fatorial 2^k (CALADO; MONTGOMERY, 2003)	78
Tabela 3.1 – Composição da liga de Alumínio 7075 (WEINGAERTNER; SCHROETER, 1991)	83
Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas típicas da liga 7075 -T7 (WEINGAERTNER; SCHROETER, 1991)	84
Tabela 3.3 – níveis das variáveis de corte – Etapa 1	90
Tabela - 3.4 Planejamento fatorial fracionário 2^{5-1} - Etapa 1	91
Tabela 3.5 – Planejamento fatorial fracionário 2^{5-1} - Etapa 2	92
Tabela 3.6 – Planejamento Completo – Etapa 3	92
Tabela 4.1 Resultados médios de rugosidade, potência e largura - Etapa 1	95
Tabela 4.2 – Quadro ANOVA da rugosidade com 95% confiança - Etapa 1	96
Tabela 4.3 – Tendências das rugosidades em porcentagem quando se passa do Nível -1 para o Nível +1 - Etapa 1	96
Tabela 4.4 – Quadro ANOVA da potência com 95% confiança - Etapa 1	98

Tabela 4.5 – Tendências da potência em porcentagem quando se passa do Nível -1, para o Nível +1 - Etapa 1	98
Tabela 4.6 – Quadro ANOVA do desvio dimensional com 95% confiança - Etapa 1	100
Tabela 4.7 – Tendências do desvio dimensional em porcentagem quando se passa do Nível -1, para o Nível +1- Etapa 1	101
Tabela 4.8 – Resultados planejamento fracionário 2^{5-1} – Etapa 2	103
Tabela 4.9 – Quadro ANOVA , rugosidade do fundo dos canais com 95% confiança - Etapa 2	104
Tabela 4.10 – Tendência da rugosidade quando passa-se do nível inferior para o nível superior de cada variável - Etapa 2	104
Tabela 4.11 – Quadro ANOVA para a potência de corte - Etapa 2	106
Tabela 4.12 – Tendência da potência de corte quando se passa do nível -1 para o nível 1 de cada variável – Etapa 2	107
Tabela 4.13 – ANOVA com 95% de confiabilidade para o desvio dimensional - Etapa 2	108
Tabela 4.14 – Tendências dos desvios dimensionais quando se passa do nível inferior para o nível superior - Etapa 2	109
Tabela 4.15 – Resultados médios de temperatura e vibração – Etapa 3	110
Tabela 4.16 – Tempo de contato e temperatura do fundo do canal com 2 mm de a_p	114
Tabela 4.17 – Tempo de contato e temperatura do fundo do canal com 4 mm de a_p	115

LISTA DE SIMBOLOS E ABREVIATURAS

A_γ	Superfície de saída	
A'_α	Superfície secundária de folga	
γ°	Ângulo de saída	[°]
β_o	Ângulo de cunha	[°]
α_o	Ângulo de folga	[°]
χ_r	Ângulo de posição	[°]
ε_r	Ângulo de ponta	[°]
χ_r'	Ângulo de posição secundária	[°]
λ_s	Ângulo de inclinação	[°]
γ_f	Ângulo de saída radial	[°]
γ_p	Ângulo de saída axial	[°]
ϕ	Ângulo de cisalhamento	[°]
μ	Coefficiente de atrito	
α	Coefficiente de rotabilidade	
ε	Erro observado	
A_α	Superfície principal de folga	
a_e	Penetração de trabalho	[mm]
a_f	Penetração de avanço	[mm]
a_p	Profundidade de corte ou largura de corte	[mm]
APC	Aresta postiça de corte	
$^\circ C$	Grau Celsius	[°]
D	Diâmetro	[mm]
$E.E.C.$	Espaçamento entre canais	[mm]
f	Avanço por revolução	[mm/rev]
$f.e.m.$	Força eletromotriz	[V]
f_z	Avanço por dente	[mm/dente]
IT	Intervalo de tolerância	
LIT	Limite inferior da tolerância	
LST	Limite superior da tolerância	
n	Número de voltas por unidade de tempo	[RPM]
n_A	Número de pontos nas porções axiais	
n_C	Número de pontos nas porções centrais	
n_F	Número de pontos nas porções fatoriais	
P_s	Plano de corte principal	
P_s'	Plano de corte secundário	

P_f	Plano de trabalho	
P_n	Plano normal	
P_o	Plano ortogonal	
P_p	Plano dorsal	
P_r	Plano de referência	
Q_{a_1}	Calor gerado na zona de cisalhamento secundário	
Q_{a_2}	Calor gerado na zona de interface peça-superfície de folga da ferramenta	
Q_c	Calor dissipado pelo cavaco	
Q_f	Calor dissipado pela ferramenta	
Q_{ma}	Calor dissipado pelo meio ambiente	
Q_p	Calor dissipado pela peça	
Q_z	Calor gerado na zona de cisalhamento primário	
R_a	Rugosidade média aritmética	[μm]
R_z	Rugosidade média parcial	[μm]
S	Aresta principal de corte	
S'	Aresta secundária de corte	
$S.L.R.$	Sistema Lubri-refrigerante	
t_c	Tempo de corte	[s]
TMR	Taxa de remoção de material	[mm^3/min]
v_c	Velocidade de corte	[m/min]
v_{cav}	Velocidade de saída do cavaco	[m/min]
v_f	Velocidade de avanço	[mm/min]
z	Número de dentes	

SUMARIO

CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO	17
CAPÍTULO II - REVISÃO BIBLIOGRAFICA	21
2.1. – Fresamento.	21
2.1.1 – <i>Parâmetros de Corte e Variáveis do Processo.</i>	22
2.1.2 – <i>Planos de um sistema de Corte.</i>	25
2.1.3 – <i>Ângulos medidos nos planos do sistema de corte.</i>	27
2.1.4 – <i>Tipos de fresas.</i>	34
2.1.5 – <i>Materiais Para Ferramentas de Corte.</i>	37
2.1.6 – <i>Sistemas de Fixação e Eixos-Árvores para HSC.</i>	39
2.1.7 – <i>Interface Eixo-Árvore-Ferramenta.</i>	40
2.1.8 – <i>Porta-Pinças.</i>	40
2.2 – Geração e distribuição de calor no processo de fresamento de topo.	43
2.2.1 – <i>Fontes de Geração de Calor Em Usinagem</i>	43
2.2.2 <i>Distribuição do Calor Gerado No Processo De Corte.</i>	44
2.2.3 – <i>Influência das condições de corte na temperatura.</i>	45
2.2.4 <i>Métodos Experimentais para Obtenção da Temperatura na Interface de Corte.</i>	47
2.3 – Fluidos de corte.	49
2.3.1 – <i>Historia do uso de fluidos de corte.</i>	49
2.3.2 – <i>Funções dos fluidos de corte.</i>	52
2.3.3 – <i>Aditivos dos fluidos de corte.</i>	53
2.3.4 – <i>Grupo dos fluidos de corte.</i>	54
2.3.5 – <i>Direções e métodos de aplicação dos fluidos de corte.</i>	54
2.3.6 – <i>Escolha do Fluido de Corte.</i>	57
2.3.7 – <i>Fluidos de corte para usinagem de alumínio.</i>	57

2.4 - Pesquisas na operação de fresamento de topo em peças de alumínio.	58
2.4.1 – <i>A usinagem de alumínio e suas ligas.</i>	58
2.4.2 – <i>Tópicos mais pesquisados na usinagem de alumínio.</i>	61
2.5 - Metrologia e precisão dimensional de peças fresadas.	68
2.5.1 – <i>Metrologia dimensional</i>	68
2.5.2 – <i>Características de uma medição.</i>	68
2.5.3 – <i>Instrumentação.</i>	69
2.5.4 – <i>Tolerâncias geométricas.</i>	70
2.5.5 – <i>Aplicação das tolerâncias geométricas.</i>	72
2.5.6 – <i>Erros e desvios na fabricação de uma peça.</i>	75
2.6 – Planejamento experimental	76
2.6.1 – <i>Tipos de planejamento</i>	77
2.6.2 – <i>Planejamento fatorial completo.</i>	77
2.6.3 – <i>Planejamento fatorial fracionário</i>	78
2.6.4 – <i>Planejamento Composto Central</i>	79
2.6.5 – <i>Superfícies de respostas</i>	80
CAPITULO III -METODOLOGIA	82
3.1 – Material da Peça.	83
3.2 – Ferramentas de Corte.	85
3.3 – Grandezas Medidas nos Ensaios.	87
3.4 – Descrição dos Planejamentos experimentais.	90
CAPITULO IV - RESULTADOS E DISCUSSÃO	94
4.1 – Primeira etapa planejamento fracionário 2⁵⁻¹.	94
4.1.1 – <i>Rugosidade do Fundo dos Canais - Etapa 1.</i>	95
4.1.2 – <i>Potência de Corte - Etapa 1.</i>	97
4.1.3 – <i>Desvio Dimensional- Etapa 1.</i>	99
4.2 – Segunda etapa Planejamento Fracionário 2⁵⁻¹.	102
4.2.1 – <i>Rugosidade do Fundo dos Canais Etapa 2.</i>	103

4.2.2 – <i>Potência de Corte Etapa 2.</i>	106
4.2.3 – <i>Desvio Dimensional- Etapa 2.</i>	108
Tabela 4.14 – <i>Tendências dos desvios dimensionais quando se passa do nível inferior para o nível superior - Etapa 2</i>	109
4.3 Terceiro planejamento	110
4.3.1 – <i>Pontos a ressaltar na aquisição de sinais referentes à temperatura e vibração.</i>	111
4.3.2 – <i>Temperatura no fundo dos canais.</i>	111
4.3.3 – <i>Vibração da peça de corte</i>	117
CAPITULO V _ CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS	126
5.1 – Conclusões	126
5.2 - Sugestões para futuros trabalhos	128
CAPITULO VI _ REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	129
ANEXO I _ <i>Teste para Definição de Ponto de Máximo, Mínimo ou Sela.</i>	136

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

A produção de alumínio vem aumentando notoriamente devido a sua grande aplicação na indústria metal-mecânica em geral, principalmente na aeronáutica, automobilística, naval e alimentícia. Este material é produzido comercialmente há cerca de 150 anos e, nesse curto período, sua indústria se alastrou e está presente em oito macro regiões. Hoje o setor está presente na África, na América do Norte e América Latina; no leste e sudeste asiático, no centro-leste europeu e na Oceania. O Brasil, além da terceira maior jazida de bauxita do planeta, é o quinto maior produtor de alumina e o sexto em alumínio primário. A demonstração da importância da indústria brasileira do alumínio no cenário mundial está na sua participação no mercado global. O Brasil ocupa a quinta colocação na exportação de alumínio primário, comercializando o metal com os grandes produtores mundiais (ABAL, 2007).

Qual é o benefício de se ter máquinas com capacidade de produzir peças cuja precisão seja muito elevada? Na atualidade os produtos industrializados vem se tornando cada vez mais precisos e sofisticados, devido à crescente exigência de qualidade. Assim, os avanços em termos de fabricação devem surgir na mesma proporção, para garantir os benefícios no desenvolvimento de produtos de qualidade. Como exemplos, têm-se o aprimoramento na fabricação de máquinas ferramentas, veículos, peças estruturais, ou até mesmo de um simples parafuso, com uma exatidão dimensional e repetibilidade de fabricação muito grande.

Na usinagem dos metais a precisão dimensional e o acabamento da superfície, são as cartas de apresentação de uma peça fabricada, pois ela vai ser utilizada em diferentes aplicações onde se precisa de ajustes perfeitos, tolerâncias apertadas e acabamentos melhorados. Isto se torna ainda mais significativo quando vidas humanas são envolvidas no bom funcionamento do equipamento. Por exemplo, no caso da fabricação de um avião é imperativo que todos os componentes mecânicos estejam funcionando corretamente, sob pena de colocar a vida de pessoas em risco.

Dentro dos diferentes processos de usinagem, talvez o mais utilizado seja o fresamento, ainda que complexo, é um dos processos de usinagem com maior emprego na indústria atual, devido a aspectos como alta taxa de remoção de material e produção de superfícies de qualidade com boa precisão dimensional, além de ser um processo de elevada flexibilidade, permitindo movimentar a peça em um, dois, três ou mais eixos (lineares ou giratórios) (MARCELINO et al., 2004). Ao contrário do torno que executa principalmente peças rotacionais (perfis de revolução), a fresadora é uma máquina elaborada para a usinagem de peças prismáticas, sendo utilizada na fabricação de superfícies planas, contornos, ranhuras e cavidades, entre outras.

Dentre as possíveis variações do processo de fresamento, uma das que possui maior emprego nos setores de ferramentaria atualmente é o fresamento de topo. As fresas de topo possuem arestas cortantes tanto em sua periferia quanto na sua face, realizando, portanto o corte nessas duas regiões, sendo aplicado especialmente na fabricação de moldes e matrizes onde vem ganhando espaço, substituindo processos tradicionalmente usados, isto graças à sua maior produtividade (DROZDA; WICK, 1983 e STEMMER, 1995).

Alguns materiais possuem excelente usinabilidade quando se consideram fatores como vida de ferramenta, potência, força ou temperatura de corte, entre outros, onde o alumínio é um bom exemplo. Entretanto, quando a precisão dimensional é o principal foco, esta usinabilidade pode não ser a mesma. Para se obter peças com boa precisão dimensional é fundamental dispor de máquinas-ferramentas potentes, precisas e rígidas; que os sistemas de fixação da peça e da ferramenta sejam também igualmente rígidos e adequados; que a peça seja inerentemente pura, de qualidade, sem defeitos de fundição ou de processamento e que a ferramenta seja dimensionalmente precisa e feita de um material que irá garantir integridade durante seu uso (MACHADO; DA SILVA, 2004).

Mesmo garantindo os requisitos citados, um grande problema na usinagem das ligas de alumínio é que o mesmo apresenta relativamente grandes coeficientes de dilatação ($23 \times 10^{-6} \text{ 1}^\circ\text{C}$ contra $11 \times 10^{-6} \text{ 1}^\circ\text{C}$ para o aço comum ao carbono). Com o aquecimento da peça, gerado pelo processo de deformação durante a usinagem, a variação dimensional se apresenta devido à dilatação, causando, portanto, um sobre-corte inevitável.

Na usinagem dos metais quase toda a energia consumida é convertida em calor, que é gerado pela deformação plástica e o atrito nas zonas de cisalhamento primária e secundária, e eventualmente entre a peça e a superfície de folga da ferramenta. Este calor é afetado pela mudança nos parâmetros de corte mas principalmente da velocidade de corte. A dissipação desse calor é realizada pelo cavaco, pela ferramenta, pela peça e pelo meio ambiente (o qual pode ser um fluido de corte ou simplesmente o ar presente no meio).

A relação existente entre o calor gerado nas zonas de cisalhamento e o calor dissipado é denominado de balanço energético. Neste balanço, a fração de calor dissipado para a peça é responsável pelo seu aquecimento e conseqüentemente afeta o desvio dimensional do componente usinado. Assim, para se obter maior qualidade dimensional, esta parcela de calor deve ser minimizada.

Para se obter diminuição no calor que se propaga para a peça, tem-se que levar em conta o comportamento das fontes de calor e dos dissipadores, ou seja, precisam-se adequar os parâmetros de corte de tal forma que o calor dissipado pela peça diminua, aumentando as parcelas dissipadas pelos demais integrantes do sistema. Na equação de balanço energético Eq. (1.1), podemos observar que:

$$Q_p = Q_z + Q_{a_1} + Q_{a_2} - Q_c - Q_{ma} - Q_f, \quad (1.1)$$

Onde,

Q_p = calor dissipado pela peça

Q_z = calor gerado na zona de cisalhamento primário

Q_{a_1} = calor gerado na zona de cisalhamento secundário

Q_{a_2} = calor gerado na zona de interface peça-superfície de folga da ferramenta

Q_c = calor dissipado pelo cavaco

Q_{ma} = calor dissipado pelo meio ambiente

Q_f = calor dissipado pela ferramenta de corte

Ao se aumentar a velocidade de corte, por exemplo, sabe-se que a geração de calor é aumentada proporcionalmente (parcelas Q_z , Q_{a_1} e Q_{a_2}) (MACHADO; DA SILVA, 2004), mas se a parcela de calor que dissipa para os outros elementos, como por exemplo, para o cavaco, Q_c , e para o meio ambiente, Q_{ma} , também for aumentada em maiores proporções, para se manter o balanço energético, a parcela de calor que é dissipada pela peça, Q_p , pode diminuir. Se isto ocorrer, a dilatação será menor e a precisão dimensional das peças usinadas provavelmente será maior.

Este trabalho tem por finalidade estudar o comportamento dimensional e o acabamento superficial de canais de peças de alumínio aeronáutico 7075 – T7, quando usinadas sob diferentes condições de corte (diferentes balanços energéticos). Espera-se

que os resultados encontrados podem ser utilizados para uma melhor seleção dos parâmetros de corte a serem utilizados em determinadas situações, para que se encontre a melhor relação custo-benefício de cada processo.

O trabalho é dividido em seis capítulos descritos a seguir:

Capítulo 1 - Trata-se deste capítulo referente à introdução ao tema principal.

Capítulo 2 - Apresenta a revisão bibliográfica onde são abordados os principais tópicos associados a esta pesquisa.

Capítulo 3 - Descreve a metodologia dos ensaios descrevendo os equipamento usados e apresenta os planejamentos executados em cada bateria de testes.

Capítulo 4 - Apresenta, analisa e discute os resultados.

Capítulo 5 - Apresenta as conclusões finais e sugestões para trabalhos futuros relacionados ao tema.

Capítulo 6 - Lista todas as referências bibliográficas utilizadas na dissertação.

Alem desses capítulos, ao final, o seguinte anexo é adicionado.

Anexo I - Equacionamento para determinar um ponto de máximo, mínimo ou sela.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRAFICA

2.1. – FRESAMENTO

Distinguem-se dois métodos de fresamento, o frontal e o periférico ou tangencial, cada um com aplicações diferenciadas. No fresamento tangencial dentes ativos encontram-se na periferia (superfície cilíndrica) da ferramenta, e o eixo da ferramenta é paralelo à superfície a ser usinada e as ferramentas são chamadas fresas cilíndricas tangenciais.

No fresamento frontal a superfície usinada resulta da ação combinada das arestas localizadas na periferia e na face frontal da fresa. Portanto, o fresamento frontal tem uma fração do processo tangencial. Geralmente, a superfície predominante é gerada pela aresta secundária e encontra-se normalmente perpendicular ao eixo de giro da fresa. Quando a profundidade de corte, a_p é maior que a penetração de trabalho, a_e o processo é chamado de fresamento de topo. A Figura 2.1 apresenta dois exemplos de fresas, a fresa A para fresamento frontal e a fresa B para fresamento de topo, as quais são usadas dependendo da aplicação e necessidade. A superfície usinada é plana, sem qualquer relação com o contorno dos dentes. O fresamento frontal, pela sua alta produtividade, deve ser preferido sempre que possível, dentre os diferentes processos de usinagem (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2001).

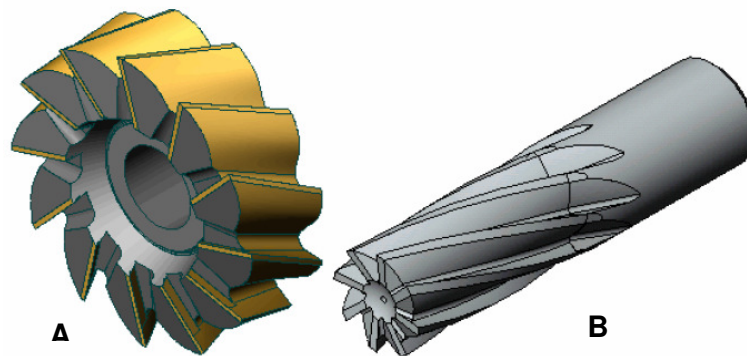


Figura 2.1 - Exemplos de fresas: (A) frontal e (B) de topo. (CIMM, 2007)

A Figura 2.2 apresenta exemplos de fresamento frontal e de topo, distinguidos pela predominância da penetração de trabalho ou da profundidade de corte.

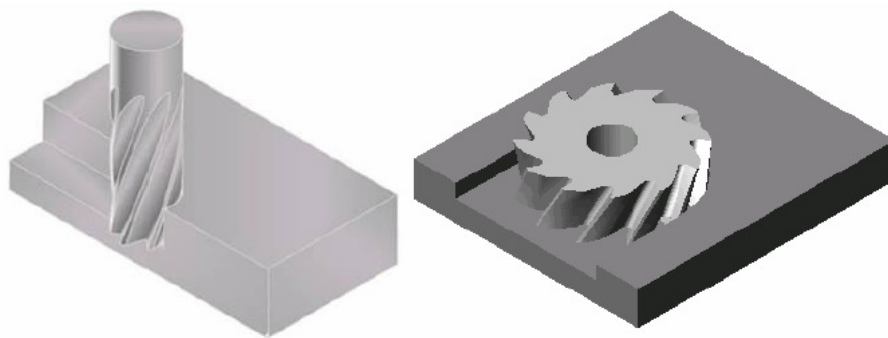


Figura 2.2 - Fresamento de topo e frontal (CIMM, 2007)

2.1.1 - Parâmetros de Corte e Variáveis do Processo.

No fresamento, assim como nos outros processos de usinagem, existe uma série de parâmetros de corte a considerar. Eles descrevem quantitativamente os movimentos, as dimensões e outras características da operação de corte.

Os parâmetros que descrevem o corte são os movimentos relativos entre a ferramenta e a peça, onde o movimento de corte é dado pela rotação da ferramenta ou da peça, resultando em uma velocidade de corte. O movimento de avanço é normalmente retilíneo e pode, também, ser dado tanto pela ferramenta como pela peça, resultando em uma velocidade de avanço. Estes dois movimentos ocorrendo simultaneamente irão definir a velocidade efetiva de corte.

Outras grandezas importantes são a profundidade de corte e a penetração de trabalho, esta última apenas nos processos de fresamento e retificação, e ainda o diâmetro da ferramenta o qual, normalmente, tem uma relação com o número de dentes (número de

arestas principais). O conjunto dessas variáveis irá definir a taxa de remoção de material e o tempo de corte.

De importância crucial para o sucesso da operação, além das variáveis citadas acima, é a geometria da ferramenta. Esta é composta de superfícies arestas e ângulos. Os ângulos irão determinar a geometria da cunha cortante e para cada situação haverá uma geometria ideal.

Para definição e medição dos ângulos da cunha cortante e outras características do corte, utiliza-se um ponto selecionado sobre a aresta principal de corte (Fig 2.3) utilizado como referência.

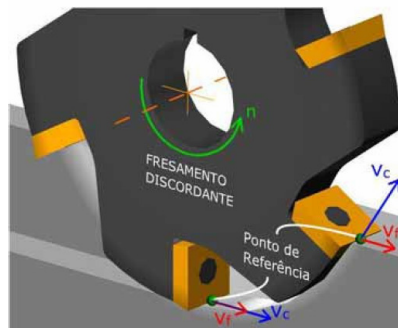


Figura 2.3 - Ponto de referência da cunha cortante, identificando as direções das velocidades de corte e de avanço (CIMM, 2007)

As definições, os símbolos e as unidades dos parâmetros para o fresamento propostos por Diniz; Marcondes; Coppini (1999) são as seguintes:

- Movimento de rotação (n) [RPM] - É o número de voltas por unidade de tempo que a fresa dá em torno do seu eixo.
- Velocidade de corte (v_c) [m/min] - É a velocidade instantânea do ponto de referencia da ferramenta de corte, segundo a direção e sentido de corte. No fresamento, o movimento de corte é proporcionado pela rotação da ferramenta. A velocidade de corte é, então, uma velocidade tangencial. As grandezas relacionadas ao movimento de corte recebem o índice “c”. (Ex: v_c , Velocidade de corte)
- Avanço por revolução (f) [mm/rev] - No fresamento, o avanço é a distância linear percorrida pelo conjunto de dentes que compõem uma ferramenta durante uma revolução completa dessa ferramenta, medida no plano de trabalho. As grandezas relacionadas ao movimento de avanço recebem o índice “f”. (Ex: v_f , Velocidade de avanço).

- Avanço por dente (f_z) [mm/dente] - É a distância linear percorrida por um dente da ferramenta no intervalo em que dois dentes consecutivos entram em corte. Também é medido no plano de trabalho.
- Velocidade de avanço (v_f) [mm/min] - É a velocidade instantânea do ponto de referencia da ferramenta de corte, segundo a direção e sentido de avanço. No fresamento, o movimento de avanço é provocado pela translação da ferramenta sobre a peça ou vice-versa. A direção da velocidade de avanço no fresamento de topo é, então, radial ao eixo da ferramenta.
- Diâmetro (D) [mm] - É o diâmetro da fresa.
- Número de dentes (z) - É o número total de dentes que a fresa contém.
- Profundidade de corte ou largura de corte (a_p) [mm] - É a profundidade ou largura de penetração da ferramenta na peça, medida perpendicularmente ao plano de trabalho (na direção do eixo da fresa). No fresamento frontal ou de topo, a_p corresponde à profundidade de corte e no fresamento tangencial, à largura de corte Fig. 2.4.
- Penetração de trabalho (a_e) [mm] - É a quantidade que a ferramenta penetra na peça, medida no plano de trabalho e perpendicular à direção de avanço Fig. 2.4.
- Penetração de avanço (a_f) [mm] - Grandeza de penetração da ferramenta medida no plano de trabalho e na direção de avanço Fig. 2.4.

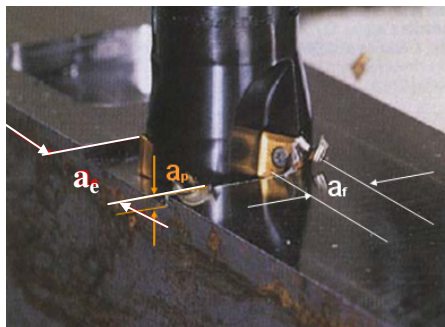


Figura 2.4 – Profundidade de corte, penetração de trabalho e penetração de avanço

- Tempo de corte (t_c) [min] - É o tempo em que a ferramenta está efetivamente em corte (ou retirando cavaco).
- Taxa de remoção de material (TRM) [mm^3/min] - É o volume de material usinado por unidade de tempo, dado pelo produto: $v_c \cdot f \cdot a_p$.

O fresamento pode ser ainda classificado em concordante e discordante. Quando os sentidos das velocidades de corte e de avanço são em média os mesmos, o corte é

concordante. Contrariamente, quando os sentidos dessas velocidades são em média opostos, o corte é discordante. No fresamento frontal ou de topo pode ocorrer simultaneamente o corte concordante e discordante, conforme ilustrado na Fig. 2.5. Analisando apenas a trajetória de um dente, primeiro começa como fresamento discordante. A espessura do cavaco cresce até um valor máximo na linha que passa pelo centro da fresa e com direção igual à do avanço. A partir deste ponto o corte passa a ser concordante. A espessura do cavaco decresce até quando a aresta sai da peça. No caso de fresamento frontal, como ilustrado na Fig. 2.5, a espessura inicial e final do cavaco são teoricamente zero.

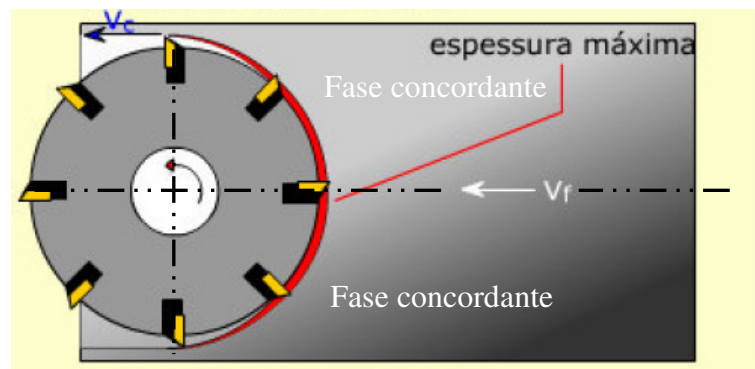


Figura 2.5 - Fresamento em cheio “concordante e discordante” (CIMM, 2007)

O fresamento pode ser fortemente influenciado pelo tipo de máquina e velocidade de corte empregada, podendo, quando muito elevada, ser classificado como HSC (*High Speed Cutting*), ou HSM (*High Speed Milling*). Neste caso fatores como potência, rigidez, tipo de fixação da ferramenta (hidráulico, pneumático, térmico, etc.) são importantes, às vezes mais até que os parâmetros de corte já definidos.

2.1.2 - Planos de um sistema de Corte.

A geometria da ferramenta de corte exerce influência, juntamente com outros fatores, na usinagem dos metais. É necessário, portanto, caracterizar a ferramenta através dos ângulos da cunha cortante (MACHADO; DA SILVA, 2004).

As seguintes definições adotadas são necessárias para a determinação dos ângulos da cunha cortante de uma ferramenta de usinagem, a Fig. 2.6 apresenta a cunha de uma ferramenta de fresar, identificando as superfícies e aresta que a compõem. Os ângulos da ferramenta são definidos a partir desta cunha e de um sistema de planos ortogonais definidos na seqüência.

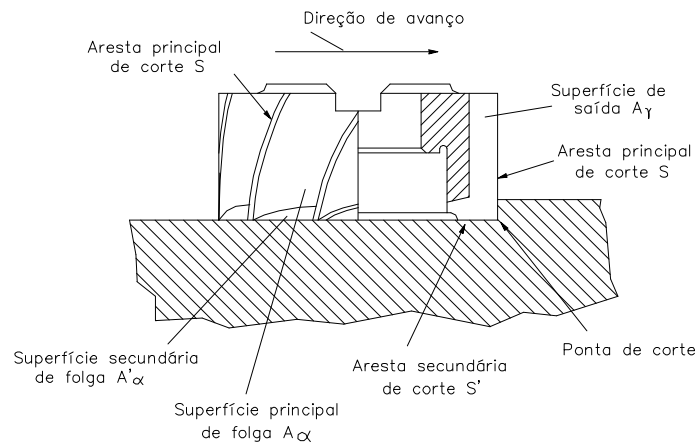


Figura 2.6 - Cunha de corte de uma fresa frontal ou de topo (ABTN NBR 6163/1980)

É através destes planos que são definidos os ângulos da cunha cortante. Os principais planos são:

- Plano de Referência (P_r): passa pelo ponto de corte escolhido e é perpendicular à direção de corte. No torneamento este plano é paralelo ao plano de apoio da ferramenta. Os ângulos medidos no plano de referência são identificados por uma letra grega equivalente, seguida da letra “r” em subscrito;
- Plano de Trabalho (P_f): passa pelo ponto de corte e contém as direções de avanço e de corte;
- Plano de Corte Principal (P_s): passa pelo ponto de corte escolhido, é tangente à aresta principal de corte e perpendicular ao plano de referência da ferramenta. Os ângulos medidos no plano de corte são identificados por uma letra grega equivalente, seguida da letra “s” em subscrito.
- Plano de Corte Secundário (P_s'): Plano que passando pelo ponto de corte escolhido, é tangente à aresta secundária de corte e perpendicular ao plano de referência da ferramenta.
- Plano Ortogonal (ou Plano de Medida) (P_o): Plano que passando pelo ponto de referência da aresta de corte é perpendicular aos planos de referência e ao plano de corte da ferramenta. Os ângulos medidos no plano ortogonal são identificados por uma letra grega equivalente, seguida da letra “o” em subscrito.
- Plano Dorsal (P_p): Plano que passando pelo ponto de corte escolhido, é perpendicular aos planos de referência da ferramenta e de trabalho;
- Plano Normal (P_n): Plano que passando pelo ponto de corte escolhido é perpendicular a aresta de corte.

A Figura 2.7 ilustra estes planos em uma ferramenta de barra ou como é mais conhecido bits. Estes planos são facilmente identificados também na fresa uma vez que se pode considerar cada dente da fresa como uma ferramenta de barra.

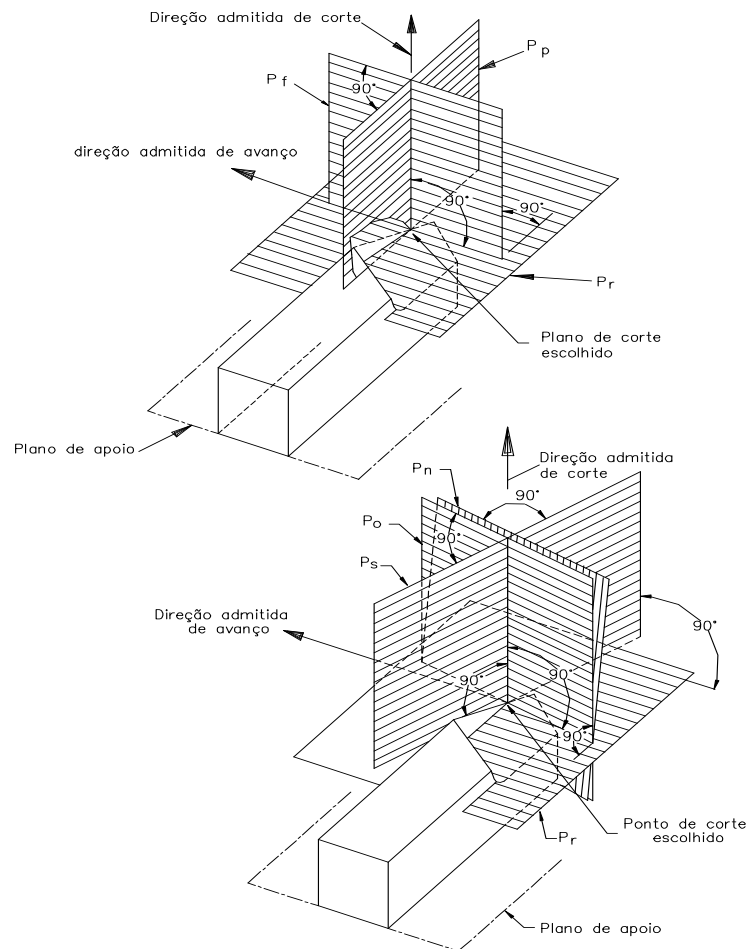


Figura 2.7 – Planos do sistema de referência da ferramenta (ABTN NBR 6163/80)

2.1.3 - Ângulos medidos nos planos do sistema de corte.

Os ângulos medidos nos planos do sistema, são de grande importância pois são eles que identificam a geometria adequada, para uma determinada aplicação. Estes ângulos são medidos nos planos ortogonal, referência e de corte.

a) Ângulos Medidos no Plano Ortogonal (P_o).

Ângulo de saída (γ_o): ângulo entre a superfície de saída e o plano de referência da ferramenta. O ângulo " γ_o " (ângulo de saída) possui as seguintes características:

- Influi decisivamente na força e na potência necessária ao corte, no acabamento superficial e no calor gerado.

- Quanto maior for o ângulo γ_0 menor será o trabalho de dobramento do cavaco.

O ângulo γ_0 depende principalmente de:

- Resistência do material da ferramenta e da peça a usinar, sendo maior para materiais que oferecem pouca resistência ao corte. Se γ_0 (ângulo de saída) aumenta, o β_0 (ângulo de cunha da ferramenta) diminui;
- Quantidade de calor gerado pelo corte;
- Velocidade de avanço.

O ângulo γ_0 negativo é muito usado para corte de materiais de difícil usinabilidade ou em cortes interrompidos, com o inconveniente de necessidades de maior força para efetuar o corte, gerando maiores potências de usinagem.

O ângulo de saída pode ser positivo, nulo ou negativo, conforme a Fig. 2.8.

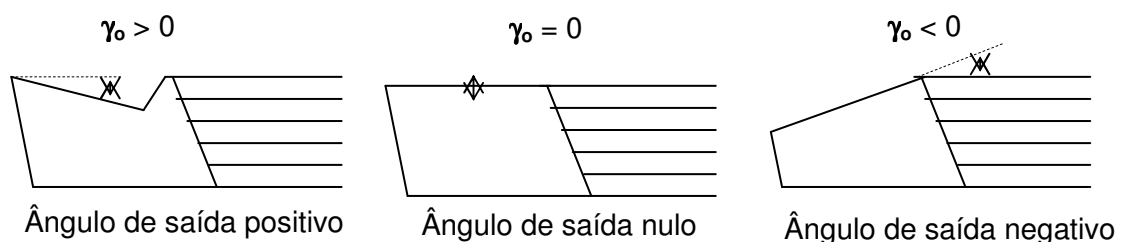


Figura 2.8 – Ângulo de saída (γ_0) para uma ferramenta de torno

Os ângulos de cunha e de folga são de grande importância para definir a geometria da ferramenta, eles junto com o ângulo de saída determinam a geometria da cunha de corte.

Ângulo de cunha (β_0): ângulo entre as superfícies de saída e de folga da ferramenta.

Ângulo de folga (α_0): ângulo entre a superfície de folga e o plano de corte.

Estes ângulos possuem as seguintes funções e características:

- Evitar o atrito entre a peça e a superfície de folga da ferramenta;
- Se α_0 é pequeno (o ângulo β_0 aumenta): a cunha não penetra convenientemente no material, a ferramenta perde o corte rapidamente, há grande geração de calor que prejudica o acabamento superficial;
- Se α_0 é grande (o ângulo β_0 diminui): a cunha da ferramenta perde resistência, podendo soltar pequenas lascas ou quebrar;
- α_0 depende principalmente da resistência do material da ferramenta e da peça a usinar.

- Geralmente o ângulo α_o está entre 2° e 14° . A Figura 3.4 ilustra de forma esquemática os ângulos α_o , β_o e γ_o .

A Figura 2.9 ilustra os ângulos de folga (α_o), de cunha (β_o) e de saída (γ_o).

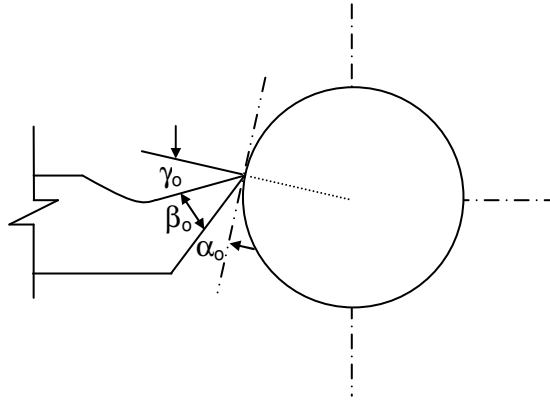


Figura 2.9 – Ângulos de folga (α_o), de cunha (β_o) e de saída (γ_o) (adaptado de WEINGAERTNER, 1991)

b) Ângulos Medidos no Plano de Referência (P_r)

Ângulo de posição (χ_r): ângulo entre o plano de corte (P_s) e o plano de trabalho (P_t). O ângulo de posição possui as seguintes funções e características:

- Influi na direção de saída do cavaco;
- Se χ_r diminuir, o ângulo de ponta (ϵ_r) aumenta, aumentando a resistência da ferramenta e a capacidade de dissipação de calor;
- O controle de χ_r reduz as vibrações, uma vez que as forças de corte estão relacionadas com este ângulo. Geralmente o ângulo χ_r está entre 30° e 90° ;

Ângulo de ponta (ϵ_r): ângulo entre os planos principal de corte (P_s) e o secundário (P_s').

Ângulo de posição secundária (χ_r'): ângulo entre o plano secundário de corte (P_s') e o plano de trabalho. A Figura 2.10 ilustra os ângulos χ_r , χ_r' e ϵ_r .

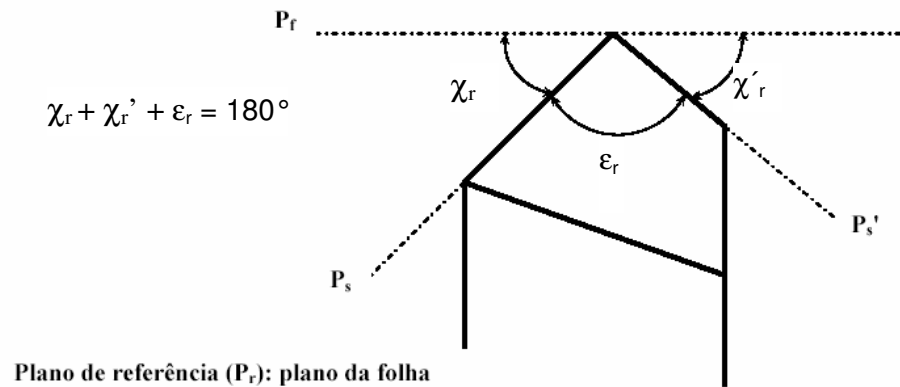


Figura 2.10 – Ângulos medidos no plano de referência (P_r) χ_r , χ'_r e ε_r .

c) Ângulos Medidos no Plano de Corte (P_s)

Ângulo de inclinação (λ_s): ângulo entre a aresta de corte e o plano de referência.
Funções do ângulo “ λ_s ”:

- Controlar a direção de saída do cavaco;
- Proteger a quina da ferramenta contra impactos;
- Atenuar vibrações;
- Geralmente λ_s (ângulo de inclinação) tem um valor de -4° a $+4^\circ$.

Para o fresamento os ângulos de saída γ_o (ângulo de saída), λ_s (ângulo de inclinação) e χ_r (ângulo de posição) são mostrados na Fig. 2.11.

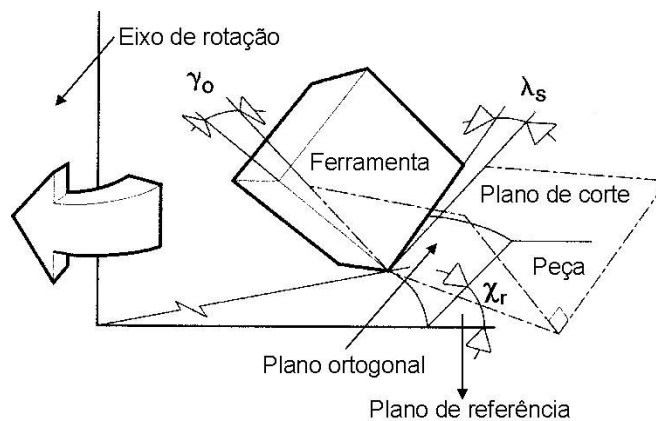


Figura 2.11. – Ângulos de saída, inclinação e posição de uma fresa (MODERN METAL CUTTING, 1994)

É comum para o fresamento identificar a geometria da fresa pelos ângulos de saída radial e frontal assim definidos:

- Ângulo de saída radial (γ_f) – é o ângulo entre o plano de referência da ferramenta e sua superfície de saída medido no plano de trabalho (Fig. 2.12).
- Ângulo de saída axial (γ_p) – é o ângulo entre o plano de referência da ferramenta e sua superfície de saída medido no plano dorsal (Fig. 2.12).

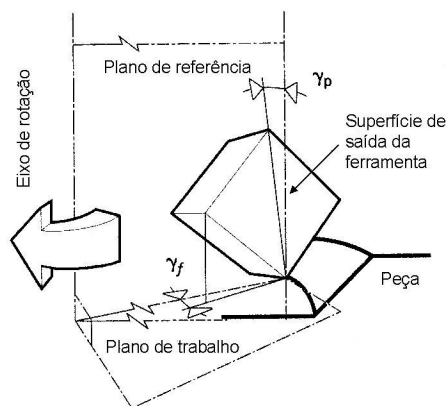


Figura 2.12 – Ângulos de saída radial e frontal de uma fresa (MODERN METAL CUTTING, 1994)

Na geometria duplo-negativa Fig. 2.13 os ângulos de saída radial e axial são negativos, o que torna necessário a utilização de pastilhas bifaciais negativas, onde o ângulo de folga é garantido pela inclinação dos insertos na fresa. São utilizadas principalmente na usinagem de materiais duros, ou quando se deseja maior resistência das arestas aos impactos inerentes do processo. A grande desvantagem deste tipo de geometria é a necessidade de maior rigidez da máquina, pois as forças de corte são maiores devido às grandes deformações envolvidas na geração dos cavacos.

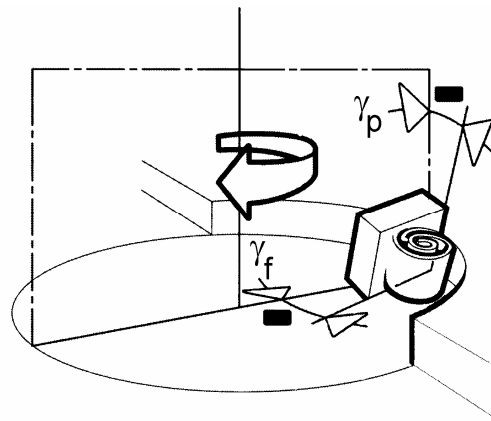


Figura 2.13 – Esquema mostrando a geometria duplo-negativa (MODERN METAL CUTTING, 1994)

Nas fresas com geometria duplo-positiva (Fig. 2.14) os ângulos de saída radial e axial são positivos, trazendo algumas vantagens durante o processo de corte, como por exemplo, o consumo de energia menor em relação à geometria duplo negativa. Isto se deve ao fato de que neste tipo de geometria, a espessura do cavaco produzido e a área de contato cavaco-ferramenta são reduzidas, o que diminui as forças de corte e, conseqüentemente, a potência necessária para a usinagem. O cavaco produzido, normalmente, forma uma hélice que auxilia na sua evacuação da zona de corte Fig. 2.14.

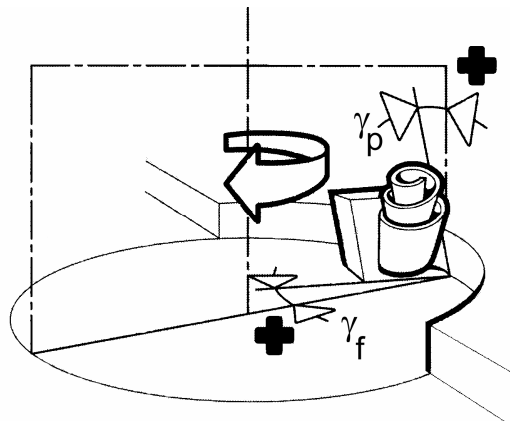


Figura 2.14 – Esquema mostrando a geometria duplo-positiva (MODERN METAL CUTTING, 1994)

Nas fresas com geometria positivo-negativa (Fig. 2.15), o ângulo de corte axial é positivo e o ângulo de corte radial é negativo. Esta geometria consome mais potência da máquina do que as fresas com geometria duplo-positiva e menos do que a duplo-negativa.

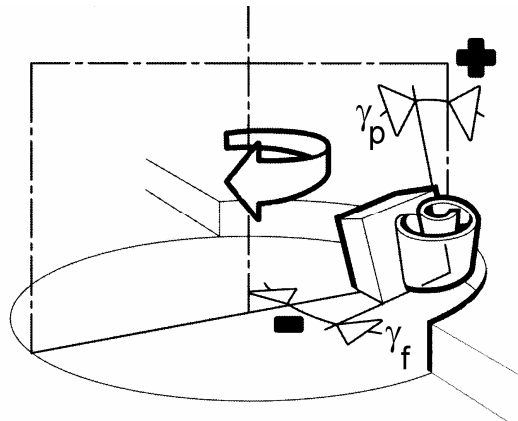


Figura 2.15 – Esquema mostrando a geometria positivo-negativa (MODERN METAL CUTTING, 1994)

A geometria e a posição da fresa sobre a peça que está sendo usinada são fatores de grande relevância para o bom desempenho do processo de fresamento frontal. O diâmetro da fresa deve ser no mínimo 25% maior do que a penetração de trabalho a_e , e o ideal é que se usine com uma geometria que possibilite uma espessura de cavaco menor possível na saída do corte, para que sejam reduzidas as tensões mecânicas sobre a aresta de corte nesta situação (MODERN METAL CUTTING, 1994).

A geometria de entrada do inserto na peça a ser usinada também é um importante fator no bom desempenho do processo de fresamento. Quando a geometria de entrada é negativa Fig. 2.16(A), o contato inicial é mais favorável, o que pode aumentar a vida da ferramenta. Se a configuração de entrada é positiva Fig. 2.16(B), a aresta de corte fica mais susceptível à falhas por lascamento.

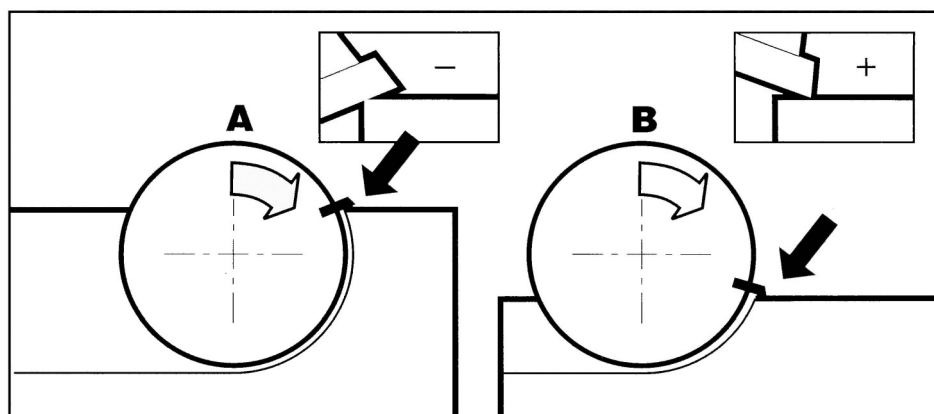


Figura 2.16 – Vista superior do processo de fresamento frontal mostrando duas situações de entrada da ferramenta de corte na peça. Com o ângulo de entrada negativo (A) e com o ângulo de entrada positivo (B) (MODERN METAL CUTTING, 1994)

Além das diferentes geometrias, uma fresa pode apresentar diferentes formatos projetados com base nas superfícies a gerar na peça, podendo mudar, por exemplo, a quantidade de dentes e a distribuição das cunhas cortantes (frontal ou tangencial). Em geral existe uma faixa do número de dentes no qual se consegue vantagens no acabamento, no controle da vibração e na temperatura, fatores que tem grande importância neste trabalho. A seguir alguns exemplos dos diferentes tipos de fresas e suas aplicações.

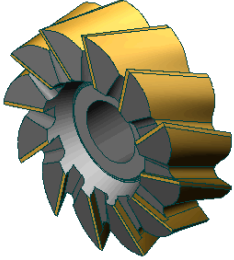
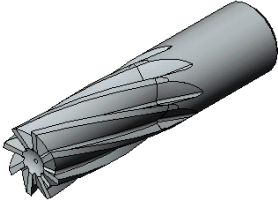
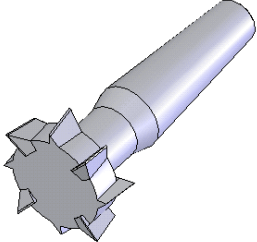
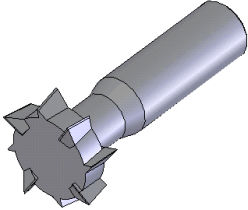
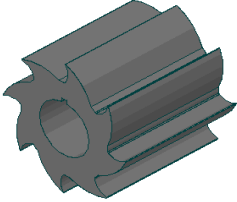
2.1.4 – Tipos de fresas.

Nas fresas com dentes e canais helicoidais, as arestas de corte penetram progressivamente na peça, produzindo um corte mais suave e contínuo. Por outro lado, gera-se um esforço axial na fresa, que exige cuidados especiais na sua fixação. Em fresas helicoidais, distinguem-se:

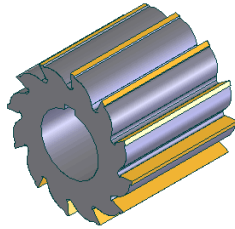
- Hélice direita: olhando a fresa de frente, os canais se distribuem para a direita.
- Hélice esquerda: olhando a fresa de frente, os canais se distribuem para a esquerda.
- Fresas de disco de dentes cruzados
- Fresas de topo e fresas cilíndrico-frontais

Elas são usadas nas mais variadas operações de fresamento, tais como desbaste, abertura de ranhuras e usinagem de matrizes. Importantes também são o tipo de fixação e o material da fresa. Quanto ao material elas podem ser inteiriças ou ter o corpo de um material (aço, por exemplo) e as facas (cunhas) de material mais resistente (metal duro ou cerâmica, por exemplo). Podem ainda conter insertos intercambiáveis como cunhas de corte e revestimentos. A Tabela 2.1 da letra “A” até “H” foram extraídas do site do centro de informação metal mecânica (CIMM, 2007), mostrando alguns exemplos dos tipos de fresas dependendo da sua aplicação na usinagem.

Tabela 2.1 – Classificação das fresas quanto à forma (CIMM, 2007).

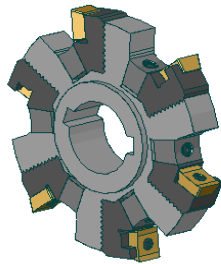
<p>A</p> <p>Ferramenta para Fresamento frontal.</p>		<p>No fresamento frontal, a superfície usinada resulta da ação combinada das arestas de corte localizadas na periferia e na face frontal da fresa, estas últimas, geralmente, formando um ângulo reto com o eixo da ferramenta. A superfície fresada é plana, sem qualquer relação com o contorno dos dentes, exceto no fresamento de um ressalto. O fresamento frontal, pela sua alta produtividade, deve ser preferido sempre que possível.</p>
<p>B</p> <p>Fresas de topo de haste cilíndrica</p>		<p>São fresas que possuem de 2 a 10 arestas, dependendo do diâmetro. As arestas de topo (secundária) em geral não se estendem até o centro da fresa.</p>
<p>C</p> <p>Fresas de topo de haste cônica</p>		<p>São fresas que tem cone Morse e furo roscado, para fixação em sentido axial</p>
<p>D</p> <p>Fresas de topo de haste para ranhuras.</p>		<p>São fresas com haste cilíndrica, construídas especialmente para abrir ranhuras em T, como as usadas em mesas de máquinas-ferramenta</p>
<p>F</p> <p>Fresa Inteira.</p>		<p>As fresas inteiriças são feitas de uma só peça, usualmente de aço-rápido, na qual são fabricadas por usinagem em diferentes formas e números de dentes. Os ângulos de saída e de folga são obtidos por retificação após a têmpera.</p>

G
Fresa brasadas.



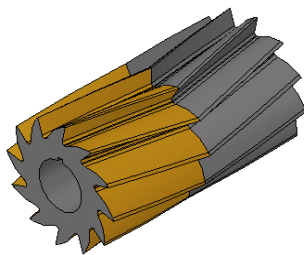
São fresas constituídas de um corpo (cabeçote) de aço cujos dentes são fixados por processos de soldagem. Os dentes são de aço-rápido ou de metal duro. A vantagem é que o corpo da fresa é feito de material mais barato, porém menos resistente ao desgaste.

H
Fresa com dentes intercambiáveis.



São fresas constituídas de um corpo de aço, no qual são montados dentes constituídos de um mesmo material ou de uma combinação de materiais. A fixação dos dentes normalmente se dá com auxílio de parafusos, sendo que estes dentes podem ser reposicionados sobre o corpo.

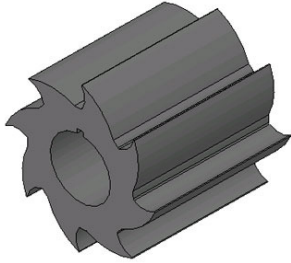
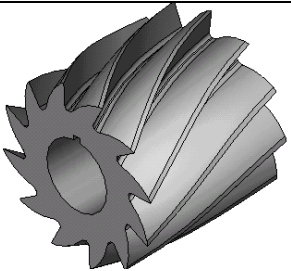
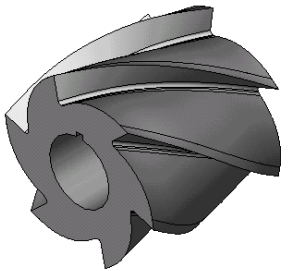
I
Fresas com Dentes e Canais Bi-helicoidais.



Fresas com dentes alternadamente para a direita e para a esquerda são chamadas bi-helicoidais. Podem ser compostas pela montagem de duas fresas de hélices opostas (para equilibrar a força axial gerada), ou podem ser constituídas de um corpo único (como exemplo, a fresa de disco bi-helicoidal). São usadas em operações de desbaste, rebaixo de superfícies e abertura de ranhuras profundas.

As fresas também podem ser classificadas quanto a forma dos dentes e dos canais entre os dentes, as fresas de tipo tangencial só cortam na periferia cilíndrica, gerando superfícies planas paralelas ao eixo da ferramenta. Sendo caracterizadas pelo diâmetro externo, largura e tipo. Há 3 tipos principais: N (normal), H (para materiais duros) e W (para materiais moles), a Tab. 2.2, da letra “A” até a “C” mostra os desenhos e dá uma breve descrição deste tipo de fresas.

Tabela 2.2 – Classificação das fresas quanto volume de material retirado (CIMM, 2007).

<p>A Tipo N (cortes leves).</p>		<p>Para usinagem leve, com dentes paralelos ao eixo de rotação para larguras de até 19 mm. Para tamanhos maiores têm ângulos de hélice entre 15 e 25°.</p>
<p>B Fresas Tipo H (cortes pesados).</p>		<p>Para usinagem pesada, com larguras superiores a 50 mm, as fresas têm ângulo de hélice de 25 a 45° para obter um impacto mais favorável na entrada e uma ação de corte mais uniforme e distribuída.</p>
<p>C Fresas Tipo W (para materiais moles)</p>		<p>São fresas cilíndricas com ângulo de hélice superior a 45°, com grande rendimento, indicadas para a usinagem de alumínio e metais leves em geral. As ranhuras têm grande capacidade de alojar os cavacos (dentes bem espaçados) e o ângulo de saída lateral bastante grande.</p>

2.1.5 - Materiais Para Ferramentas de Corte.

Normalmente as principais propriedades requeridas para uma ferramenta de corte são dureza e tenacidade. Para cada aplicação o engenheiro responsável pela produção deve identificar entre as duas qual é a primordial e a secundária.

Uma ferramenta ideal é a que apresenta simultaneamente elevada dureza a frio; elevada dureza a quente (bem superior à da peça usinada); tenacidade para resistir aos esforços de corte e impactos; resistência à abrasão; estabilidade química; facilidade de obtenção a preços econômicos, entre outras. Machado e Da Silva (2004) ilustram uma relação entre os materiais das ferramentas e suas propriedades de dureza (Fig. 2.17) desde o aço carbono (material tenaz) até o diamante natural (material duro e frágil).

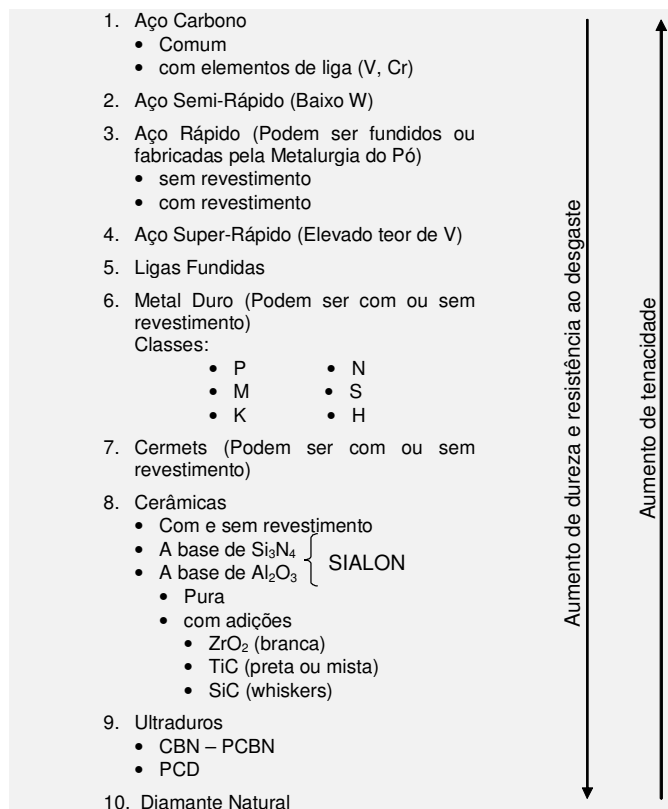


Figura 2.17 - Lista dos materiais para ferramentas de corte (MACHADO E DA SILVA, 2004)

Apesar da tendência das forças de corte decrescerem ao aumentar a velocidade de corte (MACHADO; DA SILVA, 2004), o desgaste das ferramentas aumenta rapidamente, é por isso que na usinagem em HSM, são recomendadas ferramentas com dureza relativamente elevada.

Na usinagem do alumínio, o desgaste se caracteriza principalmente por cegamento da ponta de corte e deslocamento da mesma, o desgaste de cratera não ocorre. Com o progresso do cegamento da ponta de corte, tem-se um aumento na força de usinagem e uma elevação da temperatura na região da raiz do cavaco. A temperatura pode subir a tal ponto que se tenha a formação de cavacos aparentes, isto é, material plastificado e extrudado entre a peça e o flanco da ferramenta. Com isso em regra, acontece uma redução da qualidade superficial (WEINGAERTNER; SCHROETER, 1991). Altas taxas de desgaste são mais comuns em algumas ligas de alumínio-silício com conteúdo de silício acima da composição eutética 17- 23%, para este tipo de ligas, é recomendável uma ferramenta de alta dureza, resistente a abrasão.

A usinagem destas ligas hiper-eutéticas é uma das mais importantes aplicações do diamante policristalino, além de sua altíssima resistência a abrasão, fornece um excelente

acabamento graças ao seu baixo coeficiente de atrito e a possibilidade de trabalhar em velocidades ao redor dos 4500 m/min no caso do alumínio.

No geral, seja para HSM ou para cortes normais, o aspecto mais importante para a melhoria na produção é, sem dúvida, o aumento na vida da ferramenta e, se possível, com baixo custo.

Ferramentas de corte possuindo micro-grãos de carbonetos com revestimento por deposição química ou física a vapor (CVD/PVD) e ferramentas de PCBN têm mostrado promissoras na aplicação de usinagem de alumínio.

Além da dureza do material da ferramenta, é preciso ter uma geometria adequada da mesma, pois materiais como o alumínio, possuem baixo módulo de elasticidade, alta ductilidade e a tendência de formação APC, características que podem ser adiadas quando forem determinadas as geometrias adequadas da ferramenta, para usinagem das ligas de alumínio. Segundo Weingaertner e Schroeter (1991) a deformação plástica sob ação da ferramenta faz com que os mesmos devam ser usinados com ângulos de corte tão grandes quanto possível.

Ao se ter a ferramenta adequada basta se preocupar pelo tipo de fixação da mesma, as altas velocidades de corte tornam inadequados alguns tipos de fixação, o item 2.1.6 apresenta algumas características importantes para a escolha de um tipo de fixação adequada.

2.1.6 - Sistemas de Fixação e Eixos-Árvores para HSC.

Para HSC as forças centrífugas se tornam significativas e provocam tensões elevadas sobre as partes básicas da ferramenta e fixação do inserto (ZELINSKI, 1999). Se uma pastilha quebrar e se soltar da ferramenta sob alta velocidade, grande quantidade de energia será liberada, produzindo forças de intensidade suficientes para projetá-la na área de produção como se fosse um projétil.

Na Alemanha, existem normas de segurança baseadas nos diâmetros das ferramentas (KOEPPER, 1997). Para ferramentas de 6 a 8 mm o limite operacional é de rotações entre 45.000 a 50.000 RPM. Para ferramentas de 12 mm, a recomendação é de 15.000 a 20.000 RPM.

No caso de grandes diâmetros, o corpo básico da ferramenta se torna o ponto mais fraco. Por exemplo, num teste feito por Schulz (1989) o corpo de alumínio de uma ferramenta protótipo de 200 mm de diâmetro quebrou em quatro pedaços a 27.500 RPM durante um ensaio de ruptura, mas as cápsulas soldadas ainda estavam firmemente fixadas ao corpo.

Baseado nestas observações recomenda-se o emprego de montagens com ajuste de interferência, a minimização da massa dos componentes e a utilização de materiais dúcteis (SCHULZ, 1993).

2.1.7 - Interface Eixo-Árvore-Ferramenta.

Os resultados do HSC dependem decisivamente do sistema de fixação de ferramenta. Este deve estar apto a operar em condições especialmente difíceis, uma vez que está localizado diretamente no fluxo de força entre a peça e a máquina. Além das condições usuais de rigidez e requisitos gerais de corte (transmissão de torque e de forças de usinagem), o sistema deve garantir ótimas condições geométricas (batimento, concentricidade) e possibilitar a troca rápida de ferramentas (SCHULZ, 1993).

2.1.8 - Porta-Piças.

As pinças convencionais, populares possuem alta flexibilidade e baixo custo, mas não são suficientemente rígidas e precisas para operações de usinagem de alto desempenho. Melhores resultados são obtidos com mandris hidráulicos (para furação ou alargamento), mandris Hidro-mecânicos e mandris de contração térmica (KOEPPER, 1997) para fresamento.

Os porta-pinça convencionais conforme DIN 6388 ou DIN 6499, foram desenvolvidos para fixar ferramentas com tolerâncias de haste h7 ou superiores, enquanto as modernas ferramentas inteiriças de metal duro de hoje têm, em média, a tolerância h6 como padrão. Segundo Cavichioli (2003) essa diferença entre tolerâncias, somada aos baixos níveis de rugosidade existente nas hastes das ferramentas de metal duro, faz com que haja escorregamento da ferramenta dentro da pinça durante a usinagem que exigem um pouco mais da ferramenta, como nos desbastes. O batimento da ferramenta com esse tipo de fixação varia de 0.02 - 0.04 mm, a Fig. 2.18 mostra a pinça e porta pinça conforme a norma DIN 6499.

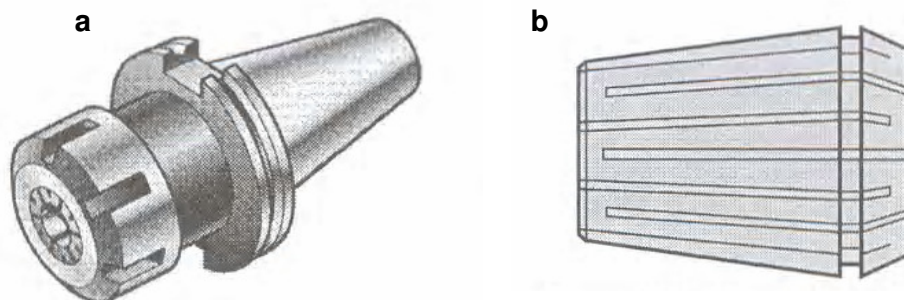


Figura 2.18 – a) porta-pinça, b) pinça, conforme a norma DIN 6499

Outra desvantagem dos porta-pinças, está nas forças radiais existentes nas operações de fresamento que fazem com que a ferramenta se incline durante a usinagem, inclinando também a pinça; a força de fixação da porca do porta-pinça sobre a pinça não permite que ela, e, conseqüentemente a ferramenta volte para sua posição de origem. Isso causa o aumento do batimento da ferramenta, diminuendo drasticamente sua vida, além de afetar a precisão da peça usinada. O pesquisador Cavischiolli (2003) cita no livro Usinagem a Altíssimas Velocidades de Corte, “Testes práticos comprovam que, em média, a cada 0.01mm de batimento da ferramenta sua vida diminui em 50%”, a Fig. 2.19 ilustra o movimento de inclinação da pinça e da ferramenta devido às forças radiais de usinagem.

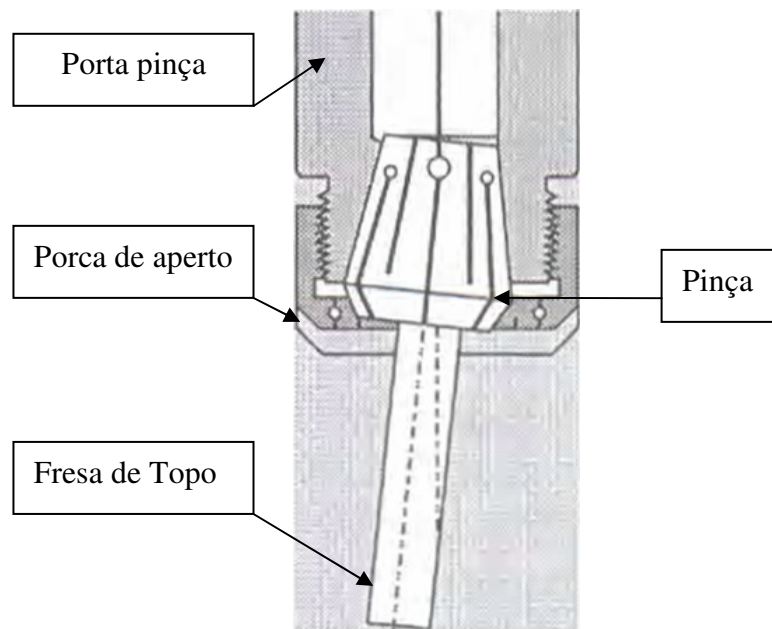


Figura 2.19 - Movimento de inclinação da pinça e da ferramenta devido as forças radiais de usinagem (CAVISCHIOLLI, 2003)

Os sistemas de fixação hidráulicos mais simples apresentam, na área de fixação, uma bucha de dilatação cilíndrica deformável, em forma de camisa.

Se for injetado óleo na interface mediante um êmbolo ativado por parafuso, a bucha dilata-se de forma centralizada e uniforme em direção ao eixo, fixando a ferramenta. Para a fixação, há necessidade apenas de uma chave 50 sextavada, facilitando a pré-ajustagem do comprimento das ferramentas. Sua desvantagem é, sua fragilidade, ou seja, a parede que se deforma ao fixar a haste da ferramenta é tão fina que alguns fabricantes a chamam de membrana, já que é facilmente danificada se alguns cuidados não forem tomados.

Sistemas de fixação hidráulicos mais avançados conhecidos como Mandris de fixação hidro-mecânico deixam de lado o uso de membranas deformáveis. Estes mandris utilizam

bombas de pressão para acionar o óleo que atua no sistema. Um exemplo deles é o mandril hidromecânico CoroGrip da SANDVIK. Na Fig. 2.20 pode-se observar o princípio de funcionamento deste tipo de mandril.

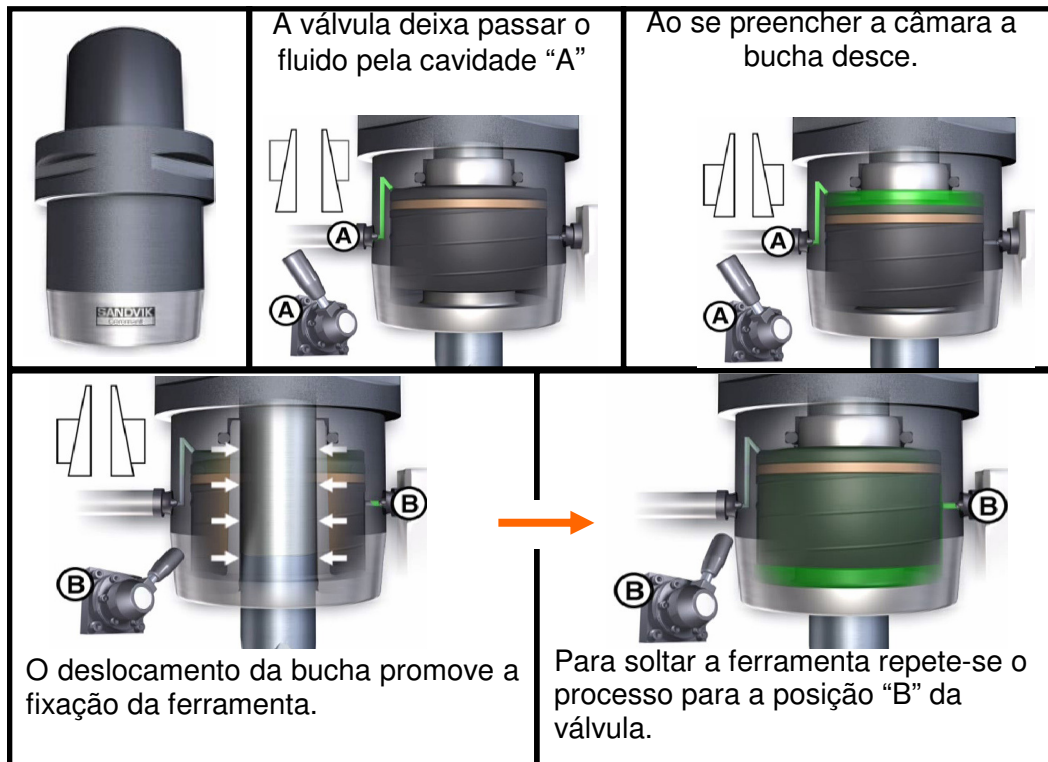


Figura - 2.20 Fixação por mandril hidro-mecânico SANDVIK CoroGrip

Os sistemas de fixação por contração térmica trabalham segundo o princípio da dilatação térmica dos corpos. O furo do mandril de alojamento da ferramenta possui medida menor que o diâmetro da parte cilíndrica de fixação da ferramenta. O mandril é aquecido para que o sistema seja dilatado para um diâmetro superior ao da ferramenta, que é inserida e centralizada após o resfriamento. O aquecimento pode ser feito por ar quente, chama aberta ou pelo método indutivo (FIEDLER, 2001). Como nos mandris hidráulicos, este sistema apresenta excelente concentricidade e rigidez. Além disso, permite uma transmissão de torque elevada. Uma vantagem significativa dos mandris de contração térmica é que eles são perfeitamente simétricos. Não são necessários parafusos para acionar cilindros hidráulicos ou fixar a ferramenta, permitindo que sejam fabricados com níveis muito baixos de desbalanceamento. Sua maior desvantagem está na pequena flexibilidade e maior grau de dificuldade na troca de ferramentas (SCHULZ, 1996).

2.2 – Geração e distribuição de calor no processo de fresamento de topo.

2.2.1 – Fontes de Geração de Calor Em Usinagem

Na usinagem dos metais o papel que a temperatura desempenha é de fundamental importância para o sucesso da operação. O processo pode se beneficiar ou ser prejudicado pelo calor gerado. Estudos realizados por Taylor e Queiney (1934, 1937) mostraram que apenas uma pequena fração (de 1 a 3%) da energia gasta na formação do cavaco não é convertida em calor.

Na usinagem de metais o material é submetido a altas tensões de cisalhamento e grandes deformações plásticas, além de deformações elásticas, sendo que as últimas representam somente 1% do trabalho realizado para cortar o material, o restante 99% vai se transformar em calor que vai para o cavaco, a ferramenta, a peça e o meio ambiente (TRENT, 2000). Assim considera-se que toda a energia mecânica utilizada para o corte (energia de deformação plástica) é transformada em calor.

Em cada um dos processos de corte as temperaturas máximas situam-se em regiões específicas, bem próximas à aresta de corte, onde as tensões atuantes (normais e cisalhantes) são extremamente elevadas (TRENT, 2000). Nos processos de usinagem apenas de 8 a 10% do total do calor gerado é transferido para a ferramenta, a maior parte é dissipado pelo cavaco, mas uma pequena parcela é conduzida na peça, e aumenta a sua temperatura, podendo às vezes causar problemas de precisão dimensional (MACHADO; DA SILVA, 2004). A Figura 2.21 apresenta as três fontes onde o calor é gerado (zonas de cisalhamento) na usinagem.

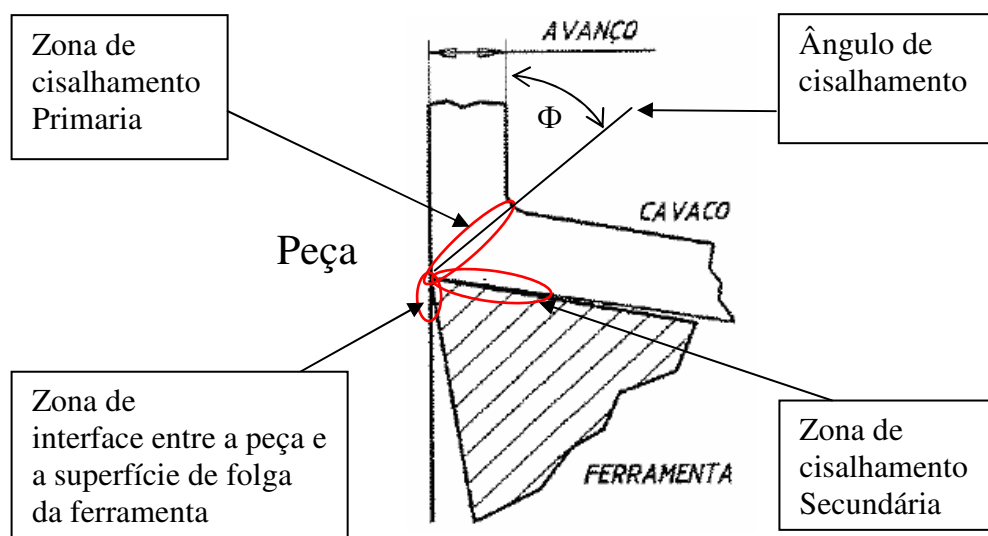


Figura 2.21 – Zonas de cisalhamento no processo de corte ortogonal (Adaptado de TRENT; WRIGHT, 2000)

A temperatura de corte em uma operação de usinagem depende diretamente da quantidade de energia gasta na mesma. A energia elétrica que alimenta o motor principal da máquina ferramenta promove o giro necessário para o movimento de corte (energia mecânica), que permite a formação do cavaco por cisalhamento, que é a fonte intrínseca de calor.

Assim, pode-se estabelecer uma relação direta entre a potência consumida na operação e a temperatura de corte (FERRARESI, 1981). Porém, alguns fatores, dentre os quais o principal será a velocidade de corte, influenciam a forma como o calor gerado se dissipa através da peça, da ferramenta e do cavaco.

2.2.2 Distribuição do Calor Gerado No Processo De Corte.

Na usinagem com ferramenta de geometria definida, a maior parte do calor gerado vai para o cavaco (aproximadamente 75%) enquanto que a porcentagem de calor que se dissipa para a ferramenta é bem menor. Segundo Machado e da Silva, (2004) mesmo que esta porcentagem seja pequena a temperatura atinge valores que podem exceder 1100 °C, o que comprometerá fortemente a vida da ferramenta. A Figura 2.22 mostra a distribuição das temperaturas na região de corte, segundo estes autores.

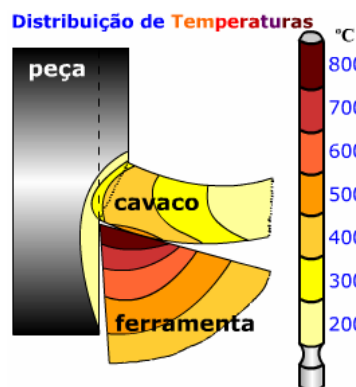


Figura 2.22 – Distribuição típica de temperaturas na região de corte (CIMM, 2007)

Salomon (1931), citado por Dewes e Aspinwall (1997) propôs que a temperatura de corte em uma operação de usinagem cresce com a velocidade de corte até um determinado valor desta, que após ser atingido a temperatura começa a diminuir progressivamente, como é mostrado na Figura 2.23 (a). Porém, estudos realizados desde então não têm comprovado esta afirmação. Publicação recente discute minuciosamente a curva de Salomon (LONGBOTTOM e LANHAM, 2006), deixando claro que a temperatura correspondente é a da peça. Isto comprova que o aumento da velocidade de corte altera a distribuição da dissipação do calor, onde o cavaco carrega maior e a peça menor quantidade de calor.

Entretanto, o calor gerado na interface cavaco ferramenta é diretamente proporcional à velocidade de corte.

McGee (1979), citado por Dewes; Aspinwall (1997) propôs que a temperatura da interface cavaco ferramenta sobe à medida que a velocidade de corte aumenta, até que o ponto de fusão do material usinado seja atingido, como mostra a Figura 2.23 (b).

Desta maneira, materiais com baixos pontos de fusão como o alumínio, em torno de 659°C, têm suas velocidades de corte limitadas única e exclusivamente pelas condições oferecidas pela máquina utilizada (MACHADO e DA SILVA, 2004), já que este valor de temperatura se encontra bem abaixo dos valores de temperatura onde as ferramentas de metal duro e cerâmica começam a perder suas propriedades. Segundo Trent (2000), na usinagem de materiais com pontos de fusão altos, como as superligas de Ni e Ti e as ligas ferrosas, o limite da velocidade de corte é definido em função da máxima temperatura suportada pelo material da ferramenta utilizada.

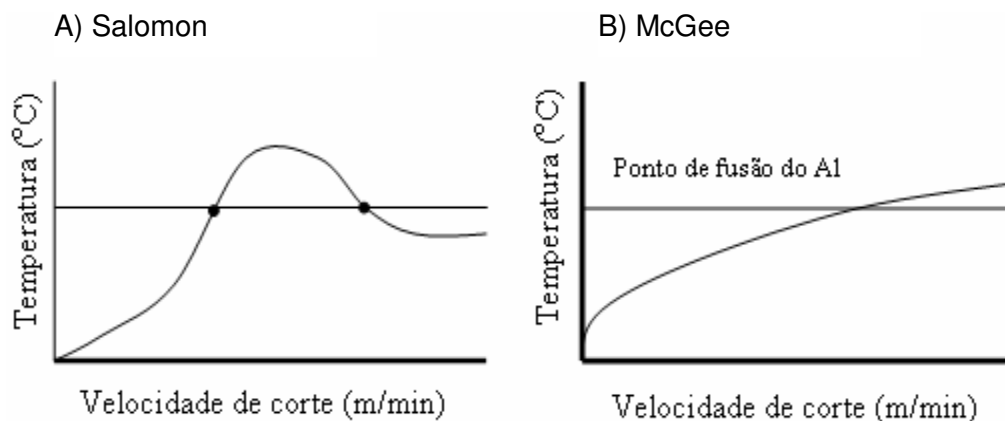


Figura 2.23 – Temperatura x Velocidade de corte. A) Curva de Salomon; B) Curva de McGee

2.2.3 - Influência das condições de corte na temperatura.

O modelo proposto por Dagiloke et al. (1995) determinou que a temperatura do cavaco e da superfície de saída da ferramenta aumenta progressivamente com o aumento da velocidade de corte em uma faixa de valores que vai até 10.000 m/min. Nos mesmos ensaios modelados, observou-se que a temperatura da peça sofre uma pequena redução com o aumento da velocidade de corte. Os autores concluíram que este fenômeno ocorre em função da redução do tempo que o calor gerado tem para se dissipar para a peça. Com o aumento da velocidade de corte o calor se dissipa principalmente pela superfície de saída da ferramenta e pelo cavaco, tendo menos tempo para migrar para a peça. A Figura 2.24 exemplifica uma distribuição em percentagens de calor na região de corte.

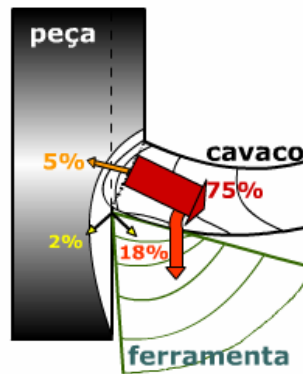


Figura 2.24 - Percentagem de calor na região de corte (CIMM, 2007)

Outro fator que apresenta grande influência na temperatura de corte é o estado de afiação da ferramenta. Em uma operação de desbaste, os valores de temperatura atingidos por uma ferramenta com um desgaste de flanco de 0,3 mm são quase quatro vezes maiores do que os valores encontrados quando a ferramenta utilizada é nova (DEWES et al., 1999). Isto se dá devido a fato de que uma das principais fontes geradoras de calor na usinagem é o atrito entre ferramenta e peça, e quando a ferramenta utilizada apresenta desgaste de flanco o atrito entre a peça e a superfície de folga da ferramenta tende a aumentar consideravelmente (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2001).

De acordo com Melo et al, (2005) no processo de fresamento existe uma tendência de aumento da diferença entre as temperaturas na saída (T_s) e na entrada (T_e) da peça, com o aumento tanto de a_p (Fig. 2.25 a), quanto de f_z (Fig. 2.25 b). Este comportamento já havia sido suposto por Melo (2001) para explicar o aumento na quantidade de trincas de origem térmica em ferramentas de metal duro usadas no fresamento frontal.

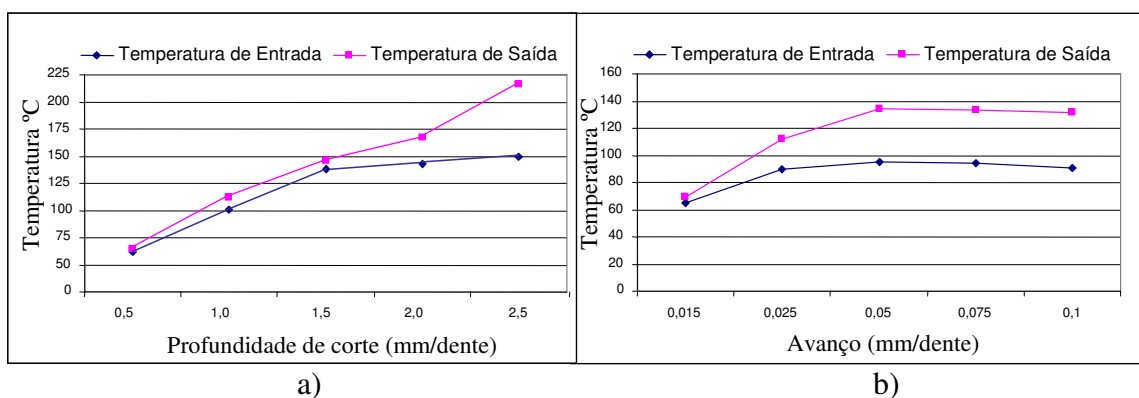


Figura 2.25 - Temperaturas obtidas na entrada e na saída da fresa em relação à peça em função de (a) profundidade de corte e (b) avanço por dente (Adaptado de MELO et al., 2005)

Em cortes interrompidos, além de temperaturas elevadas, existem choques térmicos sofridos pela ferramenta, que também são muito importantes para o desempenho do processo, pois a vida da ferramenta depende diretamente da intensidade destes choques.

2.2.4 Métodos Experimentais para Obtenção da Temperatura na Interface de Corte.

Existem diferentes métodos para medição de temperatura no processo de corte e alguns dos mais usados são ilustrados e discutidos a seguir.

a) Método do termopar ferramenta-peça.

Esta técnica experimental considera o efeito termopar na interface ferramenta-peça, isto é, se na junção de dois materiais condutores diferentes existe uma variação de temperatura então é gerada uma diferença de potencial elétrico que é proporcional a esta temperatura. A diferença de potencial pode ser amplificada e os valores medidos podem ser convertidos em leituras de temperatura. Assim, fazendo o uso deste princípio, considera-se a junção ferramenta-peça como um par termoelétrico (interface de corte). A variação de temperatura, que é devida ao calor gerado na região de contato entre estes dois materiais durante o processo de usinagem é então obtida por meio da conversão do sinal elétrico medido. A Figura 2.26 apresenta um esquema do aparato experimental do método do termopar ferramenta-peça.

A aplicação desta metodologia para a obtenção da temperatura na ferramenta de corte no processo de torneamento (corte contínuo) pode ser encontrada nos trabalhos de Arndt e Brown (1966), Trent (2000), Stephenson (1991), Stephenson e Ali (1992), Eu-Gené (1995), Stephenson; Jen; Lavine (1997), Leshock e Shin (1997) e Almeida et. al (2007). Para o corte interrompido, caso do fresamento, a presença de mais de um dente, e o fato do movimento rotacional ser feito pela ferramenta torna muito complexa a medição da temperatura com este método.

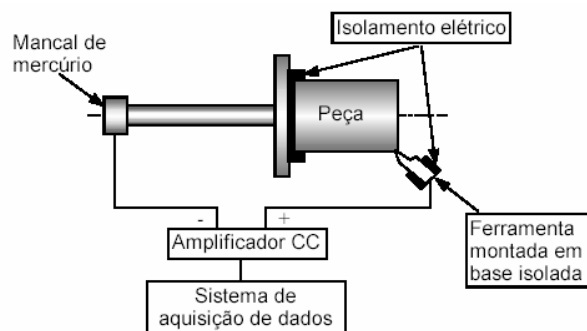


Figura 2.26 - Esquema para medição da temperatura de corte usando o método do termopar ferramenta-peça (MELO, 1998)

b) Medição da temperatura por meio da radiação térmica.

O método permite determinar a temperatura baseando-se na radiação térmica que é emitida na zona de corte, ou seja, sabendo-se que todo corpo aquecido emite certa quantidade de radiação, pode-se medi-la e relacioná-la em uma escala de temperatura. O processo consiste na exposição do corpo aquecido a um sensor óptico, conhecido como pirômetro ou termômetro infravermelho. Este sensor recebe a radiação térmica e gera uma f.e.m. (força eletromotriz) que pode ser detectada por um milivoltímetro. Os sinais elétricos são então relacionados a uma escala de temperatura fornecendo assim, a temperatura na região observada. Uma desvantagem deste método é que os resultados obtidos na medição não são pontuais, isto é, eles representam o valor médio da temperatura na área de focalização ou área de sensibilidade do instrumento.

Além disso, estes instrumentos só conseguem detectar o valor de temperatura a partir do conhecimento prévio da emissividade da superfície analisada. Neste caso, se a emissividade da ferramenta variar com o aumento da temperatura, esta variação tem que ser considerada. O esquema de uma medição de temperatura superficial utilizando um pirômetro é apresentado na Fig. 2.27.

Na literatura, encontram-se alguns pesquisadores que empregam esta técnica para determinar a temperatura superficial da ferramenta de corte. Dentre eles, podemos citar: Stephenson (1991), Stephenson e Ali (1992), Lin; Lee; Weng (1992), Eu-Gené (1995) em processos de torneamento, e (Lin, 1995) em processo de fresamento.

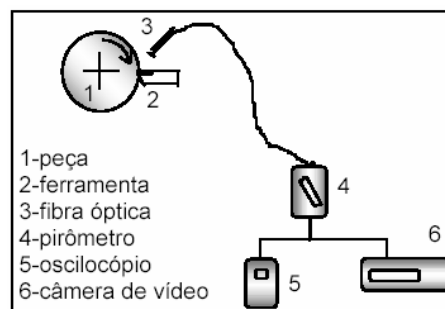


Figura 2.27 – Aparato experimental para medição da temperatura de corte utilizando sensor infravermelho (LIN; LEE; WENG, 1992)

c) Termopares implantados.

Outra técnica utilizada para se medir a temperatura da ferramenta de corte é por meio da inserção de termopares no interior da ferramenta. Para possibilitar a instalação dos termopares são realizados micro furos na ferramenta de corte. A localização do termopar próximo a região de geração de calor (zona de corte) fornece uma estimativa da

temperatura na superfície da ferramenta. As desvantagens desta técnica estão relacionadas à dificuldade de instalação dos termopares em função das pequenas dimensões da ferramenta, e também quanto à qualidade dos resultados obtidos, pois os efeitos da difusão de calor na ferramenta são alterados com introdução do termopar e principalmente pela realização do micro furo. Na Figura 2.28 apresenta-se um esquema de medição utilizando termopar inserido na ferramenta de corte. Nos trabalhos de Trent (2000) e Eu-Gené (1995) verifica-se o uso desta técnica para medir a temperatura durante o processo de torneamento.

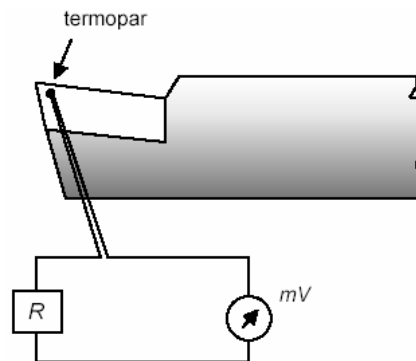


Figura 2.28 – Aparato experimental para medição da temperatura da ferramenta de corte com inserção de termopar (MELO, 1998)

Os itens anteriores mostraram diferentes técnicas de medição da temperatura no processo de formação de cavaco. Ao se conhecer esta temperatura ou uma estimativa da mesma, propõem-se diferentes métodos para o controle deste parâmetro, que é prejudicial à resistência da ferramenta. A aplicação de fluidos de corte nasce com o propósito de diminuir a temperatura na zona de corte.

2.3 – Fluidos de corte.

2.3.1 – História do uso de fluidos de corte.

O primeiro pesquisador que constatou e mediu (TAYLOR, 1907) a influência de um fluido de corte durante o processo de usinagem foi o americano F. W. Taylor (1894). Ele jogou grandes quantidades de água na zona de corte, com a finalidade de diminuir a temperatura na região peça–ferramenta–cavaco, com o que conseguiu 33% de aumento na velocidade de corte sem prejuízo para a vida da ferramenta (FERRARESI, 1981).

Uma excelente fundamentação da diminuição da temperatura com uso de fluidos de corte foi proposta por Ferraresi (1981). Ele destaca especialmente a ação refrigerante e lubrificante nas zonas de cisalhamento e de contato de um processo de corte.

Na zona de cisalhamento secundário a lubrificação diminui o coeficiente de atrito decorrendo menor quantidade de calor gerado por atrito. Na zona de contato da superfície de folga e a peça ocorre a mesma coisa em relação à ferramenta e a peça.

Na zona de cisalhamento primário a redução se faz pelo seguinte fato: a diminuição do coeficiente de atrito μ , entre a ferramenta e o cavaco, provoca o aumento do ângulo de cisalhamento Φ (ver Fig. 2.21) e conseqüentemente um decréscimo da energia de deformação por cisalhamento, gerando assim menor quantidade de calor na zona de cisalhamento primária. Outra decorrência do aumento do ângulo Φ é o aumento da velocidade de saída do cavaco v_{cav} .

Isto significa que o cavaco se afasta mais rapidamente da superfície de saída da ferramenta, diminuindo assim o tempo de transmissão de calor daquele (que é uma fonte móvel de calor) para a superfície citada. O controle da temperatura gerada nas três zonas identificadas na Fig. 2.21, permite o aumento das condições de corte.

Maiores valores de avanço, profundidade e principalmente de velocidade de corte sempre foram almejados em virtude de uma maior produção de peças. Nos dias atuais isso é possível, devido ao crescente uso de materiais de usinabilidade melhorada e, principalmente, pelo desenvolvimento de materiais, revestimentos e geometrias das ferramentas de corte (MIRANDA, et al, 2001; ABRÃO et al, 2008).

Além da resistência e geometria dos materiais, as novas máquinas possuem suficiente rigidez e potência, sendo capazes de usinar em condições de corte mais severas. Em contrapartida, altas temperaturas são encontrados na região de corte, podendo prejudicar a qualidade do trabalho por várias razões, entre eles:

1. Diminuição da vida útil da ferramenta;
2. Aumento da oxidação da superfície da peça e da ferramenta;
3. Dilatação, erros de medidas e deformações na peça.

A Figura 2.29 apresenta os resultados dos ensaios obtidos por Schallbroch; Wallich; Bethmann (1950) citados por Ferraresi (1981). O gráfico mostra o comportamento da temperatura em diferentes materiais quando usinados em diferentes velocidades de corte.

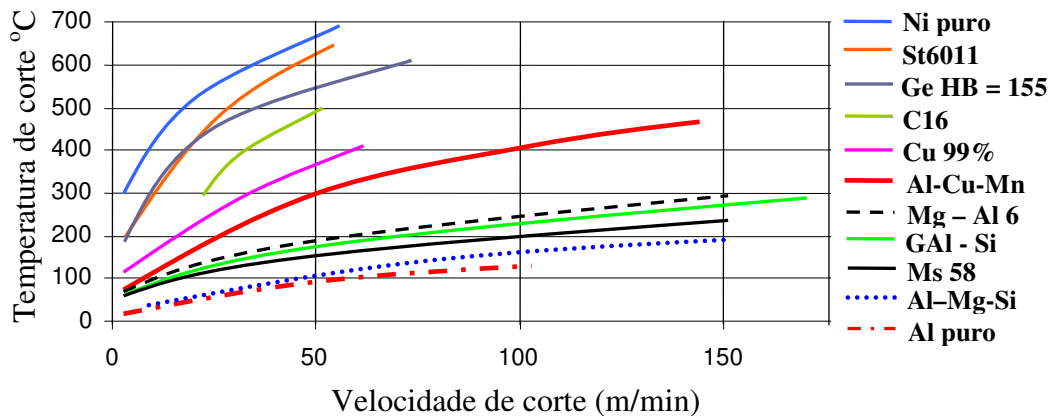


Figura 2.29 – Medida da temperatura de corte através de termo-pares ferramenta-peça-cavaco, para diferentes materiais (Adaptado de FERRARESI, 1981)

Na maioria dos casos, é benéfico diminuir as altas temperaturas na interface peça-cavaco-ferramenta. Se o calor não for removido ocorrerão distorções térmicas na peça e alterações prejudiciais na estrutura da ferramenta. Como resultado, tem-se o desgaste prematuro e trocas mais freqüentes da ferramenta de corte. Só é interessante manter as temperaturas elevadas, na usinagem de materiais endurecidos, quando o calor favorece o cisalhamento do material e garante a formação do cavaco e nestes casos a aplicação de um fluido de corte impediria este benefício. A Figura 2.30 mostra o efeito da temperatura sobre a dureza de alguns materiais utilizados para ferramentas. Observe a nítida diminuição da dureza dos materiais com o aumento da temperatura.

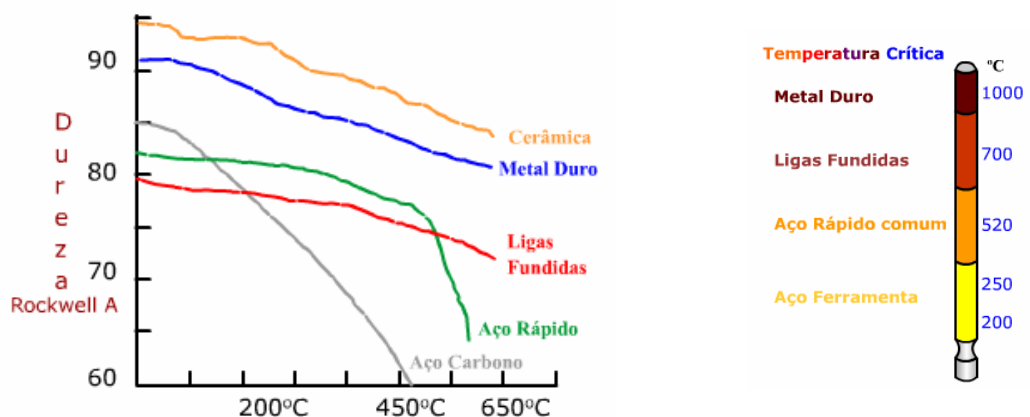


Figura 2.30 - Curvas de perda de dureza em função da temperatura para diferentes materiais de ferramenta (CIMM, 2007)

Por outro lado, as temperaturas elevadas na peça facilitam o corte em virtude desta redução de dureza (resistência). Em alguns casos, como na usinagem de materiais endurecidos citado anteriormente, é importante usar uma ferramenta com temperatura crítica maior e trabalhar um corte a seco.

Um fator importante na vida da ferramenta é que a temperatura de nenhuma de suas partes, especialmente da ponta de corte, ultrapasse o valor crítico, além do qual se verifica forte redução da dureza podendo ocorrer deformação.

2.3.2 – Funções dos fluidos de corte.

Os fluidos de corte têm sido incorporados ao processo de usinagem com o propósito de melhorar as características tribológicas inerentes ao mesmo, as quais estão presentes entre a superfície de contato da ferramenta com o cavaco e com a peça (SOKOVIC; MIJANOVIC, 2001), ou seja, de forma geral usam-se os fluidos de corte a fim de obter um custo total por partes usinadas menor, ou um aumento na taxa de produção. Isto é possível devido aos benefícios que eles podem proporcionar, como por exemplo:

- Aumento da vida útil da ferramenta pela lubrificação e refrigeração (diminuição da temperatura);
- Redução das forças de corte devido à lubrificação e, conseqüentemente, redução de potência;
- Melhora do acabamento superficial;
- Fácil remoção do cavaco da zona de corte;
- Menor distorção da peça pela ação da ferramenta (controle dimensional da peça).

Segundo Machado e Da Silva (2004), quando um fluido de corte é a base de água, a dissipação de calor (refrigeração) é mais efetiva que a redução do atrito (lubrificação). A eficiência do fluido de corte em reduzir a temperatura diminui com os aumentos da velocidade de corte e da profundidade de corte.

Como lubrificante, o fluido de corte tende a formar um filme (película) entre a ferramenta e o cavaco, apenas na zona de escorregamento (Fig. 2.31), impedindo o contato direto entre os mesmos nesta região. Segundo Trent e Wright (2000) o lubrificante não tem acesso na zona de aderência devido ao íntimo contato do cavaco-ferramenta nessa região. Para Postnikov (1967) o fluido de corte penetra até chegar à ponta da ferramenta graças a uma ação capilar, assumindo que o contato na interface não é completo, existindo unicamente condição de escorregamento, anos depois, pesquisas desenvolvidas com ferramentas transparentes de safira demonstraram como o fluido penetra pelos lados ao

invés de se movimentar contra o fluxo de saída do cavaco (HORNE; DOYLE; TABOR, 1978).

Com a penetração do fluido de corte pode-se também restringir o caldeamento (micro soldagem) de cavacos e peça na superfície de saída e de folga da ferramenta, respectivamente e evitar ou diminuir as dimensões da aresta postiça de corte (APC), isso quando são incorporados ao final certos aditivos apropriados (MACHADO; DA SILVA, 2004).

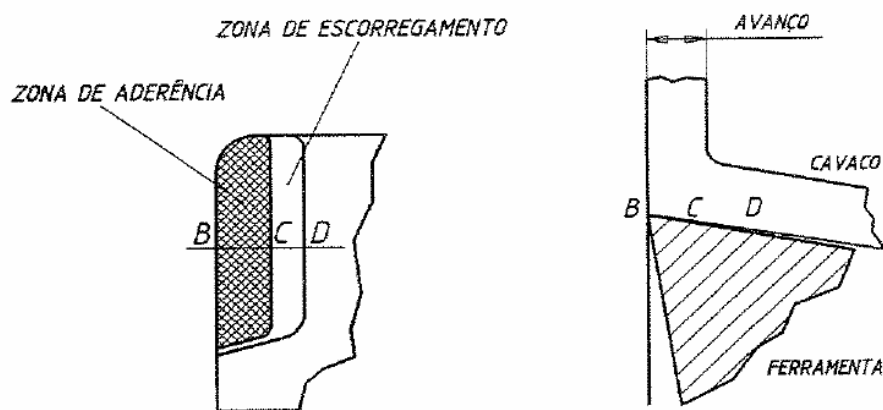


Figura 2.31 - Zonas de escorregamento e aderência na interface cavaco ferramenta (TRENT; WRIGHT, 2000)

A baixas velocidades de corte, a refrigeração é relativamente sem importância, enquanto que a lubrificação é importante para reduzir o atrito e evitar o aparecimento de APC (aresta postiça de corte). Um fluido de corte à base de óleo seria o mais indicado.

A altas velocidades de corte, as condições não são favoráveis para a penetração do fluido de corte na interface cavaco-ferramenta para que ele exerça o papel lubrificante. Isto acontece pelas altas tensões que se apresentam na interface cavaco-ferramenta e o fluxo de cavaco maior, contra a direção do fluido, impedindo a penetração do mesmo.

2.3.3 – Aditivos dos fluidos de corte.

Certas propriedades especiais são conferidas aos fluidos de corte por meio de aditivos, que são produtos químicos ou orgânicos. Os aditivos mais usados são:

- Antiespumantes: evitam a formação de espuma que poderia impedir a boa visão da região de corte e comprometer o efeito de refrigeração do fluido;
- Anticorrosivos: protegem a peça, a ferramenta e a máquina-ferramenta da corrosão (são produtos à base de nitrito de sódio);

- Antioxidantes: tem a função de impedir que o óleo se deteriore quando em contato com o oxigênio no ar;
- Detergentes: reduzem a deposição de lodo, lamas e borras (composto de magnésio, bário, cálcio, etc);
- Emulgadores: são responsáveis pela formação de emulsões de óleo na água;
- Biocidas: substâncias ou misturas químicas que inibem o crescimento de microorganismos;
- Agentes EP (extrema pressão): para operações mais severas de corte, eles conferem aos fluidos de corte uma lubricidade melhorada para suportarem elevadas temperaturas e pressões de corte, reduzindo o contato da ferramenta com o material. Os principais agentes EP são à base de enxofre, cloro e fósforo.

2.3.4 – Grupo dos fluidos de corte.

Existem lubrificantes sólidos, líquidos e gasosos. O grupo dos fluidos de corte líquidos é o mais importante e mais amplamente empregado e ocupam lugar de destaque por apresentarem boas propriedades refrigerantes e lubrificantes. Entre os gasosos, os mais comuns são o oxigênio e o vapor de água encontrado na atmosfera (Shaw, 1968). Eles praticamente só refrigeram, ao contrario dos sólidos (grafite, bissulfeto de mobilidênio, etc.) que só lubrificam.

Podemos ainda subdividir o grupo dos fluidos refrigerantes em três grandes grupos:

1. Óleos de corte integrais (puros): óleos minerais (derivados de petróleo), óleos graxos (de origem animal ou vegetal), óleos sulfurados (enxofre) e clorados (cloro) que são agentes EP.
2. Óleos emulsionáveis: são fluidos de corte em forma de emulsão, composto por uma mistura de óleo e água na proporção de 1:10 a 1:100. Sua composição é a base de óleos minerais, óleos graxos, emulgadores, agentes EP (enxofre, cloro, fósforo ou cálcio) e água.
3. Fluidos químicos ou sintéticos: não contêm óleo mineral em sua composição e formam soluções transparentes (boa visibilidade no processo de corte). Composto por misturas de água e agentes químicos (amina, nitritos, fosfatos, boratos, sabões, agentes umectantes, glicóis e germicidas).

2.3.5 - Direções e métodos de aplicação dos fluidos de corte.

Existem quatro direções de aplicação dos fluidos de corte, como mostra a Figura 2.32.

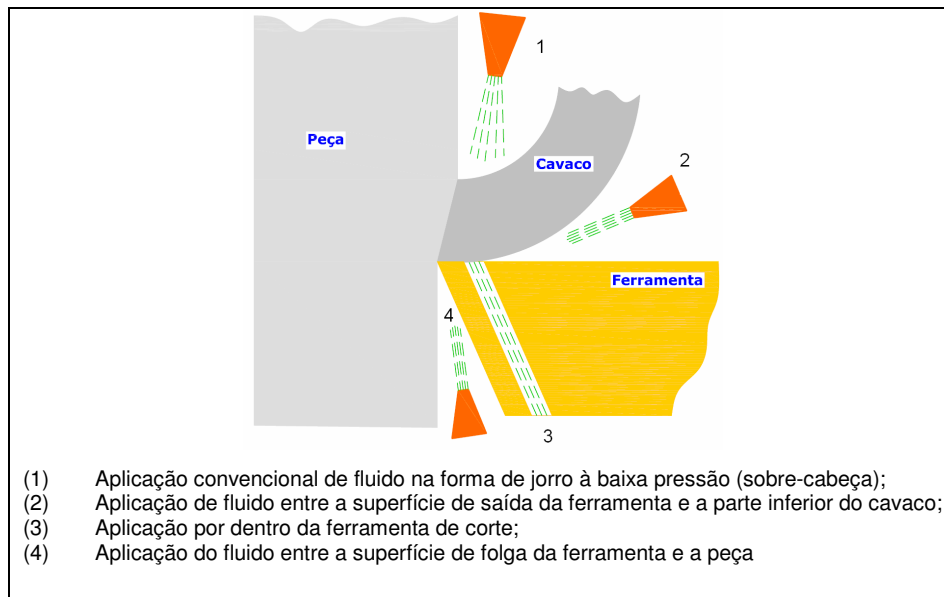


Figura 2.32 - Direções de aplicação do fluido de corte (adaptado de DA SILVA, 2006)

Além da direção de aplicação, se pode mudar também as formas de aplicar o fluido:

- Jorro de fluido à baixa pressão (torneira à pressão normal);
- Pulverização;
- Sistema à alta pressão.

O primeiro sistema é o mais utilizado pela sua simplicidade. O segundo método oferece vantagens sobre o primeiro devido ao maior poder de penetração e velocidade. O terceiro método é mais engenhoso, mas bons resultados foram obtidos com o seu emprego.

Machado e Wallbank (2006) desenvolveram vários experimentos analisando a influência das altas pressões na injeção do fluido de corte (14.5 MPa) direcionado à superfície de saída da ferramenta figura (2.32-2) no torneamento do Ti6Al4V e do Inconel 901, obtendo maiores tempos de vida da ferramenta quando comparados com a aplicação em baixa pressão.

Quando o objetivo é a diminuição de temperatura na peça, como no caso do alumínio, bons resultados foram obtidos com a aplicação em baixa pressão na direção sob-cabeça (Figura 2.33).



Figura 2.33 – Aplicação por jorro em 3 bicos do fluido de corte semi-sintético, vazão total de 1230 l/h

Nos últimos anos, na tentativa de reduzir custos e atender as normas ambientais, tem-se observado uma necessidade de reduzir o consumo de fluido de corte. A técnica de aplicação de Mínima Quantidade de Fluido de Corte (MQF) tem sido objeto de muitas pesquisas. Alguns autores usam MQL (Mínima Quantidade de Lubrificante), ao invés de MQF.

Nesta técnica o fluido é aplicado em volumes muito baixos chegando a 10 ml/h. Normalmente, eles são aplicados juntamente com um fluxo de ar (método da pulverização), e direcionados contra a saída do cavaco, ou entre a superfície de folga da ferramenta e a peça.

Estudos na usinagem em HSM de aços endurecidos realizada por Liao e Lin (2007), mostraram o comportamento da vida da ferramenta no processo de MQF comparando com a usinagem a seco. A Figura 2.34 mostra esta comparação.

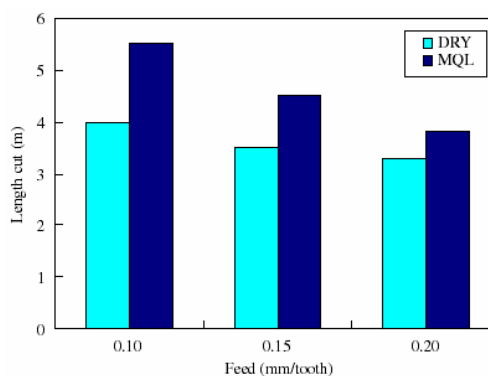


Figura 2.34 - Vida da ferramenta na usinagem de aço AISI P21 com MQL e a seco ($a_p = 0,3\text{mm}$ e $v_c = 500\text{m/min}$) (LIAO e LIN, 2007)

2.3.6 – Escolha do Fluido de Corte.

Não existe um fluido universal já que a escolha do fluido com determinada composição depende do material a ser usinado, do tipo de operação e da ferramenta usada. Os fluidos de corte emulsionáveis e sintéticos são indicados quando a refrigeração for mais importante. Os óleos minerais e graxos usados juntos ou separados, puros ou contendo aditivos especiais, são usados quando a lubrificação for o fator mais determinante.

Costa (2006) cita algumas dicas do uso de fluidos de corte, dependendo do material usinado.

- O alumínio e suas ligas podem ser usinados a seco. Para algumas ligas é necessário o fluido de corte, que pode ser uma emulsão com mistura de óleo mineral e graxo ou a maioria das emulsões. Não requer aditivos EP e o enxofre ataca o metal instantaneamente;
- Os Ferros Fundidos cinzentos são normalmente usinados a seco, porém um óleo emulsionável pode ser útil na furação para ajudar a remover o cavaco, que é do descontínuo;
- O magnésio e suas ligas normalmente são usinados secos e a altíssimas velocidades de corte, entretanto, um refrigerante pode ser usado. Emulsões são proibidas, pois a água reage com o cavaco para liberar hidrogênio, que apresenta riscos de ignição. O enxofre ataca o metal;
- O cobre e suas ligas geralmente usam óleos emulsionáveis. O enxofre causa descoloração das peças;
- Devido a altas fragilidades das ferramentas cerâmicas, deve-se tomar cuidado ao aplicar um refrigerante, porque os choques térmicos podem causar trincas superficiais.

2.3.7 - Fluidos de corte para usinagem de alumínio.

O alumínio é um material com excelente índice de usinabilidade. Segundo Machado e Da Silva (2004) o alumínio pode muitas vezes ser usinado a seco, porém as ligas de alumínio conformadas, com alto teor de cobre, requerem um fluido de corte com alta capacidade refrigerante.

O ponto de fusão das ligas de alumínio está na faixa dos 650 a 700°C, temperatura que pode ser atingida na interface de contato peça/cavaco/ferramenta. Daí existe a facilidade de ocorrer soldagem por fusão do alumínio à ferramenta, empastando-a (WEINGAERTNER; SCHROETER, 1991). O uso dos recursos para diminuir o atrito e refrigerar é essencial para remover o calor gerado e evitar a formação da APC.

A natureza relativamente dúctil do material produz cavacos longos que geram grandes áreas de contato cavaco-ferramenta, aumentando a força de corte e a ação lubrificante do fluido de corte tem grande participação na diminuição dessa área, facilitando o cisalhamento do material.

Os fluidos de corte mais comuns são os óleos emulsionáveis de base vegetal, mineral ou sintéticos. A concentração varia entre 1:25 e 1:50 (óleo em água), e a aplicação deve ser feita por mangueiras direcionadas para a área de corte (2/3 do jato direcionado para a peça e 1/3 para a ferramenta), com grande vazão, de modo que o fluxo não seja interrompido e que ocorra um arraste eficiente dos cavacos. Em operações de desbaste mais pesado às baixas velocidades, pode-se usar óleo mineral, aditivado com gordura animal e diluído com querosene (WEINGAERTNER E SCHROETER, 1991).

2.4 - Pesquisas na operação de fresamento de topo em peças de alumínio.

2.4.1 A usinagem de alumínio e suas ligas.

O alumínio possui uma combinação única de propriedades que o tornam um material de construção versátil, altamente utilizável e atrativo.

O método mais importante e rentável para obtenção de alumínio é o processo Hall-Heroult de eletrolise a partir de óxido de alumínio fundido, que é na maioria dos casos, obtido da bauxita através do processo BAYER (WEINGAERTNER E SCHROETER, 1991).

Algumas das principais características deste material segundo a Associação Brasileira de Alumínio são:

- Leve e com baixa densidade
- Alta plasticidade
- Excelente usinabilidade
- Fácil de trabalhar
- Não ferromagnético
- Alta elasticidade
- Relativamente fácil de soldar
- Excelente relação resistência/peso
- Alta resistência à corrosão
- Bom condutor térmico
- Não tóxico
- Bom refletor

Grandes vantagens podem ser citadas para promover o uso do alumínio, mas a mais importante delas é o fato de apresentar uma excelente relação resistência / peso, mais ainda quando se combina com elementos de liga. A diminuição no peso de uma máquina ou equipamento se traduz em menores consumos de energia, daí a grande vantagem no uso deste metal para a construção de máquinas, edificações e veículos de transporte.

O alumínio possui resistência à oxidação progressiva, já que os átomos da sua superfície combinam-se com o oxigênio da atmosfera, formando uma camada de óxido protetor (alumina) que impede a progressão da deterioração do material. Além disso, o alumínio com determinados tratamentos e/ou elementos de liga se torna resistente à corrosão em meios mais agressivos. Este elegante metal também encontra aplicações em peças decorativas, graças à sua superfície brilhante e refletiva.

Para se ter uma noção das características deste material a Tab. 2.3, apresenta um quadro comparativo com as propriedades físicas do alumínio, cobre, aço inoxidável ABNT 371 e o plástico.

Tabela 2.3 - Propriedades físicas do alumínio, cobre, aço ABNT 371 e o plástico

	Alumínio	Cobre	Aço 371	Plástico
Resistência/Tensão de ruptura N/mm ²	250	250	400	50
Ductibilidade/Alongamento %	15	25	20	25
Elasticidade/Módulo de Young MPa	70.000	125.000	210.000	3.000
Densidade kg/m ³	2.700	8.900	7.800	1.400
Ponto de Fusão °C	660	1080	1500	80
Faixa da temperatura de trabalho °C	-250-150	-200-300	-50-500	-50-80
Condutividade elétrica m/Ohm-mm ²	29	55	7	-
Condutividade térmica W/m °C	200	400	76	0,15
Coeficiente de expansão linear x10 ⁻⁶ /°C	24	17	12	60-100
Não-magnético	Sim	Sim	Não	Sim
Soldável	Sim	Sim	Sim	Sim

As ligas de alumínio possuem, além do metal de base, muitos outros elementos, considerados como componentes da liga ou como impurezas.

Os principais elementos de liga segundo os estudos realizados pelos professores Weingaertner e Schroeter (1991) são o cobre, silício, magnésio, zinco, e manganês, que determinam as características principais da liga. Adições de cromo, níquel, vanádio, boro, prata, chumbo, bismuto, zircônio e lítio conferem propriedades especiais às ligas básicas, como, resistência à corrosão sob tensão, controle de recristalização, ou usinabilidade. Outros elementos como o ferro, titânio, sódio, estrôncio e antimônio são considerados como impurezas cuja presença deve ser controlada. Dependendo do grupo, um elemento pode ser considerado como benefício em uma liga e deletério em outra e vice-versa. A Tabela 2.4 mostra a classificação do alumínio normalizada pela *The Aluminum Association Inc.*

Tabela 2.4 - Classificação do alumínio e suas ligas (*The aluminum Association Inc*)

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

Baseado nas propriedades do material pode-se determinar as aplicações do alumínio, dependendo da sua classificação, assim:

- Liga 1xxx: Indústrias química e elétrica.
- Liga 2xxx: Automotiva (graças a sua elevada resistência mecânica).
- Liga 3xxx: Aplicações arquitetônicas e produtos de uso geral.
- Liga 4xxx: Varetas ou eletrodos de solda e chapas para brasagem.
- Liga 5xxx: Produtos expostos à atmosfera marinha como cascos de barcos.
- Liga 6xxx: Produtos extrudados de uso arquitetônico.
- Liga 7xxx: Componentes estruturais de aeronaves e outras aplicações que necessitam de elevados requisitos de resistência. Esta liga é a que possui a maior resistência mecânica entre as ligas de alumínio.

Machado e da Silva (2004) citam que devido ao baixo ponto de fusão do alumínio (659°C) as temperaturas de corte são facilmente suportáveis pelas ferramentas atuais e, portanto, as velocidades de corte podem ser muito elevadas. A única limitação seria a potência e no caso extremo, a frequência de ressonância da máquina. As velocidades recomendadas por eles, dependendo do material da ferramenta, são:

- Até 300 m/min para HSS
- Até 600 m/min - com metal duro
- E 4.500 m/min ou maior - com PCD

Normalmente a forma de desgaste é o de flanco. Não existe na literatura nenhum estudo detalhado dos mecanismos de desgaste. Devido às baixas temperaturas desenvolvidas, mecanismos de desgaste ativados termicamente não devem estar presentes (exceto, talvez, em algumas ligas de Al - Si), portanto *attrition* e abrasão devem ser os mecanismos mais prováveis de desgastes nas ferramentas utilizadas no corte do alumínio.

Altas taxas de desgaste ocorrem apenas nas ligas de alumínio-silício com teor de silício superior ao eutético (≥ 11 a 14 %), dando origem ao mecanismo de desgaste por difusão. Com metal duro a liga eutética pode ser usinada com velocidades de corte de 300 a 450 m/min, enquanto nas ligas hipereutéticas, as velocidades de corte caem para 100 m/min, onde as grandes partículas de Si (diâmetro médio de até 70 μm) promovem altas tensões e altas temperaturas nas superfícies da ferramenta. As partículas de Si têm alto ponto de fusão (1420°C) e alta dureza (≥ 400 HV), assim, usinagem das ligas hipereutéticas é a maior aplicação das ferramentas de PCD.

Um dos maiores problemas na usinagem do alumínio e suas ligas é o controle do cavaco. A estrutura cúbica de face centrada do alumínio permite que maiores deformações ocorram antes do metal se romper. Por esse motivo, os cavacos são contínuos, grossos, resistentes e difíceis de serem controlados.

Nas operações de fresamento, alargamento, roscamento interno e furação, geralmente, exige-se projetos especiais de ferramentas de corte para impedir entupimento dos canais de saída dos cavacos. São usados grandes valores de ângulo de saída e quebra-cavacos e além disso as adições de elementos como chumbo (Pb) e bismuto (Bi) ou estanho (Sn) e antimônio (Sb), em proporções de até 0.5%, facilitam a quebra de cavaco das ligas de alumínio.

Estas ligas são geralmente usinadas a seco, mas a refrigeração, às vezes, é necessária (ligas de Al - Cu) quando operando em altas velocidades de corte. A lubrificação pode reduzir a área de contato cavaco-ferramenta nas baixas velocidades. Geralmente, se usa uma emulsão de óleo mineral, ou fluido de origem sintética. A usinagem de alumínio não exige aditivos EP e o enxofre ataca o metal, embora atualmente os fabricantes de fluidos de corte recomendam um fluido sintético com formulações específicas para atender a usinagem dessa classe de material, e nessas formulações, normalmente, existem aditivos EP.

2.4.2 Tópicos mais pesquisados na usinagem de alumínio.

Os tópicos mais pesquisados no fresamento de topo são as influências dos parâmetros de corte no acabamento da superfície e na exatidão dimensional da peça.

Fatores como vibração, temperatura e comportamento tribológico da interface cavaco-ferramenta são variáveis de grande interesse quando investiga-se a usinagem deste material.

As diferentes pesquisas são normalmente desenvolvidas para analisar as variações na peça usinada quando se mudam as condições de corte, ou se avalia o desempenho das diferentes ferramentas para se controlar o tipo de cavaco ou o acabamento da superfície da peça. De um modo geral procura-se estudar a usinabilidade dessa classe de material focando:

- Nas ferramentas mais adequadas
- Na redução das forças e da vibração
- Controle da temperatura no processo
- Utilização do fluido de corte no processo
- Modelagem das variáveis de saída

Anteriormente foi citado que o alumínio é um material com baixo ponto de fusão, em torno dos 659°C, isto permite afirmar que uma ferramenta que mantenha boas condições de dureza acima destes valores, estaria em condição de usinar este material até uma velocidade limitada pela máquina (potência e frequência de ressonância), levando-se em conta a afinidade química entre o material da ferramenta e o material da peça.

Porém, existem muitos outros fatores que limitam as velocidades de corte, como por exemplo, a profundidade de corte, o avanço e a penetração de trabalho. Estes parâmetros afetam diretamente a taxa de remoção de material, implicando em maiores consumos de energia, onde grande parte desta é transformada em calor, o qual pode deformar a peça e piorar o acabamento. É por isso que o conhecimento da influência dos parâmetros de corte no processo de corte é de grande importância.

Os pesquisadores Balkrishna e Yung (2001) fizeram um estudo das altas velocidades no processo de faceamento de uma liga de alumínio, zinco e magnésio 7075– T6, utilizando ferramentas de metal duro e de diamante. Eles analisaram o processo de corte em termos de forças de corte, morfologia do cavaco e integridade da peça. Os resultados mostraram que nas altas velocidades, o ângulo de saída do cavaco aumenta, as forças de usinagem caem, o ângulo de cisalhamento aumenta, produzindo assim um cavaco fino, quando se aumenta a velocidade de corte. As forças de compressão e tensões residuais também foram analisadas e obteve-se uma relação direta destas variáveis com os parâmetros de corte.

Nos gráficos das Fig. 2.35 a 2.37 podem-se observar alguns dos resultados encontrados por estes pesquisadores.

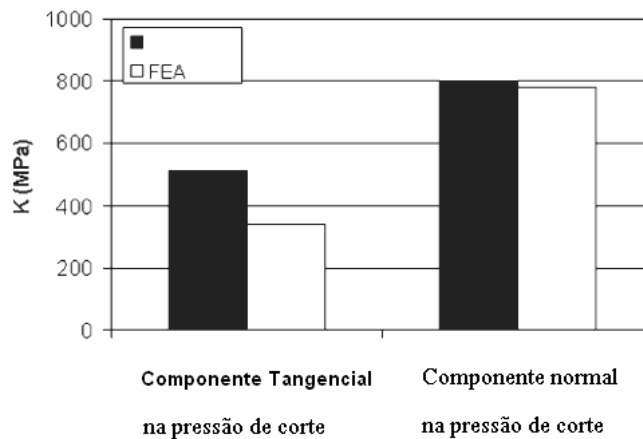


Figura 2.35 – Comparação entre os valores simulados e experimentais das componentes da pressão específica de corte normal e tangencial à superfície de saída da ferramenta de corte, com $v_c = 1067 \text{ m/min}$, avanço = $0,1 \text{ mm/dente}$, $a_p = 1,27 \text{ mm}$ (BALKRISHNA; YUNG, 2001)

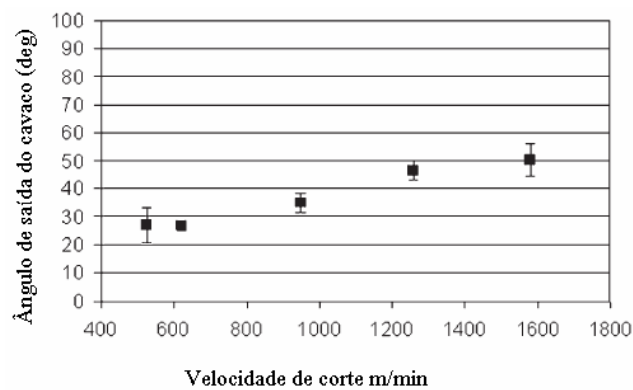


Figura 2.36 – Variação do ângulo de saída do cavaco com a velocidade de corte (AL7075 - T6; ferramenta de metal duro; $f_z = 0,2 \text{ mm/dente}$; $a_p = 1,27 \text{ mm}$) (BALKRISHNA; YUNG, 2001)

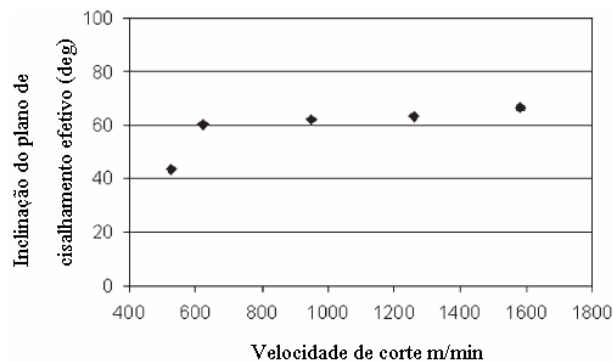


Figura 2.37 – Variação do ângulo de inclinação efetivo do plano de cisalhamento com a velocidade de corte (AL7075 -T6; ferramenta de metal duro; $f_z = 0,2 \text{ mm/dente}$; $a_p = 1,27 \text{ mm}$) (BALKRISHNA; YUNG, 2001)

A superfície usinada foi melhorada com velocidades até os 1524 m/min, velocidades além deste valor apresentaram degradação na rugosidade da peça. Com relação à profundidade de corte, não se observou grandes variações no acabamento ao se variar esta grandeza.

As forças de corte não somente influenciam na deformação da peça, mas também na deflexão da ferramenta e, portanto, na precisão do corte. Fuh e Chang (1997) estudaram o comportamento da deflexão da ferramenta no fresamento periférico (Fig 2.38) de uma liga de alumínio, quando alguns dos principais parâmetros de corte são variados.

Eles encontraram um aumento na deflexão da ferramenta quando se aumentam as variáveis: dureza da peça, profundidade radial e axial, o avanço por dente e a velocidade de corte. Quanto ao acabamento da superfície, as maiores influências foram das profundidades de corte radial e axial.

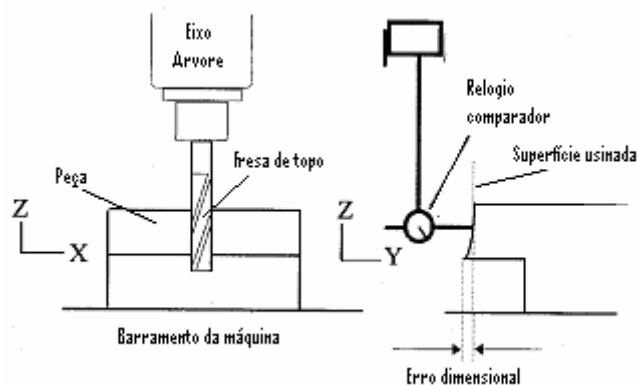


Figura 2.38 – Aparato experimental (erro no fresamento periférico) (FUH; CHANG, 1997)

A Tabela 2.5 mostra os dados obtidos experimentalmente segundo o desenho da Fig. 2.38.

Tabela 2.5 – Parâmetros de corte e erro dimensional da peça (FUH; CHANG, 1997)

Teste	Dureza HB	Velocidade de corte m/min	Avanço mm/dente	Profundidade mm	Penetração mm	Erro dimensional μm
1	155	80	0.06	5	16	144
2	44	80	0.06	5	16	98
3	92	160	0.06	5	16	99
4	92	40	0.06	5	16	131

5	92	80	0.12	5	16	171
6	92	80	0.03	5	16	98
7	92	80	0.06	10	16	130
8	92	80	0.06	2.5	16	85
9	92	80	0.06	5	32	164
10	92	80	0.06	5	8	40
11	123	113	0.085	7.1	23	244
12	65	113	0.085	7.1	11	74
13	123	57	0.085	7.1	11	27
14	123	113	0.042	7.1	11	77
15	123	113	0.085	3.5	11	109
16	65	57	0.085	7.1	23	231
17	65	113	0.042	7.1	23	129
18	65	113	0.085	3.5	23	115
19	123	57	0.041	7.1	23	150
20	123	57	0.085	3.5	23	145
21	123	113	0.042	3.5	23	98
22	123	57	0.042	3.5	11	80
23	65	113	0.042	3.5	11	50
24	65	57	0.054	3.5	11	74
25	65	57	0.042	7.5	11	43
26	65	57	0.042	3.5	23	63
27	92	80	0.06	5	16	134
28	92	80	0.06	5	16	129
29	92	80	0.06	5	16	132
30	92	80	0.06	5	16	124
31	92	80	0.06	5	16	123
32	92	80	0.06	5	16	127
33	92	80	0.06	5	16	130
34	92	80	0.06	5	16	132
35	92	80	0.06	5	16	133
36	92	80	0.06	5	16	135

A geometria da ferramenta é um dos fatores que mais influenciam as forças de corte, as temperaturas e em geral, os diferentes fatores que modificam o acabamento e precisão da peça. No fresamento de alumínio e de aços baixa liga este problema implica numa análise mais detalhada, já que as taxas de material removido são maiores e o controle do cavaco se torna uma tarefa mais difícil.

O alumínio, possui uma estrutura CFC que faz dele um material relativamente fácil de deformar. O baixo modulo de elasticidade, sua alta ductilidade e a tendência a formar APC, são características que devem ser levadas em conta quando se analisa a geometria da ferramenta. Os ângulos de saída devem ser tão grandes quanto possíveis e o número de facas da ferramenta no caso do fresamento de topo deve ser reduzido para facilitar a saída do cavaco (WEINGAERTNER; SCHROETER, 1991).

Analises feitas por Costa; Gonçalves; Machado (2006), mostraram o comportamento da rugosidade em canais usinados pelo processo de fresamento de topo, sobre uma liga de alumínio 6351-T6. O fator mais interessante no estudo foi, além da análise estatística, a influencia individual de cada parâmetro de corte (velocidade de corte, avanço por dente, profundidade, número de dentes) e algumas combinações entre eles. Este estudo foi realizado utilizando fresas de metal duro de aplicação geral. As Tab. 2.6 e 2.7, apresentam a influência de cada variável de corte e de algumas combinações entre duas variáveis, respectivamente.

Tabela 2.6 - Efeito médio das variáveis nas rugosidades R_a e R_z (COSTA; GONÇALVES; MACHADO, 2006)

RUGOSIDADE – R_a/R_z [μm]										
RUGOSIDADE MÉDIA DOS TESTES		1		2		3		4		
		Vel. de Corte [m/min] 50 \Rightarrow 100		Avanço [mm/dente] 0,02 \Rightarrow 0,04		Prof. de Corte [mm] 0,5 \Rightarrow 1,0		Nº de dentes da Fresa 2 \Rightarrow 4		
EFEITO	R_a	R_z	R_a	R_z	R_a	R_z	R_a	R_z	R_a	R_z
		0,69	4,4	+0,06 (\uparrow 9%)	-0,2 (\downarrow 5%)	+0,31 (\uparrow 45%)	+1,9 (\uparrow 43%)	0,00	+0,1 (\uparrow 2%)	-0,10 (\downarrow 14%)

Tabela 2.7 - Efeito médio quando se combina duas variáveis (apresentadas na Tabela 2.6) nas rugosidades R_a e R_z (COSTA; GONÇALVES; MACHADO, 2006)

RUGOSIDADE – R_a/R_z [μm]											
1 e 2		1 e 3		1 e 4		2 e 3		2 e 4		3 e 4	
R_a	R_z	R_a	R_z	R_a	R_z	R_a	R_z	R_a	R_z	R_a	R_z
-0,04	-0,4	-0,19	-1,2	0,05	0,1	0,13	0,7	-0,14	-1,3	0,01	0,1
(↓6%)	(↓9%)	(↓28%)	(↓27%)	(↑7%)	(↑1%)	(↑19%)	(↑16%)	(↓20%)	(↓30%)	(↓1%)	(↑2%)

Outros fatores como, por exemplo, o desgaste da ferramenta, podem também influenciar no acabamento da superfície da peça. Entretanto, no caso da usinagem de alumínio, este desgaste é difícil de acontecer, pois ele é um material de baixa dureza e mesmo após longos tempos de usinagem não acarreta em desgaste atuando na ferramenta de corte.

Nas ligas de alumínio, com adição de elementos ou compostos mais duros, a usinabilidade torna-se mais complexa, devido a grandes mudanças nos mecanismos de desgaste de algumas ferramentas utilizadas.

List et al, (2005) estudaram os diferentes mecanismos de desgaste envolvidos na usinagem da liga alumínio-cobre 2024 ao se variar as condições de corte em dois níveis (usinagem leve e usinagem severa). Nestes experimentos eles utilizaram o corte ortogonal e múltiplas técnicas de análises: filmes com câmaras de alta velocidade, interferometria de luz branca, microscópio eletrônico de varredura (MEV) equipado com espectrômetro de energia dispersiva (EDS) e espectroscopia de elétron Auger (AES). Este estudo foi centralizado na relação entre a velocidade de corte e o tipo de desgaste, concluindo que o fenômeno APC (Aresta Postiça de Corte) predominou para as baixas velocidades, e o desgaste por difusão foi o mais evidente nas altas velocidades.

A Figura 2.39 mostra de forma resumida a relação existente entre os mecanismos de desgaste, as condições de corte e os parâmetros tribológicos, mostrando como a variação da temperatura (aumento da velocidade) modifica o mecanismo de desgaste na interface cavaco ferramenta.

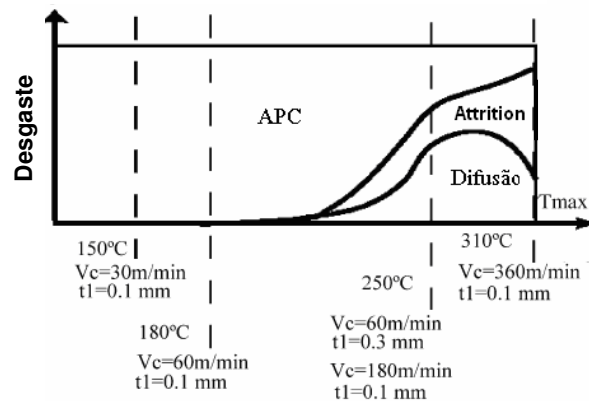


Figura 2.39 - Relação entre os mecanismos de desgaste, condições de corte e parâmetros tribológicos na usinagem da liga, alumínio-cobre (2024) (LIST et al, 2005)

2.5 - Metrologia e precisão dimensional de peças fresadas.

2.5.1 - Metrologia dimensional

Em sistemas de montagens é necessário que as peças acopladas sejam passíveis de substituídas por outras, que tenham as mesmas especificações das originais. Assim, ao se fabricar componentes mecânicos é fundamental que certas peças ajustem-se reciprocamente ao montá-las, sem que sejam submetidas a tratamentos ou ajustes suplementares.

Não existe processo de fabricação capaz de produzir um número ilimitado de peças com exatidão absoluta (PALMA, 2004). Diversas causas como inexatidões das máquinas, dos dispositivos ou dos instrumentos de medição fazem com que as dimensões reais (ou efetivas) das peças sejam diferentes daquelas indicadas no desenho, chamadas de dimensões nominais. Peças reais possuem dimensões que se afastam para mais ou para menos da cota nominal, apresentando certa inexatidão.

A metrologia dimensionai indica a maneira correta de se fazer uma medição, levando em conta os diferentes erros que podem surgir durante a operação.

2.5.2 – Características de uma medição.

O resultado de uma medição deve exprimir o grau de confiança a que é depositado pelo experimentador. Como é impossível obter uma indicação exata, o erro provável envolvido deve sempre ser informado através do parâmetro denominado incerteza. Existem

diversos procedimentos e técnicas com as quais é possível determinar o nível de confiança de um resultado.

A qualidade de uma medição se avalia pelo nível dos erros envolvidos. Porém, nem sempre deve se buscar o "melhor" resultado, com mínimos erros. Depende da finalidade à qual se destinam estes resultados. Medir com mínimos erros custa caro (CAVACO, 2003). À medida que se desejam erros cada vez menores, os custos se elevam exponencialmente. A seleção do Sistema de Medição - SM a empregar é, portanto, uma ação de elevada importância, que deve equilibrar as necessidades técnicas com os custos envolvidos.

Sabe-se que não existem SM. perfeitos. Aspectos tecnológicos corroboram com a imperfeição dos SMs: suas dimensões, forma geométrica, material, propriedades elétricas, ópticas, pneumáticas, etc., não correspondem exatamente à ideal (ALBERTAZZI, 2002). As leis e princípios físicos que regem o funcionamento de alguns SM nem sempre são perfeitamente lineares como uma análise simplista poderia supor. A existência de desgaste e deterioração de partes agrava ainda mais esta condição. Nestes casos, o SM gera erros de medição, que devem ser registrados pelo experimentador.

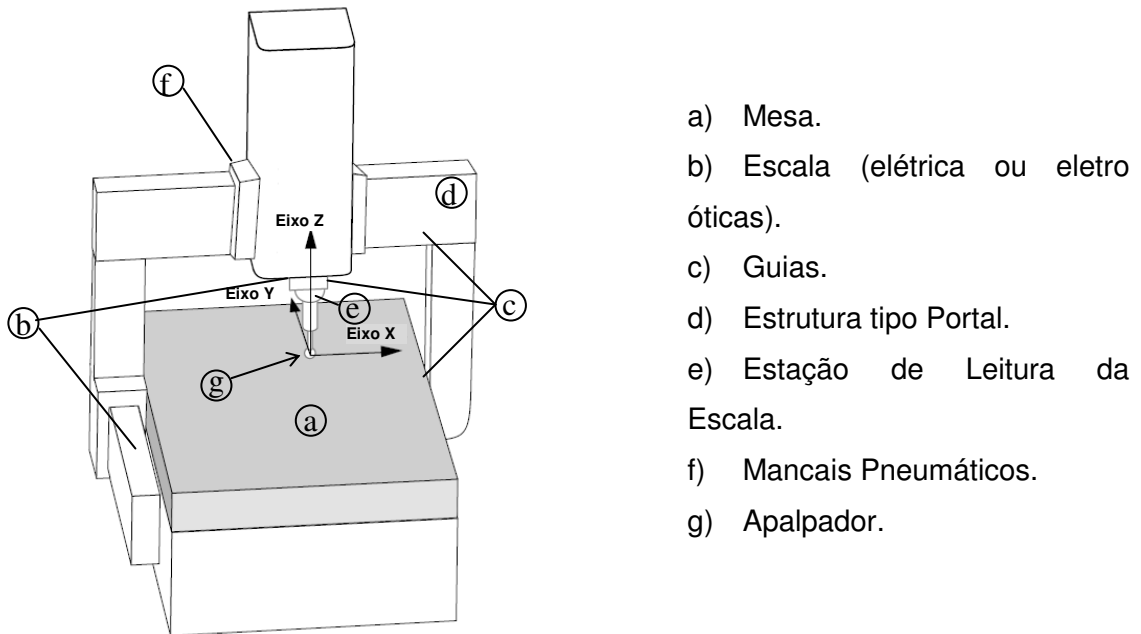
2.5.3 – Instrumentação.

Na caracterização de comprimentos e superfícies de uma peça fresada alguns dos aparelhos mais utilizados são aqueles que, baseados no contato, podem obter a medição da grandeza. É por isso que na hora de medir devem-se levar em conta com grande rigor os fatores externos que afetam a medição, especialmente sujeiras, oxidação da peça, vibrações e temperaturas de medição. Deve se fazer uma previa calibração e ajuste do SM. Após considerar todos estes fatores pode-se atribuir uma porcentagem das diferenças em relação à cota nominal aos defeitos na usinagem e não à medição.

Os instrumentos de medição de comprimento mais comuns são o paquímetro, o micrômetro, o relógio comparador e as máquinas de medir por coordenadas (MMC). Alguns detalhes desta última serão abordados a seguir.

d) Máquinas de Medição por Coordenadas.

A determinação das coordenadas dos pontos sobre a peça serve de base para a determinação dos parâmetros de elementos geométricos (dimensão, forma e posição) como, por exemplo, a distância entre superfícies, o diâmetro e a posição de um círculo, e outros, a Fig. 2.40 esquematiza o mecanismo de uma máquina de coordenadas.



- a) Mesa.
- b) Escala (elétrica ou eletro-óptica).
- c) Guias.
- d) Estrutura tipo Portal.
- e) Estação de Leitura da Escala.
- f) Mancais Pneumáticos.
- g) Apalpador.

Figura 2.40 - Partes de uma máquina de medir por coordenadas

Os fabricantes em geral equipam suas máquinas com mancais pneumáticos, embora sejam encontradas algumas máquinas guarnecidas com guias de roletes ou esferas recirculantes. Os mancais pneumáticos permitem um movimento com mínimo de atrito (CAVACO, 2003), favorecendo alcançar elevado nível de precisão para a MMC. Quanto aos medidores de deslocamento (posição), têm-se o uso generalizado de escalas eletro-ópticas incrementais, operando com resoluções de 0,1 a 2 μm .

A qualidade dos resultados de uma MMC é função, em primeiro plano, dos erros de medição das coordenadas. Portanto, para alcançar bons resultados deve-se garantir que a máquina tenha movimentos relativos geometricamente bem definidos, com mínimos erros de reticidade, ortogonalidade, planicidade, etc (mínima distorção do sistema coordenado em relação ao ideal). Isto implica em uma estrutura bastante rígida, de precisão e estável. As fontes de erro em uma máquina de medir por coordenadas são muitas e existem normas que estudam esses erros, por exemplo a ISO 10.360 de 1993 e a VDI/VDE 2617 de 1986.

2.5.4 – Tolerâncias geométricas.

Uma das operações mais importantes da metrologia industrial é o controle de qualidade. As partes ou produtos devem ser produzidos de forma a atenderem, individualmente e em conjunto, certas especificações do processo conhecidas como tolerâncias. Para que possamos ter peças intercambiáveis é necessário que as dimensões de componentes fabricados estejam dentro de uma certa faixa, conhecida como tolerância.

Ou seja, tolerâncias são desvios admissíveis da dimensão nominal, a Fig 2.41 ilustra as subdivisões das tolerâncias geométricas.

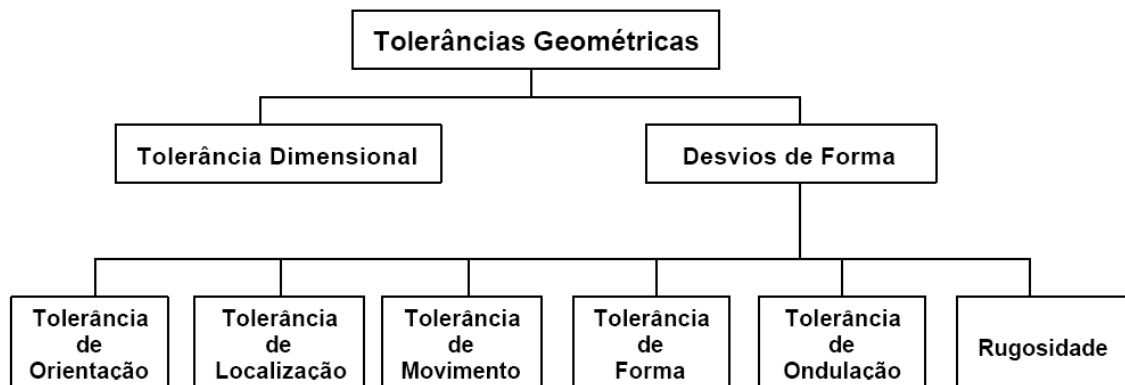


Figura 2.41 – Subdivisões das tolerâncias geométricas (CAVACO, 2003)

Deve-se ter em mente que na fabricação de uma peça não se consegue obter a forma geométrica perfeita (CAVACO, 2003). Assim, ao usinar um canal tem-se erros de forma, localização, movimento, ondulação, orientação e rugosidade. Se este canal foi usinado em uma fresadora comum, uma fresadora de precisão ou uma retífica, naturalmente é de se esperar que os erros sejam, respectivamente, de valores decrescentes. Quanto mais sofisticado o processo de fabricação, menor será o valor da tolerância de fabricação estipulada para a geometria em questão.

Do ponto de vista metrológico, quanto menor a incerteza do sistema de medição usado para verificar uma dada tolerância, melhor. Na prática, o preço deste sistema de medição pode se tornar proibitivo (CAVACO, 2003). Procura-se então atingir um ponto de equilíbrio técnico-econômico.

Seja IT o intervalo (ou faixa) de tolerância desejável para a grandeza mensurável, dado por Equ.(2.1):

$$IT = LST - LIT \quad (2.1).$$

Sendo:

- IT** Intervalo de Tolerância.
- LST** Limite Superior da Tolerância.
- LIT** Limite Inferior da Tolerância.

A experiência prática mostra que um ponto de equilíbrio razoável é atingido quando a incerteza de medição (Equ. (2.2)) é da ordem de um décimo do intervalo de tolerância, ou seja:

$$IM = IT / 10. \quad (2.2).$$

2.5.5 - Aplicação das tolerâncias geométricas.

Como já se comentou anteriormente, aumentar a precisão de uma peça e medi-la adequadamente custa caro (CAVACO, 2003), e por isso existem faixas de precisão, dependendo da aplicação da peça usinada. A Tab. 2.9, mostra os índices de tolerância para os diferentes valores de medida nominal.

Tabela 2.8 – Índices de tolerância (PALMA, 2004)

Grupo de dimensões em milímetros – Valores da Tabela (Tolerâncias) em [mm].														
Até	IT													
	01	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
1	0,3	0,5	0,8	1,2	2	3	4	6	10	14	25	40	60	----
De 1 até 3	0,3	0,5	0,8	1,2	2	3	4	6	10	14	25	40	60	100
De 3 até 6	0,4	0,6	1	1,5	2,5	4	5	8	12	18	30	48	75	120
De 6 até 10	0,4	0,6	1	1,5	2,5	4	6	9	15	22	36	58	90	150
De 10 até 18	0,5	0,8	1,2	2	3	5	8	11	18	27	43	70	110	180
De 18 até 30	0,6	1	1,5	2,5	4	6	9	13	21	33	52	84	130	210
De 30 até 50	0,6	1	1,5	2,5	4	7	11	16	25	39	62	100	160	250
De 50 até 80	0,8	1,2	2	3	5	8	13	19	30	46	74	120	190	300
De 80 até 120	1	1,5	2,5	4	6	10	15	22	35	54	87	140	220	350
De 120 até 180	1,2	2	3,5	5	8	12	18	25	40	63	100	160	250	400
De 180 até 250	2	3	4,5	7	10	14	20	29	46	72	115	185	290	460
De 250 até 315	2,5	4	6	8	12	16	23	32	52	81	130	210	320	520
De 315 até 400	3	5	7	9	13	18	25	36	57	89	140	230	360	570
De 400 até 500	4	6	8	10	15	20	27	40	63	97	155	250	400	630

Baseando-se na tabela Palma (2004) cita algumas aplicações destes índices de tolerância.

- IT01 - IT0: Grande precisão.
- IT1 a IT4: São empregadas principalmente para construção de calibradores e instrumentos de medição.
- IT5 a IT9: São empregadas na grande maioria das construções mecânicas.
- IT8 a IT11 São empregadas em barras.

- IT12 a IT16: São empregadas em peças fundidas, soldadas ou barras laminadas.

A seguir as diferentes tolerâncias para sólidos de formato retangular, como por exemplo, canais em cheio usinados por fresamento de topo.

a) Tolerâncias de reta em sólidos de formato retangular.

O campo de tolerâncias para a diferença admissível da reta é definido por um paralelepípedo, cujo corte transversal define as cotas T_{1G} e T_{2G} , de acordo com dois planos perpendiculares entre si. A reta real deverá estar dentro deste paralelepípedo. Para melhor compreensão a Figura 2.42 mostra um desenho dos planos de medida.

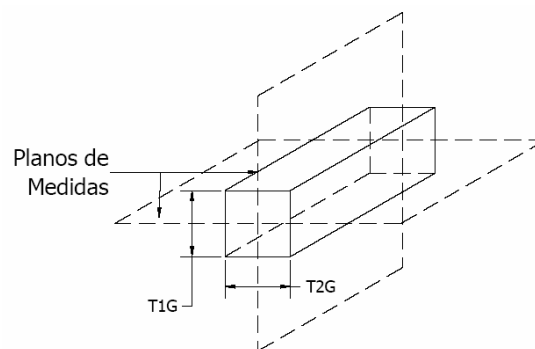


Figura 2.42 - Tolerância de retilidade para sólidos de formato retangular (ABNT NBR 6158)

b) Tolerâncias de Planicidade (ou planeza)

É o espaço limitado por dois planos paralelos entre si. A superfície real deve estar situada dentro da distância t , mostrada na Fig. 2.43.

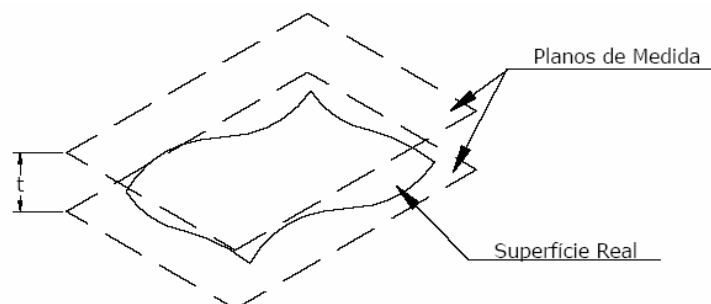


Figura 2.43 - Tolerância de planicidade (ABNT NBR 6158)

Dois exemplos de desvios de planicidade são mostrados na Fig. 2.44.

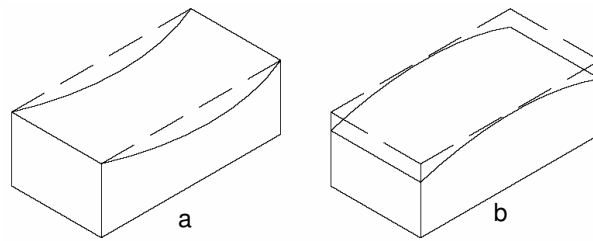


Figura 2.44 - Desvios de planicidade a) concavidade, b) convexidade (ABNT NBR 6158)

Tolerâncias usuais de planicidade para alguns dos processos mais importantes na usinagem dos metais são:

- Torneamento: 0,01 a 0,03 mm;
- Fresamento: 0,02 a 0,05 mm;
- Retífica: 0,005 a 0,01 mm.

c) Tolerância de forma de um perfil qualquer.

É o espaço limitado por duas linhas, entre as quais estão situados círculos de diâmetros " T_t ", cujos centros encontram-se sobre uma linha que representa o perfil geométrico ideal. O perfil real deve estar compreendido entre as duas linhas paralelas (Fig. 2.45).

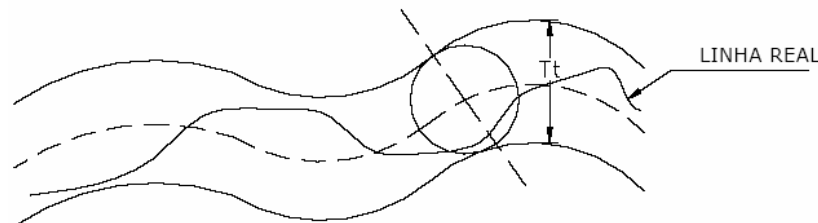


Figura 2.45 - Tolerância de forma de um perfil qualquer (ABNT NBR6158)

d) Tolerância de forma de uma Superfície Qualquer.

É o espaço limitado por dois planos, entre os quais estão situados círculos de diâmetros " T_s ", cujos centros encontram-se numa superfície que tem geometria ideal. O perfil real deve estar compreendido entre as duas linhas paralelas (Fig. 2.46).

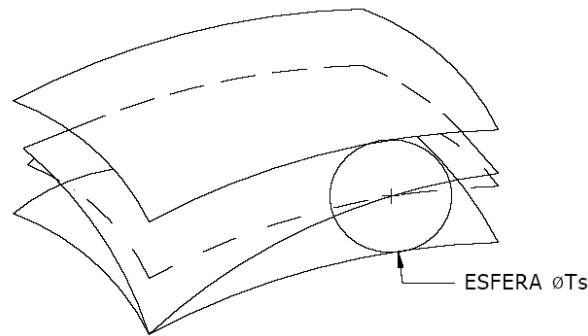


Figura 2.46 - Tolerância para uma superfície qualquer (ABNT NBR 6158)

2.5.6 - Erros e desvios na fabricação de uma peça.

Em muitas aplicações as tolerâncias dimensionais são insuficientes para se determinar exatamente como deve estar a peça depois de pronta para evitar trabalhos posteriores. Uma comparação entre a peça real fabricada e a peça ideal especificada pelo projeto e apresentada no desenho mostra que existem diferenças. Ou seja, durante a fabricação de peças pelas máquinas-ferramenta, surgem desvios (ou erros) provocando alterações na peça real.

Existem diferentes fatores que geram desvios geométricos no processo de usinagem, entre eles:

- Tensões residuais internas;
- Falta de rigidez do equipamento e/ou de um dispositivo de usinagem;
- Perda da aresta cortante de uma ferramenta;
- Forças excessivas provocadas pelo processo de fabricação.
- Velocidade de corte não adequada para remoção de material;
- Variação de dureza da peça ao longo do plano de usinagem
- Suportes não adequados para ferramentas.

Tais desvios devem ser limitados e enquadrados em tolerâncias, de tal forma a não prejudicar o funcionamento do conjunto. Portanto, o projeto de uma peça deve prever, além das tolerâncias dimensionais, as chamadas tolerâncias geométricas, a fim de se obter a melhor qualidade funcional possível.

2.6 – Planejamento experimental

Segundo Montgomery (2003), o projeto experimental é uma ferramenta criticamente importante na engenharia mundial, devido à melhora nos processos de fabricação. A aplicação de técnicas de planejamento experimental leva a,

- Melhora no rendimento do processo.
- Redução na variabilidade gerando respostas mais perto da resposta nominal.
- Redução no tempo de desenvolvimento.
- Redução de todos os custos.

Montgomery também afirma que o planejamento experimental tem sua maior aplicação na engenharia de projetos, onde novos produtos são criados e outros são melhorados. Algumas aplicações do projeto experimental incluem:

- Avaliação e comparação de configurações básicas de projetos experimentais.
- Avaliação de materiais alternativos.
- Seleção de parâmetros de projeto, para melhor desempenho produzindo um produto mais robusto.

Os três princípios básicos de um planejamento de experimentos são replicação, aleatoriedade e blocagem (CALADO, 2003). Fazer um experimento com réplicas tem grande importância por dois motivos.

- Permite a obtenção do erro experimental. A estimativa desse erro é básica para verificar se as diferenças observadas nos dados são estatisticamente diferentes.
- Se a média de uma amostra for usada para estimar o efeito de um fator num experimento, a replicação permite a obtenção de uma estimativa mais precisa desse fator.

A aleatoriedade nos experimentos permite uma maior confiabilidade das respostas analisadas, já que tendências na execução dos testes podem ser refletidas na resposta obtendo-se resultados errôneos.

Em suma, o que se quer ao se aplicar planejamento experimental é obter um modelo matemático apropriado para descrever certo fenômeno, utilizando o mínimo possível de experimentos. O planejamento experimental permite eficiência e economia no processo

experimental e o uso de métodos estatísticos na análise dos resultados obtidos resulta em objetividade científica nas conclusões.

Para cada situação existe um tipo de planejamento mais adequado.

2.6.1 – Tipos de planejamento

Dependendo da quantidade de variáveis, do tipo de resposta do experimento e dos custos dos mesmos existem diferentes tipos de planejamentos que se ajustam às necessidades do experimento.

2.6.2 – Planejamento fatorial completo.

De um modo geral, o planejamento fatorial completo pode ser representado por n^k , onde "k" é o número de fatores (variáveis independentes) "n" é o número de níveis (valores das variáveis). Este tipo de planejamento faz todas as combinações possíveis dos "n" níveis e normalmente este é recomendável quando o número de variáveis é pequeno pois, no caso de se estabelecer maior quantidade de variáveis ou de níveis, o número de testes aumenta consideravelmente, o que faz de outros métodos uma melhor opção.

No exemplo mostrado na tabela 2.10, se apresenta o planejamento utilizado no caso que foram escolhidos dois diferentes níveis (valor máximo e mínimo de cada variável), para os 3 fatores: Velocidade de corte, avanço e profundidade.

Tabela 2.9 - Exemplo de planejamento fatorial 2^3

VARIÁVEL	NÍVEL / VALOR	
	Inferior	Superior
v_c [m/min]	100	160
f_z [mm/dente]	0,03	0,06
a_p [mm]	1	2

Teste #	v_c (m/min)	f_z [mm/dente]	a_p [mm]
1	160	0,03	1
2	100	0,03	2
3	160	0,06	1
4	100	0,06	2
5	160	0,03	1
6	100	0,03	2
7	160	0,06	1
8	100	0,06	2

Em função deste número de fatores e de níveis este planejamento fatorial pode ser indicado como sendo 2^3 , o que já sugere que o número de experimentos diferentes a serem realizados é 8.

Em geral, os planejamentos fatoriais do tipo 2^n são os mais comuns quando se tem um prévio conhecimento do comportamento das variáveis implicadas. Um dos aspectos favoráveis deste tipo de planejamento é a realização de poucos experimentos e torna-se óbvio que com um número reduzido de níveis não é possível explorar de maneira completa uma grande região no espaço das variáveis. Entretanto podemos observar tendências importantes para a realização de investigações posteriores.

2.6.3 - Planejamento fatorial fracionário

Como se citou anteriormente no planejamento fatorial completo, quando o número de fatores for muito elevado, por exemplo, $k = 7$, e no caso de se trabalhar a dois níveis, precisa-se de 128 experimentos, que devem ser feitos com réplicas, de modo a se poder avaliar o erro experimental, o qual implica tempos e custos elevados.

A medida que o número de fatores cresce o número de termos de ordens superiores cresce (interações), cuja importância é menor do que termos de ordens inferiores, conforme pode ser observado na tabela 2.11.

Tabela 2.10 – Número de termos de um planejamento fatorial 2^k (CALADO; MONTGOMERY, 2003)

K	Ordem						
	1ª	2ª	3ª	4ª	5ª	6ª	7ª
3	3	3	1	-	-	-	-
4	4	6	4	1	-	-	-
5	5	10	10	5	1	-	-
6	6	15	20	15	6	1	-
7	7	21	35	35	21	7	1

Uma maneira de resolver tal problema é considerar que termos de ordens superiores podem ser negligenciados e que os termos principais e de ordens inferiores podem ser obtidos através de uma fração do planejamento fatorial completo.

Esses planejamentos fracionários estão entre os tipos mais usados de planejamento para projeto de produtos e processos e para melhora de processos.

Quando se tem muitas variáveis para análise, o planejamento fracionado pode ser utilizado para descartar as variáveis menos influentes, e logo repetir o planejamento completo com as variáveis de interesse.

Por exemplo, no caso de um planejamento 2^5 o número de testes são 32. No planejamento fracionário pode se fazer $2^{5-2} = 2^3 = 8$ experimentos, os quais podem mostrar qual das variáveis é menos influente, oferecendo a opção de fazer um novo planejamento completo com um número de fatores menor.

2.6.4 – Planejamento Composto Central

Quando se quer descrever o comportamento de uma resposta de maneira não linear, se faz necessário planejar com no mínimo três níveis para as variáveis analisadas. O planejamento composto central deve ser utilizado quando se quiser verificar a curvatura de um plano; ou seja, quando se quiser verificar a existência de termos quadráticos no modelo de regressão (MONTGOMERY, 2003).

Este tipo de planejamento consiste de uma parte referente ao planejamento fatorial 2^k , com “ n_F ” corridas axiais ou estrela e “ n_C ” corridas centrais. A figura 2.47 apresenta os pontos do planejamento composto central para o caso de dois fatores.

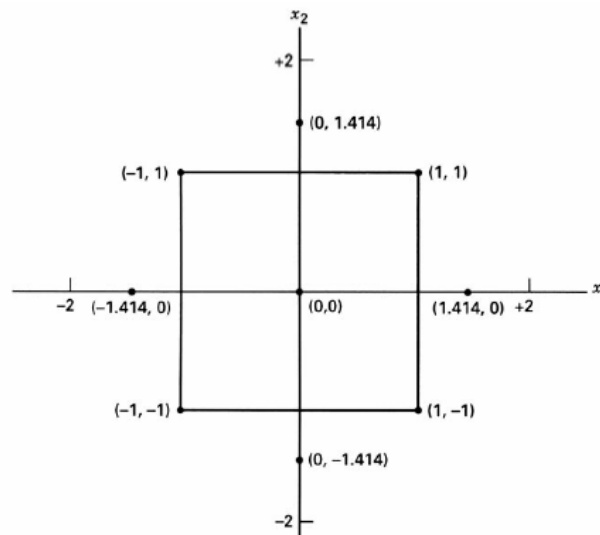


Figura 2.47 - Pontos experimentais para o planejamento composto central de dois níveis (MONTGOMERY, 2003)

Neste tipo de planejamento, existem dois parâmetros que devem ser especificados: a distância α a partir do centro do planejamento até os pontos axiais calculado na Eq. (2.3) e o número de pontos centrais n_C .

$$\alpha = \left\{ \left[(n_F + n_A + n_C)^{1/2} - n_F^{1/2} \right] n_F / 4 \right\}^{1/4}, \quad (2.3)$$

Sendo n_F , n_A e n_C o número de pontos nas porções fatorial, axial e central, respectivamente.

O parâmetro “ α ” é chamado de rotabilidade. Alguns autores afirmam que uma superfície de resposta de segunda ordem deve ser rotacionável, isso significa que a variância do valor previsto para a resposta é a mesma em todos os pontos das variáveis independentes que estejam à mesma distância do centro do planejamento.

Ou seja, a variância da resposta prevista é constante nas esferas.

2.6.5 – Superfícies de respostas

Usam-se superfícies de resposta quando as variáveis de resposta são influenciadas por muitas variáveis independentes e o objetivo é otimizar essas respostas.

Por exemplo, imagine que se queria maximizar o rendimento de um determinado processo caracterizado pela resposta “y”, como mostrado na Equ(2.4), que seja função de dois fatores, X_1 e X_2 .

$$y = f(X_1, X_2) + \varepsilon, \quad (2.4)$$

Sendo “ ε ” o erro observado ou o ruído da resposta “y”. A superfície que representa a equação (2.4) é chamada de superfície de resposta.

O primeiro passo na utilização do método de superfície de resposta é determinar a relação matemática entre a variável de resposta e as variáveis independentes. É claro que a primeira relação a ser pensada é a mais simples, como uma reta. Se esse polinômio de menor grau ajustar bem à resposta, então a função será dada por um modelo chamado modelo de primeira ordem, a Eq. (2.5) mostra o polinômio geral de primeira ordem.

$$Y = \beta_0 + \beta_1 X_1 + \beta_2 X_2 + \dots + \beta_k X_{k1} + \varepsilon, \quad (2.5)$$

Se houver curvatura no sistema, então o modelo de segunda ordem ou quadrático deve ser utilizado, a Eq. (2.6), mostra o polinômio geral de segunda ordem:

$$Y = \beta_0 + \sum_{j=1}^k \beta_j X_j + \sum \sum \beta_{ij} X_i X_j + \sum_{j=1}^k \beta_{jj} X_j^2 + \varepsilon, \quad (2.6)$$

O procedimento de uso de superfícies de resposta é seqüencial; isto é, quando se está longe do ponto ótimo de resposta, o modelo de primeira ordem ajusta bem os dados atuais. Mas quando se quer determinar o ponto ótimo, deve-se procurar uma estratégia eficiente de rapidamente se encontrar as condições operacionais ideais que levem a isso. Uma vez encontrada a possível região onde o ótimo está, um modelo de segunda ordem deve ser adotado. A Figura 2.48 ilustra a metodologia deste tipo de método.

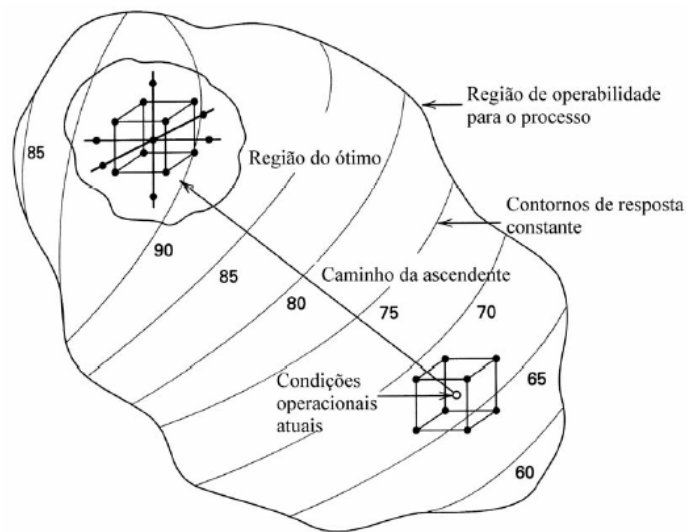


Figura 2.48 - Metodologia de superfície de resposta (MONTGOMERY, 2003)

CAPITULO III

METODOLOGIA

Neste capítulo serão descritos os procedimentos para a realização dos diferentes experimentos realizados. A Figura 3.1, apresenta um fluxograma da metodologia do trabalho.

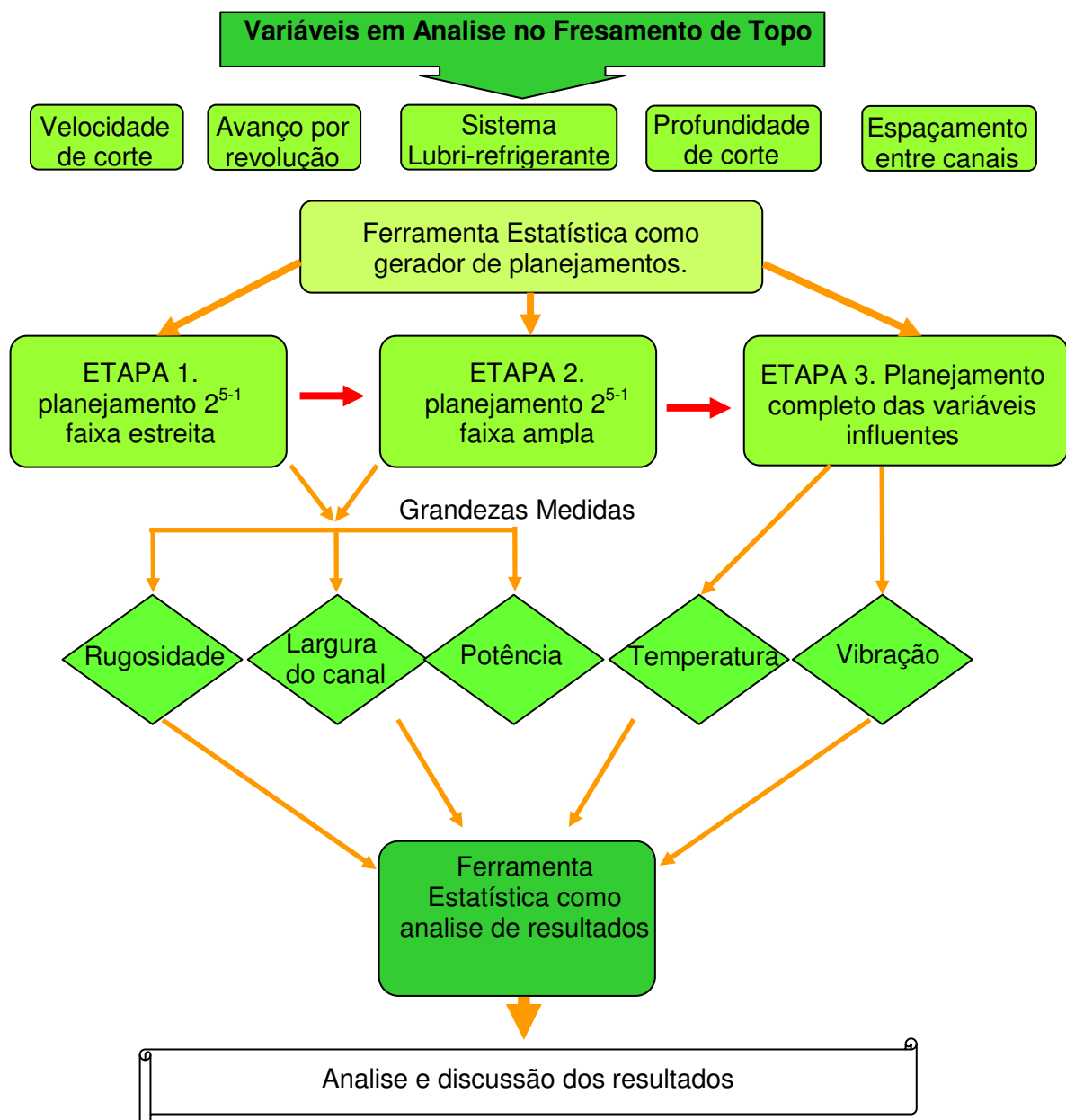


Figura 3.1 - Fluxograma da metodologia do trabalho

Como citado anteriormente, este trabalho analisa o acabamento da superfície e a exatidão dimensional de canais usinados pelo processo de fresamento de topo. Para isto, foram usinados múltiplos canais em cheio, usando corpos de prova de dimensões 400 X 100 X 100 da liga de alumínio 7075-T7. A usinagem dos canais foi realizada com fresas inteiriças de metal duro de 10 mm de diâmetro utilizando diferentes condições de corte.

Para caracterizar o acabamento e a geometria dos canais usou-se um rugosímetro digital e uma MMC (maquina de medir por coordenadas) respectivamente. Sinais captados por um sensor de efeito Hall, um acelerômetro e um sensor infravermelho, permitira descrever a influência da potência, da vibração e da temperatura no acabamento e na precisão dimensional da peça usinada.

3.1 – Material da Peça.

Para este trabalho foram usadas 4 barras de alumínio aeronáutico 7075-T7 com seção transversal de 100X100 mm e comprimento de 400 mm. Este tipo de material tem a mesma classificação que o material usado por Polly (2005), e Balkrishna e Yung (2001), para altíssimas velocidades de corte, seus componentes principais são Zn, Cu e Mg, os quais conferem uma excelente resistência mecânica e usinabilidade melhorada com cavacos quebradiços que permitem condições de corte mais severas sem empastamento do material na fresa. A Tabela 3.1 apresenta a composição da liga 7075 segundo a classificação normalizada pela Aluminium Association.

Tabela 3.1 – Composição da liga de Alumínio 7075 (WEINGAERTNER; SCHROETER, 1991)

LIGA		Cu	Fe	Mg	Mn	Si	Ti	Zn	Cr	outros	
										cada	total
7075	Max	2,0	0,5	2,9	0,3	0,4	0,2	6,1	0,28	0,05	0,15
	Min	1,2		2,1				5,1	0,18		

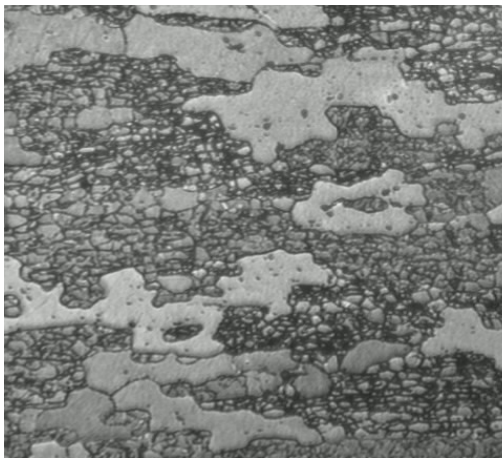
Na usinagem das ligas de alumínio, é necessário o conhecimento das propriedades mais importantes das mesmas. A tabela 3.2 relaciona algumas propriedades da liga 7075-T7 tratada termicamente por um processo de solubilização e estabilização (superenvelhecida), idêntica à utilizada neste trabalho. A dureza média encontrada foi 153 HB, valor muito próximo aos 150 HB informados por Weingaertner e Schroeter (1991).

Tabela 3.2 - Propriedades mecânicas típicas da liga 7075 -T7 (WEINGAERTNER; SCHROETER, 1991)

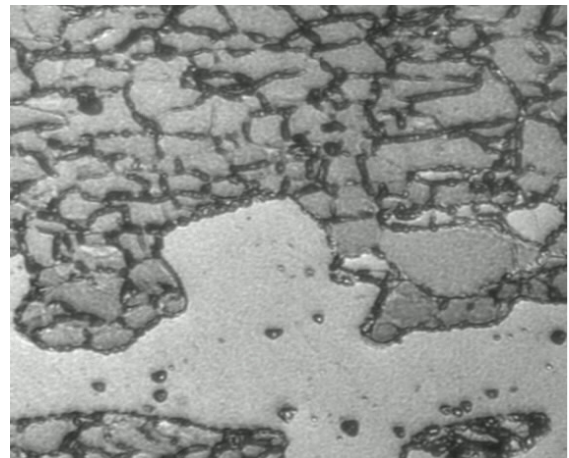
Liga	Tempera	Resistência à tração MPa	Limite de escoamento MPa	Alongamento em 50 mm	Dureza HB	Resistência ao cisalhamento MPa
7075	T7	570	505	11	150	330

A Figura 3.2 mostra as micrografias tomadas da liga 7075-T7 para um aumento de 200 e 400 vezes respectivamente. Para realizar a análise foi cortado uma amostra do corpo de prova, perto da zona de material que ia ser usinado, sendo este lixado e polido com pasta de diamante de 6 até 1 μm .

O ataque realizado na amostra de alumínio 7075-T7 após polimento foi com o reagente Keller (2ml HF, 3ml HCl, 5HNO₃, 190 ml H₂O), as fotos da figura foram produzidas usando as lentes do micro-durometro HVM Micro *Hardness* Testes SHIMADZU.



a



b

Figura 3.2 - Micrografia do alumínio 7075-T7 com aumento de a) 200 vezes e b) 400 vezes

Antes de começar os testes de usinagem o material foi faceado em todos os seus lados e fixados com extremo cuidado, pois um desvio na fixação da peça será projetado no corte da mesma. Segundo Weingaertner e Schroeter (1991) não deverão ser aplicados esforços exagerados na fixação das peças, de alumínio pois isso pode gerar distorções e amassamentos. É necessário cuidado na escolha dos pontos de fixação e distribuir o aperto por uma área de contato maior, principalmente em peças de paredes finas.

A Figura 3.3 apresenta um desenho esquemático da distribuição dos canais de 10 mm de largura nominal usinados no corpo de prova, indicando o método usado para as duas repetições que foram realizadas para cada teste.

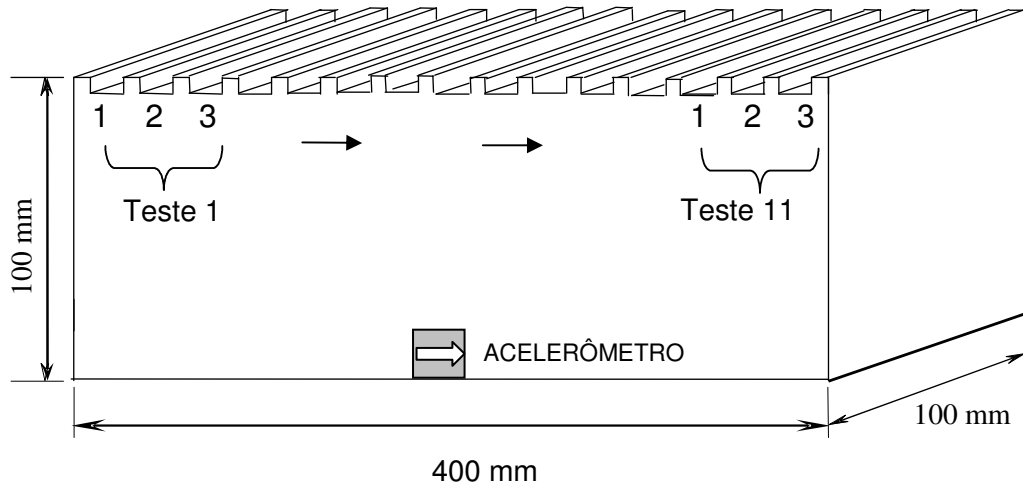


Figura 3.3 – Desenho esquemático do corpo de prova de alumínio

3.2 – Ferramentas de Corte.

As ferramentas utilizadas nestes ensaios foram fresas de topo inteiriças de metal duro da classe K10 de 10 mm de diâmetro, com duas arestas de corte e raio de ponta de 0,5 mm com afiação indicada para corte de alumínio. Estas ferramentas foram gentilmente fornecidas pela OSG Tungaloy Sulamericana de Ferramentas Ltda. A Figura 3.4 apresenta uma vista desta ferramenta.

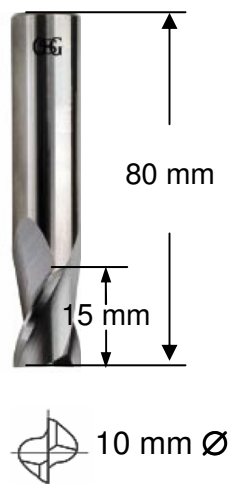


Figura 3.4 – Fresa de topo maciça de metal duro utilizada nos testes

Sabendo-se que a principal grandeza deste trabalho é analisar a exatidão do canal usinado, grandes cuidados devem se ter na metrologia do trabalho.

O diâmetro da ferramenta de 10 mm é nominal, isso quer dizer que o valor real pode ser diferente. Assim, um primeiro passo foi determinar o diâmetro real da ferramenta de corte, para isso mediu-se a distância entre pontas da ferramenta de corte usando a máquina de Abbé ilustrada na Fig. 3.5. Esta máquina conta com uma resolução de $0,2 \mu\text{m}$ e a medição feita por este aparelho resultou em um diâmetro de $9,942^{\pm 0,0002}$ mm.

Dessa forma uma medida mais precisa da fresa permitirá determinar o desvio dimensional com critério adequado.

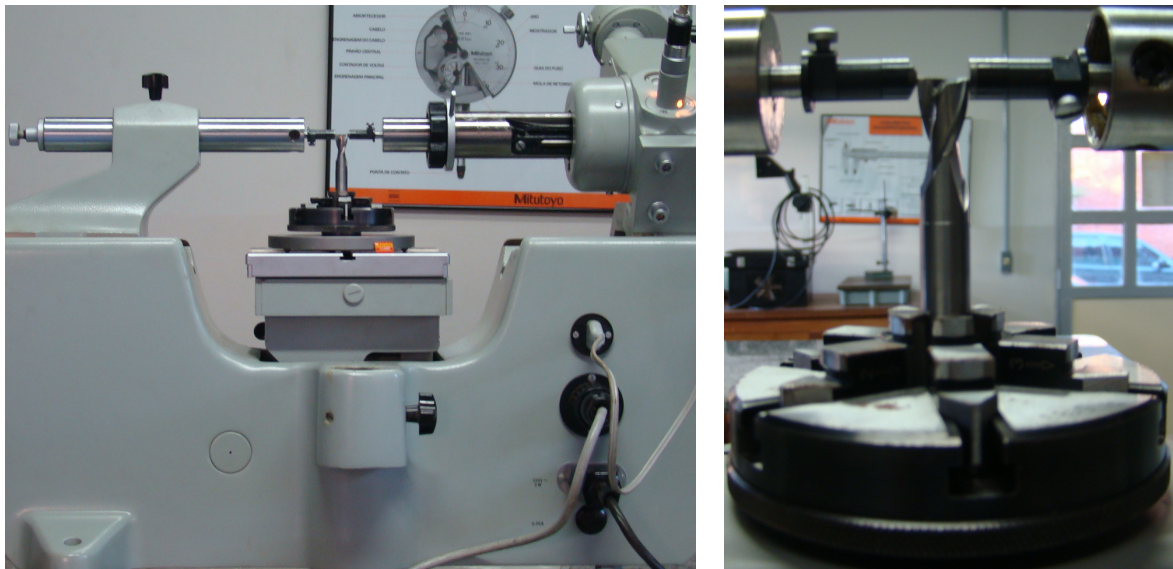


Figura 3.5 – Distância entre pontas usando a máquina de Abbé

Além do desvio no diâmetro da fresa existe também o batimento da fresa no corte. Para medir o batimento fixou-se um comprimento em balanço da fresa de 25 mm e mediu-se a diferença na posição radial das pontas usando um micrômetro de resolução de $0,001$ mm. O erro observado foi de aproximadamente $15 \mu\text{m}$ de uma ponta à outra.

Já foi comentado no capítulo 2 (dos item 2.1.6 até o 2.1.8), que o conjunto eixo arvore–pinça–ferramenta é de grande importância na precisão do corte. Para diminuir esses erros usou-se um mandril hidro-mecânico CoroGrip® Fig. 2.20, fabricado pela Sandvik Coromant®. Este mandril oferece grandes vantagens comparado com as pinças convencionais, além da força de fixação, este mandril garante uma precisão de $0,002$ mm a 25000 RPM no plano de trabalho.

3.3 – Grandezas Medidas nos Ensaios.

As variáveis dependentes medidas nos ensaios foram a rugosidade de corte, potência elétrica consumida, largura dos canais, temperatura no fundo do canal e a vibração da peça.

Para caracterizar o acabamento da superfície foi feita uma média da rugosidade ao longo do fundo de cada canal. A exatidão dimensional foi determinada medindo-se as larguras dos canais em vários pontos e analisando as diferenças encontradas entre a média da leitura e o diâmetro real da fresa. As variáveis potência, temperatura e vibração foram medidas e os sinais amplificados foram alimentados a uma placa de aquisição, sendo gerenciada pelo programa LabView 6.0.

A rugosidade foi medida em três posições no fundo de cada canal e o valor considerado corresponde à média da rugosidade de três canais usinados com as mesmas condições de corte de corte.

O perfil foi medido numa posição centralizada com relação a largura do canal. A Figura 3.6 mostra uma fotografia do esquema de medição usando um rugosímetro Suntronic S3 fabricado pela Taylor Hobson, com resolução de $0,01\mu\text{m}$. O Cut Off usado nas medições foi de 0,8 cm, valor recomendado pela norma ISO 4288 para rugosidades R_a entre 0,2 e $1,6\mu\text{m}$.

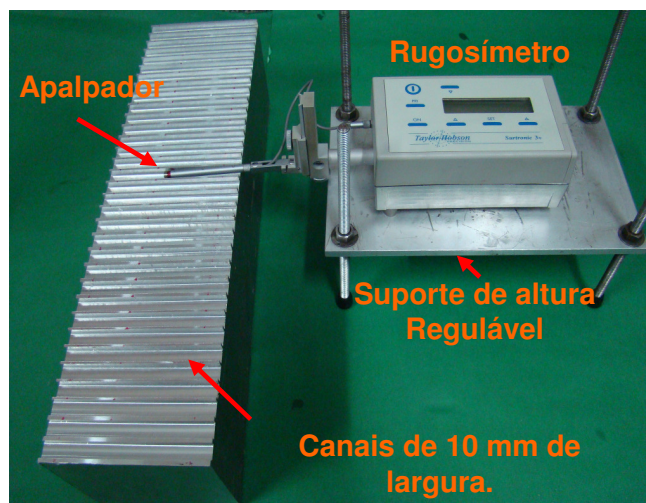


Figura 3.6 – Medição da rugosidade do fundo dos canais

A aquisição de potência foi feita através do monitoramento da corrente elétrica do motor do eixo-árvore da fresadora utilizando um sensor de corrente por efeito Hall, da marca Newtronic, modelo NW – SCD – 50 – R, cuja faixa de amperagem é de 0 a 50 A, a tensão de alimentação é de $\pm 9\text{ VDC}$ e o sinal de saída na faixa de 0 a 5 VDC.

O sinal é enviado à placa de conversão analógica - digital e de aquisição de sinais da PowerDAQ modelo PD2 – MFS – 8 – 500/14. Este sinal é gerenciado por um computador utilizando o software LabView 6.0 da National Instruments.

A potência de corte foi medida em tempo real, na usinagem de cada canal, após a ferramenta de corte entra na sua totalidade no material. Utilizou-se uma frequência de aquisição de 2000 Hz, durante 7 segundos de corte, totalizando 14000 pontos, donde se extraía uma média. O valor de potência considerado foi a média obtida após a usinagem de 3 canais, para cada condição de corte.

Ao contrario das outras variáveis de saída, a largura dos canais foi medida fora do laboratório de ensino e pesquisa em usinagem LEPU. Após usinadas as faces superior e inferior de três corpos de prova, para um total de 198 canais foram feitas as medições na cidade de Belo Horizonte no Laboratório de Usinagem e Automação - LUA da Universidade Federal de Minas Gerais.

A largura do canal é o resultado de cinco medições ao longo do mesmo, para um total de 15 pontos (2 repetições) para cada valor médio.

A Figura 3.7 mostra a maquina de medir por coordenadas TESA 3000 com resolução de 0,001 mm. Utilizada nas medições das larguras dos canais.

Uma pequena ampliação detalha melhor o apalpador de rubi de 1 mm de raio. O valor da largura do canal de cada condição de corte considerado representa a media de quinze medidas (5 medidas eqüidistantes em cada canal e três canais para cada condição de corte).



Figura 3.7 - Medição da largura dos canais usando uma maquina de coordenadas

Para a medição da vibração usou-se um acelerômetro da marca *Brüel & Kaer* colado no centro da peça. As fresas de topo vibram tipicamente em frequências significativamente

mais altas que as fresas de faceamento, portanto as faixas de freqüência usadas para aquisição foram de 1Hz até 10 KHz, faixa que abarca as freqüências produzidas pelo corte.

Uma placa de aquisição da National Instrument armazenara o sinal para ser gerenciado pelo software LabView 6 do mesmo fabricante.

Para medir a temperatura da peça usou-se um sensor infravermelho. Para calibrar o sensor usou-se um termopar padrão colado numa amostra do material numa posição eqüidistante a um ponto focado pelo sensor infravermelho na mesma inclinação na qual seria usado o sensor (45°) a Fig. 3.8 mostra a curva de calibração e a linha de tendência da mesma.

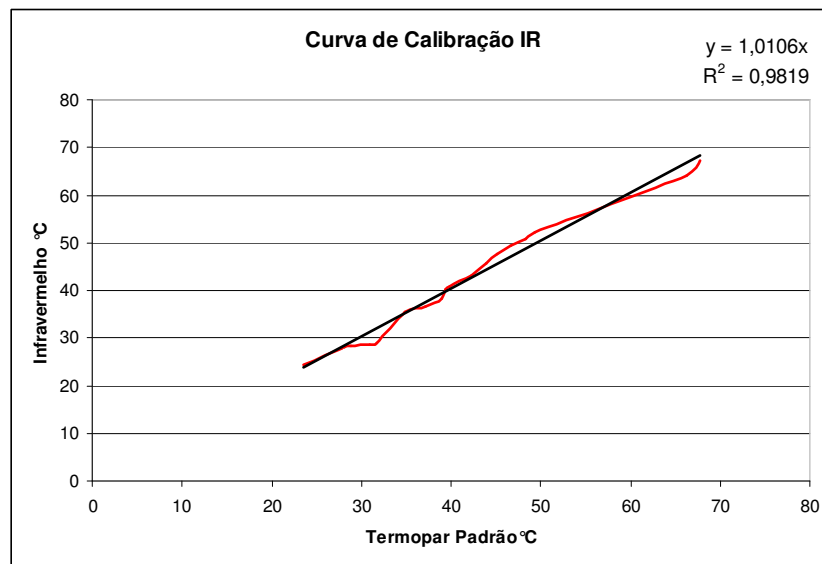


Figura 3.8 – Curva de calibração sensor infravermelho

A curva encontrada mostrou um coeficiente de correlação R^2 muito próximo de 1, i.e., a equação linear mostrada na parte superior do gráfico correlaciona os dados de forma muito próxima com os encontrados.

Construiu-se um dispositivo de fixação para acompanhar o movimento de avanço com um sensor infravermelho da marca Raytek modelo TX focalizado ao fundo do canal numa posição imediatamente depois do corte, com a finalidade de captar uma temperatura que está diretamente relacionada com a temperatura da peça na zona de corte. A Figura 3.9 ilustra esquematicamente o princípio de medição e a localização do sensor.

O valor da largura do canal de cada condição de corte considerado representa a média de quinze medidas (cinco medidas eqüidistantes em cada canal e três canais para cada condição de corte).

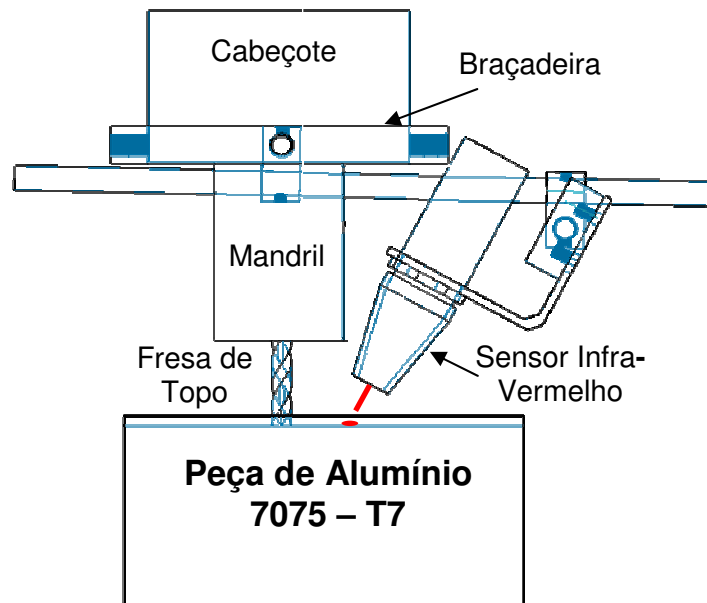


Figura 3.9 – Desenho esquematizado da medição da temperatura com sensor infravermelho

3.4 – Descrição dos Planejamentos experimentais.

Os testes realizados foram divididos em três etapas, a etapa 1 compreende um planeamento fracionário 2^{5-1} . Os níveis foram propostos baseando-se nos catálogos do Machining Data HandBook (1980), a segunda edição da apostila do professor Walter Weingaertner (1991) e as recomendações do fabricante das ferramentas OSG Tungaloy Sulamericana de Ferramentas Ltda. A Tabela 3.3 mostra os valores usados para cada variável.

Esta etapa tem o objetivo de verificar a influência das condições de corte, do espaçamento entre os canais e das condições lubri-refrigerantes nas variáveis de saída.

Tabela 3.3 níveis das variáveis de corte – Etapa 1

Níveis	-1	+1	Unidades
Velocidade de corte	115	165	(m/min)
Avanço por revolução	0,08	0,12	(mm/rev)
Profundidade de corte	3	5	(mm)
Espaçamento entre canais	1.5	2.5	(mm)
Sistema lubri-refrigerante	Seco	MQF	Jorro

O planejamento desta primeira etapa foi adequado para a análise em três níveis da variável sistema lubri-refrigerante (S.L.R.). A Tabela 3.4 mostra que os testes 5 a 8 e 13 a 16 com dois tipos de aplicação do fluido são testes diferentes para cada condição. Com o objetivo de melhorar a estatística do processo, para cada um dos 24 (16+8) testes foram feitas duas repetições.

Tabela 3.4 - Planejamento fatorial fracionário 2^{5-1} - Etapa 1

	v_c (m/min)	f (mm/rev)	E.E.C. (mm)	a_p (mm)	S.L.R.
1	165	0,08	1,5	3	SECO
2	115	0,12	1,5	3	SECO
3	115	0,08	2,5	3	SECO
4	165	0,12	2,5	3	SECO
5	115	0,08	1,5	3	MQF/Jorro
6	165	0,12	1,5	3	MQF/Jorro
7	165	0,08	2,5	3	MQF/Jorro
8	115	0,12	2,5	3	MQF/Jorro
9	115	0,08	1,5	5	SECO
10	165	0,12	1,5	5	SECO
11	165	0,08	2,5	5	SECO
12	115	0,12	2,5	5	SECO
13	165	0,08	1,5	5	MQF/Jorro
14	115	0,12	1,5	5	MQF/Jorro
15	115	0,08	2,5	5	MQF/Jorro
16	165	0,12	2,5	5	MQF/Jorro

A segunda etapa foi projetada após análise dos resultados da etapa 1. Sugere-se mais um planejamento fracionário, agora aumentando a faixa das velocidades de corte e diminuindo os níveis dos avanços por revolução e das profundidades de corte.

Isto foi feito com a finalidade de ampliar a faixa de condições de corte da usinagem neste par ferramenta-peça. A Tabela 3.5 apresenta o planejamento da segunda etapa do trabalho.

Tabela 3.5 – Planejamento fatorial fracionário 2^{5-1} - Etapa 2

	v_c (m/min)	f (mm/rev)	E.E.C. (mm)	a_p (mm)	S.L.R.
1	265	0,05	1,5	2	SECO
2	70	0,12	1,5	2	SECO
3	70	0,05	2,5	2	SECO
4	265	0,12	2,5	2	SECO
5	70	0,05	1,5	2	MQF/Jorro
6	265	0,12	1,5	2	MQF/Jorro
7	265	0,05	2,5	2	MQF/Jorro
8	70	0,12	2,5	2	MQF/Jorro
9	70	0,05	1,5	4	SECO
10	265	0,12	1,5	4	SECO
11	265	0,05	2,5	4	SECO
12	70	0,12	2,5	4	SECO
13	265	0,05	1,5	4	MQF/Jorro
14	70	0,12	1,5	4	MQF/Jorro
15	70	0,05	2,5	4	MQF/Jorro
16	265	0,12	2,5	4	MQF/Jorro

Tendo maior clareza da influência das variáveis na largura e na rugosidade dos canais é desenvolvida uma terceira etapa com a finalidade de adquirir sinais de vibração e temperatura e relacioná-los com a rugosidade e largura dos canais. A Tabela 3.6 mostra o planejamento completo das variáveis velocidade de corte, avanço por dente, e profundidade de corte em 5, 4 e 2 níveis respectivamente, a variável espaçamento entre canais foi fixada no valor de 2 mm, todos os testes foram realizados a seco.

Tabela 3.6 – Planejamento Completo – Etapa 3

	v_c (m/min)	f (mm/rev)	E.E.C. (mm)	a_p (mm)
1	10	0,010	2	2 e 4
2	10	0,055	2	2 e 4
3	10	0,100	2	2 e 4
4	10	0,145	2	2 e 4

5	86	0,010	2	2 e 4
6	86	0,055	2	2 e 4
7	86	0,100	2	2 e 4
8	86	0,145	2	2 e 4
9	162	0,010	2	2 e 4
10	162	0,055	2	2 e 4
11	162	0,100	2	2 e 4
12	162	0,145	2	2 e 4
13	238	0,010	2	2 e 4
14	238	0,055	2	2 e 4
15	238	0,100	2	2 e 4
16	238	0,145	2	2 e 4
17	314	0,010	2	2 e 4
18	314	0,055	2	2 e 4
19	314	0,100	2	2 e 4
20	314	0,145	2	2 e 4

A análise das influências foi feita através do software Statistica Versão 6.0.

CAPITULO IV

RESULTADOS E DISCUSSÃO

Os resultados são analisados conforme planejamentos propostos, com auxílio das ferramentas estatísticas oferecidas pelo software Statistic 6.0.

4.1 – Primeira etapa planejamento fracionário 2^{5-1} .

Nesta etapa como citado anteriormente, foi desenhado um planejamento fracionário a dois níveis com 5 variáveis (v_c , f , a_p , E.E.C., S.L.R.), repetindo os testes feitos com a condição MQF na condição Jorro, conforme a Tab. 3.4, dando um total de 24 condições diferentes.

A Tabela 4.1 apresenta os resultados obtidos nesta etapa, sendo todos valores médios, considerando as repetições.

Os dados mostrados na Tab. 4.1, são os valores médios das medições. A rugosidade no fundo dos canais foi medida em três pontos para cada condição de corte, assim o resultado mostrados é a media de um total de nove valores levando em conta as duas repetições feitas para cada teste. A potência de corte foi uma variável medida em tempo real, assim quando a ferramenta de corte entrava na sua totalidade no material cortado eram captados 14 mil pontos para cada canal, mais de 30 mil pontos foram considerados para fazer o calculo do valor médio. A largura de corte é o resultado de cinco medições de largura ao longo do canal, para um total de 15 pontos para cada valor médio.

Nesta etapa as condições de corte foram planejadas principalmente segundo as especificações do fabricante da ferramenta e a usinabilidade do nosso material de corte, a Tab. 4.1, mostra as médias dos resultados achados para esta primeira etapa.

Tabela 4.1 Resultados médios de rugosidade, potência e largura - Etapa 1

	R _a (μm)	Potência (Watt)	Largura 9,9XX (mm)
1	0,35	562	67
2	0,57	575	80
3	0,39	427	74
4	0,45	99	94
5	0,35 / 0,31	396 / 400	87 / 94
6	0,72 / 0,60	681 / 735	67 / 87
7	0,46 / 0,47	570 / 579	80 / 85
8	0,52 / 0,48	491 / 556	74 / 88
9	0,50	728	76
10	0,66	1084	82
11	0,44	1055	91
12	0,50	924	90
13	0,44 / 0,30	976 / 1077	69 / 71
14	0,49 / 0,49	874 / 939	76 / 75
15	0,51 / 0,38	703 / 672	79 / 88
16	0,48 / 0,70	1186 / 1210	81 / 92

4.1.1 – Rugosidade do Fundo dos Canais - Etapa 1.

A rugosidade é um dos principais erros micro geométricos de forma. Neste trabalho analisou-se a influência das variáveis (velocidade de corte, avanço por dente, espaçamento entre canais, profundidade de corte e sistema lubri-refrigerante nas condições seco, MQF e jorro). A Tab. 4.2 apresenta a análise de variância das rugosidades com uma confiança não menor que 95% quando mudam-se os níveis das variáveis anteriormente citadas

A única variável que apresentou influência significativa foi o avanço por dente, como mostrado no quadro de ANOVA (Tab. 4.2), uma hipótese com 95% de confiabilidade, discrimina as variáveis com probabilidade maior do que 0,05 (coluna **p**).

Tabela 4.2 - Quadro ANOVA da rugosidade com 95% confiança - Etapa 1

	SQ	GL	MQ	F	P
(1) v_c (m/min)	0,001806	1	0,001806	0,231682	0,640638
(2) f (mm/rev)	0,056406	1	0,056406	7,235049	0,022707
(3)E.E.C. (mm)	0,006806	1	0,006806	0,873016	0,372134
(4) a_p (mm)	0,002756	1	0,002756	0,353535	0,565328
(5) S.L.R.					
(seco /MQF)	0,000756	1	0,000756	0,097002	0,761854
(seco /Jorro)	0,001056	1	0,001056	0,13385	0,722093
Error	0,077962	9	0,007796		
Total SS	0,147548	15			

No entanto é interessante observar as tendências nas influências individuais para as outras variáveis, também a Tab. 4.3 apresenta um resumo, mostrando os efeitos das variáveis analisadas. A Tabela 4.3 mostra em percentuais a variação dos valores médios da rugosidade R_a quando se passa do nível -1 para o nível +1.

Tabela 4.3 – Tendências das rugosidades em porcentagem quando se passa do Nível -1 para o Nível +1 - Etapa 1

Variáveis testadas	Efeitos
(1) v_c (115 → 165 m/min)	↑ 4,42 %
(2) f (0,08 → 0,12 mm/rev)	↑ 27,6 %
(3) Esp. canais (1,5 → 2,5 mm)	↓ 8,07 %
(4) a_p (2,0 → 5,0 mm)	↑ 5,50 %
(5) Sist. Lub./Refrigerante	
(Seco/MQF)	↑ 2,86 %
(Seco/Jorro)	↓ 3,35 %

Nota. As setas ↑ e ↓ indicam aumento ou diminuição da rugosidade respectivamente quando comparado com o nível inferior da variável analisada.

As variáveis v_c e a_p apresentaram resultados similares quando passaram do nível -1 para o nível +1. O comportamento da rugosidade com a velocidade de corte foi contrario ao esperado, pois a teoria de usinagem expõe que aumentos na velocidade de corte,

promovem aumentos na temperatura (DEWES; ASPINWALL, 1997) facilitando a formação de cavaco, diminuindo forças e melhorando o acabamento. Entretanto, isto ocorre caso a rigidez do sistema seja mantido, o que, aparentemente, pode não ter ocorrido.

Resultados similares foram encontrados por Costa; Gonçalves e Machado (2006) na liga de alumínio 6351-T6 onde as variações da rugosidade com a velocidade de corte apresentaram pequenos aumentos na rugosidade do fundo do canal.

Sabe-se que a variável avanço por dente afeta diretamente a rugosidade da superfície cortada. Teoricamente, $R_a \approx f^2$ (MACHADO; DA SILVA, 2004) e os resultados encontrados apresentam uma boa aproximação desta relação. Quando o avanço foi de 0,08 (mm/rev) para 0,12 (mm/rev), a rugosidade R_a aumento de 0,43 para 0,55 μm portanto o acabamento piorou aproximadamente 28%. O aumento do avanço além de aumentar diretamente o perfil das irregularidades (picos e vales), aumenta diretamente as áreas dos planos de cisalhamento primário e secundário, causa um aumento da força de usinagem, numa proporção direta e quase linear, conseqüentemente, aumentando as vibrações do sistema máquina-ferramenta-peça e, portanto, piorando as rugosidades (MACHADO E DA SILVA, 2004).

Segundo Polly (2005), a qualidade da superfície é menos afetada por variações na profundidade de corte do que por variações nos outros parâmetros. Neste trabalho porém, a tendência variação da rugosidade com a profundidade foi maior do que com a velocidade de corte. Houve um aumento de aproximadamente 6% na rugosidade quando se passou a profundidade de corte de 3 para 5 mm, isto atribuído também ao possível aumento na vibração do sistema com os cortes mais profundos.

A variável espaçamento entre canais (E.E.C.) não apresentou influência significativa na rugosidade, concordando com o esperado. Esta variável por mudar a capacidade de dissipação de calor das paredes dos canais, deverá apresentar maior influência na largura dos canais.

Na faixa de velocidades planejadas o sistema Lubri-Refrigerante, que apresentou melhores resultados (menor rugosidade) foi a aplicação tipo convencional ou jorro, porém o corte a seco apresentou valores muito pertos dos encontrados com esta condição, estabelecendo assim o corte a seco como uma ótima opção de usinagem pelo apelo ecológico.

4.1.2 – Potência de Corte - Etapa 1.

A potência necessária para realizar um corte segundo Machado e Da Silva (2004) pode ser usada como um índice de usinabilidade do material, além disso, esta variável está diretamente relacionada com a temperatura de corte que é um dos principais parâmetros a

ser analisados neste estudo. A Tab. 4.4 apresenta o quadro ANOVA da influência das condições de corte, na potência consumida pelo processo.

Tabela 4.4 - Quadro ANOVA da potência com 95% confiança - Etapa 1

	SQ	GL	MQ	F	p
(1)v_c (m/min)	75062	1	75061,8	2,43390	0,149798
(2)f (mm/rev)	15386	1	15385,8	0,49889	0,496115
(3)E.E.C. (mm)	11041	1	11041,3	0,35802	0,562916
(4)a_p (mm)	868858	1	868857,8	28,17294	0,000344
(5)S.L.R.					
(seco / MQF)	11222	1	11222,3	0,36389	0,559788
(seco / Jorro)	31777	1	31777,0	0,97843	0,345916
Error	308401	9	30840,1		
Total SS	1321747	15			

Como mostra o quadro de ANOVA (veja Tab. 4.4) a única variável que teve influência na potência de corte com 95% de confiança foi a profundidade de corte. As variáveis restantes, apesar de não ter apresentado confiabilidade de 95%, tiveram tendências importantes indicadas na Tab. 4.5.

Tabela 4.5 – Tendências da potência em porcentagem quando se passa do Nível -1, para o Nível +1 - Etapa 1

Variáveis testadas	Efeitos
(1) v _c (115 → 165 m/min)	↑ 21,41 %
(2) f (0,08 → 0,12 mm/rev)	↑ 9,15 %
(3) Esp. canais (1,5 → 2,5 mm)	↓ 7,15 %
(4) a _p (2,0 → 5,0 mm)	↑ 98,07 %
(5) Sist. Lub./Refrigerante	
(Seco/MQF)	↑ 7,76 %
(Seco/Jorro)	↑ 13,07 %

Nota. As setas ↑ e ↓ indicam aumento ou diminuição da potência quando comparada com o nível inferior da variável analisada.

Um aumento na velocidade de corte demanda maior potência no eixo da máquina, mas ao mesmo tempo, maiores velocidades aumentam a temperatura na zona de corte subtraindo resistência ao material da peça, facilitando o cisalhamento da mesma. Analisando do ponto de vista tribológico, as altas temperaturas facilitam a oxidação do alumínio criando uma camada de alta dureza que diminui o atrito entre a superfície de saída da ferramenta e o cavaco. Ou seja, o aumento na velocidade gerou aumentos na potência, mas esse efeito foi abatido pelos fenômenos citados anteriormente. De forma geral, quando a variável v_c passou do nível -1 para o nível +1 a potência aumentou aproximadamente em 22%.

Maiores avanços por volta e maiores profundidades de corte aumentam as áreas dos planos de cisalhamento primário e secundário, resultando em aumentos da força de usinagem, numa proporção quase linear (MACHADO; DA SILVA, 2004). Comparando a profundidade de corte e o avanço por revolução a maior influência na potência consumida foi apresentada pela profundidade de corte, mas quando analisa-se detalhadamente os níveis das variáveis, pode se observar que a variável avanço por revolução foi incrementada em 50% (de 0,08 para 0,12 mm/rev), enquanto a profundidade de corte foi incrementada em 67% (de 3 para 5 mm) produzindo assim, uma maior diferença na resposta.

Os fluidos de corte possivelmente mantiveram uma temperatura baixa, evitando a perda de resistência do material da peça, quando comparado com o corte a seco. É por isso que a aplicação tipo jorro apresentou as maiores potências de corte quando comparado com a aplicação MQF, o qual tem, antes de refrigerante uma função principalmente lubrificante. Segundo Machado e Da Silva (2004) o uso de fluido de corte, com ação lubrificante, reduz a área de contato cavaco ferramenta e diminui a força de usinagem. Entretanto, quando prevalece uma ação refrigerante, o fluido de corte pode aumentar a força de usinagem por promover um aumento da resistência ao cisalhamento do material pela redução da temperatura.

4.1.3 - Desvio Dimensional- Etapa 1.

A variável desvio dimensional é analisada para se ter uma noção do número de fatores que atuam diretamente na zona de corte, impedindo conseguir valores geométricos ideais na usinagem de um material.

Nesta investigação, o fresamento de topo em cheio com uma fresa de 10 mm de diâmetro nominal, teria que produzir canais de largura igual ao diâmetro real da ferramenta, mas como observaremos, fatores como vibração, batimento e aquecimento afastam os valores reais dos nominais.

A Tabela 4.6 mostra o quadro de análise de variância da largura dos canais onde nenhuma das variáveis apresentou efeitos significativos com uma confiança igual ou maior a 95%.

Tabela 4.6 - Quadro ANOVA do desvio dimensional com 95% confiança - Etapa 1

	SQ	GL	MQ	F	p
(1)v_c (m/min)	1,563	1	1,5625	0,024220	0,879423
(2)f (mm/ver)	27,563	1	27,5625	0,427243	0,528088
(3)E.E.C. (mm)	217,563	1	217,5625	3,372408	0,096162
(4)a_p (mm)	27,562	1	27,5625	0,427243	0,528088
(5)S.L.R.					
(seco / MQF)	105,063	1	105,0625	1,628560	0,230744
(seco / Jorro)	42,250	1	42,25000	0,653014	0,437838
Error	645,125	9	64,5125		
Total SS	1066,688	15			

Muito embora as variáveis analisadas não tenham sido significativas com confiança de 95%, é evidente que a mudança da maioria destas variáveis influi no desvio dimensional do canal. Se observamos a Tab. 4.6, a coluna (p) mostra o nível de significância, i.e., a incerteza que se tem baseado na variação dos resultados, assim, por exemplo, a variável número 3, espaçamento entre canais (E.E.C.), tem influência na resposta com 90% de confiabilidade, de modo que ao se desprezar efeitos das combinações e as variáveis menos significativas esta variável pode se tornar significativa com uma maior confiabilidade.

A Tabela 4.7 mostra as tendências do desvio dimensional quando se muda os níveis da grandeza (nível -1 para nível +1).

Tabela 4.7 – Tendências do desvio dimensional em porcentagem quando se passa do Nível -1, para o Nível +1- Etapa 1

Variáveis testadas	Efeitos
(1) v_c (115 → 165 m/min)	↓ 1,66 %
(2) f (0,08 → 0,12 mm/rev)	↑ 7,31 %
(3) Esp. canais (1,5 → 2,5 mm)	↑ 22,0 %
(4) a_p (2,0 → 5,0 mm)	↑ 7,31 %
(5) Sist. Lub./Refrigerante	
(Seco/MQF)	↓ 12,9 %
(Seco/Jorro)	↑ 8,17 %

Nota. As setas ↑ e ↓ indicam afastamento ou proximidade ao diâmetro real da fresa respectivamente quando comparado com o nível inferior da variável analisada.

As duas variáveis que apresentaram melhores resultados, i.e, diminuição nos desvios dimensionais foram o sistema lubri-refrigerante MQF e o aumento da velocidade de corte.

Os resultados encontrados são interessantes, pois, como se falou anteriormente a teoria mostra que aumentos na velocidade de corte incrementam proporcionalmente a temperatura na zona de corte (DEWES; ASPINWALL, 1997), porém as deformações encontradas no material foram ligeiramente menores quando aumentou-se a velocidade. Uma possível explicação deste fato é a necessidade de tempo para que o calor gerado nas zonas de cisalhamento possa se propagar para a peça. O aumento das rotações por minuto está ligado diretamente à velocidade de avanço, i.e., a ferramenta passa com maiores velocidades sobre a peça, diminuindo o tempo de contato entre as fontes de calor, principalmente a zona de cisalhamento primária e a peça.

O aumento no avanço por volta, apesar de imprimir um incremento proporcional na velocidade de avanço (menor tempo de propagação do calor para a peça) gera acréscimo nas áreas dos planos de cisalhamento, aumentando assim as áreas de contato entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta (MACHADO; DA SILVA, 2004), promovendo maiores forças de corte e conseqüentemente maiores vibrações no corte.

Esta vibração ou instabilidade dinâmica se reflete na precisão do canal usinado, aumentando as larguras quando comparadas com os cortes de menor avanço por volta.

A influência do espaçamento entre canais, contrário ao esperado, apresentou maiores desvios quando se aumentou a espessura das paredes. Teoricamente maiores volumes de material teriam uma maior capacidade de dissipação do calor, contudo as paredes mais

finas apresentaram melhores resultados (menores desvios), isto argumenta-se possivelmente à influência da aplicação de fluidos de corte os quais poderiam refrigerar de uma maneira mais efetiva paredes de menor espessura, mantendo assim menores deformações por dilatação e possíveis recuperações elásticas do material da peça.

O aumento das profundidades de corte, da mesma forma que o aumento dos avanços promove instabilidade dinâmica no processo de corte devido ao aumento nas forças de corte, além de aumentar a dificuldade na penetração dos fluidos que lubrificam o contato.

Pelos resultados encontrados pode se afirmar que os fluidos de corte aplicados na forma de Jorro não gerou bons resultados quando se quer precisão dimensional. Nesta condição o fluido teve uma tendência de manter refrigerado o material conservando uma elevada resistência acrescentando as forças de corte e conseqüentemente a vibração do corte. A aplicação tipo MQF, pelo contrario, mostrou vantagens, provavelmente lubrificando a zona de corte diminuindo as áreas de contato entre o cavaco e a ferramenta decorrendo dai menores forças de corte, ou seja, facilitando o corte.

Devido à pouca influência das variáveis estudadas na precisão dimensional, decidiu-se aumentar o campo de algumas delas, como será mostrado na seqüência.

4.2 – Segunda etapa Planejamento Fracionário 2⁵⁻¹.

Nesta etapa foi proposto um novo planejamento fracionário a dois diferentes níveis com as mesmas 5 variáveis (v_c , f , a_p , E.E.C., S.L.R.) e também foram repetidos os testes com a condição “MQF” e “Jorro”, dando um total de 24 experimentos diferentes.

Nesta etapa as condições de corte foram planejadas baseadas nos resultados dos testes da etapa 1. Como um dos focos desta pesquisa é analisar o comportamento da temperatura, tentou-se mudar as variáveis que afetariam diretamente esta grandeza, assim os níveis de velocidade de corte passaram de (115-165 m/min) para (70-265 m/min) e dos avanços de (0,08 – 0,12 mm/volta) para (0,05 – 0,12 mm/rev). O nível superior da profundidade de corte foi reduzido para 4,0 mm pois o acabamento das paredes do canal com 5 mm de profundidade não era homogêneo, apresentando pequenas rebarbas que prejudicavam a medição da largura do canal com o apalpador pequeno em forma de esfera de 1 mm de diâmetro.

A Tabela 4.8 mostra os resultados da rugosidade, potência e largura encontradas no segundo planejamento fracionário correspondente a esta segunda etapa.

Tabela 4.8 – Resultados planejamento fracionário 2^{5-1} – Etapa 2

	R_a (μm)	Potência (Watt)	Largura 9,9XX (mm)
1	0,55	241	88
2	1,72	98	88
3	0,60	78	84
4	1,23	381	95
5	0,69 / 0,97	63 / 55	81 / 81
6	1,30 / 1,25	351 / 365	87 / 86
7	0,64 / 0,98	225 / 261	82 / 86
8	1,67 / 1,54	95 / 119	84 / 83
9	0,46	161	77
10	1,03	676	89
11	0,65	508	98
12	1,38	212	89
13	0,55 / 0,79	444 / 496	78 / 87
14	1,46 / 1,61	225 / 241	85 / 83
15	0,48 / 0,46	148 / 159	82 / 82
16	1,25 / 1,10	665 / 669	84 / 92

4.2.1 – Rugosidade do Fundo dos Canais Etapa 2.

Os resultados encontrados na primeira etapa mostraram que o avanço por dente foi a variável mais influente, e este fato foi confirmado na segunda etapa, cuja ANOVA é mostrada na Tab 4.9, com 95% de confiabilidade.

Nesta segunda bateria de testes, além do avanço por dente, a profundidade de corte mostrou influências acima do nível de significância. Para observar estes resultados de maneira quantitativa

Tabela 4.9 - Quadro ANOVA , rugosidade do fundo dos canais com 95% confiança - Etapa 2

	SQ	GL	MQ	F	P
(1)v_c (m/min)	0,042025	1	0,042025	1,17419	0,303976
(2)f (mm/rev)	1,715227	1	1,715227	47,92404	0,000041
(3)E.E.C. (mm)	0,054393	1	0,054393	1,51975	0,245853
(4)a_p (mm)	0,203702	1	0,203702	5,69150	0,038239
(5)S.L.R.					
(seco / MQF)	0,010839	1	0,010839	0,4796	0,504353
(seco / Jorro)	0,024719	1	0,024719	0,69065	0,425340
Error	0,357905	9	0,035791		
Total SS	2,408809	15			

A Tab. 4.10, mostra as porcentagens de influência quando se passa do nível -1 para o nível +1 das variáveis analisadas.

Tabela 4.10 – Tendência da rugosidade quando passa-se do nível inferior para o nível superior de cada variável - Etapa 2

Variáveis testadas	Efeitos
(1) v _c (70 → 265 m/min)	↓ 14,97 %
(2) f (0,05 → 0,12 mm/rev)	↑ 138,8 %
(3) Esp. canais (1,5 → 2,5 mm)	↑ 1,79 %
(4) a _p (2,0 → 4,0 mm)	↓ 13,4 %
(5) Sist. Lub./Refrigerante	
(Seco/MQF)	↑ 5,47 %
(Seco/Jorro)	↑ 8,25 %

Nota. As setas ↑ e ↓ indicam aumento ou diminuição da rugosidade respectivamente quando comparado com o nível inferior da variável analisada.

É interessante observar que o comportamento de algumas variáveis mudou nesta segunda etapa. Na Tabela 4.3, primeira etapa, observou-se um aumento na rugosidade de aproximadamente 5% quando se passou para o nível +1 de velocidade de corte. Nesta segunda etapa o aumento da velocidade de corte representou diminuições na rugosidade de

aproximadamente 15%. Esta diferença nas respostas deve-se principalmente ao nível inferior usado neste segundo planejamento, pois é inegável a presença da APC (Aresta Postiça de Corte) numa velocidade de 70 m/min.

A APC é um fenômeno que o Trent (2000) descreve como uma característica comum em materiais que apresentam segunda face na sua estrutura, envolvendo encruamento em baixas temperaturas. Forma-se assim um material endurecido na ponta da ferramenta, que cisalha quando atinge uma determinada altura. Este processo libera fragilmente pedaços de material endurecido que vão para a superfície gerada no corte, produzindo assim um acabamento pobre.

Backer; Marshall; Shaw (1952) citados por Machado e Da Silva (2004), atribuem o aumento no tamanho da APC à combinação das baixas velocidades e os grandes avanços, resultando nos piores acabamentos. Com o aumento da velocidade, diz Machado, o acabamento melhora, pois a APC desaparece pelo aumento na temperatura, que impede que o encruamento aconteça.

O avanço por dente apresentou novamente a maior influência, 139% de aumento na rugosidade quando se passa de 0,05 para 0,12 mm/volta. Esta variável mostra mais uma vez que a relação $R_a \approx f^2$ (MACHADO; DA SILVA, 2004) concorda plenamente com os resultados encontrados.

No primeiro planejamento a variável E.E.C. (Espaçamento Entre Canais), não teve significância acima de 95% mas na análise da tendência mostrou pequenas reduções na rugosidade de aproximadamente 8%. Agora numa segunda análise com os mesmos valores para os níveis inferior e superior, também não foram observadas influências com 95% de confiabilidade, mas a análise da tendência apresentou um aumento na rugosidade de aprox. 2% confirmando a pouca ou nenhuma influência que esta variável tem sobre a rugosidade.

A profundidade de corte apresentou mudanças no seu efeito, pois aumentos de 2 para 5 mm de profundidade geraram incrementos na rugosidade de 5,5% (veja Tab. 4.3), mas na segunda etapa, quando se passou de 2 para 4 mm, a rugosidade diminuiu acima de 13% na análise de tendência. A explicação deste fato pode ser atribuída ao pequeno efeito das iterações de outras variáveis com a profundidade de corte, ao se mudar as velocidades de corte e os avanços por volta a influência das profundidades de corte pode ter variado, aliais no nível superior de profundidade a rugosidade diminuiu resultado de uma possível melhora da estabilidade do sistema.

Na segunda etapa, com aumento de variação dos níveis, o sistema Jorro não repetiu a tendência de melhorar a rugosidade quando se passa de -1 para +1. Ambos os sistemas de aplicação do fluido aumentam a rugosidade.

4.2.2 – Potência de Corte Etapa 2.

Da mesma forma que na rugosidade, pretende-se observar o comportamento da potência com condições mais extremas nas variáveis de corte. A Tabela 4.11 apresenta o quadro de ANOVA para a potência de corte.

Tabela 4.11 – Quadro ANOVA para a potência de corte - Etapa 2

	SQ	GL	MQ	F	p
(1)v_c (m/min)	362924,4	1	362924,4	76,67736	0,000005
(2)f (mm/rev)	43606,5	1	43606,5	9,21303	0,012563
(3)E.E.C. (mm)	171,7	1	171,7	0,03628	0,852755
(4)a_p (mm)	142240,3	1	142240,3	30,05202	0,000268
(5)S.L.R.					
(seco / MQF)	1219,0	1	1219,0	0,25755	0,622812
(seco / Jorro)	4.7	1	4.7	0,00118	0,973310
Error	47331,4	9	4733,1		
Total SS	597498,1	15			

A variável mais influente na potência consumida, com 95% de confiabilidade, foi a velocidade de corte, seguida pela profundidade de corte e o avanço por dente. A última coluna do quadro ANOVA mostra estas três variáveis com valores de significância “p” abaixo de 0,05, garantindo assim uma confiabilidade não menor que 95%. As demais variáveis não se mostraram significativamente influentes na potência.

Com o aumento das velocidades a temperatura aumenta diminuindo a resistência do material da peça, reduzindo as forças de corte, mas na Eq. (4.1) o efeito da velocidade de corte é maior do que o efeito da diminuição da força devido ao aumento da temperatura, ou seja, as potências serão maiores quando se aumenta a velocidade de corte, concordando assim com os resultados encontrados neste segundo planejamento.

A Tabela. 4.12 apresenta em forma de porcentagens a variação na potência quando se passa do nível -1 para o nível +1 de cada variável de corte.

Tabela 4.12 – Tendência da potência de corte quando se passa do nível -1 para o nível 1 de cada variável – Etapa 2

Variáveis testadas	Efeitos
(1) v_c (70 → 265 m/min)	↑ 222,9%
(2) f (0,05 → 0,12 mm/rev)	↑ 44,7%
(3) Esp. canais (1,5 → 2,5 mm)	↑ 2,31%
(4) a_p (2,0 → 4,0 mm)	↑ 98,49%
(5) Sist. Lub./Refrigerante	
(Seco/MQF)	↓ 5,92%
(Seco/Jorro)	↑ 0,36%

Nota. As setas ↑ e ↓ indicam aumento ou diminuição da potência quando comparada com o nível inferior da variável analisada.

A velocidade de corte apresentou o maior efeito, com 222% de aumento na potência quando se passou dos 70 para 265 m/min. Sabe-se que a potência de corte é função da velocidade e da força de corte, conforme Eq. (4.1).

$$N_c = \frac{F_c * v_c}{60}, \quad (4.1)$$

Onde:

N_c = Potência.

F_c = Força de Corte em kgf.

v_c = Velocidade de Corte em m/min.

O aumento na profundidade de corte e no avanço por dente mostraram maiores consumos de potência. O aumento destas variáveis aumenta as áreas das zonas de cisalhamento primário e secundário as quais geram um aumento proporcional nas forças de corte e conseqüentemente na potência consumida. A influência mostrada pela profundidade de corte foi maior do que o avanço por dente, pois ao se considerar a área de contato como um retângulo onde um dos seus lados é o avanço por dente e o outro é a profundidade de corte, a área se vê, mais influenciada por a_p que foi de 2 para 4 mm do que por f_z que foi de 0,025 para 0,06 mm/dente.

Mesmo pequenos os efeitos encontrados nas variáveis E.E.C. e sistema lubri-refrigerante, vale a pena comentar que a variável E.E.C. mudou de comportamento, pois no primeiro planejamento mostrou uma diminuição de 7% no valor da potência ao aumentar a espessura das paredes do canal (Tab. 4.5), diferente aos resultados encontrados neste segundo planejamento, onde paredes mais grossas resultaram em aumentos da potência superiores a 2%. Esta variação deve-se ao fato de se ter varias sub-variáveis envolvidas quando muda-se a espessura das paredes dos canais, ou seja, ao mudar um volume de material muda-se a área em contato com o meio ambiente, que pode ser o ar ou um fluido de corte. Também muda-se a massa que pode dissipar calor e ao mesmo tempo muda-se a velocidade de resfriamento das paredes.

A tendência no comportamento dos fluidos de corte foi de diminuição da potência principalmente por parte da aplicação do tipo MQF, a aplicação tipo jorro não apresentou mudanças nos valores da potência.

4.2.3 – Desvio Dimensional- Etapa 2.

Os parâmetros com maiores faixas para as variáveis de corte alterarão, principalmente dois fatores a saber, a temperatura de corte a qual pode gerar deformações por dilatação da peça e a vibração do sistema como resultado das forças implicadas no corte. Ditos fatores atuam diretamente na largura final do canal usinado. A Tabela 4.13, mostra o quadro de ANOVA do comportamento do desvio dimensional a 95 % de confiabilidade, para um segundo planejamento.

Tabela 4.13 – ANOVA com 95% de confiabilidade para o desvio dimensional - Etapa 2

	SQ	GL	MQ	F	p
(1)v_c (m/min)	60,0625	1	60,0625	3,400566	0,094965
(2)f (mm/ver)	60,0625	1	60,0625	3,400566	0,094965
(3)E.E.C. (mm)	39,0625	1	39,0625	2,211607	0,167812
(4)a_p (mm)	3,0625	1	3,0625	0,173390	0,685913
(5)S.L.R.					
(seco / MQF)	126,5625	1	126,5625	7,165605	0,023217
(seco / Jorro)	49,0000	1	49,0000	4,75728	0,054143
Error	176,6250	9	17,6625		
Total SS	514,4375	15			

Como pode se observar na Tab. 4.13, a única variável que apresentou influência com confiabilidade de 95% foi o sistema lubri-refrigerante. No entanto, variáveis como a velocidade de corte e o avanço por dente ficaram com valores abaixo de 0,10 o que indica uma confiabilidade acima de 90%, um indicativo muito bom. A Tabela 4.14 apresenta os resultados encontrados nas tendências de todas as variáveis na forma de porcentagens quando se passa do nível -1 para o nível +1.

Tabela 4.14 – Tendências dos desvios dimensionais quando se passa do nível inferior para o nível superior - Etapa 2

Variáveis testadas	Efeitos
(1) v_c (70 → 265 m/min)	↑ 9,28%
(2) f (0,05 → 0,12 mm/ver)	↑ 9,28%
(3) Esp. canais (1,5 → 2,5 mm)	↑ 7,41%
(4) a_p (2,0 → 4,0 mm)	↑ 1,98%
(5) Sist. Lub./Refrigerante	
(Seco/MQF)	↓ 12,09%
(Seco/Jorro)	↑ 16,31%

Nota. As setas ↑ e ↓ indicam afastamento ou proximidade ao diâmetro real da fresa respectivamente quando comparado com o nível inferior da variável analisada.

Contrario ao esperado, o aumento na velocidade de corte de 70 para 265 m/min não conseguiu aproximar a largura do canal ao valor ideal, provavelmente foram predominantes os aumentos na vibração gerando instabilidade no corte. Estudos realizados por Polli (2005) apresentam as faixas de velocidade na qual a vibração apresenta menores valores (maior estabilidade) no fresamento de topo da liga de alumínio 7075, demonstrando que profundidades acima dos dois milímetros, usinadas com rotações entre 7000 e 10000 RPM tornam o corte instável.

O comportamento encontrado no aumento do avanço por volta foi similar ao da velocidade de corte, muito embora o tempo de contato das fontes de calor com a superfície usinada fosse menor (maior velocidade de avanço). Os canais apresentaram larguras maiores quando se passou de 0,05 para 0,12 mm/volta, atribuindo-se este aumento às maiores áreas nas zonas de cisalhamento primária e secundária, aumentando a força de corte de maneira proporcional e conseqüentemente as deformações e vibrações do sistema.

O espaçamento entre canais novamente apresentou maiores larguras quando se passou de 1,5 para 2,5 mm na espessura das paredes do canal, confirmando assim como

melhor condição de corte as paredes mais finas para este conjunto e faixa das variáveis estudadas.

Com este segundo planejamento comprova-se também que o tipo de sistema lubri-refrigerante ideal para este processo de corte nas condições testadas foi a aplicação do fluido com a técnica MQF, quando comparado com os cortes a seco ou com o modo convencional.

4.3 Terceiro planejamento

Nesta nova etapa foram avaliadas as variáveis com um número maior de níveis, considerando somente as variáveis quantitativas e mantendo fixo o espaçamento entre canais, pela sua pouca ou nenhuma influência demonstrada nas etapas anteriores. O objetivo desta terceira etapa é estudar os parâmetros temperatura e vibração no corte, para tanto foi feito um planejamento completo, analisando a velocidade de corte em cinco níveis, o avanço por revolução em 4 níveis e a profundidade de corte em somente dois níveis.

Não se mediu a potência, a rugosidade e os desvios dimensionais dos canais, focando o estudo apenas na temperatura da superfície do fundo do canal e a vibração do sistema. A Tabela 4.15 mostra os valores médios dos resultados encontrados no planejamento da Tab. 3.5.

Tabela 4.15 – Resultados médios de temperatura e vibração – Etapa 3

# Teste	Temperatura de Corte (°C)	Vibração de Corte (m/s ²)	# Teste	Temperatura de Corte (°C)	Vibração de Corte (m/s ²)
1	50,04	2,21	21	39,96	2,62
2	46,35	2,52	22	56,00	2,95
3	52,53	2,54	23	65,61	3,04
4	54,77	2,57	24	70,76	3,29
5	62,87	9,03	25	69,10	124,19
6	77,38	15,04	26	93,83	343,64
7	73,82	11,64	27	112,31	26,65
8	74,05	11,26	28	123,99	21,98
9	83,72	19,24	29	103,23	271,49
10	100,68	14,13	30	150,45	17,19
11	95,94	18,57	31	123,60	28,26

12	97,00	17,07	32	72,39	26,80
13	60,91	22,88	33	106,40	21,88
14	83,72	24,82	34	99,43	25,21
15	72,75	17,97	35	89,90	28,22
16	83,70	22,52	36	83,17	33,03
17	89,34	27,14	37	122,26	44,37
18	91,89	27,20	38	110,37	26,04
19	75,79	26,20	39	87,70	38,01
20	74,89	27,20	40	94,48	45,77

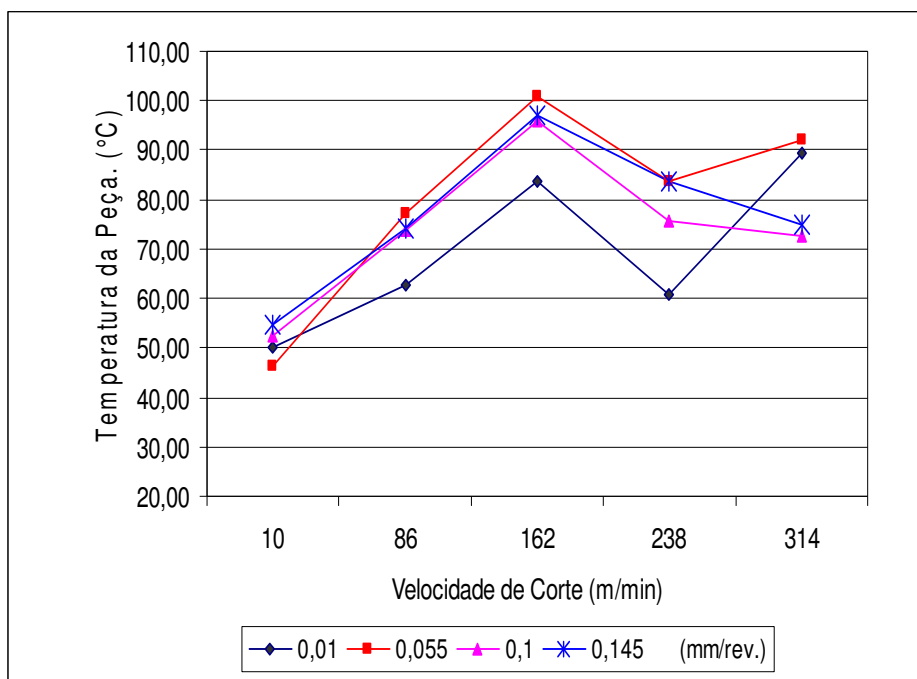
4.3.1 – Pontos a ressaltar na aquisição de sinais referentes à temperatura e vibração.

Antes de apresentar os resultados do comportamento da temperatura e da vibração, alguns pontos merecem comentários. O método de irradiação infravermelho depende da emissividade do material e esta varia com a temperatura, o que não foi considerado neste trabalho. Além disto, o foco de medida foi direcionado na superfície do fundo do canal a uma distância fixa da fresa. Como o sensor foi fixado no cabeçote da árvore, este se movimentava com a mesma velocidade de avanço da fresa, o que implica em variação no tempo de medição após a geração da superfície com a variação da velocidade de avanço.

Com relação à vibração, o acelerômetro foi fixado na peça num ponto fixo (X, Y, Z), o que faz variar constantemente as distancias entre os canais usinados e o sensor.

4.3.2 – Temperatura no fundo dos canais.

Embora a técnica de aquisição da temperatura precise de maiores cuidados como os citados anteriormente a finalidade dos testes é dar uma estimativa do comportamento da temperatura para relacioná-la com os resultados encontrados nas duas etapas anteriores. Por este motivo foram desprezadas as influências dos possíveis erros de aquisição, limitando-se a uma análise meramente estatística. A Figura 4.1 ilustra o comportamento da temperatura na peça com o aumento da velocidade de corte para diferentes avanços por revolução.

**Processo :**

Fresamento de topo.

Ferramenta:

Fresa de metal duro de 10 mm de diâmetro e duas facas.

Aquisição:

Via Infravermelho focado ao fundo do canal.

 $a_p = 2$ mm.**E.E.C.** = 2 mm.

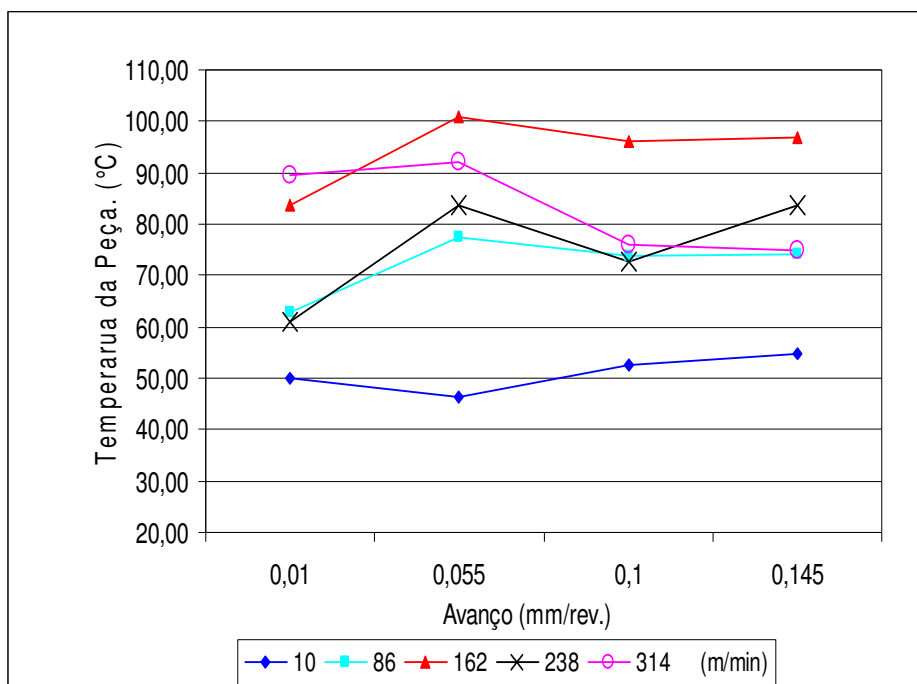
Figura 4.1 - Temperatura na peça com aumentos da velocidade de corte para diferentes avanços por revolução

Observa-se uma tendência de divisão do comportamento da temperatura na peça em duas regiões. Numa primeira região a temperatura aumenta de forma quase linear até a velocidade de 162 m/min e depois muda o comportamento apresentando quedas da temperatura com maiores velocidades.

Na análise destes resultados dois fatores são importantes. Primeiro, o aumento da velocidade de corte diminui o tempo para a medição da temperatura após a passagem da fresa (porque a rotação está sendo aumentada) e, segundo, o aumento da velocidade de corte reduz o tempo de troca de calor com a peça, tendendo a diminuir a temperatura desta.

Os resultados apresentados indicam que até 162 m/min a maior geração de calor no sistema, combinado com o primeiro fator faz a temperatura do fundo do canal aumentar. A partir de 162m/min o segundo fator parece prevalecer sobre o primeiro.

Observa-se ainda na Fig. 4.1 que o avanço não teve grandes influências no comportamento da temperatura, fato comprovado quando se plota estas grandezas conforme a Fig. 4.2.

**Processo :**

Fresamento de topo.

Ferramenta:

Fresa de metal duro de 10 mm de diâmetro e duas facas.

Aquisição:

Via Infravermelho focado ao fundo do canal.

 $a_p = 2$ mm.**E.E.C.** = 2 mm.

Figura 4.2 – Temperatura na peça com aumentos nos avanços por revolução para diferentes velocidades de corte

Analisando independentemente cada velocidade de corte da Fig. 4.2, observa-se que o aumento do avanço de 0.01 para 0.145 mm/rev pequenos aumentos da temperatura da ordem de 5 a 25 °C, para as velocidades de corte menores. Entretanto, na maior velocidade de corte de 314 m/min (10.000 RPM), houve uma queda na temperatura de aproximadamente 15 °C, com o aumento do avanço.

Conhecendo as velocidades de corte e os avanços por volta, é possível determinar o tempo de contato da ferramenta com a peça usinada, baseando-se nas Eq. (4.2) e Eq. (4.3) respectivamente.

$$v_f = f * n \text{ (mm/min)}, \quad (4.2)$$

Se o percurso de avanço é igual a 100 mm pode-se dizer que o tempo de corte t_c , em segundos será igual a:

$$t_c = \frac{100 \text{ mm}}{v_f \left(\frac{\text{mm}}{\text{min}}\right) * 60} \text{ (seg.)} \quad (4.3)$$

Baseado na Eq. 4.3 construiu-se as Tabs. (4.16) e (4.17) para profundidades de 2 e 4 mm, respectivamente.

Tabela 4.16 – Tempo de contato e temperatura do fundo do canal com 2 mm de a_p

Velocidade de avanço (mm/min)	Tempo de corte, t_c (s)	Temperatura de Corte ($^{\circ}\text{C}$)
1449,28	4,14	74,89
1098,52	5,46	83,70
999,50	6,00	75,79
757,60	7,92	72,75
747,77	8,02	97,00
549,73	10,91	91,89
515,70	11,63	95,94
416,68	14,40	83,72
396,87	15,12	74,05
283,64	21,15	100,68
273,70	21,92	73,82
150,54	39,86	77,38
99,95	60,03	89,34
75,76	79,20	60,91
51,57	116,35	83,72
46,11	130,12	54,77
31,80	188,68	52,53
27,37	219,22	62,87
17,49	343,05	46,35
3,18	1886,79	50,04

Tabela 4.17 – Tempo de contato e temperatura do fundo do canal com 4 mm de a_p

Velocidade de avanço (mm/min)	Tempo de corte, t_c (s)	Temperatura de Corte ($^{\circ}\text{C}$)
1449,28	4,14	94,48
1098,52	5,46	83,17
999,50	6,00	87,70
757,60	7,92	89,90
747,77	8,02	72,39
549,73	10,91	110,37
515,70	11,63	123,60
416,68	14,40	99,43
396,87	15,12	123,99
283,64	21,15	150,45
273,70	21,92	112,31
150,54	39,86	93,83
99,95	60,03	122,26
75,76	79,20	106,40
51,57	116,35	103,23
46,11	130,12	70,76
31,80	188,68	65,61
27,37	219,22	69,10
17,49	343,05	56,00
3,18	1886,79	39,96

Ao ilustrar graficamente o tempo de contato da ferramenta com a peça versus a temperatura no fundo do canal nas Fig. 4.3 com 2 mm de a_p e Fig. 4.4 com 4mm a_p , se mostra claramente a queda da temperatura após de atingir um ponto de máximo, para um tempo de corte de aproximadamente 215, o que representa uma velocidade de corte próxima de 280 m/min (ver Tabs 4.16 e 4.17). ao se comparar as Figs 4.3 e 4.4, nota-se uma boa influência da profundidade de corte na temperatura da superfície do fundo do canal. A maior profundidade de corte, a_p , de 4 mm, normalmente apresentou maiores valores de temperatura que a menor profundidade de corte de 2 mm. Esta influência é melhor observada quando se isola esta variável, como ilustra-se na Fig. 4.5.

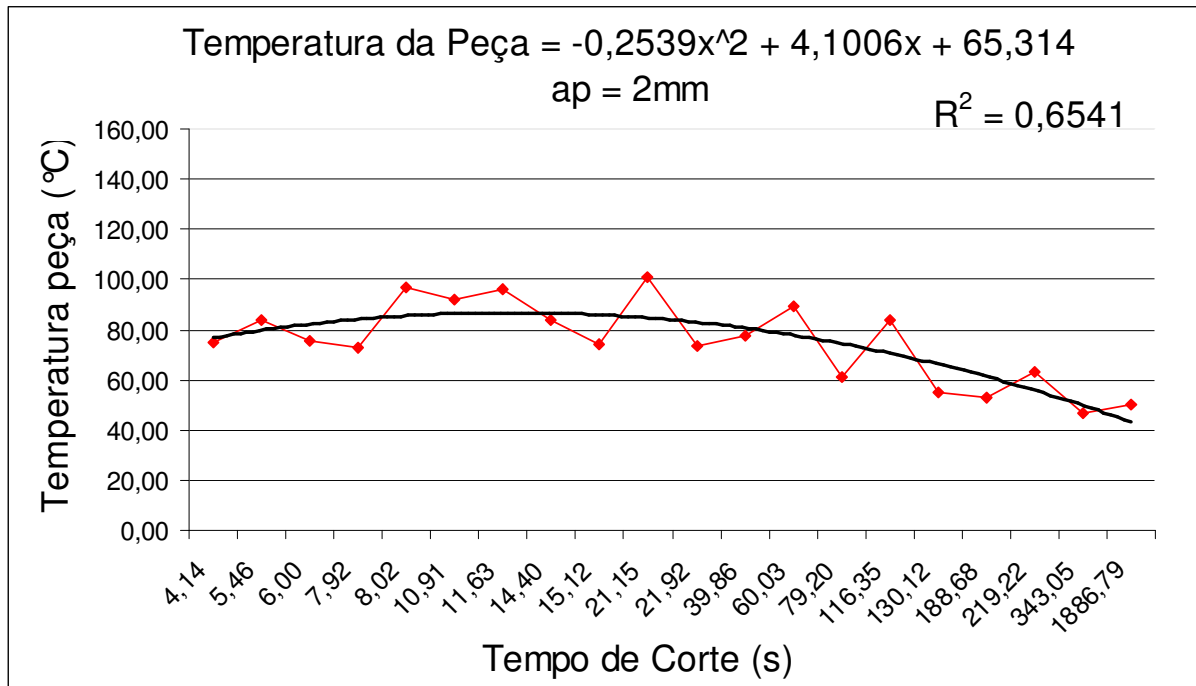


Figura 4.3 – Temperatura no fundo do canal Vs tempo de corte para um a_p de 2 mm

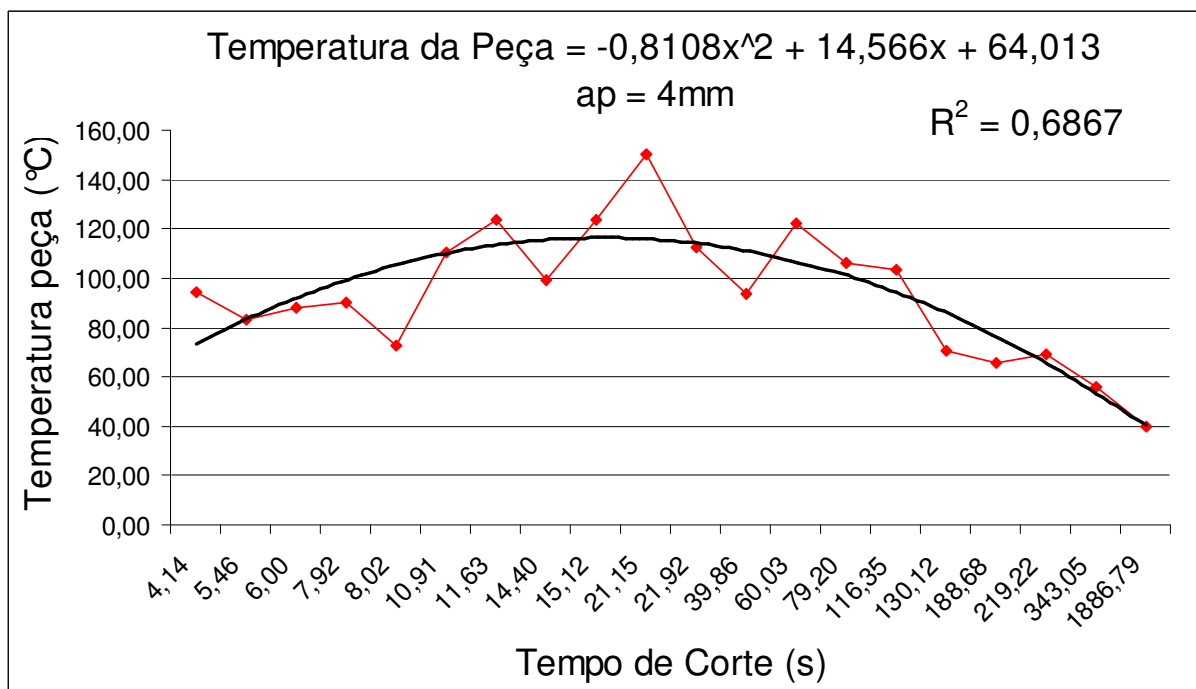


Figura 4.4 – Temperatura no fundo do canal Vs tempo de corte para um a_p de 4 mm

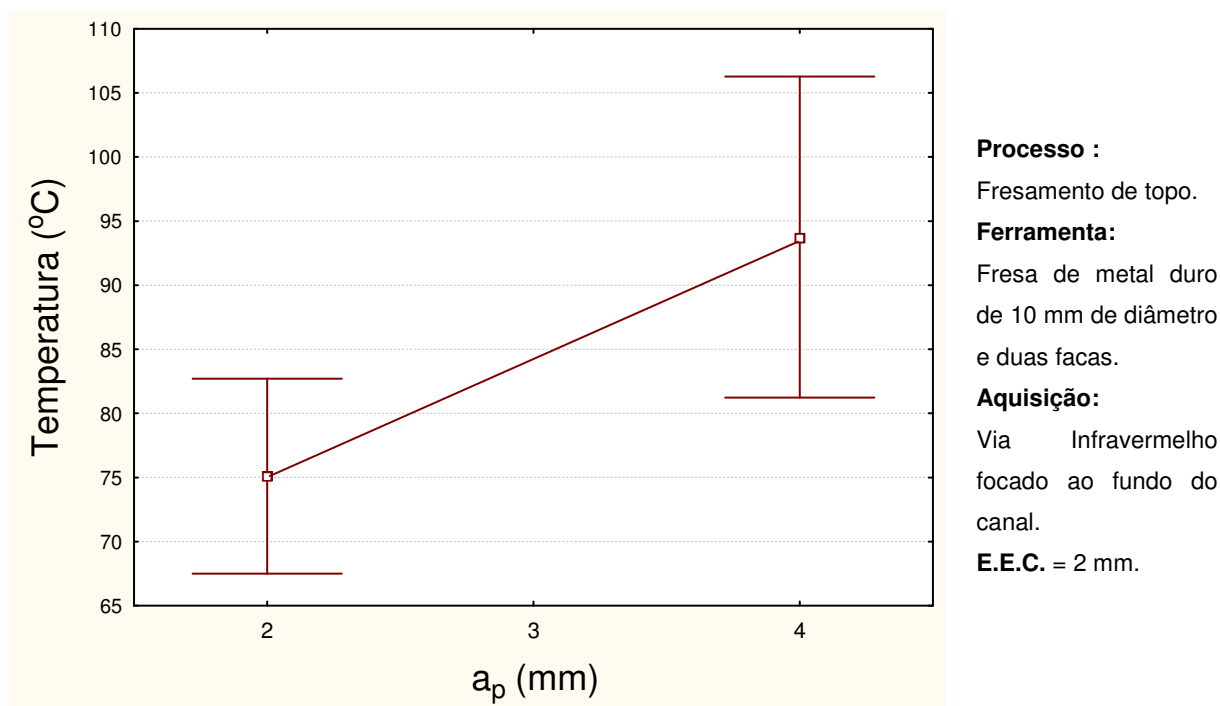
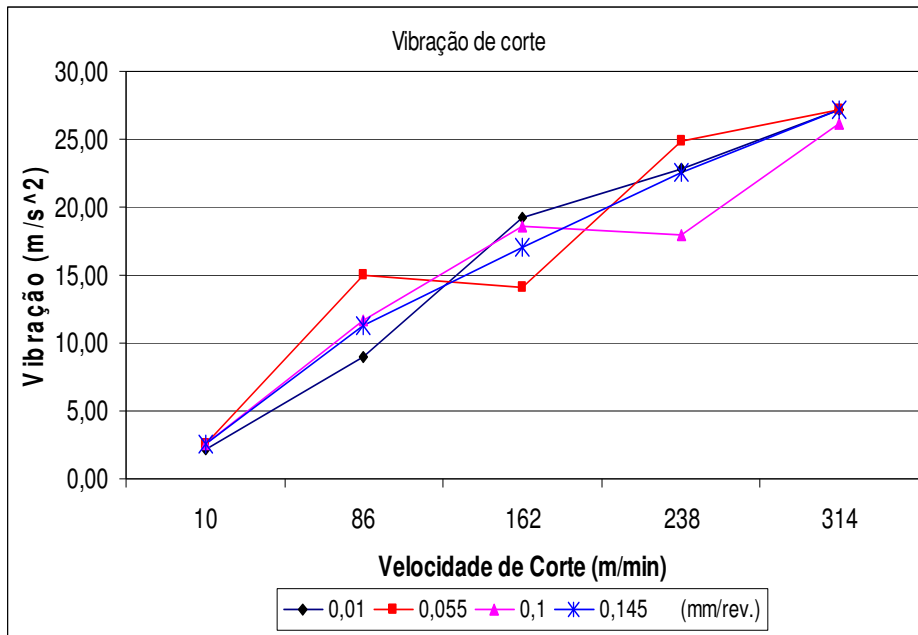


Figura 4.5 – Temperatura na peça considerando a profundidade de corte

O aumento da profundidade de corte aumenta as áreas de contato da ferramenta com o cavaco e com a peça, que embora aumente a capacidade de dissipação do calor, ela aumenta também a geração de calor nos planos de cisalhamento primário e secundário e conseqüentemente a temperatura.

4.3.3 – Vibração da peça de corte

O acelerômetro colado na peça foi posicionado de tal maneira que medisse a aceleração numa direção perpendicular ao avanço por revolução, assim, os deslocamentos axiais e radiais no eixo X da máquina foram desprezados. A vibração encontrada ou mais claramente os deslocamentos radiais no eixo Y, não apresentaram o mesmo comportamento da temperatura medida no fundo do canal, ao contrário da temperatura, as vibrações no corte apresentaram uma relação quase linear com aumento da velocidade de corte, como mostra a Fig 4.6.

**Processo :**

Fresamento de topo.

Ferramenta:

Fresa de metal duro de 10 mm de diâmetro e duas facas.

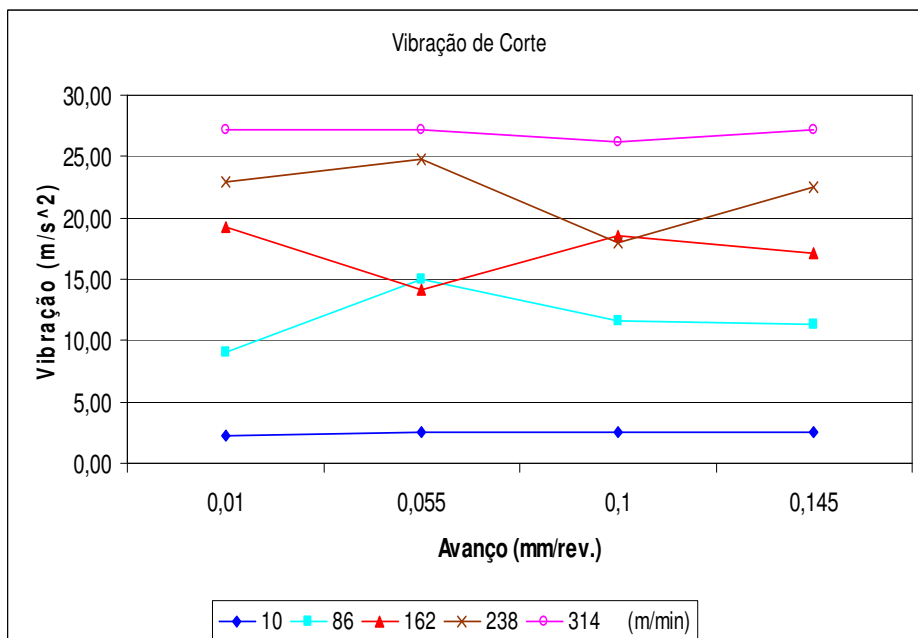
Aquisição:

Via acelerômetro colado no centro da peça de alumínio.

 $a_p = 2$ mm.**E.E.C.** = 2 mm.

Figura 4.6 – Vibração na peça com aumentos da velocidade de corte para diferentes avanços por revolução

A influência do avanço por revolução na vibração foi pequena, como ilustrado mais claramente na Fig.4.7.

**Processo :**

Fresamento de topo.

Ferramenta:

Fresa de metal duro de 10 mm de diâmetro e duas facas.

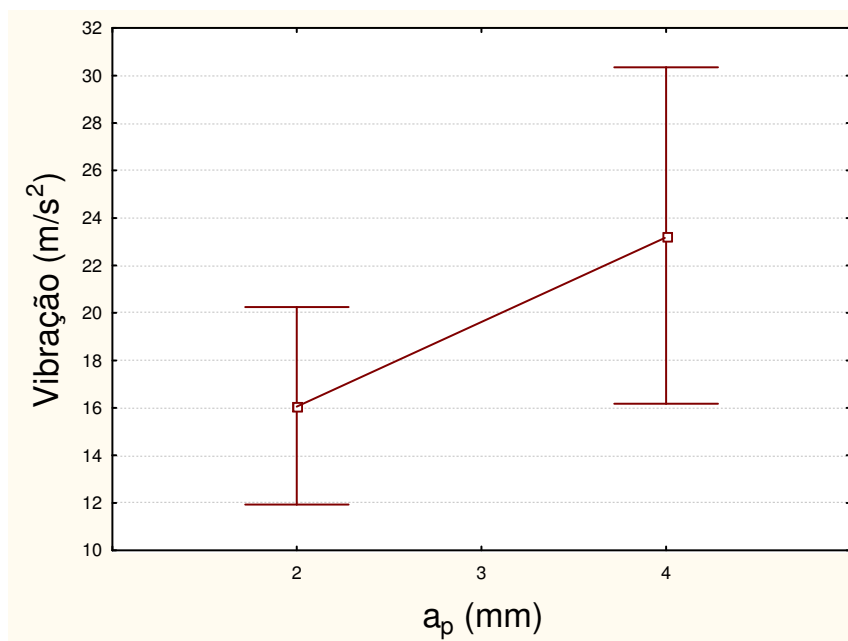
Aquisição:

Via acelerômetro colado no centro da peça de alumínio.

 $a_p = 2$ mm.**E.E.C.** = 2 mm.

Figura 4.7 – Vibração de corte com aumentos nos avanços por revolução para diferentes velocidades de corte

Como ilustrado na Fig. 4.8 o aumento na profundidade de corte resultou em maiores valores de vibração. O aumento nas áreas de contato da ferramenta com o cavaco e a peça incrementa as forças de corte e consequentemente a vibração do sistema.



Processo :

Fresamento de topo.

Ferramenta:

Fresa de metal duro de 10 mm de diâmetro e duas facas.

Aquisição:

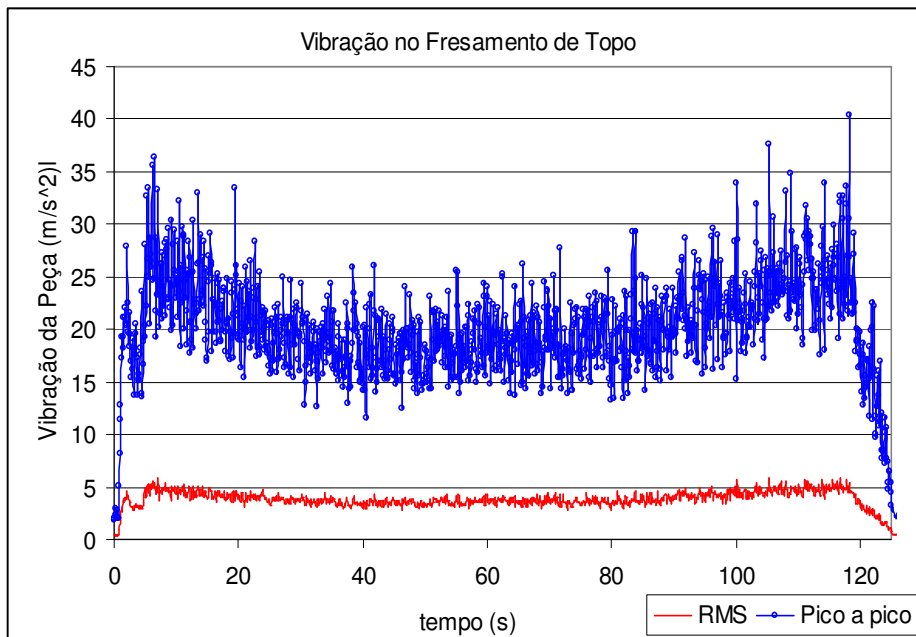
Via acelerômetro colado no centro da peça de alumínio.

E.E.C. = 2 mm.

Figura 4.8 – Influência da profundidade de corte na vibração

Na usinagem dos canais a vibração de corte apresentou três etapas características. Numa primeira etapa a vibração eleva-se logo depois da fresa começar a cortar o material, e se prolonga até a entrada da primeira metade da ferramenta na peça. Uma segunda etapa é observada quando mais da metade da fresa entrou na peça e a vibração mostra uma zona estável, de menor vibração. A terceira e última etapa se apresenta quando a fresa começa sair da peça prolongando-se até a primeira metade da fresa sair da peça. Há um aumento da vibração nesta etapa.

A origem das maiores vibrações na entrada e na saída da peça atribui-se a diferença de pressões que existe quando a ferramenta corta somente com uma das suas duas facas. Quando as duas facas estão em contato com a peça as forças que atuam na ferramenta se contrabalançam gerando um corte mais estável. A Figura. 4.9 mostra o sinal captado ao longo da usinagem de um canal em cheio com uma fresa inteira de metal duro.

**Processo :**

Fresamento de topo.

Ferramenta:

Fresa de metal duro de 10 mm de diâmetro e duas facas.

Aquisição:

Via acelerômetro colado no centro da peça de alumínio.

 $V_c = 162$ m/min (5162 RPM). $f = 0,01$ mm/rev. $a_p = 2$ mm.**E.E.C.** = 2 mm.

Figura 4.9 – Vibração no fresamento de topo ao longo de um canal

Baseado nos resultados encontrados para a temperatura e para a vibração no corte, traçou-se uma superfície de resposta para tentar achar um ponto crítico no comportamento destas variáveis. A Figura 4.10 apresenta a superfície de resposta para a temperatura no fundo do canal, representada graficamente em função da velocidade de corte e o avanço por revolução, usando a técnica das distâncias ponderadas por mínimos quadrados.

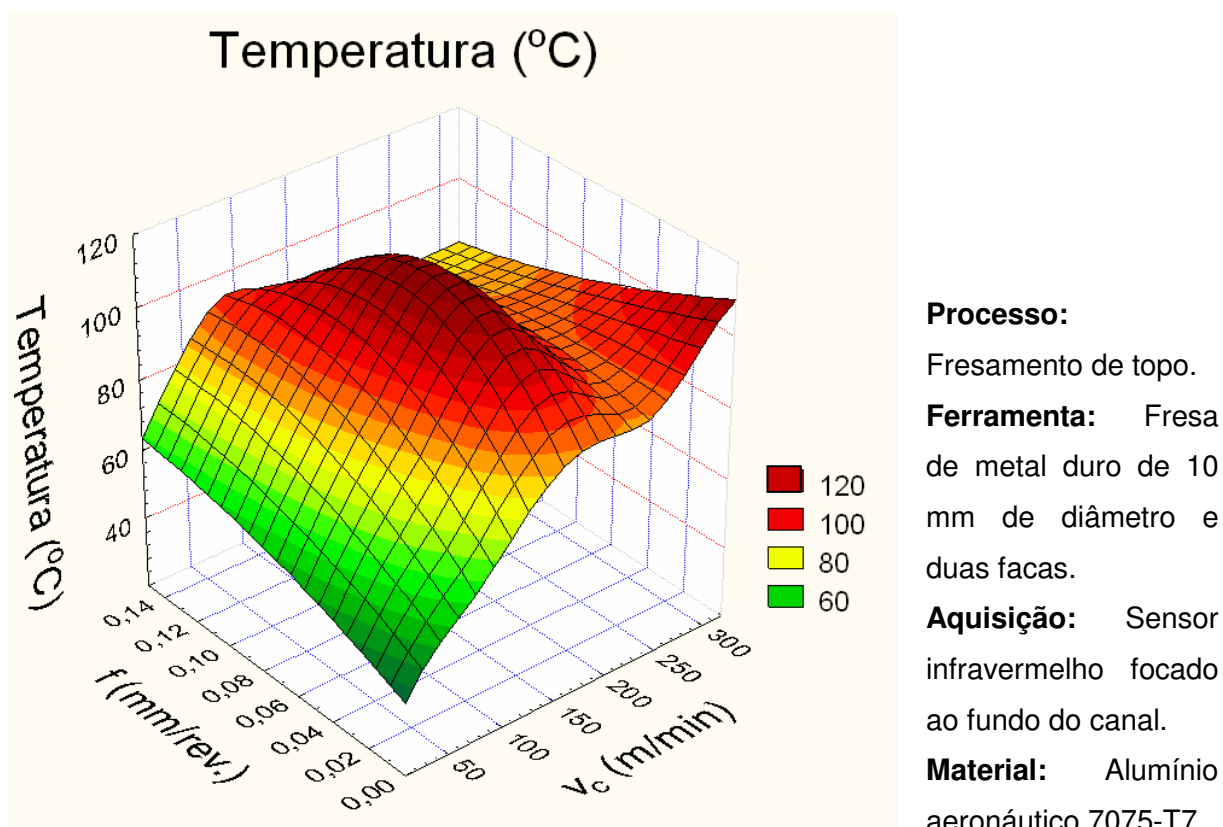


Figura 4.10 – Superfície de resposta da temperatura no fundo do canal quando se varia o avanço por revolução e a velocidade de corte

Na superfície da Fig. 4.10 observa-se um ponto de máxima temperatura no fundo do canal que provavelmente indicará a pior condição de corte, quando se procura a menor deformação por dilatação térmica na peça.

Para determinar o ponto de máxima temperatura a superfície foi ajustada a uma equação de segundo ordem (Eq. 4.4), ilustrado graficamente na Fig. 4.11.

Uma representação gráfica embora seja sempre conveniente, não é necessária para localizarmos o ponto de máximo da superfície de resposta (NETO; SCARMINIO; BRUNS, 1995). Isso pode ser feito derivando-se a equação do modelo em relação a todas as variáveis e igualando-se as derivadas a zero. Igualmente sem ajuda do gráfico pode se determinar se a região analisada é um ponto de máximo, mínimo ou sela. Usando as equações apresentadas no Anexo I.

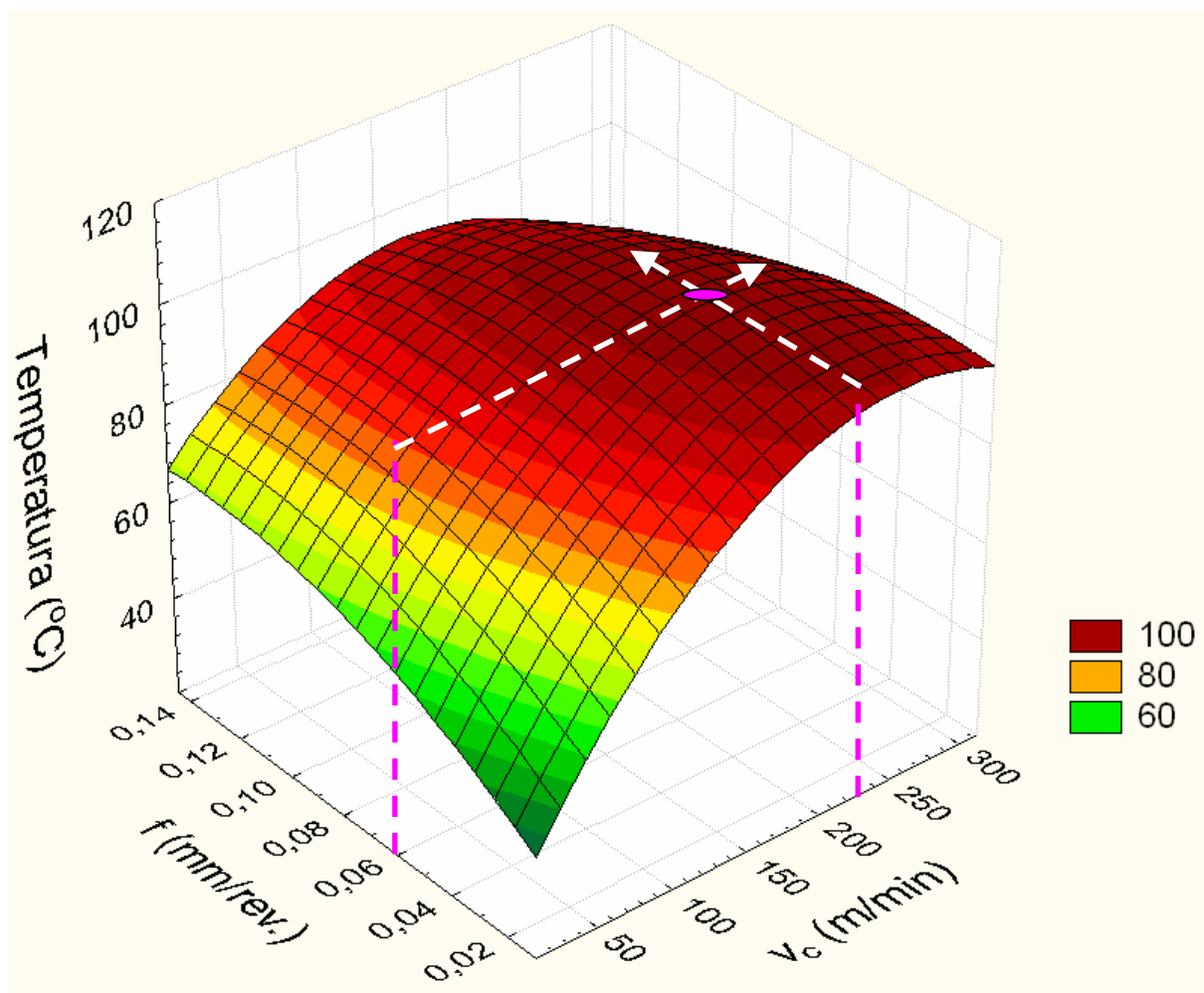


Figura 4.11 – Localização do ponto de máxima temperatura para a velocidade de corte e o avanço por revolução

Observando o gráfico da Fig. 4.11 comprova-se gráfica e matematicamente o ponto de máxima temperatura para uma superfície ajustada de segunda ordem. Os valores da velocidade de corte e avanço deste ponto foram, respectivamente, $v_c = 225$ m/min e 0,06 mm/rev.

Com a finalidade de facilitar a visualização deste ponto, representa-se graficamente na Fig. 4.12, os contornos de temperatura para a velocidade de corte e o avanço por revolução.

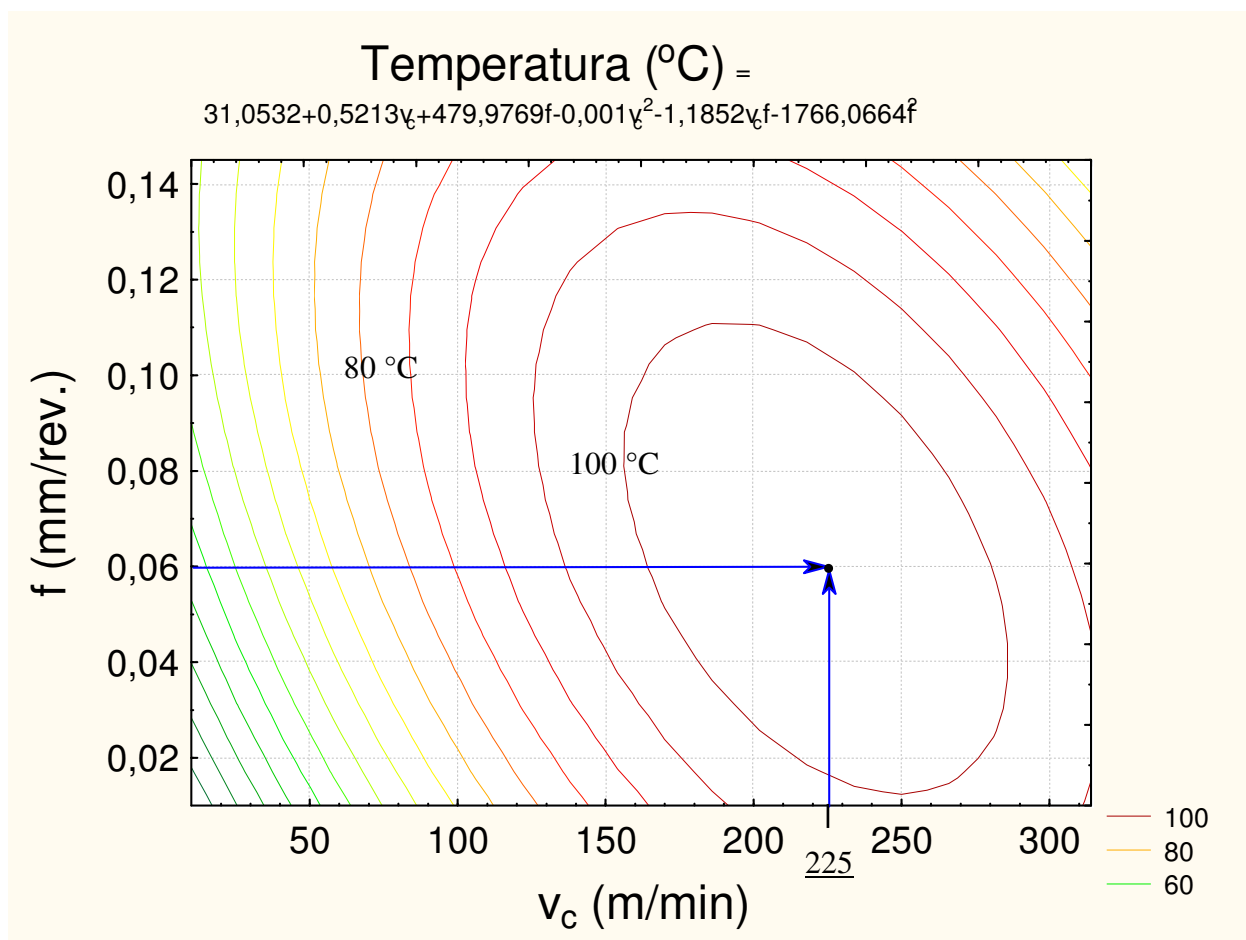


Figura 4.12 – Contornos de temperatura conforme o avanço por dente e a velocidade de corte

O primeiro anel do centro para fora da Fig. 4.12, mostra a temperatura mais elevada com o efeito combinado da velocidade de corte e o avanço por revolução.

Observando a zona onde se combinam altas velocidades e grandes avanços por revolução, as temperaturas vão diminuindo, indicando assim possíveis benefícios para a precisão dimensional, com relação à dilatação térmica.

Entretanto, os resultados encontrados têm que ser analisados com cautela quando se varia a velocidade de corte e o avanço por revolução. Isto porque a velocidade relativa entre a peça e a ferramenta está diretamente ligada à rotação que juntamente com o avanço por revolução alteram a velocidade de avanço da ferramenta. Com a alteração desta última variável o ponto de medição da temperatura (veja Fig. 3.9) está sofrendo influência do tempo em que ela foi gerada. Velocidades maiores implicam menores tempos e vice-versa. Como o alumínio é grande condutor de calor este efeito é ainda mais pronunciado.

Do gráfico anterior da Fig. 4.12, concluiu-se que a combinação de maiores velocidades e maiores avanços poderiam diminuir a temperatura na peça, mas é preciso analisar conjuntamente outros parâmetros que afetariam a precisão do corte. A Figura 4.13 representa a superfície de resposta para a vibração do sistema pela técnica de distâncias ponderadas por mínimos quadrados.

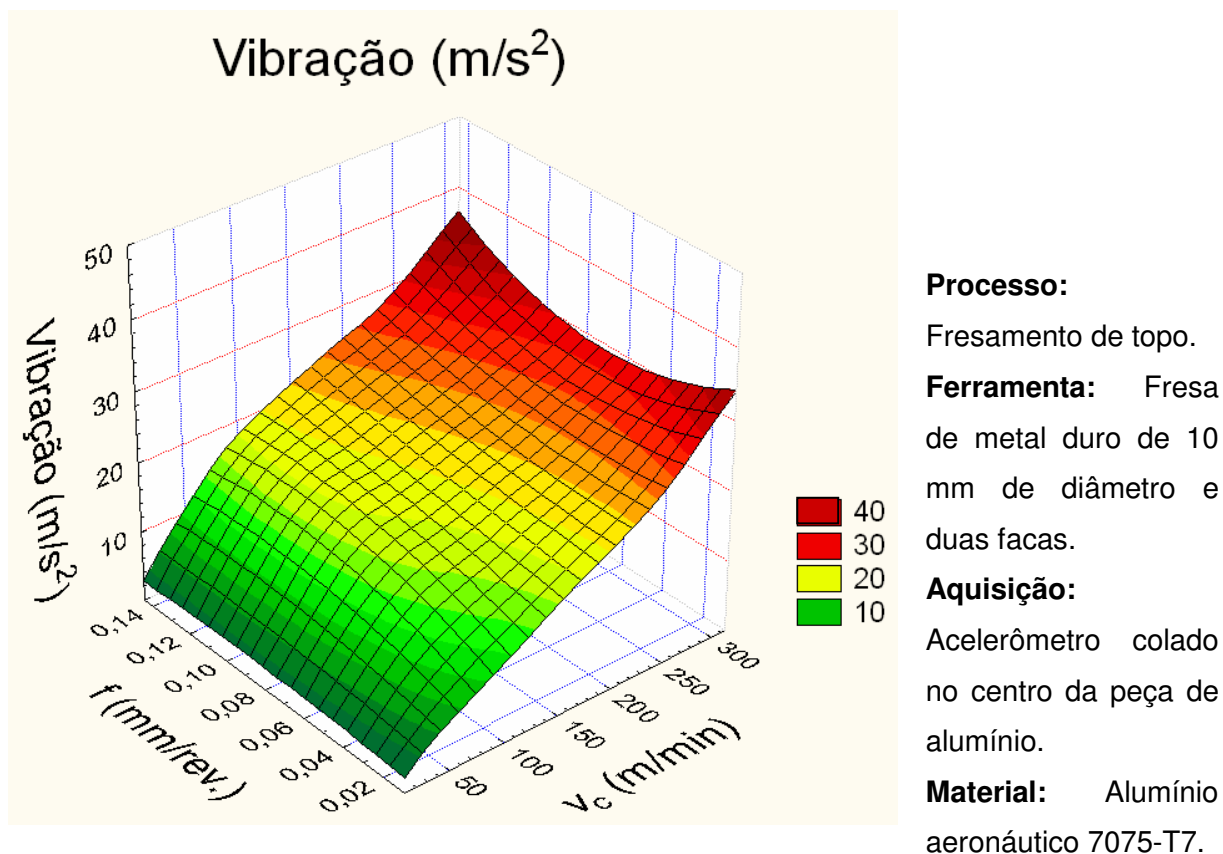


Figura 4.13 – Vibração da peça considerando a influência da velocidade de corte e o avanço por dente

O comportamento da superfície mostrou uma relação quase linear da velocidade de corte e do avanço com a vibração. A Figura 4.14 mostra a superfície de resposta ajustada a uma equação de primeira ordem.

O efeito do avanço por revolução dentro da faixa testada foi pouco influente na vibração da peça, sugerindo assim que seria mais vantajoso utilizar maiores avanços, com a finalidade de aumentar a velocidade de avanço (diminuindo o tempo de propagação do calor para a peça).

$$\text{Vibração (m/s}^2\text{)} = 1,4939 + 0,0922v_c + 31,5022f$$

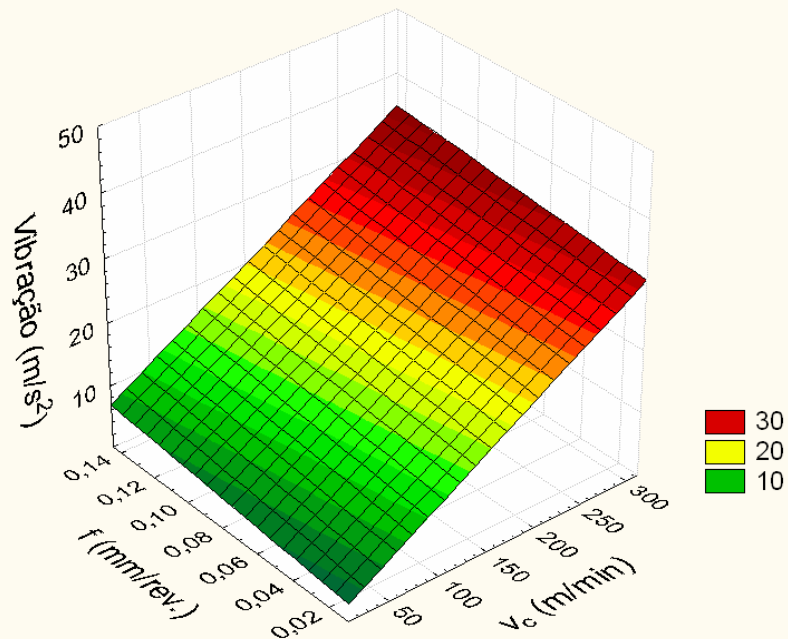


Figura 4.14 – Superfície ajustada de primeira ordem para a vibração em função da velocidade de corte e o avanço por revolução

Com os resultados encontrados pode-se afirmar que menores velocidades de corte e menores avanços por revolução resultam em menores temperaturas e menores níveis de vibração, mas estas condições de corte não são as mais recomendáveis quando se pensa na indústria, é por isso que recomenda-se usar velocidades de corte acima dos 230 m/min para fugir da zona de alta temperatura e aumentar os avanços por volta com pequenas conseqüências na estabilidade do corte.

CAPITULO 5

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS

5.1 – Conclusões

O desenvolvimento ao longo deste trabalho e as diferentes análises feitas nos ensaios propostos permitem legitimar o planejamento experimental como uma excelente ferramenta de trabalho, com grande aplicabilidade na área dos processos de fabricação e usinagem convencional. Isto é mais importante quando precisa-se de redução no número de testes, garantindo alta confiabilidade nas respostas, permitindo avaliar múltiplas condições de corte com um gasto mínimo de materiais de consumo.

A análise dos resultados dos ensaios realizados no fresamento de canais no alumínio levaram às seguintes conclusões.

- O acabamento dos canais foi fortemente influenciado pelo avanço por revolução nas etapas 1 e 2. A rugosidade media R_a foi alterada quando se aumentou a faixa de análise desta variável. Na primeira etapa a variável mudou de 0,08 para 0,12 resultando num decréscimo de 27%, em R_a . Na segunda etapa a variável foi de 0,05 para 0,12 mm/ver.,. mostrando um decaimento de 138% no acabamento do fundo do canal.
- Pequenas variações na velocidade de corte não apresentaram melhoras no acabamento. Quando a variável foi de 115 para 165 m/min a rugosidade aumentou em 4%, mas quando a variação foi maior como no caso da segunda etapa com velocidades de 70 para 265 m/min a diminuição na rugosidade foi de 15% sugerindo assim, altas velocidades em busca dos acabamentos melhores.

- A utilização de fluidos de corte nas faixas de corte empregadas nestes experimentos não foi eficiente para melhorar o acabamento. Na grande maioria dos testes os cortes a seco apresentaram melhores características no acabamento do canal. Acredita-se que a ação refrigerante dos fluidos aplicados manteve o material numa dureza elevada promovendo aumento da força de corte e conseqüentemente vibrações indesejáveis no corte.
- Enumeradas em ordem de influência, a profundidade de corte, a velocidade de corte e o avanço por revolução apresentaram aumentos da potência consumida pela máquina. De forma geral o uso de fluidos de corte aumentou a potência, propondo novamente uma ação mais refrigerante que lubrificante por parte dos fluidos de corte usados para os testes, com os resultados encontrados na rugosidade do canal.
- A utilização de MQF foi a única variável que diminuiu o desvio dimensional quando comparado com a condição a seco, é provável que a maior ação lubrificante contribuiu na diminuição das forças de corte e, conseqüentemente, nas vibrações geradas no corte, resultando numa precisão melhor.
- As maiores temperaturas nos fundos dos canais foram observadas na faixa de velocidades de 160 a 285 m/min, velocidades que resultaram em menores índices de precisão dimensional, na primeira e na segunda etapa de testes.
- A temperatura nos fundos dos canais manteve-se alta nos avanços entre 0,01 e 0,11 mm/ver. Avanços acima deste valor apresentaram uma queda na temperatura.
- A profundidade de corte teve grande influência na temperatura de corte, mostrando relação direta nas duas primeiras etapas de testes. Maiores energias gastas no corte (potências), elevam as temperaturas de corte na peça e, conseqüentemente, suas deformações por dilatação térmica.

- A vibração na peça ao longo da usinagem de um canal esteve sub-dividida em três etapas. Duas de maior vibração quando a ferramenta entra e sai da peça operando apenas com uma das suas facas, produzindo instabilidade no corte. A terceira etapa é de estabilidade, quando a ferramenta encontra-se na peça na sua totalidade.
- As maiores velocidades de corte produziram maiores vibrações. Pequenos efeitos foram encontrados na vibração com o aumento do avanço por revolução, sugerindo assim o uso de maiores avanços para aumentar a produtividade sem incorrer em maiores prejuízos por instabilidade dinâmica no corte. Além disso, o aumento da velocidade de avanço promove diminuição da temperatura da peça promovendo menores deformações por dilatação térmica.

5.2 - Sugestões para futuros trabalhos

Avaliar a precisão dimensional em faixas de velocidades de corte maiores, pois as superfícies de resposta indicaram possíveis variações na temperatura e na vibração em valores além dos testados. Estudos feitos por Polly (2005) mostram gráficos do comportamento da estabilidade do corte em velocidades até 40.000 RPM, mostrando zonas de estabilidade em valores acima dos estudados neste trabalho.

Variáveis como material da ferramenta, revestimento da ferramenta, comprimento em balanço e tipos de afiação seriam de grande interesse para analisar o comportamento dinâmico e térmico na peça usinada.

Seria interessante propor diferentes métodos de medição da temperatura, pois a medição via sensor infravermelho apresenta algumas limitações.

Considerar o desgaste da ferramenta no estudo da temperatura e da vibração seria interessante, embora o alumínio seja um material de grande usinabilidade.

O estudo de outros materiais com propriedades termomecânicas diferentes (condução de calor, elasticidade, pontos de fusão, etc.) mostraria de maneira mais global a relação existente entre a temperatura a vibração e a precisão dimensional.

CAPITULO 6

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABAL, A Historia do Alumínio, Disponível em <www.abal.com.br>, acesso em: 10 jan. 2007.

ABRÃO, A.M.; COELHO, R.T.; MACHADO, A.R.; SILVA, M.B., 2008, “**Teoria da Usinagem dos Materiais**”, Editora Edgard Blucher Ltda. Livro em processo de publicação.

ABTN NBR 6158, Sistemas de tolerâncias e ajustes, Junho, 1995.

ABTN NBR 6163, Conceitos da Técnica de Usinagem – Geometria da Cunha Cortante – Terminologia, 1980.

ALBERTAZZI, A. G., **Apostila de Metrologia**, Florianópolis: Parte 1, Laboratório de Metrologia e Automatização, Departamento de Engenharia Mecânica, UFSC, 2002. 159p.

ALMEIDA, D. O., NAVES, V. N., MACHADO, A. R., DA SILVA, M. B., Influência da Direção de Aplicação do Fluido de Corte na Temperatura da Interface Cavaco-Ferramenta, **Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação 4 COBEF**, Águas de São Pedro, São Paulo, Abril, 2007.

ARNDT, G. & BROWN, R. H., On The Temperature Distribution In Orthogonal Machining, **International Journal Mach**, Tool Des., Vol. 7, 1966. p. 39-53.

ARNONE, M., **High Performance Machining**, Cincinnati, Hanser Gardner Publications, 1998. 297 p,

BAKER, W. R., MARSHALL, E. R., SHAW, M. C., **The Size Effect in Metal Cutting**, Trans. Of ASME, vol 74, 1952. p 61-71.

BALKRISHNA R., YUNG C. S., *Analysis on high-speed face-milling of 7075-T6 aluminum using carbide and diamond cutters*, **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, V 41, University, West Lafayette, IN 47907, USA, 2001. p 1763–1781

BARROZO, M. A., **Planejamento de Experimentos**, Apostila EQ127, Uberlândia, MG., PPG, Engenharia Química, Universidade Federal de Uberlândia, 2007, 105p.

CALADO, V., MONTGOMERY, D. C., **Planejamento de Experimentos Usando o *Statistica***, Rio de Janeiro: E-Papers Serviços Editoriais, 2003. 260p.

CAVACO, M. A. M., **Apostila de Metrologia**, Florianópolis: Parte 2, Laboratório de Metrologia e Automação, Departamento de Engenharia Mecânica, UFSC, 2003. 169p

CAVICHIOILLI, F.A., **Usinagem em Altíssimas Velocidades**, 1ª. Ed., Érica LTDA, Brasil, 2003. 214p.

CIMM, Centro de Informação Metal Mecânica <www.cimm.com.br>, Acesso em: 20 Dez. 2007.

COSTA, E. S., GONÇALVES, C. S., MACHADO, A. R., Análise da Rugosidade em Canais Fresados na Liga de Alumínio ASTM 6351-t6 em Função dos Parâmetros de Corte e do Número de Dentes da Fresa. **XI Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica COBEM**, Goiânia, 2006.

DA SILVA, R. B., **Performance Of Different Cutting Tool Materials In Finish Turning Of Ti-6al-4v Alloy With High Pressure Coolant Supply Technology**, 2006. 299 f Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Brasil.

DAGILOKE, I. F., KALDOS, A., DOUGLAS, S. E MILLS B., High-Speed Machining: an approach to process analysis, **Journal of Materials Processing Technology**, n.54, p.82-87, 1995.

DE MELO, A. C. A. **Estimação da Temperatura de Corte Utilizando Problemas Inversos em Condução de Calor**, 1998. 116 f., Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Uberlândia.

DEWES, R. C. E ASPINWALL, D. K., A, Review Of Ultra High Speed Milling Of Hardened Steels, **Journal Of Materials And Processing Technology**, N. 69, 1997. p. 1-17.

DEWES, R. C., NG, E., CHUA, K. S., NEWTON, P. G. e ASPINWALL, D. K., *Temperature Measurement when High Speed Machining Hardened Mould/Die Steel*, **Journal of Materials Processing Technology**, n.92-93, 1999. p.293-301.

DIN 6499 - Sistemas de Fixação para Ferramentas Tipo Weldon e Whistle Notch, 1996.

DINIZ, A. E., MARCONDES, F. C. E COPPINI, N. L., **Tecnologia Da Usinagem Dos Materiais**. 3a Ed., São Paulo, Artliber Editora, 2001.

DROZDA, T. J. AND WICK, C., **Tool and Manufacturing Engineers Handbook – Machining**, n. 4. v.1. Dearborn: Society of Manufacturing Engineers, 1983. p. 1.1-1.66, p. 10.1-10.76.

EU-GENE, N. G. Measurement Of Tool/Workpiece Interface Temperature When Turning Hardened Tool Steel With Pcbn, **Journal Of Heat Transfer**, Vol. 121, May 1995, p. 300-306.

FERRARESI D., **Fundamentos da Usinagem dos Metais**, Vol. 1, ed. Edgard Blücher, São Paulo, 1981. 751p.

FIEDLER, U., WÜRZ, T., Fixação e Balanceamento de Ferramentas, **Máquinas e Metais**, n. 421, 2001.p. 24-37.

FUH K. H., CHANG H Y., An accuracy model for the peripheral milling of aluminum alloys using response surface design, **Journal of Materials Processing Technology** Taipei, Taiwan, **Vol.** 72, 1997. p 42–47.

HORNE, J.G., DOYLE, E.D., TABOR, D. “Direct Observation of Contact and Lubrification at a Chip-Tool Interface”, Proc. 1st. Int. Conf. on **Lubrification Challenges in Metal Working and Processing**, III Research Institute, Chicago, USA, 7-9 Junho, 1978. 7p.

INTERNACIONAL STANDARD **ISO 4288** – Geometrical Product Specifications (GPS) – Surface texture: Profile Method – Rules and procedures for assessment of surface texture;1996.

INTERNATIONAL STANDARD **ISO 10.360** - Coordinate Metrology - Part 2: Performance Assessment of Coordinate Measuring Machines (CMM), 1993.

KOEPFER, C., **Tool System Considerations for High Speed Machining**, Modern Machine, ago., 1997. p. 84-89.

KOLB, U., KAULFELD, M., Balanceamento das Ferramentas, **Máquinas e Metais**, n. 431, 2001. p. 62-75.

LESHOCK, C. E. & SHIN, Y. C., Investigation On Cutting Temperature In Turning By A Tool-Work Thermocouple Technique, **Journal Of Manufacturing Science And Engineering**, Vol. 119, November 1997. p. 502-508.

LONGBOTTOM, J.M., LANHAM, J.D., A review of research related to Salomon's hypothesis on cutting speeds and temperatures, **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, Vol. 46, 2006, p. 1740–1747.

LIAO, Y.S., LIN, H.M., Mechanism of minimum quantity lubrication in high-speed milling of hardened steel, **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, Vol. 47, 2007. p. 1660-1666.

LIN, J. Inverse Estimation Of The Tool-Work Interface Temperature In End Milling, **International Journal Mach**, Tools Manufact., Vol. 35, Nº 5, 1995. p. 751-760.

LIN, J., LEE, S. L., WENG, C. I., Estimation Of Cutting Temperature In High Speed Machining, **Jornal Of Engineering Materials And Technology**, Vol. 114, 1992. p. 289-296.

LIST G., NOUARI M., G´EHIN D., GOMEZB S., MANAUDB J.P., LE PETITCORPS Y., GIROT F., *Wear behaviour of cemented carbide tools in dry machining of aluminium alloy*, **Wear**, França, Vol., 259, 2005. p. 1177–1189

MACHADO A.R., WALLBANK J., The effects of a high pressure coolant jet on machining, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: **Journal of Engineering Manufacture**, Vol., 208, 1994. p 29–38.

MACHADO, A.R., DA SILVA, M.B., **Usinagem dos Metais**, apostila, 8ª versão, EDUFU, Uberlândia, 2004, 257 p.

MARCELINO, A. P., DOMINGOS, D. C., CAMPOS, D. V. E SCHROETER, R. B., Medição e Simulação dos Esforços de Usinagem no Fresamento de Topo Reto de Ligas de Alumínio Tratável Termicamente 6061, Rio de Janeiro: **IX CREEM**, Paper CRE04-PF25, 2004.

MELO, A. C. A., **Estudo das Trincas de Origem Térmica Geradas em Ferramentas de Metal Duro Durante o Fresamento Frontal**, 2001. 173f, Tese de doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia-MG.

MELO, A.C.A.; VIANA, R.; BARBOSA, F. Q. & MACHADO, A. R, Variação Da Temperatura De Usinagem Com A Profundidade De Corte E Avanço Por Dente No Fresamento De Topo, **9o Colóquio De Usinagem**, Uberlândia 2005.

MIRANDA, G. W. A., COPPINI, N. L., DINIZ, A. E. E BRAGA, D. U., ,Quando as Brocas de Metal Duro Revestidas Dispensam os Fluidos de Corte, **O Mundo da Usinagem**, ISSN 1518-6091, RG.BN 217.147, 2001. p. 20-25.

Montgomery, D. C., Runger G. C. **Estatística Aplicada e Probabilidade para Engenheiros**, Rio de Janeiro: LTC Editora, 2003, 463p

NETO, B. B., SCARMINIO, I. E., BRUNS, R. E., **Planejamento e Otimização de Experimentos**, 2^{da} Edição, UNICAMP, Universidade Estadual de Campinas, 1995. 299p.

PALMA, E. S. **Apostila de Metrologia**, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Mecatrônica, PUC Minas, 2004.

POLLY, M. L., **Análise da estabilidade dinâmica do processo de fresamento a altas Velocidades de corte**, 2005. 214 f., Tese de Doutorado, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis-SC.

POSTNIKOV, S.N., Penetrating Ability Of Cutting Fluids, **Wear**, v. 10, 1967. p. 142-150.

RUBIO, M.G. – **Curso de Introdução à Instrumentação em Engenharia**, Módulo Básico: Instituto de Pesquisas Tecnológicas-IPT, São Paulo, 2000.

Sandvik Coromant, **Modern Metal Cutting**, a practical handbook. Sandvik Coromant, Technical Editorial dept. AB Sandvik Coromant, S-81181 Sandviken, Sweden, 1994.

SCHALLBROCH, H.; BETHMANN, H. Kurzprüfverfahren der Zerspanbarkeit. Leipzig: B.G. Teubner, 1950. 223 p.

SCHULTZ, H., MORIWAKI, T., High Speed Machining, Annals of the **CIRP**, v. 41, n.2, 637-643, 1993.

SCHULTZ, H., WÜRZ, T., Balancing Requirements for Fast Rotating Tools and Spindle Systems, Annals of the **CIRP**, v. 47, n.1, 321-324, 1997.

SCHULZ, H., Hochgeschwindigkeitsbearbeitung, **High-Speed Machining**. München, Carl Hanser Verlag, 286 p. 1996.

SCHULZ, H., "Hochgeschwindigkeitsfräsen", Metallischer und Nichtmetallischer Werkstoffe. München, Carl Hanser Verlag, 1989. 348p.

SHAW, M.C., **Metal Cutting Principles**. 3.ed. Cambridge, Massachusetts Institute of Technology, Cap. 7, 1968. p.7.1-7.43.

SILVA, C. E., **Apostila Curso Técnico Em Eletromecânica**, Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais, Unidade de Ensino Descentralizada, Divinópolis, 2006. 85p.

SOKOVIC, M., MIJANOVIC, K., Ecological Aspects of Cutting Fluids and its Influence on Quantifiable Parameters of Cutting Process. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 109, 2001. p.181-189.

STEMMER, C. E., **Ferramentas de corte II**, 2° ed., Editora de la UFSC, 1995. 314 p.

STEPHENSON, D. A. An Inverse Method For Investigation Deformation Zone Temperatures In Metal Cutting, **Journal Of Engineering For Industry**, Vol. 133, 1991. p. 129-136.

STEPHENSON, D.A.; ALI, A., Tool Temperatures In Interrupted Metal Cutting, **Journal Of Engineering For Industry**, Vol.114, 1992. p.127-133.

STEPHENSON, D.A.; JEN, T.C.; LAVINE, A.S. Cutting Tool Temperatures In Contour Turning: Transient Analysis And Experimental Verification. **Journal Of Manufacturing Science And Engineering**, V.119, 1997, P.494-501.

TAYLOR, FRED W., **On the Art of Cutting Metals**, Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, Nova York, 28: 31 – 58, 1907.

TAYLOR, G. I. & QUINEY, H. Proc. R. Soc. 1934, A143, 307.

TAYLOR, G. I. & QUINEY, H. Proc. R. Soc. 1937, A163, 157.

TRENT, E. M., **Metal Cutting**, 4a. Ed., Butterworths, England, 2000. 446p.

VALMIR, A., **Melhoria aplicado na avaliação do comportamento de diferentes condições de refrigeração/lubrificação em fresamento em alta velocidade de corte**. 2004, Dissertação de mestrado, UNICAMP.

VDI/VDE 2617 - Accuracy of Coordinate Measuring Machines, Characteristics and their Checking - Abril, 1986:

WECK, M., SCHUBERT, I., A Haste Cônica Vazada é uma Interface Otimizada entre Máquina e Ferramenta, **Máquinas e Metais**, n. 368, 1996. p.40-51.

WEINGAERTNER W.L., SCHROETER R.B., **Tecnologia de Usinagem do Alumínio e suas ligas**, 2ª ed, São Paulo: Alcan Alumínio do Brasil, 1991.

ZELINSKI, P., "High Speed Machining: Aerospace Boeing's One Part Harmony. **Modern Machine Shop**, Janeiro de 1999.

ANEXO I

Teste para Definição de Ponto de Máximo, Mínimo ou Sela.

Tendo o modelo ajustado da superfície quadrática Eq. (1.1), se demonstra que:

$$\begin{aligned} \text{Temperatura} = 31.0532 + 0.5213v_c + 479,9769f - 0,001v_c^2 \\ - 1.1852v_c f - 1766,0664f^2, \end{aligned} \quad (1.1)$$

$$\text{ou, } \text{Temperatura} = 31.0532 + \tilde{x}'\tilde{b} + \tilde{x}'B\tilde{x}, \quad (1.2)$$

onde,

$$\tilde{x} = \begin{pmatrix} x_1 \\ x_2 \end{pmatrix}; \tilde{b} = \begin{pmatrix} 0,5213 \\ 479,9769 \end{pmatrix}; B = \begin{pmatrix} -0,001 & \frac{-1.1852}{2} \\ \frac{-1.1852}{2} & 1766.0664 \end{pmatrix}, \quad (1.3)$$

Sabe-se da teoria que o ponto estacionário é:

$$\tilde{x}_0 = -\frac{1}{2}B^{-1}\tilde{b}, \quad (1.4)$$

Este ponto encontra-se dentro da região experimental e será máximo mínimo ou ponto de sela se as raízes características dele são: (BARROZO, 2007)

1. Se $\lambda_i < 0$, $i = 1, 2, \dots, k$, quando movimentamos em qualquer direção a partir do ponto estacionário, temos um decréscimo de Temperatura, i.e., o ponto estacionário \tilde{x}_0 é um ponto de resposta máxima da superfície ajustada.
2. Se $\lambda_i > 0$, $i = 1, 2, \dots, k$, o ponto estacionário \tilde{x}_0 é um ponto de mínimo para a superfície ajustada.
3. Se os λ 's achados tem sinais diferentes, o ponto estacionário \tilde{x}_0 não é um ponto de máximo nem de mínimo.

Resolvendo a matriz para as raízes características temos:

$$\begin{vmatrix} -0,001 - \lambda & \frac{-1.1852}{2} \\ \frac{-1.1852}{2} & 1766.0664 - \lambda \end{vmatrix} = 0, \quad (1.5)$$

$$\text{Portanto, } (-0,001 - \lambda)(1766.0664 - \lambda) - \left(\frac{1.1852}{2}\right)^2 = 0, \quad (1.6)$$

Raízes características

$$\begin{aligned} \lambda_1 &= -1783.1 \\ \lambda_2 &= -0,0007989' \end{aligned} \quad (1.7)$$

A análise mostra que o ponto estacionário é um máximo por cumprir com a premissa número 1 Basta derivar a função para determinar o valor desse ponto. Na Equação (1.8) realiza-se a derivada parcial em relação à variável “ v_c ”, assim:

$$\frac{\partial(\text{Temperatura})}{\partial(v_c)} = 0.5213 - 0,002v_c - 1.1852f, \quad (1.8)$$

Agora derivamos parcialmente em relação a f , tem-se:

$$\frac{\partial(\text{Temperatura})}{\partial(vf)} = 479.9769 - 1.1856v_c - 3532.1328f, \quad (1.9)$$

Igualando-se a zero, são duas equações e duas incógnitas,

$$\begin{aligned} 0.5213 &= 0.002v_c + 1.1852f \\ 479.9769 &= 1.1856v_c + 3532.1328f' \end{aligned} \quad (1.10)$$

Resolvendo, tem-se:

$$\begin{aligned} v_c &= 224.82 \text{ m/s}^2 \\ f &= 0,0604 \text{ mm/rev} \end{aligned} \quad (1.11)$$

Livros Grátis

(<http://www.livrosgratis.com.br>)

Milhares de Livros para Download:

[Baixar livros de Administração](#)

[Baixar livros de Agronomia](#)

[Baixar livros de Arquitetura](#)

[Baixar livros de Artes](#)

[Baixar livros de Astronomia](#)

[Baixar livros de Biologia Geral](#)

[Baixar livros de Ciência da Computação](#)

[Baixar livros de Ciência da Informação](#)

[Baixar livros de Ciência Política](#)

[Baixar livros de Ciências da Saúde](#)

[Baixar livros de Comunicação](#)

[Baixar livros do Conselho Nacional de Educação - CNE](#)

[Baixar livros de Defesa civil](#)

[Baixar livros de Direito](#)

[Baixar livros de Direitos humanos](#)

[Baixar livros de Economia](#)

[Baixar livros de Economia Doméstica](#)

[Baixar livros de Educação](#)

[Baixar livros de Educação - Trânsito](#)

[Baixar livros de Educação Física](#)

[Baixar livros de Engenharia Aeroespacial](#)

[Baixar livros de Farmácia](#)

[Baixar livros de Filosofia](#)

[Baixar livros de Física](#)

[Baixar livros de Geociências](#)

[Baixar livros de Geografia](#)

[Baixar livros de História](#)

[Baixar livros de Línguas](#)

[Baixar livros de Literatura](#)
[Baixar livros de Literatura de Cordel](#)
[Baixar livros de Literatura Infantil](#)
[Baixar livros de Matemática](#)
[Baixar livros de Medicina](#)
[Baixar livros de Medicina Veterinária](#)
[Baixar livros de Meio Ambiente](#)
[Baixar livros de Meteorologia](#)
[Baixar Monografias e TCC](#)
[Baixar livros Multidisciplinar](#)
[Baixar livros de Música](#)
[Baixar livros de Psicologia](#)
[Baixar livros de Química](#)
[Baixar livros de Saúde Coletiva](#)
[Baixar livros de Serviço Social](#)
[Baixar livros de Sociologia](#)
[Baixar livros de Teologia](#)
[Baixar livros de Trabalho](#)
[Baixar livros de Turismo](#)