UNESP UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
"JÚLIO DE MESQUITA FILHO"
CAMPUS DE GUARATINGUETÁ

UBIRAJARA GARCIA

ESTUDO DA APLICAÇÃO DE MÍNIMA QUANTIDADE DE FLUIDO NO FRESAMENTO DE ACABAMENTO DA LIGA Ti-6Al-4V

Guaratinguetá
2015

UBIRAJARA GARCIA

ESTUDO DA APLICAÇÃO DE MÍNIMA QUANTIDADE DE FLUIDO NO FRESAMENTO DE ACABAMENTO DA LIGA Ti-6Al-4V

Tese apresentada a Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, para obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica na área de Materiais.

Orientador: Prof. Dr. Marcos Valério Ribeiro

Guaratinguetá
2015

Garcia, Ubirajara
G216e Estudo da aplicação de mínima quantidade de fluido no fresamento de acabamento da liga Ti-6Al-4V / Ubirajara Garcia – Guaratinguetá, 2015
179 f : il.
Bibliografia: f. 173-179

Tese (doutorado) – Universidade Estadual Paulista, Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, 2015.
Orientador: Prof. Dr. Marcos Valério Ribeiro

1. Fresagem (Trabalhos em metal) 2. Fluidos de corte 3. Ligas de titânio I. Título

CDU 621.914(043)

unesp

UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
CAMPUS DE GUARATINGUETÁ

UBIRAJARA GARCIA

ESTA TESE FOI JULGADA ADEQUADA PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE
"DOUTOR EM ENGENHARIA MECÂNICA"

PROGRAMA: ENGENHARIA MECÂNICA
ÁREA: MATERIAIS

APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO

Prof. Dr. Edson Cocchieri Botelho
Coordenador

BANCA EXAMINADORA:

Prof. Dr. MARCOS VALERIO RIBEIRO
Orientador / UNESP/FEG

Prof. Dr. JOSÉ VITOR CANDIDO DE SOUZA
UNESP/FEG

Prof. Dr. MANOEL CLEBER DE SAMPAIO ALVES
UNESP/FEG

Prof. Dr. ROSEMAR BATISTA DA SIILVA
Unversidade Federal de Uberlândia

Prof. Dr. JOÃO ROBERTO FERREIRA
UNIFEI/IEPG

Maio de 2015

DADOS CURRICULARES

UBIRAJARA GARCIA

NASCIMENTO:	31.12.1958 - SÃO CAETANO DO SUL / SP
FILIAÇÃO:	Agostinho Garcia Maria Magdalena Garcia
1987/1991	Curso de Graduação Engenharia Mecânica – Universidade Brás Cubas.
1997/1998	Curso de Pós-Graduação Licenciatura em Mecânica – Faculdade de Tecnologia de São Paulo.
2003/2006	Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, nível de Mestrado, na Universidade Estadual de Campinas.
2011/2015	Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, nível de Doutorado, na Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá da Universidade Estadual Paulista.

Dedico este trabalho ao saudoso Agostinho Garcia, pelo seu exemplo científico e pela honra de ser seu filho;
A minha mãe Maria, minha filha Mariana e a Regina, minha querida esposa, pela beleza de vivermos juntos.

AGRADECIMENTOS

Este trabalho não poderia ser terminado sem a ajuda de diversas pessoas às quais presto minha homenagem:

Ao prof. Dr. Marcos Valério Ribeiro, pela orientação, paciência e estímulo no decorrer do trabalho,

aos professores do Departamento de Materiais e Tecnologia da Unesp de Guaratinguetá, especialmente àqueles que me ministraram aulas, ilustrando muitos dos conhecimentos necessários para a confecção desta tese,

aos professores e amigos do Departamento de Mecânica do IFSP - Campus São Paulo, que colaboraram e me incentivaram no decorrer deste trabalho,

às empresas Taegutec do Brasil, Blaser Swisslub e ITW Chemical pela cooperação técnica e fornecimento de materiais,

aos meus familiares, à minha mãe, filha e esposa pelo seu companheirismo e carinho e aos amigos aqui não citados, pela torcida e pelo incentivo recebido nas diferentes fases pelas quais passamos, enquanto desenvolvíamos o trabalho.

aos trabalhadores brasileiros que, através de seus impostos, sustentam a estrutura universitária neste país, meus especiais agradecimentos.

É bom ser importante, mas o
importante mesmo é ser bom.

GARCIA, U. **Estudo da aplicação de mínima quantidade de fluido no fresamento de acabamento da liga Ti-6Al-4V.** 2015. 179 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2015.

RESUMO

Reduzir o uso de fluidos de corte em operações de usinagem é uma meta que tem sido buscada na indústria devido aos problemas ecológicos e de saúde humana, causados pelos fluidos de corte. No entanto, os fluidos de corte ainda promovem uma vida de ferramenta mais longa para muitas operações de usinagem. Este é o caso da operação de fresamento de acabamento da liga de titânio Ti6Al4V usando pastilhas de metal duro recobertas. Portanto, o objetivo deste trabalho é estudar condições de corte mais adequadas para o uso da técnica de mínima quantidade de fluido, ou seja, condições que tornem a vida da ferramenta na técnica MQF, mais próximas ou superiores àquelas obtidas com corte sem lubri-refrigeração e corte com jorro de fluido, sem prejudicar a rugosidade da peça. Para alcançar estes objetivos vários experimentos de fresamento de acabamento foram realizados, variando-se a velocidade de corte e taxa de avanço com aplicação da técnica MQF com o uso de três diferentes fluidos comparados com o corte sem lubri-refrigeração e corte com jorro de fluido. A principal conclusão deste estudo foi que a aplicação da técnica MQF no processo de fresamento de acabamento do Ti-6Al-4V aumenta a vida da ferramenta, melhorando a produtividade e rugosidade, quando mantidas as mesmas condições de corte originalmente propostas.

PALAVRAS–CHAVE: Fresamento, Ti6Al4V, MQF, Desgaste, Rugosidade, Fluido de corte.

GARCIA, U. **Study of minimal quantity of fluid applying in Ti-6Al-4V alloy end milling.** 2015. 179 f. Thesis (Doctorate in Mechanical Engineering) – Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2015.

ABSTRACT

To reduce cutting fluids use in machining operations is one goal that has been searched in industrial companies, due to ecological and human health problems caused by the cutting fluid. However, the cutting fluids still provide a longer tool life for many machining operations. This is the case of Ti6Al4V titanium alloy end milling operation using coated carbide inserts. Therefore, this work objective is to study cutting conditions more suitable for minimum quantity of fluid technique use, i.e., conditions which make tool life in MQF technique, closer or over to that obtained with dry cutting and cutting with fluid fload, without damaging the workpiece roughness. To reach these goals several end milling experiments were carried out, varying up cutting speed and feed rate with MQF technique application with three different fluids compared with dry cutting and cutting with fluid fload. The main study conclusion was that applying the MQF technique in Ti-6Al-4V end milling process increases tool life, improving productivity and roughness, when kept up the same cutting conditions proposed originally.

KEYWORKS: Milling, Ti6Al4V, MQF, Wear, Roughness, Cutting fluid.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 Airbus A380 ou Boeing 787 32

Figura 2 Turbina do Airbus A380 32

Figura 3 Influência da temperatura na resistência mecânica dos materiais 33

Figura 4 Influência dos elementos de liga no diagrama de equilíbrio das ligas de titânio e o diagrama de fase do Ti6Al4V em várias temperaturas 34

Figura 5 Sistemas de escorregamento em metais de estrutura HC 38

Figura 6 Comparação da percentagem de distribuição de calor conforme o material da ferramenta utilizada 40

Figura 7 (a) e (b) - Fresamento frontal: parâmetros, sentido e posição de corte.....44

Figura 8 Sentidos de corte 44

Figura 9 Tenacidade em função da dureza à quente 49

Figura 10 (a) - Exemplo da indicação das classes de metal duro
(b) - Classe "S" designada pela norma ISO 50

Figura 11 Disposição dos principais revestimentos dos metal duro 52

Figura 12 Dureza das camadas de revestimento em função da temperatura 52

Figura 13 Resumo de deterioração das ferramentas de corte 54

Figura 14 Alguns tipos de desgaste e as variáveis de medição do desgaste em ferramentas de usinagem 56

Figura 15 Desgaste de cratera de uma ferramenta de corte 57

Figura 16 Desgaste de flanco de uma ferramenta de corte 58

Figura 17 Representação esquemática da formação de cavacos 59

Figura 18 Regiões geradoras de calor na usinagem 60

Figura 19 (a) - Distribuição da dissipação de energia de corte com a velocidade de corte
(b) - Distribuição típica da temperatura na ferramenta de metal duro 61

Figura 20 Formas de cavaco gerados na usinagem 62

Figura 21 Controle da forma de cavacos gerados na usinagem 62

Figura 22 Definição de erro de forma, ondulações, rugosidade e trinca 63

Figura 23 Elementos da topografia 64

Figura 24 Classificação dos erros superficiais de rugosidade 66

Figura 25 Conceito de valor de "*cut-off*" e exclusão da ondulação 66

Figura 26 Relação entre taxa de avanço e raio de ponta da ferramenta.....68

Figura 27 Foto das amostras 01, 02 e 03 de Ti6Al4V para a usinagem 82

Figura 28 Micrografia da estrutura da amostra do Ti6Al4V 82

Figura 29 Centro de fresamento ROMI D 800 83

Figura 30 Processo de fresamento frontal da liga de titânio Ti6Al4V 83

Figura 31 Sistemas de lubri-refrigeração
(a) - com aplicação de jorro de fluido
(b) - com aplicação da técnica MQF.....84

Figura 32 Equipamento de aplicação da técnica MQF
(a) - posicionamento na máquina
(b) - componentes do sistema 85

Figura 33 Posicionamento de aplicação do fluido na técnica MQF
(a) - direcionamento dos aplicadores de fluido
(b) - alimentação do fluido nas pastilhas e zona de corte.....85

Figura 34 Representação funcional esquemática do sistema MQF 86

Figura 35 Geometria da ferramenta conforme ISO 3685 (1993) 88

Figura 36 (a) - Foto da pastilha de corte
(b) - Foto do cabeçote fresador e pastilhas de corte
(c) - Foto da ferramenta de encaixe rápido com cabeçote e pastilhas 89

Figura 37 Foto do rugosímetro portátil utilizado no experimento 90

Figura 38 Montagem do microscópio para medição das pastilhas de corte com sistema *Microcapture* 91

Figura 39 Microscópio eletrônico de varredura 92

Figura 40 Diagrama de processo do sistema 94

Figura 41 (a) - Programação comando FANUC Séries OI – MC
(b) - Fresamento da amostra com um passe completado 97

Figura 42 Esquema do movimento evolvente da ferramenta em cada passe 97

Figura 43 (a) - Morsa hidráulica, ferramenta de encaixe pneumático rápido
(b) - Fresamento evolvente e sentido predominante concordante 98

Figura 44 (a) - Posição das pastilhas A, B e C
(b) - Montagem das pastilhas no cabeçote fresador 99

Figura 45 (a) e (b) - Medida do ajuste axial das pastilhas na bancada 99

Figura 46 (a) e (b) - Medida do ajuste axial das pastilhas na máquina 100

Figura 47 (a) e (b) - Microscópio óptico USB e imagem da medida da pastilha 101

Figura 48 Foto da medição do desgaste de flanco das pastilhas com microscópio ótico ...102

Figura 49 Micrografia da medida do desgaste de flanco
(a) – pastilha ‘A’ sem uso no ensaio J-110-0,2
(b) – pastilha ‘A’ após o oitavo passe no ensaio J-110-0,2 103

Figura 50 Fotos da medida do desgaste de flanco
(a) – pastilha ‘C’ sem uso no ensaio M3-110-0,2
(b) – pastilha ‘C’ após o décimo segundo passe no ensaio M3-110-0,2 103

Figura 51 (a) - Pastilhas sem uso para montagem
(b) - Pastilhas usadas e identificadas pela posição no ensaio 104

Figura 52 Medição de rugosidade nos pontos 1, 2 e 3 da amostra usinada 105

Figura 53 Esquema representativo para o cálculo de comprimento de corte (L_c) 109

Figura 54 Comprimento de corte (L_c) com variação das condições de usinagem e velocidade de corte 116

Figura 55 Evolução do desgaste de flanco (VB) para o corte sem lubrificação (S) 118

Figura 56 Evolução do desgaste de flanco (VB) para o corte com jorro de fluido (J) 120

Figura 57 Evolução do desgaste de flanco (VB) para o corte com MQF (M) 121

Figura 58 Volume de material removido (V) e taxa de remoção de material (Q) 122

Figura 59 Rugosidade média (R_a) e rugosidade média máxima (R_z) para as condições de usinagem aplicadas 124

Figura 60 (a) - Evolução da rugosidade média (R_a) para o corte sem lubri-refrigeração
(b) - Evolução da rugosidade média máxima (R_z) para o corte sem lubri-refrigeração 126

Figura 61 (a) - Evolução da rugosidade média (R_a) para o corte com jorro de fluido
(b) - Evolução da rugosidade média máxima (R_z) para o corte com jorro de fluido 127

Figura 62 (a) - Evolução da rugosidade média (R_a) para o corte com a técnica MQF
(b) - Evolução da rugosidade média máxima (R_z) para o corte com a técnica MQF 128

Figura 63 Comparação do comprimento de corte (L_c) com MQF 130

Figura 64 Comparação da taxa de variação da vida da ferramenta (TVF) com MQF 131

Figura 65 Evolução do desgaste de flanco (VB) para o corte com MQF 133

Figura 66 Comparação de volume de material removido (V) e taxa de remoção de material (Q) com MQF 134

Figura 67 Comparação da taxa de variação de volume de material removido (TV) com MQF 135

Figura 68 Comparação da taxa de variação de remoção de material (TQ) com MQF 136

Figura 69 Comparação da rugosidade média (R_a) e rugosidade média máxima (R_z) com MQF 137

Figura 70 Taxa de variação de rugosidade média (TR_a) e rugosidade média máxima (TR_z) com MQF no avanço de 0,2 para 0,3 mm/volta 138

Figura 71 (a) - Evolução da rugosidade média (R_a) para MQF com avanço 0,3 mm/volta
(b) - Evolução da rugosidade média máxima (R_z) para MQF com avanço 0,3 mm/volta 139

Figura 72 Cavacos obtidos para condição sem lubri-refrigeração 140

Figura 73 Cavacos obtidos para condição com jorro de fluido de corte 140

Figura 74 Cavacos obtidos para condição com MQF e avanço de 0,2 mm/volta 141

Figura 75 Cavacos obtidos para condição com MQF e avanço de 0,3 mm/volta 141
Figura 76 Micrografia da pastilha de corte sem uso e detalhe da aresta de corte 142
Figura 77 Micrografias do desgaste com corte sem lubri-refrigeração (S) 142
Figura 78 Micrografias do desgaste com corte com jorro de fluido (J) 143
Figura 79 Micrografias do desgaste com a técnica MQF (M) e avanço 0,2 mm/volta 144
Figura 80 Micrografias do desgaste com a técnica MQF (M´) e avanço 0,3 mm/volta 145
Figura 81 Micrografia em MEV/EDS com condição de corte sem lubri-refrigeração 148
Figura 82 Micrografia em MEV/EDS com condição de corte com jorro de fluido e pastilha mais externa 150
Figura 83 Micrografia em MEV/EDS com condição de corte com jorro de fluido e pastilha mais interna 151
Figura 84 Micrografia em MEV/EDS com o uso de MQF com fluido vegetal com cloro e avanço de 0,2 mm/volta 152
Figura 85 Micrografia em MEV/EDS com uso de MQF com fluido com éster sintético e avanço de 0,2 mm/volta 154
Figura 86 Micrografia em MEV/EDS com uso de MQF com fluido vegetal sem cloro e avanço de 0,2 mm/volta 156
Figura 87 Micrografia em MEV/EDS com o uso de MQF com fluido vegetal com cloro e avanço de 0,3 mm/volta 157
Figura 88 Micrografia em MEV/EDS com uso de MQF com fluido com éster sintético e avanço de 0,3 mm/volta 159
Figura 89 Micrografia em MEV/EDS com o uso de MQF com fluido vegetal sem cloro e avanço de 0,3 mm/volta 160

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 Composição química da liga Ti6Al4V utilizada nos ensaios 81

Tabela 2 Parâmetros de utilização e regulagem do equipamento na técnica MQF 86

Tabela 3 Características dos lubrificantes utilizados 87

Tabela 4 Nível das variáveis de controle 94

Tabela 5 Planilha de identificação dos ensaios realizados 96

Tabela 6 Medidas de desgaste de flanco das pastilhas e rugosidade das amostras com desvios padrão 107

Tabela 7 Condições de usinagem e identificação das amostras utilizadas nos ensaios 114

Tabela 8 Medidas do número de passes (P) e do tempo de vida (t_c) das ferramentas nos ensaios 115

Tabela 9 Medidas dos maiores desvios padrão (σVB), (σR_a), (σR_z) para as médias (VB), (R_a) e (R_z) nos ensaios 115

Tabela 10 Relação entre a vida das ferramentas para aplicações com MQF 117

Tabela 11 Relação entre volume de material removido (V) e taxa de remoção de material (Q) 122

Tabela 12 Relação entre as rugosidades média (R_a) e média máxima (R_z) para os tipos de MQF estudados 124

Tabela 13 Planilha das condições de usinagem aplicadas em cada ensaio com MQF 128

Tabela 14 Medidas dos maiores desvios padrão (σVB), (σRa), (σRz) com MQF para avanço 0,2 e 0,3 mm/volta 129

Tabela 15 Relação de vida da ferramenta com MQF para o avanço de 0,3 mm/volta 131

Tabela 16 Relação de volume de material removido com MQF para o avanço de 0,3 mm/volta 135

LISTA DE QUADROS

Quadro 1 Propriedades mecânicas das ligas de titânio 36
Quadro 2 Classificação de algumas ligas de titânio 37
Quadro 3 Composição química da liga Ti6Al4V 39
Quadro 4 Comparação entre os processos CVD e PVD 51
Quadro 5 Principais aditivos e suas funções utilizados em fluidos de corte no setor de usinagem de metais.....75

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação brasileira de norma técnica
APC	Aresta postiça de corte
ASTM	*American society for testing and materials* (Sociedade americana para testes e materiais)
CCC	Cúbico de corpo centrado
CNC	Controle numérico computadorizado
CIM	Fabricação integrada por computador
Cut-off	Comprimento ou módulo de medida
CCC	Cúbico de corpo centrado
CVD	Deposição química de vapor
DIN	*Deutsches institut für normung*
EP	Extrema pressão
FISPQ	Fichas de informações de segurança do produto
HC	Hexagonal compacto
HRc	Dureza Rockwell C
ISO	*International organization for standardization* (Organização internacional de padronização)
IV	Índice de viscosidade
J	Jorro de fluido vegetal miscível em agua a 8%
M1	MQF c/ fluido vegetal c/ cloro e f = 0,2
M2	MQF c/ éster sintético e f = 0,2
M3	MQF c/ fluido vegetal s/ cloro e f = 0,2
M1'	MQF c/ fluido vegetal c/ cloro e f = 0,3
M2'	MQF c/ éster sintético e f = 0,3
M3'	MQF c/ fluido vegetal s/ cloro e f = 0,3
MC	Carbeto metálico
MQF	Mínima quantidade de fluído
NBR	Norma brasileira registrada
P	Número de passes
PVD	Deposição física de vapor
RMS	*Root mean square* (média quadrática)
S	Sem lubri-refrigeração
TIG	Tungstênio com gás inerte
TiAlN	Nitreto de titânio alumínio
TiC	Carbeto de titânio
TIN	Nitreto de titânio
UNS	*Unified numbering system*

LISTA DE SÍMBOLOS

α_ε	ângulo de engajamento
δ_{Ra}	desvio padrão rugosidade média aritmética
δ_{Rz}	desvio padrão rugosidade média máxima
λ_c	*cut-off*
a_e	penetração de trabalho
A_n	altura da amostra
a_p	profundidade de corte
b	largura de usinagem
C_n	largura da amostra
D	diâmetro da fresa
VB_x	desgaste de flanco efetivo
f	taxa de avanço
F_c	força de corte
f_z	taxa de avanço por dente
K_F	distância da aresta a borda da cratera
K_B	largura da cratera
K_T	profundidade de cratera
l	comprimento da amostragem
L_c	comprimento de corte
L_{cp}	comprimento de corte de cada passe usinado
L_{cf}	comprimento do arco a cada giro da fresa
l_n	comprimento de avaliação
L_n	comprimento da amostra
N	número de passadas da fresa
n	número de rotações por minuto
P	número de passes usinados até $VB_{max.}$ das pastilhas
Q	taxa de remoção de material
R_a	rugosidade média aritmética
$R_{calc.}$	rugosidade calculada
R_q	rugosidade média quadrática
R_y	rugosidade máxima
R_z	rugosidade média máxima
r_ε	raio da ferramenta
S	rotação da ferramenta
t_c	tempo de corte
TVF	taxa de vida da ferramenta
V	volume de remoção de material
VB	desgaste do flanco médio
$VB_{max.}$	desgaste de flanco máximo
V_c	velocidade de corte
V_m	velocidade da mesa da fresadora
V_{pl}	volume usinado em cada passe usinado
VF	vida da ferramenta
X	perda do material de ponta das pastilhas
Y	desgaste de flanco

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO 23

1.1 OBJETIVOS 25

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA 27

2.1 USINAGEM DE SUPERLIGAS 27

2.2 DESENVOLVIMENTO E APLICAÇÕES DE SUPERLIGAS A BASE DE TITÂNIO 29

2.2.1 O titânio e suas ligas 31

2.2.2 Características da liga Ti6Al4V 37

2.2.3 Mecanismos de deformação plástica do Ti6Al4V 38

2.2.4 Composição química e micro estrutural do Ti6Al4V 39

2.2.5 Usinagem da liga Ti6Al4V 40

2.3 FRESAMENTO 41

2.3.1 Fresamento frontal e grandezas do processo 42

2.3.2 Sentidos de corte do fresamento 44

2.4 FERRAMENTAS DE CORTE 45

2.4.1 Metal duro 47

2.4.2 Revestimentos de pastilhas de corte 50

2.4.3 Tipos de deterioração e seus mecanismos de falhas 53

2.4.4 Vida da ferramenta 55

2.4.4.1 Desgaste de cratera (K_T) 57

2.4.4.2 Desgaste de flanco ou frontal (VB) 57

2.5 FORMAÇÃO DE CAVACOS 58

2.5.1 Controle e forma do cavaco no processo 61

2.6 ACABAMENTO E TOPOGRAFIA SUPERFICIAL 63

2.7 SISTEMA DE LUBRI-REFRIGERAÇÃO 69

2.7.1 Fluidos de usinagem 71

2.7.1.1 Classificação e composição dos fluidos de usinagem 71

2.7.1.2 Aditivos dos fluidos de usinagem e suas funções 73

2.7.2 Técnica de mínima quantidade de fluido (MQF) 75
2.8 ESTADO DO CONHECIMENTO 76
3 MATERIAL E MÉTODOS 81
3.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS 81
3.2 MATERIAL 81
3.2.1 Amostras 81
3.3 MÁQUINA 83
3.3.1 Sistemas de lubri-refrigeração 84
3.3.1.1 Fluidos de corte utilizados 86
3.4 FERRAMENTA DE CORTE 87
3.5 INSTRUMENTOS DE MEDIÇÃO 89
3.5.1 Rugosímetro portátil 89
3.5.2 Microscópio óptico portátil 90
3.5.3 Microscópio eletrônico de varredura 91
3.5.4 Equipamentos adicionais 92
3.6 METODOLOGIA DOS ENSAIOS 93
3.6.1 Dimensionamento dos ensaios 93
3.6.2 Ensaios de usinagem 96
3.6.3 Montagem e ajuste das pastilhas de corte 99
3.6.4 Procedimentos durante a execução dos ensaios 100
3.6.5 Medição do desgaste de flanco das pastilhas 101
3.6.5.1 Ajuste da magnitude da imagem para cada medição 101
3.6.5.2 Posicionamento da ferramenta na bancada de medição 101
3.6.5.3 Medição das pastilhas de corte durante os ensaios 102
3.6.5.4 Critério de troca e identificação das pastilhas 104
3.6.6 Medição da rugosidade 105
3.6.7 Planilhas de controle das medidas realizadas em cada experimento 106
3.6.8 Cálculos de parâmetros de corte utilizados nos experimentos 107
3.6.8.1 Penetração de trabalho (a_e) 108
3.6.8.2 Desgaste médio das pastilhas (VB) e desvio padrão (σ_{VB}) 108
3.6.8.3 Comprimento de corte (L_c) e desvio padrão (σ_{Lc}) 108
3.6.8.4 Tempo de corte (t_c) 110
3.6.8.5 Volume de material removido (V) e desvio padrão (σ_V) 110
3.6.8.6 Taxa de remoção de material (Q) 111

3.6.8.7 Rugosidades (R_a), (R_z) e desvios padrão (σ_{Ra}) e (σ_{Rz}) 112

3.6.9 Preparação das amostras nos ensaios no MEV/EDS 112

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO 113

4.1 EXPERIMENTOS COM VARIAÇÃO DAS CONDIÇÕES DE USINAGEM E VELOCIDADES DE CORTE 114

4.1.1 Análise do desgaste e vida da ferramenta (VF) 114

4.1.1.1 Evolução do desgaste de flanco nos ensaios realizados 117

4.1.2 Análise do volume de material removido (V) e taxa de remoção de material (Q) 121

4.1.3 Análise da rugosidade média (R_a) e rugosidade média máxima (R_z) 123

4.1.3.1 Evolução da rugosidade média (R_a) e rugosidade média máxima (R_z) 125

4.2 COMPARAÇÃO ENTRE ENSAIOS COM VARIAÇÃO DO AVANÇO (0,2 e 0,3 mm/volta) COM UTILIZAÇÃO DA TÉCNICA MQF.....128

4.2.1 Comparação da vida da ferramenta (VF) para avanço 0,2 e 0,3 mm/volta 128

4.2.1.1 Evolução do desgaste de flanco com MQF para avanço 0,3 mm/volta 132

4.2.2 Comparação do volume de material removido (V) e taxa de remoção de material (Q) com MQF para avanço 0,2 e 0,3 mm/volta 133

4.2.3 Comparação entre as rugosidades para MQF com avanço 0,2 e 0.3 mm/volta 137

4.2.3.1 Evolução da rugosidade média (R_a) e rugosidade média máxima (R_z) com MQF para avanço 0,3 mm/volta 138

4.3 ANÁLISE DOS TIPOS DE CAVACO FORMADOS NOS ENSAIOS 139

4.4 MODOS DE FALHA DAS FERRAMENTAS 142

4.5 MECANISMOS DE DESGASTE DAS FERRAMENTAS 146

4.6 CONSIDERAÇÕES FINAIS 161

5 CONCLUSÕES.....171

6 SUGESTÕES PARA PRÓXIMOS TRABALHOS.....172

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS 173

1 INTRODUÇÃO

Até recentemente, a usinagem de ligas resistentes a altas temperaturas, também chamadas de superligas significavam reduzidas taxas de remoção de material e grande desgaste das ferramentas de corte.

A utilização de metais duros de granulações superfinas, de cerâmicas de corte avançadas e de modernos materiais de corte ainda é reticente, embora existam expectativas de ganhos na forma de redução significativa de tempos de usinagem e aumento da eficiência econômica.

Devido à dificuldade no corte das superligas a demanda por novas técnicas de usinagem está crescendo na ordem em que se busca alta produtividade e diminuição no custo de usinagem.

As máquinas CNC (Comando Numérico Computadorizado) auxiliam a redução de tempos produtivos e improdutivos com o posicionamento e retirada da ferramenta de corte, contudo sua utilização só se torna economicamente viável quando for garantido o emprego mais eficiente de técnicas de lubri-refrigeração e novas ferramentas de corte durante o processo de usinagem, onde é necessário extrair das mesmas o máximo rendimento possível para garantir o retorno dos investimentos efetuados.

A eficiência do processo de usinagem depende da utilização de dados de corte otimizados, atualizados e adequados às condições reais de trabalho.

Recentemente a utilização de fluidos de corte nas operações de usinagem vem sendo reduzidas devido ao seu alto custo operacional, problemas ambientais e de saúde humana que eles causam.

Portanto, muito tem sido feito para minimizar a diferença entre os processos que utilizam fluido de corte em abundância por jorro de fluido e a técnica chamada de mínima quantidade de fluido (MQF).

O MQF é o procedimento de se pulverizar uma pequena quantidade de fluido em um fluxo de ar direcionado na zona de corte da peça consumindo uma quantidade muito pequena de fluido.

A liga de titânio Ti6Al4V é largamente utilizada na indústria aeronáutica, aeroespacial e representa hoje grande parcela da produção mundial do titânio além da utilização em aplicações marítimas, médicas, odontológicas e comerciais devido ao seu baixo peso específico, alta resistência específica, inclusive em altas temperaturas de trabalho e excelente resistência à corrosão.

No entanto é um material com baixa usinabilidade devido a sua baixa condutividade térmica que eleva a temperatura de corte e o desgaste da ferramenta que geralmente leva a altos custos de produção e a uma qualidade superficial deficiente na usinagem.

Por isso, a utilização do fluido de corte em abundância ou jorro de fluido tem sido até o momento, a estratégia mais comum para o controle da temperatura de corte da usinagem do Ti6Al4V.

Para viabilizar a utilização do MQF em processos de usinagem, novas pastilhas de corte e revestimentos vêm sendo desenvolvidas.

A técnica MQF é adequada para alguns processos de usinagem em condições específicas de corte, mas não é correta para outros processos, por não atingir níveis aceitáveis de vida de ferramenta, qualidade superficial e produtividade em relação a outros sistemas de lubri-refrigeração.

A aplicação da técnica MQF tem vantagens em relação ao jorro de fluido, pois de modo geral reduz problemas:

- ecológicos causados pelo descarte de fluidos, quando saturados no meio ambiente.

- de saúde humana, causados pelo contato tóxico de fluidos com a pele, vias respiratórias e olhos do operador.

- de altos custos gastos para o tratamento e reaproveitamento de fluidos saturados.

- de altos custos gastos na lavagem e reaproveitamento de cavacos, devido à sua contaminação química causada pelo fluido com ésteres sintéticos.

A utilização da técnica MQF, quando inviável a aplicação do corte sem lubrificação, traz grande contribuição em termos sustentáveis, haja vista o imenso volume de titânio Ti6Al4V fresado nas indústrias aeroespacial e aeronáutica, entre outras.

Este trabalho busca estabelecer condições de corte, como: velocidade de corte, taxa de avanço, profundidade de corte, condições de usinagem e de contorno definidas que tornem a vida da ferramenta, produtividade e o acabamento superficial no fresamento de acabamento do Ti6Al4V, adequadas para o uso do MQF em condições mais próximas ou superiores àquelas obtidas com a utilização do jorro de fluido vegetal miscível em agua a 8% e ao corte sem lubri-refrigeração.

Estabelecer o estudo dos principais mecanismos de desgaste através da análise das micrografias das ferramentas em final de vida para cada condição de corte empregada.

Os tipos de fluidos de corte utilizados na aplicação do MQF também serão avaliados quanto a sua importância no rendimento do processo e seus efeitos físicos e químicos que influenciam o desgaste da ferramenta.

Estas condições de corte em sendo atingidas terão grande importância produtiva, pois viabilizarão a aplicação do MQF neste processo, melhorando a qualidade superficial, produtividade, eficiência econômica e diminuindo o impacto ambiental em grande parte da produção mundial do titânio, que utiliza o processamento por fresamento da liga Ti6Al4V como seu principal meio produtivo.

1.1 OBJETIVOS

Os objetivos deste trabalho foram:

- Reduzir o uso de fluidos de corte, o custo operacional e ambiental na usinagem por fresamento de acabamento da liga de titânio Ti6Al4V.

- Estudar condições de corte mais adequadas para o uso da técnica de mínima quantidade de fluido - MQF na operação de usinagem por fresamento de acabamento da liga de titânio Ti6Al4V.

- Estudar condições que tornem a vida da ferramenta na técnica MQF, mais próximas ou superiores àquelas obtidas com corte sem lubri-refrigeração e corte com jorro de fluido na operação de usinagem por fresamento de acabamento da liga de titânio Ti6Al4V, sem prejudicar o acabamento da peça e a produtividade do processo.

- Aplicar a técnica MQF com o uso de três diferentes fluidos de corte no fresamento de acabamento do Ti6Al4V que obtenham resultados de vida da ferramenta superiores aos maiores resultados de vida obtidos no corte sem lubri-refrigeração e no corte com jorro de fluido.

- Estudo da relação quantitativa entre: comprimento de corte (L_c), vida da ferramenta (VF), volume de material removido (V), taxa de remoção de material (Q), taxa de variação da vida da ferramenta (TVF), taxa de variação do volume de material removido (TV), taxa de variação de remoção de material (TQ), rugosidade média (R_a) e rugosidade média máxima (R_z) em relação aos parâmetros e condições de usinagem estudadas.

- Avaliação da evolução dos modos de falha das ferramentas e formação de cavacos em relação aos parâmetros e condições de usinagem aplicadas.

- Estabelecer o estudo dos principais mecanismos de desgaste através da análise das micrografias das ferramentas em final de vida para cada condição de corte empregada.

Para tanto, em um primeiro levantamento bibliográfico, a fim de se verificar o estágio atual do conhecimento sobre o tema proposto, percebeu-se que o estudo da aplicação da técnica MQF, melhorias da vida da ferramenta, da produtividade e acabamento superficial no fresamento frontal de acabamento do Ti6Al4V na produção de peças, são objeto de grandes

investimentos de pesquisas. Porém, não houve até o momento registro de artigos, que trataram da análise da vida de ferramentas de corte, produtividade e acabamento superficial na usinagem por fresamento frontal no acabamento do Ti6Al4V com utilização da técnica MQF em condições industriais e nem foram investigados, especificamente, as influências e efeitos da variação de condições de usinagem adequadas aos melhores parâmetros de velocidade de corte, avanço e profundidade para uma maior condição produtiva e de qualidade superficial, mesmo sendo sugerida a importância destes fatores no controle produtivo, o que inspirou a necessidade do estudo proposto neste trabalho.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A usinabilidade pode ser definida como o grau de dificuldade de usinagem de um determinado material. Segundo Weingaertner *et al*., (1994) a usinabilidade de metais é, normalmente, analisada com relação a quatro critérios: qualidade superficial, formação de cavacos, vida da ferramenta e forças de corte. Nesse aspecto, a usinabilidade exerce forte influência sobre a produtividade e o custo final de produção e serve como parâmetro para reforçar a necessidade da preocupação não só de materiais com propriedades mecânicas, físicas e químicas superiores, mas também com o comportamento destes materiais quando submetidos a algum tipo de processo de fabricação. A ideia é que eles sejam passíveis de sofrer operações de processamento pelas técnicas existentes, tanto do ponto de vista prático quanto econômico.

Na grande maioria das operações de usinagem, a utilização de fluidos de corte, aumentam a vida da ferramenta e assim tornam o processo mais econômico. Suas principais funções são reduzir a temperatura da ferramenta e da peça e diminuir a geração de calor e atrito (FERRARESI, 1978).

É claro que quando as funções de lubri-refrigeração não são devidamente aplicadas nas operações de usinagem, isto pode significar maior atrito entre a ferramenta e peça e entre o cavaco e a ferramenta e, portanto temperaturas muito mais altas. A ferramenta é submetida a uma maior carga térmica, que pode resultar em níveis mais altos de mecanismos de desgaste como: abrasão, difusão, adesão, oxidação, entre outros e, portanto uma redução de sua vida (DINIZ *et al*., 2002).

A peça ao receber uma maior carga de calor expande, dificultando a obtenção de tolerâncias apertadas e, em alguns casos, causa danos metalúrgicos na sua camada superficial (SUNA & GUO, 2008; RIBEIRO & GALDINO, 2011).

2.1 USINAGEM DE SUPERLIGAS

Segundo Jeelani e Ramakrishnan, (1985) na usinagem de metais o prejuízo produzido na região superficial é muito diferente para cada material. Esse prejuízo consiste na deformação plástica, sendo resultado da interação entre a ponta da ferramenta e a superfície da peça. A região da ponta inclui a aresta de corte, o quebra-cavacos e a superfície de folga da ferramenta.

As falhas nas peças usinadas ocorrem por fluência, fadiga e/ou por corrosão sobre tensão. Tais falhas começam por pequenas trincas na superfície da peça e são propagadas para o centro

ocorrendo sua quebra súbita. Estas falhas dependem do tipo de ferramenta utilizada, da força da ferramenta na superfície da peça, do tipo de corte ortogonal ou não, e da temperatura do cavaco. A superfície usinada do material contém tensões residuais, onde sua grandeza e natureza dependem dos parâmetros de corte adotados.

Na usinagem de superligas, na zona de contato entre a ferramenta e a peça, criam-se elevadas pressões e temperaturas e por serem ligas resistentes a altas temperaturas, devido à sua reduzida condutibilidade térmica, a condução de calor para o cavaco ocorre em pequena escala (WITTING, 2002).

Dessa forma essas ligas só podem ser usinadas com velocidades reduzidas, sendo que sua usinagem é dificultada pelo encruamento e formação de aresta postiça de corte. Além disso devem ser consideradas a elevada tenacidade do material e a formação de cavacos em forma de fita e espirais.

A usinagem de ligas resistentes a altas temperaturas torna-se vantajosa quando realizadas até próximas às dimensões finais da peça, para então ser tratada termicamente e finalmente usinada em acabamento. Essa operação em acabamento permite a obtenção da superfície final desejada da peça, minimizando a preocupação quanto às distorções decorrentes do tratamento térmico (DI RAIMO & PORTO, 2001).

Onde for possível, usar geometrias de corte positivas para operações de semi acabamento e acabamento, elas diminuem o encruamento da superfície, por remover os cavacos da peça de maneira mais eficiente. Ângulos de saída mais positivos, também ajudam a minimizar o fenômeno da aresta postiça.

No caso de ligas de titânio recomenda-se o uso de arestas arredondadas para operações de usinagem, onde as exigências quanto à integridade da superfície são melhoradas em relação às arestas agudas em operações de acabamento, onde o compromisso com a integridade da superfície é maior.

Ferramentas de corte com raios de ponta maiores são vantajosas e devem ser usadas onde não existirem restrições geométricas por parte do perfil da peça a ser usinada. Esses raios tendem a aumentar o perímetro de contato da ferramenta de corte, distribuindo os esforços e prevenindo danos localizados.

Durante a usinagem é indispensável à estabilidade da ferramenta uma vez que, a rigidez previne vibrações, as quais danificam o acabamento superficial e causam a quebra da ferramenta. Preparações rígidas e estáveis possibilitam a manutenção de tolerâncias mais estreitas.

Cuidados especiais devem ser tomados para evitar a flexão dos componentes, particularmente em peças delgadas. As avarias e desgastes estão diretamente associados às propriedades mecânicas e físicas do material a ser usinado. Como as características metalúrgicas das ligas resistentes a altas temperaturas são muito variadas, é muito comum encontrar-se diferentes mecanismos de desgaste (CUNHA, 2004).

2.2 DESENVOLVIMENTO E APLICAÇÕES DE SUPERLIGAS A BASE DE TITÂNIO

O titânio é encontrado em toda a crosta terrestre e ocupa o nono lugar (0,6%) na ordem de abundância de elementos, sendo o quarto metal mais abundante atrás apenas do alumínio, ferro e magnésio.

Seus principais minérios são o rutilo (TiO_2) e a ilmenita ($FeTiO_3$), dos quais se extrai o titânio metálico puro por complexas operações baseadas no processo Kroll, desenvolvido em 1950 pelo alemão Wilhelm Kroll, viável para escalas industriais, utilizando o magnésio como agente redutor do tetracloreto de titânio ($TiCl_4$) em atmosfera inerte, que é utilizado até hoje (YANG *et al*., 2006).

O titânio é um elemento de baixa massa específica que pode ter suas propriedades mecânicas melhoradas pela adição de elementos de liga e pelo processamento termomecânico.

O titânio é não magnético, possui boas propriedades térmicas com seu coeficiente de expansão térmica pouco menor que o do aço e menos da metade do alumínio. O titânio e suas ligas possuem ponto de fusão maior que o do aço e temperaturas máximas de utilização em aplicações estruturais na faixa de 420 a 540 °C (COLLINGS, 1983).

O titânio exibe resistência aos meios corrosivos, ácidos, alcalinos, aquosos, orgânicos e atmosferas oxidantes.

As principais propriedades do titânio que o tornam o material mais utilizado em aplicações, onde se exige elevado desempenho e confiabilidade, são listados a seguir (DONACHIE, 1988):

- elevada relação resistência mecânica/peso.
- baixa massa especifica.
- elevada resistência à corrosão.
- excelente biocompatibilidade.
- pode ser forjado por meio de técnicas convencionais.
- pode ser fundido utilizando-se a técnica de fundição por precisão.
- pode ser processado por meio de metalurgia do pó.

- pode ser soldável (soldagem por fusão, TIG, brasagem, etc.).

Considerado um material estratégico, o desenvolvimento da indústria de titânio passou a ser uma das metas dos países desenvolvidos. Entretanto, seu elevado custo de fabricação e processo diminuiu o ímpeto desse entusiasmo e a utilização do titânio ficou restrita ao uso nas indústrias aeroespacial, química e naval.

A indústria do titânio, todavia, tem buscado ampliar o seu campo de utilização e as aplicações mais recentes estão na área de equipamentos esportivos e próteses ortopédicas.

As principais áreas de aplicações de titânio estão na indústria (HERMAN *et al*, 1988):

- Indústria aeronáutica, fuselagem e palhetas de turbinas.
- Indústria naval, tubulação e válvulas submarinas.
- Refinaria petroquímica, tubulação.
- Equipamentos esportivos, tacos de golfe, bicicletas e raquetes.
- Medicina, próteses odontológicas e ortopédicas.
- Indústria nuclear, material para armazenagem de lixo atômico.
- Eletro química, eletrodos recobertos.
- Indústria de celulose, lavadores, bombas e tubos.
- Trocadores de calor, tubulação de refrigeração.
- Condensadores, tubulação.
- Planta de destilação, tubos soldados com parede fina.
- Extração de metais, reatores para hidro metalurgia.
- Joalheria, óculos, anéis e relógios.
- Arquitetura, telhados, janelas e grades.

- Na indústria automobilística, onde a competição entre os materiais é grande, os japoneses vêm empregando alguns componentes de titânio como válvulas, molas e sistemas de exaustão de gases. Contudo, o futuro da aplicação de titânio nesse setor depende da produção de componentes com um custo abaixo de US$ 1,35 por quilo (WILLIAMS & STARKE, 2003).

- Na indústria aeronáutica, o desenvolvimento de novos materiais esteve sempre sincronizado com o aumento do desempenho das aeronaves. A necessidade de aeronaves maiores, mais rápidas e com o menor consumo de combustível direcionou o progresso dos materiais à base de ligas de titânio.

No século XXI, 50% da redução do peso das aeronaves estarão relacionados com a utilização de ligas de titânio de alta resistência mecânica e compósitos de sua matriz metálica.

Tratamentos térmicos que aumentem o módulo de elasticidade e a resistência à propagação de trincas podem auxiliar na redução do peso de um componente, mas são ações de

três a cinco vezes menos eficientes que a redução da massa especifica do material (IMMARIGEON *et al*.,1995).

Cada quilograma extraído de uma aeronave representa uma economia operacional de até US$ 1,000/ano (ROSATO, 2003). Contudo, fatores relevantes como durabilidade do componente e redução do impacto ambiental também precisam ser considerados no desenvolvimento de novos materiais e processos (WILLIAMS & STARKE, 2003).

O titânio é um material de recente aplicação industrial quando comparado às ligas de aço e de alumínio, com produção em larga escala iniciada na década de 50.

Sua massa especifica é aproximadamente 56% menor que a do aço ABNT 4340 (WILLIAMS, 1999).

As ligas de titânio apresentam uma alta relação resistência mecânica/peso em relação as ligas do aço, que permitem a redução do peso em trens de pouso de aeronaves mantendo suas dimensões originais e a capacidade de sustentar o carregamento exigido em serviço. Além disso, a elevada resistência à corrosão aumenta a durabilidade dos componentes em serviço (BOYER, 1996; WILLIAMS, 1999).

2.2.1 O titânio e suas ligas

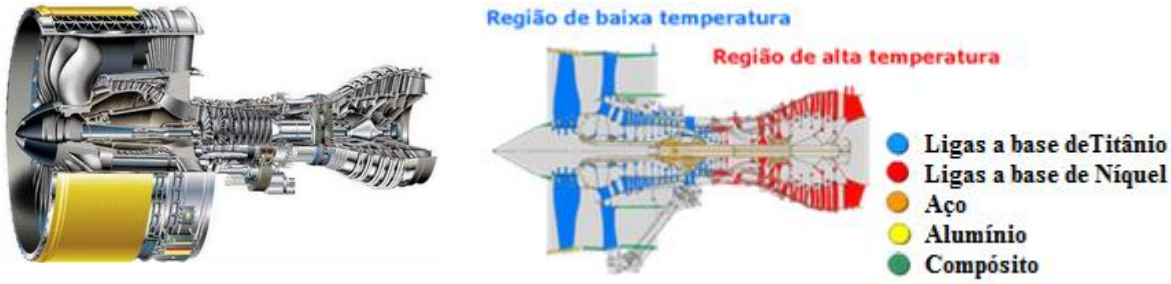
O desenvolvimento da indústria aeroespacial é o maior responsável pela retomada das pesquisas do titânio com a aplicação cada vez maior deste material na estrutura e componentes de aeronaves em relação a outros materiais como compósitos de carbono laminado e compactado, alumínio e outros compósitos, conforme é mostrado na Figura 1.

Figura 1 – Airbus A380 ou Boeing 787

Fonte: Adaptado do (O FASCINANTE MUNDO DOS METAIS, 2010)

As ligas de titânio são eficientes por aumentar a relação resistência mecânica/peso em estruturas e proporcionar componentes mais leves em temperaturas de trabalho de até 600 °C, como na relação de materiais utilizados na turbina do Airbus A380, como mostrado na Figura 2 (a) e (b).

Figura 2 - Turbina do Airbus A380

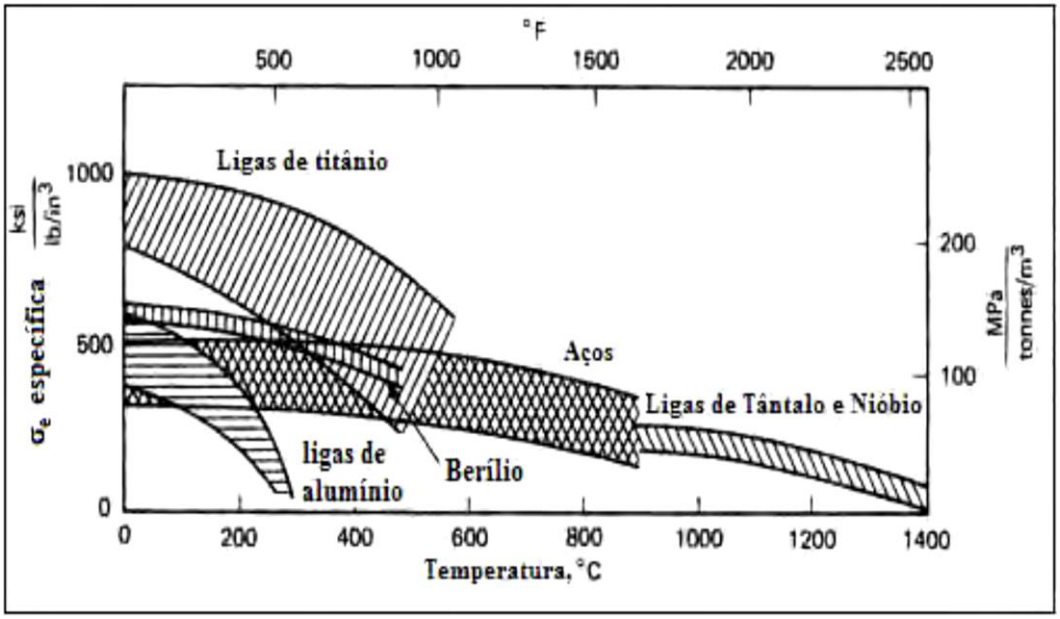


(a) **(b)**

Fonte: Adaptado do (O FASCINANTE MUNDO DOS METAIS, 2010)

As ligas de titânio apresentam ainda uma resistência mecânica especifica superior as das ligas de aço e alumínio na mesma faixa de temperatura, como pode ser visto na Figura 3 (IMMARIGEON *et al*., 1995; WILLIANS & STARKE, 2003).

Figura 3 - Influência da temperatura na resistência mecânica dos materiais



Fonte: (SILVA, 2007)

O titânio é um elemento alotrópico com temperatura de transformação de aproximadamente 882°C, na qual sua estrutura cristalina muda de hexagonal compacta (α) para cúbica de corpo centrado (β). O titânio α de estrutura cristalina HC é frágil e altamente reativo com o oxigênio, o que dificulta trabalhos mecânicos e a fase β estrutura cristalina CCC tem maior conformabilidade.

O titânio tem grande afinidade pelos elementos: hidrogênio, carbono, nitrogênio e oxigênio, todos formadores de solução sólida intersticial. Os elementos de liga interferem na temperatura de transformação alotrópica. Carbono, estanho, alumínio, nitrogênio e oxigênio aumentam a temperatura de transição e são chamados estabilizadores α. Manganês, cromo, vanádio, ferro, molibdênio e nióbio decrescem a temperatura de transição, são os estabilizadores β.

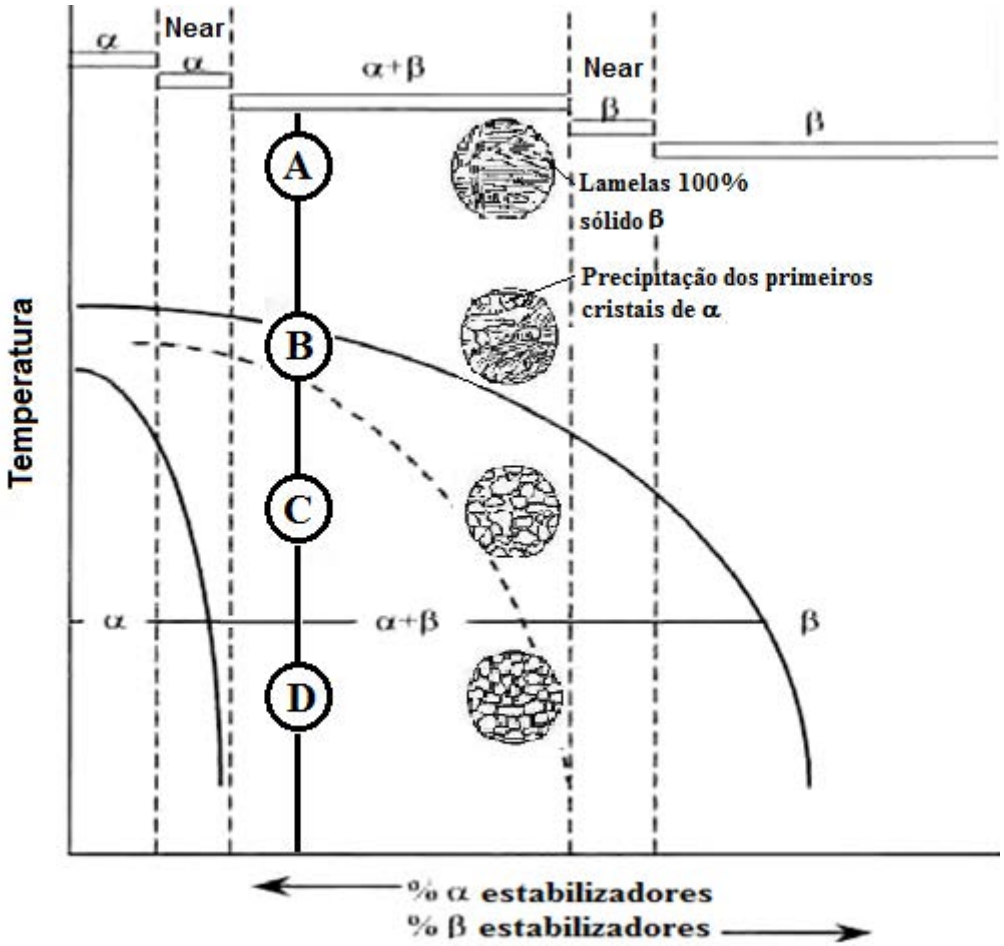
A presença dos estabilizadores determina a fase alotrópica estável em temperatura ambiente, apresentado na Figura 4. A mistura dos estabilizadores, forma ligas isomorfas com a ocorrência das duas fases, dependendo das porcentagens dos elementos e da temperatura.

Assim, as ligas de titânio são classificadas como α, (α + β) e β, sempre relacionadas à retenção da fase β a temperatura ambiente. As ligas obtidas no limite das fases α / (α + β) ou (α + β) / β denominam as subcategorias quase α e quase β, respectivamente (BOYER *et al.*, 1994).

Ainda na Figura 4 é apresentada a evolução da microestrutura durante o resfriamento de uma temperatura T_A até T_D, para uma liga de composição global com 4% em peso de vanádio

e 6% em peso de alumínio, denominado como Ti6Al4V. A uma temperatura T_A acima da temperatura de transformação alotrópica (T= 882 ^{0}C) o sistema é constituído por uma só fase sólida, denominada β lamelar. Ao atingir a temperatura T_B (955 ^{0}C), a microestrutura é formada por α primário e (α + β) acicular. À medida que a temperatura diminui, T_C (900 ^{0}C), a fração de segunda fase (α) aumenta através de mecanismos difusionais. Se continuarmos o resfriamento até a temperatura ambiente (T_D) o sistema é formado por grãos alfa equiaxiais cincundados por beta intergranular.

Figura 4 - Influência dos elementos de liga no diagrama de equilíbrio das ligas de titânio e o diagrama de fase do Ti6Al4V em várias temperaturas



Fonte: Adaptado do (DYE, 2007)

As ligas α tem valores mínimos de resistência mecânica entre 170 e 480 MPa, retendo suas propriedades mecânicas até 1050°C e tendo na indústria de turbinas a gás sua principal demanda. Essas ligas têm ainda baixa ductilidade, boa soldabilidade e também são utilizadas em aplicações criogênicas, pois não apresentam transição dúctil-frágil. Sua resistência

mecânica é comparada aos aços inoxidáveis da série 300, mas com uma redução de 40% da massa especifica.

As ligas quase α apresentam pequenos teores de estabilizadores de β e permitem que uma pequena quantidade de β possa ser retida a temperatura ambiente em equilíbrio metaestável. Sua principal propriedade é a elevada resistência à fluência. A liga Ti6Al2Sn4Zr2Mo desse grupo é aplicada em motores aeronáuticos (BOYER, 1996; COLLINGS, 1983).

As ligas quase β são tratáveis termicamente por envelhecimento dentro do campo (α + β), com boa tenacidade, inclusive em ambiente marítimo, e forjabilidade a frio mantendo níveis de resistência mecânica elevada e uniforme em toda a geometria dos componentes. A liga Ti10V2Fe3Al foi desenvolvida para aplicações estruturais na indústria aeroespacial (BOYER, 1996; RIBEIRO *et al*., 2002; WARCHOMICKA *et al.,* 2006).

Com mais de 50% da fase β presente na microestrutura, as ligas β apresentam somente a fase β em equilíbrio termodinâmico, tem alta conformabilidade para trabalhos a frio, mas não são indicadas para aplicações criogênicas. A liga Ti13V11Cr3Al, a primeira liga β produzida comercialmente, foi aplicada na fuselagem do avião militar "*Blackbird*" SR-71. As molas de titânio, uma aplicação atual das ligas β, reduzem em até 50% o peso de molas anteriormente feitas em aço, com maior resiliência (WILLIANS & STARKE, 2003; BOYER, 1996).

Algumas ligas β possuem as duas fases em equilíbrio a temperatura ambiente; contudo, as ligas (α+β) são caracterizadas pela adição de ambos os estabilizadores da fase α e β, permitindo que o campo (α+β) esteja presente na temperatura ambiente. Esse grupo contém de 10 a 50% da fase β em sua microestrutura, mas acima de 20% de β em sua composição as ligas de titânio em geral perdem a soldabilidade. Os valores mínimos de resistência mecânica estão em torno de 896 MPa. As ligas de titânio binárias são tratáveis termicamente, que amplia consideravelmente suas propriedades mecânicas. No Quadro 1 são apresentas algumas ligas de titânio e suas propriedades para cada classificação (BOYER, 1994; IMMARIGEON *et al*., 1995; RIBEIRO & GALDINO, 2011).

Quadro 1 - Propriedades mecânicas das ligas de titânio

Tipo de Liga	Comum (UNS)	Composição (%p)	Condição	Propriedades mecânicas σ_{rupt} (MPa)	σ_e (MPa)	Ductilidade (%)
Comercial/ Puro	(R50500)	99,1Ti	Recozida	484	414	25
α	Ti5Al2,5Sn (R54520)	5,0Al, 2,5Sn	Recozida	826	784	16
Near α	Ti8Al1Mo1V (R54810)	8,0Al, 1,0Mo, 1,0V	Recozida (Duplex)	950	890	15
(α + β)	Ti6Al4V (R56400)	6,0Al, 4,0V	Recozida	947	877	14
Near β	Ti10V2Fe3Al	10,0V, 2,0Fe, 3,0Al	Solubilização + Envelhecimento.	1223	1150	10
β	Timetal R21 R58210	15,0Mo, 3,0Al, 2,7 Nb, 0,25Si	Solubilização + Envelhecimento.	1240	1170	6

Fonte: (IMMARIGEON *et al*., 1995; CALLISTER, 2002; BOYER *et al.,* 1994)

Apesar de inúmeras aplicações, algumas condições mecânicas não permitem a utilização direta do titânio. Sua estrutura hexagonal compacta somada a baixa resistência ao cisalhamento permite a transferência de material a um contra corpo de contato, atribuindo ao titânio um alto coeficiente de atrito e baixa usinabilidade. Por essas razões, em componentes nos quais a resistência ao desgaste e integridade superficial é relevante, as ligas de titânio devem ser utilizadas após um tratamento superficial especifico (SUNDARAM, 2006; BUDZYNSKI *et al.*, 2006; TAKTAK, 2007; YETIM *et al.,* 2008).

As ligas de titânio são classificadas de acordo com as fases presentes em sua microestrutura em temperatura ambiente. No Quadro 2 são mostradas as principais ligas de acordo com sua classificação. As ligas α apresentam boa resistência mecânica e tenacidade,

mas possuem pouca conformabilidade devido à estrutura cristalina da fase α (HC). As ligas β possuem boa conformabilidade, devido à estrutura cristalina da fase β (CCC), boa resistência à fadiga a frio e a quente, porém apresentam grande vulnerabilidade à contaminação pela atmosfera. As ligas (α+β) apresentam uma combinação das características das duas fases presentes em sua microestrutura apresentando uma boa conformabilidade, boa resistência à fadiga a frio, mas são frágeis em altas temperaturas com baixa usinabilidade. Ao contrário das ligas α, as ligas (α+β) são tratáveis termicamente.

Quadro 2 – Classificação de algumas ligas de titânio

Alfa (α)	**Alfa + Beta (α+β)**	**Beta (β)**
Ti0,2Pb	Ti6Al4V	Ti13V11Cr3Al
Ti5Al2,5Sn	Ti5Sn8Mn	TiAl8V5Fe
Ti8AlMoV	Ti7Al4Mo	
Ti6Al2CoTaMo	Ti4Al3MoV	
Ti6Al2Sn4Zr2Mo	Ti3Al2,5V	

Fonte: (CALLISTER, 2002; COLLINGS, 1983)

2.2.2 Características da liga Ti6Al4V

A liga Ti6Al4V possui alta resistência mecânica específica, tenacidade e ductilidade, sendo a mais utilizada em todas as áreas industriais. Desenvolvida para indústria aeronáutica nos anos 50, essa liga foi inicialmente aplicada em palhetas de turbina. Atualmente, produtos forjados são aplicados em componentes estruturais de aeronaves, automóveis de alto desempenho, em bielas, válvulas e braços do balancim, e na indústria naval, em hidrofólios e equipamentos sonares. Implantes e próteses médicas também são produzidos a partir da liga Ti6Al4V que é biocompatível. No entanto, novas ligas estão sendo desenvolvidas para substituir o alumínio e o vanádio, cujos íons podem causar problemas de saúde em longo prazo (BOYER *et al.*, 1994; BABU *et al.*, 2007).

A produção da liga Ti6Al4V representa 60% da produção mundial de titânio, sua resistência mecânica pode ser controlada por tratamento térmico, alcançando níveis acima de 1100 MPa (FERRANDINI *et al*, 2007).

A liga Ti6Al4V tem baixa usinabilidade que está relacionada com sua baixa resistência ao cisalhamento plástico resultando em uma baixa integridade da superfície usinada.

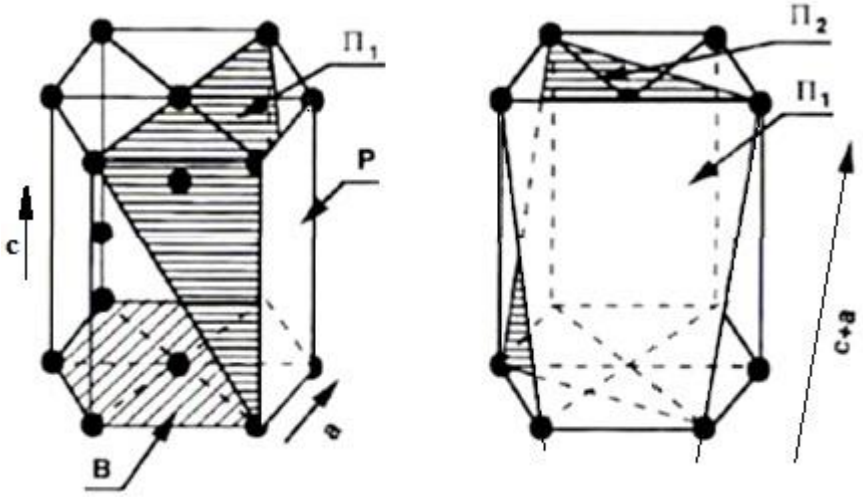
2.2.3 Mecanismos de deformação plástica do Ti6Al4V

Nos metais de estrutura hexagonal compacta, diferentes modos de deformação podem ser ativados durante a deformação plástica: o deslizamento do plano na direção de escorregamento ("*gliding*") e por maclagem ("*twinning*"). Entretanto, o processo de maclagem não foi observado em ligas (α + β) em temperatura ambiente em carregamento estático (SALEM *et al.*, 2003; BRIDIER *et al.*, 2005).

As direções de deslocamento cristalográfico em cristais puros HC, descritas na Figura 5, são os três planos dominantes que contém essas direções de escorregamento: o plano basal (B), os três planos prismáticos (P) e os seis planos piramidais de primeira ordem (Π1) que possuem o vetor a. Essas direções não produzem elongação ou redução paralela ao eixo c. Para acomodar o esforço na direção c, são ativados os sistemas de escorregamento de primeira e segunda ordem (Π2) por maclação, com o vetor c + a (BRIDIER *et al.*, 2005; BALASUBRAMANIAN & ANAND, 2002; ADIB *et al.*, 2007).

As análises dos modos de deformação nas ligas de titânio bimodal Ti6Al4V, mostradas na Figura 5, revelaram a coexistência de sistemas de escorregamento basal, prismático e piramidal de primeira ordem na mesma amostra.

Figura 5 - Sistemas de escorregamento em metais de estrutura HC



Fonte: Adaptado de (BRIDIER, *et al.*, 2005)

Os dois primeiros mostram-se dominantes em relação ao último, com carregamentos estáticos. Com o aumento da temperatura, outras direções tornam-se possíveis, ativando também os sistemas de escorregamento piramidais de primeira e segunda ordem. Esse é o

fenômeno responsável pela manutenção das propriedades mecânicas das ligas de titânio em temperaturas elevadas (BRIDIER *et al.*, 2005; BRIDIER *et al.*, 2008).

Um grande desafio na usinagem de uma liga bimodal como é o caso do Ti6Al4V é se encontrar condições de usinagem onde o cisalhamento plástico seja atendido nas duas fases α (HC) e β (CCC) presentes em sua microestrutura, em diferentes temperaturas de corte.

2.2.4 Composição química e micro estrutural do Ti6Al4V

A liga de titânio mais utilizada comercialmente é a liga (α + β), Ti6Al4V, cuja composição química pode ser observada no Quadro 3. Esta liga contém 6% de alumínio que estabiliza a fase β, aumentando a temperatura de transformação (α + β) → β, além disso, a presença de alumínio nesta liga aumenta a resistência mecânica a altas temperaturas. A adição de 4% de vanádio aumenta a resistência mecânica por dois mecanismos: por solução sólida e por estabilizar a fase (α + β) a temperatura ambiente. A presença de fase (α + β) também facilita a conformidade da liga devido à maior ductilidade desta fase.

O tratamento térmico de recozimento da liga Ti6Al4V pode ser executado com aquecimento entre 705 e 790°C por 1 a 4 horas, seguido de resfriamento ao ar, em chapas e barras pequenas, o resfriamento ao ar pode resultar em pequena perda de resistência. O alívio de tensões pode ser conseguido, geralmente, aquecendo o material entre 480 e 650°C por 1 a 4 horas, seguido de resfriamento ao ar ou no próprio forno. Já o tratamento de solubilização o aquecimento deve ser realizado entre 955 e 970°C por 1 hora com resfriamento em água, enquanto o tratamento subsequente de envelhecimento deve ser feito a uma faixa de temperatura entre 480 e 595°C por 4 a 8 horas ou entre 705 e 760°C por 2 a 4 horas.

Quadro 3 – Composição química da liga Ti6Al4V

Elementos	**Al**	**V**	**Fe**	**O**	**N**	**H**	**C**	**Outros**	**Ti**
Teor (% em peso)	5,50 – 6,75	3,50 – 4,50	Máx. 0,40	Máx. 0,20	Máx. 0,05	Máx. 0,125	Máx. 0,10	Máx. 0,40	Balanço

Fonte: (ASTM B 381, 1971)

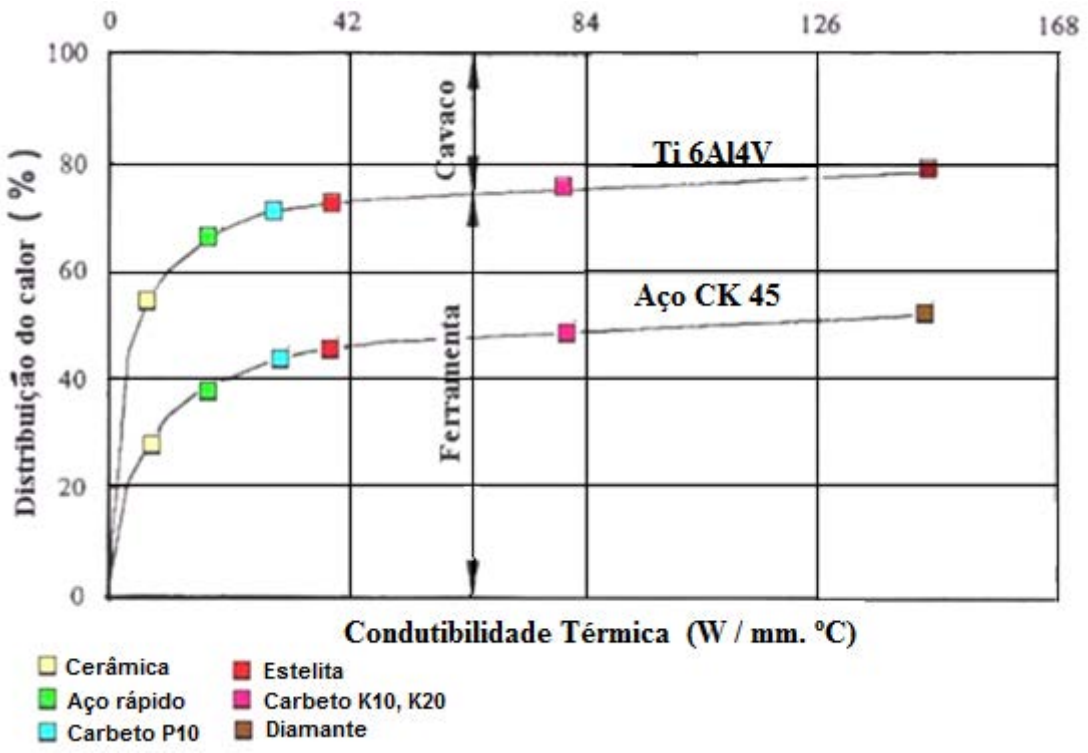
2.2.5 Usinagem da liga Ti6Al4V

As indústrias aeronáutica e aeroespacial que fabricam componentes com ligas de titânio Ti6Al4V caracterizam-se por apresentarem um custo elevado na fabricação de peças usinadas, principalmente em relação ao custo hora/máquina, por este motivo é interessante diminuir os tempos de usinagem das peças e aumentar o uso efetivo das ferramentas, pois o custo/hora nestas indústrias é mais elevado do que nas indústrias convencionais (DE FARIA, 2007).

Estas indústrias diante das mudanças ocorridas nos últimos anos no transporte aéreo e no desenvolvimento de novos produtos, exigem disponibilidade de novos materiais com ampla quantidade de informações sobre eles, suficientes para seu processamento.

Um exemplo de usinagem de ligas resistentes a altas temperaturas foi demonstrado por Ezugwu e Wang, (1997) onde na usinagem da liga Ti6Al4V, cerca de 80% do calor gerado não pode ser removido com o fluxo do cavaco, conforme mostrado na Figura 6, ficando este calor retido na ferramenta. Para efeito comparativo, cerca de 50 % do calor gerado é absorvido na ferramenta com a usinagem do aço.

Figura 6 – Comparação da percentagem de distribuição de calor conforme o material da ferramenta utilizada



Fonte: Adaptado de (EZUGWU & WANG, 1997)

A baixa usinabilidade da liga Ti6Al4V impõe uma extrema tensão térmica e mecânica a aresta de corte, levando às deformações plásticas e acelerados desgastes das ferramentas de corte (SALES *et al.*, .2002).

A liga Ti6Al4V tem usinabilidade reduzida, pois dissipa muito pouco o calor gerado na zona de corte e concentra altas temperaturas nas pastilhas acelerando os mecanismos de desgaste por abrasão, difusão, adesão (JIANG *et al.*, 2010).

O titânio e suas ligas como o Ti6Al4V são altamente reativos ao oxigênio e ao cloro podendo liberar grande quantidade de calor quando reagem em condições sem lubri-refrigeração, porém pequenas quantidades de vapor d'água são suficientes para passivar estas reações (MOISEYEV, 2005).

As falhas típicas observadas quando se usinam estas ligas são: desgaste de flanco, entalhe, lascamento e falha catastrófica (RIBEIRO *et al*., 2003). As ferramentas usadas para usinagem destas ligas devem possuir adequada dureza a quente, devido às altas temperaturas geradas a condições de alta abrasão e atrito e baixa condutibilidade térmica do material (RIBEIRO & GALDINO, 2011).

2.3 FRESAMENTO

O fresamento é uma operação intermitente de usinagem que utiliza uma ferramenta de corte com um ou mais dentes, denominada fresa. A fresa está fixada no eixo árvore da fresadora enquanto a peça está fixada na mesa que se move linearmente, com a ferramenta de corte atuando sobre a peça (ALTINTAS, 1988).

Outra definição é apresentada por Ferraresi, (1978) que define o fresamento como a operação de usinagem onde a ferramenta, a fresa, possui arestas cortantes dispostas simetricamente em torno de um eixo, e esta executa a retirada do material através do movimento de corte provido pela rotação da mesma sobre seu eixo. O movimento de avanço é realizado, geralmente pela mesa da máquina.

As principais características do fresamento são (ROSA; SÍQUEIRA, 2001):

a) utilizar ferramenta multi cortante (fresa) provida de arestas cortantes dispostas simetricamente ao redor de um eixo.

b) movimento de rotação da ferramenta ao redor de seu eixo, permitindo, assim que cada uma das arestas cortantes (dentes da fresa) retire parte de material separadamente.

c) o movimento de avanço, que permite o prosseguimento da operação, é geralmente realizado pela mesa da máquina, onde a peça está fixada.

d) o movimento de avanço obriga a peça a passar sob a ferramenta que lhe dá a forma e dimensão desejada.

e) a diversidade das ferramentas multi cortantes (fresas), confere a esta operação um caráter de versatilidade das várias superfícies necessárias numa peça.

Dentre as operações de usinagem existentes, o fresamento é a mais versátil na geração de superfícies planas não de revolução. Sua versatilidade é justificada principalmente à grande variedade de geometrias que suas ferramentas podem apresentar, tornando possível, por consequência, a geração de um número igualmente vasto de superfícies (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2001).

Além disto, a operação de fresamento apresenta outra vantagem em relação aos demais processos de usinagem que é o fato de apresentar alta produtividade aliada a um bom acabamento. Isto se deve, ao fato de utilizar ferramentas que podem apresentar um número elevado de arestas de corte, sendo que as mesmas proporcionam um avanço de mesa alto, e consequentemente, uma alta produtividade. Como o número de arestas é alto, pode-se utilizar um avanço por dente (f_z) pequeno, que a produtividade ainda será alta. Essa situação, de maneira geral, proporciona um ótimo acabamento. O processo de fresamento possui corte interrompido ou interrupto possibilitando uma melhor refrigeração das ferramentas durante a usinagem. A escolha do número de dentes da fresa deve levar em conta a saída de cavacos necessária na usinagem, evitando danos que prejudiquem o acabamento superficial da peça.

2.3.1 Fresamento frontal e grandezas do processo

Dentes ativos estão na superfície frontal da ferramenta, cujo eixo é perpendicular à superfície a ser usinada. As ferramentas usadas no fresamento frontal são chamadas fresa frontal ou de topo (DE SÁ, 2010).

As grandezas e relações geométricas do fresamento apresentam uma terminologia baseada na ABNT (Associação Brasileira de Normas Técnicas). Algumas grandezas principais podem ser divididas em:

- Velocidade de corte (V_c): é a velocidade tangencial instantânea resultante da rotação da ferramenta em torno da peça, onde os movimentos de corte e de avanço ocorrem concomitantemente.

- Avanço (f): é o percurso de avanço linear da ferramenta por volta do cabeçote fresador, medido na direção do avanço.

- Avanço por dente (f_z): é o percurso de avanço por dente e por volta ou curso da ferramenta, medido na direção do avanço.

- Profundidade de usinagem (a_p): é profundidade de penetração da ferramenta em relação à peça, medida perpendicularmente ao plano de trabalho do fresamento frontal.

- Penetração de trabalho (a_e): é a penetração da ferramenta em relação à peça, medida no plano de trabalho e perpendicularmente à direção de avanço.

Em função das propriedades e resistência do material a ser fresado determina-se a melhor opção para o material empregado nas pastilhas de corte, material e processo de revestimento das pastilhas, diâmetro da fresa (D), cabeçote fresador e número de pastilhas, ajustagens e rigidez da máquina, geometria do quebra cavacos, ângulos de corte e raio de ponta das pastilhas, o uso ou não de lubri-refrigeração, profundidade de corte (a_p), penetração de trabalho (a_e), avanço por dente (f_z), sentido de corte da fresa, rotação do cabeçote fresador (S) e velocidade de corte (V_c) são alguns dos parâmetros de influência que devem ser ajustados entre si no processo para a obtenção do menor desgaste possível das pastilhas, maior comprimento de corte, produtividade e menor rugosidade da peça usinada.

Fatores como choques mecânicos e térmicos, forças de corte, tensões residuais, micro dureza, vibrações, formas do cavaco e temperatura da usinagem devem ser controlados com os ajustes dos parâmetros acima citados evitando o desgaste prematuro das pastilhas e baixa qualidade no acabamento superficial da peça.

Através da análise da progressão do desgaste da pastilha de corte e de seus modos de falha, da rugosidade média e máxima da peça, da microestrutura do desgaste da pastilha, e do relevo da peça usinada pode-se avaliar a ação dos mecanismos de desgaste das pastilhas de corte e a rugosidade topográfica da peça com a variação dos parâmetros de corte selecionados.

Tendo em vista que no fresamento frontal, o material empregado apresenta limitações ao ser usinado, às variações dos ângulos de posição, de saída radial e axial (Figura 7a, b) devem ser positivos, para maior vida da ferramenta e melhor acabamento superficial da peça.

A penetração de trabalho (a_e) deve estar entre 75% e 90% do diâmetro da fresa (D) para um melhor equilíbrio de forças na usinagem, maior vida da ferramenta e menores vibrações (SANDVIK COROMANT, 2009).

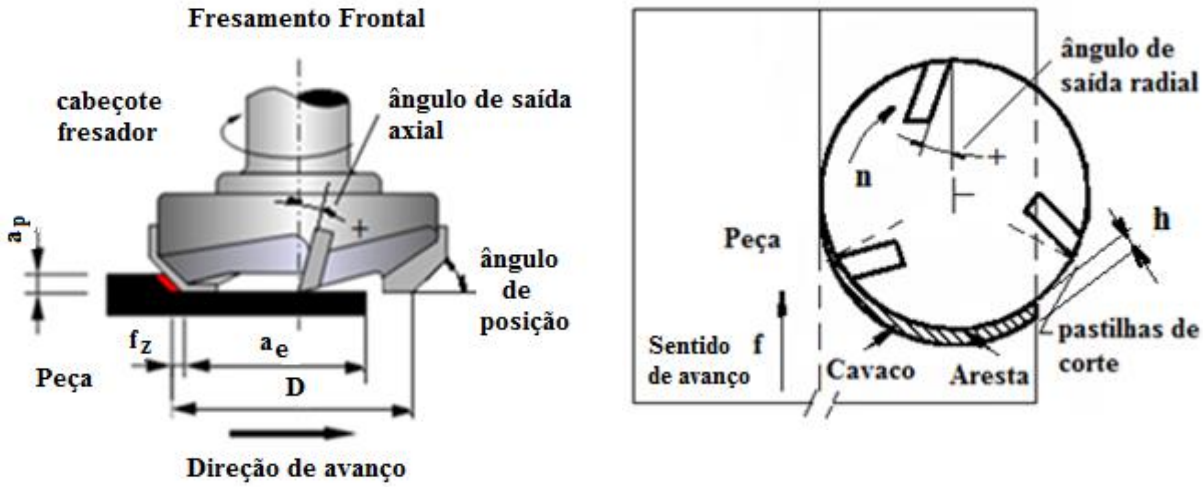
Levando-se em consideração a resistência da ferramenta e rigidez do sistema de fixação, recomenda-se a aplicação de valores pequenos de profundidade de corte para as operações de acabamento. Conseguindo-se manter os esforços de corte baixos, a vibração e a deflexão são minimizadas e obtêm-se bons acabamentos superficiais na peça usinada (SANDVIK, 2010).

Para evitar vibrações regenerativas do sistema, de modo geral, os cabeçotes fresadores são providos de uma divisão não regular dos dentes.

Ao contrário do torneamento, no fresamento a espessura instantânea do cavaco (h) varia periodicamente em função da imersão da ferramenta de corte (ALTINTAS, 1988).

A espessura instantânea do cavaco (Figura 7b) varia a cada ciclo de corte provocando cargas mecânicas variáveis além de choques mecânicos originados pelo corte interrupto do fresamento.

Figura 7 (a) e (b) – Fresamento frontal: parâmetros, sentido e posição de corte.



(a) (b)

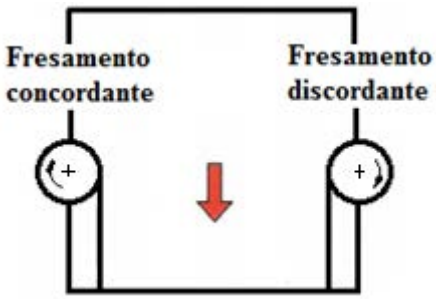
2.3.2 Sentidos de corte do fresamento

O sentido de corte (Figura 8) é uma variável de muita importância na usinagem e pode ser classificada em:

a) sentido de corte concordante.

b) sentido de corte discordante.

Figura 8: Sentidos de corte



Fonte: Adaptado de (SANTOS & SALES, 2003)

Segundo a empresa SANDVIK, (2010) uma aplicação importante para o metal duro é o máximo uso possível de percursos de ferramentas em fresamento concordante, pois a aresta de corte é exposta principalmente a esforços de compressão, enquanto que no fresamento discordante a aresta de corte é exposta principalmente a esforços de tração, lembrando-se que a ferramenta de metal duro de um modo geral suporta bem mais às solicitações de compressão do que às de tração.

Por essa razão quase sempre, é mais vantajoso fazer fresamento concordante do que discordante. Quando a aresta de corte entra em contato com a peça no fresamento concordante, a espessura do cavaco tem seu valor máximo. No fresamento discordante, quando a aresta de corte entra em contato com a peça, a espessura do cavaco tem seu valor mínimo. A vida útil da ferramenta é geralmente menor no fresamento discordante do que no fresamento concordante, devido à geração de calor ser consideravelmente maior no fresamento discordante, causada pelo atrito que antecede a efetivação do processo de corte.

Com a usinagem ocorrendo em superfícies planas com a ferramenta de corte atuante de forma frontal (fresamento frontal) e com a penetração de trabalho de aproximadamente 80% do diâmetro da fresa, o sentido de corte em questão será em parte concordante e em parte discordante, com um ou outro predomínio de sentido de corte dependendo da entrada do corte da fresa.

2.4 FERRAMENTAS DE CORTE

Cronologicamente, os principais desenvolvimentos em materiais de ferramentas foram (SCHROETER & WEINGAERTNER, 2002):

a) aço ferramenta (1868).

b) aço rápido (1900).

c) *stellite* (1910).

d) metal duro (1926).

e) cerâmicas (1938).

f) nitreto de boro cúbico (década de 50).

g) diamante mono e poli cristalino (últimas décadas).

A escolha correta do material da ferramenta deve ser feita com muito cuidado para não comprometer o processo de usinagem. Para isso alguns critérios de seleção devem ser respeitados e foram apresentados por Shaw, (1986), Trent e Wright, (1991), Diniz *et al.*, (2002) e Machado e da Silva, (2009):

- Dureza do material a ser usinado.

- Processo de usinagem, ou seja, se possui corte interrompido (fresamento), corte contínuo (torneamento), uso ou não de refrigeração/lubrificação do corte, tipo de operação (desbaste ou acabamento), tempo de ciclo.

- Forma e dimensão da ferramenta.

- Tipo de cavaco gerado pelo material a ser usinado.

- Parâmetros de usinagem como: velocidade de corte, avanço e profundidade de corte.

- Condições da máquina ferramenta: rigidez (sem folgas/vibrações), potência, controles durante o processo, sistema de refrigeração da ferramenta.

- Conciliar custo/benefício da ferramenta.

- Atender as características finais do produto como qualidade superficial e dimensional requerida.

Para que a escolha da ferramenta seja a mais correta, deve-se observar se a ferramenta de corte escolhida possui as propriedades a seguir:

- Alta dureza, principalmente a quente.

- Tenacidade suficiente para evitar falhas por rupturas.

- Alta resistência ao desgaste.

- Alta resistência à compressão e ao cisalhamento.

- Boas propriedades mecânicas e térmicas, este fator é muito importante principalmente para a dureza a quente do material.

- Alta condutividade térmica.

- Baixo índice de expansão volumétrica.

- Alta resistência ao choque térmico.

- Ser inerte quimicamente.

Essas propriedades não estão listadas em ordem de importância, devido à variação do processo de usinagem, como material a ser usinado e condições de corte. No entanto, pode-se dizer que as propriedades mais significativas dos materiais das ferramentas de corte são a dureza e a tenacidade (MACHADO & DA SILVA, 2004).

O maior desafio no desenvolvimento de ferramentas de corte está exatamente no balanço entre a dureza e a tenacidade, visto que são duas propriedades de extrema importância para o desempenho da ferramenta de corte e que não são facilmente encontradas em um mesmo material. Atualmente se consegue boas combinações de dureza e tenacidade, tanto em materiais do substrato da ferramenta quanto nos revestimentos. As ferramentas revestidas buscam o equilíbrio entre as propriedades necessárias através do uso de material base (o substrato) que

confere propriedades de tenacidade e alguma dureza, e um revestimento, com alta dureza, resistência à abrasão e inércia química.

Segundo Machado *et al.,* (2009) um material idealizado para ferramenta de corte teria que ter a dureza do diamante natural, a tenacidade do aço-rápido e a inércia química da alumina. Como isso não é possível cabe à análise das propriedades já citadas e a escolha do material que melhor atender o tipo de aplicação exigida.

O material para ferramentas de corte mais utilizados na indústria metal mecânica são do grupo do metal duro com ou sem revestimento. Para melhor compreender este fato dar-se-á uma melhor definição destes grupos de materiais.

2.4.1 Metal duro.

Segundo Diniz *et al.*, (2008) o metal duro é o material de ferramentas de corte mais utilizado na indústria, devido à combinação de dureza à temperatura ambiente, dureza a quente, resistência ao desgaste e tenacidade, obtida através de uma variação de sua composição química.

O metal duro é um produto resultante da metalurgia do pó feito de partículas duras finamente divididas de carbetos de metais refratários, sinterizados com um ou mais metais do grupo do ferro (ferro, níquel ou cobalto), formando um corpo de alta dureza e resistência à compressão. O metal duro é formado basicamente por dois constituintes:

- Carbetos de tungstênio (WC): extremamente duro e de alta resistência ao desgaste. Podem ser associados a outros carbetos como os de titânio (TiC), de tântalo (TaC) e de nióbio (NbC) que conferem dureza a temperatura ambiente e sua retenção a altas temperaturas. O tamanho das partículas é geralmente de 1 a 10 μm e ocupam de 60 a 95% do volume do material. Hoje em dia já são produzidas partículas de ordem de 0,1 μm, fazendo com que a resistência ao desgaste e principalmente à tenacidade aumente.

- Elemento ou metal aglomerante: trata-se de um metal do grupo do ferro, usualmente o cobalto, cuja função é aglomerar as partículas dos carbetos, sendo responsável pela tenacidade do material. A diminuição da porcentagem de cobalto aumenta a dureza a quente, do material.

Existem alguns critérios para uma boa escolha de uma ferramenta de metal duro para uma determinada aplicação, podendo ser citados (DINIZ *et al.,* 2002):

- Severidade da operação de usinagem: classes de ferramentas com maior teor de cobalto são utilizadas em operações de desbaste, com avanço e profundidade de corte maiores e cortes interrompidos, por criarem tensões elevadas na ferramenta.

- Velocidade de corte: classes de ferramentas com menor teor de cobalto e mais carbetos são utilizadas em operação de acabamento, com maiores velocidades de corte, por necessitarem de maior resistência ao calor e à abrasão.

- Condições da máquina-ferramenta: classes com maior tenacidade, ou seja, maior teor de cobalto são recomendados para máquinas menos rígidas, menos potentes, devido à relativa baixa resistência desses materiais, embora ocorra uma redução da vida da ferramenta.

O metal duro é utilizado, na maioria das vezes, na forma de pastilhas intercambiáveis com fixação mecânica em porta-ferramenta. Outra característica favorável do metal duro é o seu coeficiente de dilatação térmica. Este coeficiente tem um valor duas vezes menor comparado com o do aço em temperaturas ambiente e de até 675°C. O metal duro é classificado, segundo a Norma ISO, em seis classes, P, M, K, N, S e H (SANDVIK, 2005).

- Classe P: constituído de metais duros de elevado teor de TiC e TaC, conferindo assim à classe maior resistência ao desgaste e elevada dureza a quente. Esta classe é indicada para usinagem de materiais que produzem cavacos contínuos: aços, ferro fundido maleável e materiais dúcteis em geral. Por formarem uma área de atrito grande com a superfície de saída da ferramenta, desenvolvem altas temperaturas de corte e por isso tem um desgaste mais acentuado da ferramenta (desgaste de cratera).

- Classe M: possui propriedades intermediárias, sendo destinados a ferramentas com várias aplicações. Esta classe é indicada para usinagem de metais e ligas ferrosas que apresentam tanto cavacos longos como curtos, como por exemplo, o aço inoxidável.

- Classe K: composto de carbetos de tungstênio aglomerados pelo cobalto. Esta classe é indicada para a usinagem de ferro fundido cinzento. Este tipo de metal duro não é resistente ao mecanismo que gera o desgaste de cratera, quando usinando os ferrosos.

- Classe N: classe do metal duro que combina excelente resistência ao desgaste por abrasão e agudeza da aresta. Recomendada para metais não ferrosos como cobre, latão ou bronze e não metálicos como plásticos e madeira.

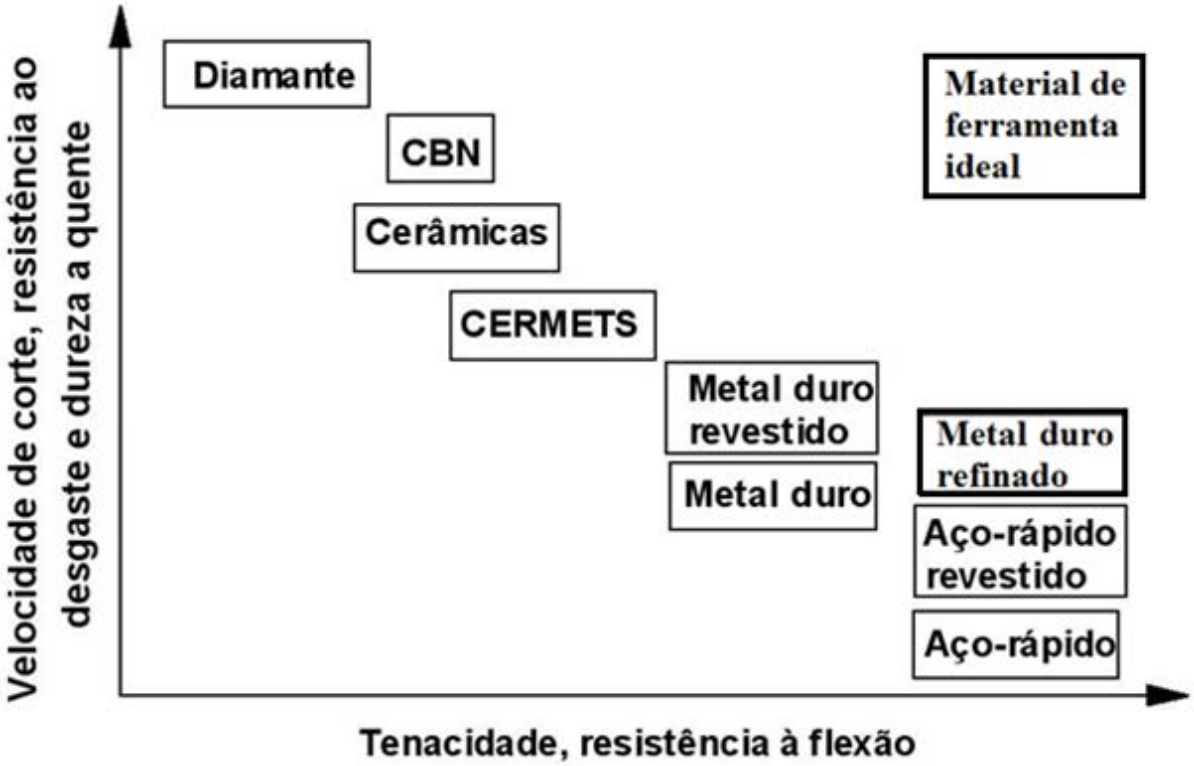
- Classe S: classe de metal duro que combina boa resistência à deformação plástica, boa resistência ao desgaste por abrasão, tenacidade e boa resistência a altas temperaturas. Pode trabalhar tanto em altas como em baixas velocidades de corte. Recomendada para superligas resistentes ao calor, incluindo as ligas de titânio.

- Classe H: classe de metal duro que combina boa resistência ao desgaste por abrasão e tenacidade para torneamentos de materiais endurecidos em baixas velocidades como aços temperados.

Ainda segundo Diniz *et al*., (2008) as ferramentas de metal duro podem usinar qualquer tipo de material, desde que este material não ultrapasse a dureza de 45 HRc.

Como pode ser visualizado na Figura 9, o metal duro convencional, revestido e refinado está na diagonal com a direção mais curta ao "material de ferramenta ideal", ou seja, tem uma ótima relação entre as características do eixo vertical do gráfico (velocidade de corte, resistência ao desgaste e dureza a quente) e as características do eixo na horizontal (tenacidade e resistência à flexão) e percebe-se que o metal duro refinado ou com sub micro grãos possui maior resistência à flexão e ao desgaste que o metal duro convencional.

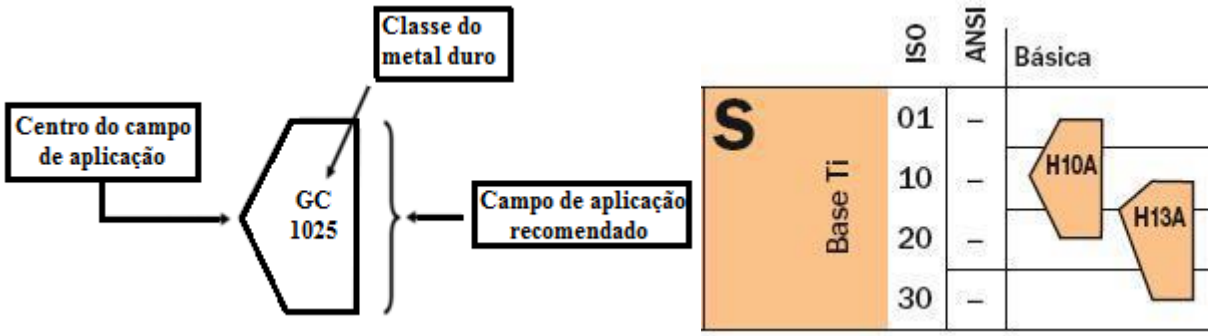
Figura 9 - Tenacidade em função da dureza a quente



Fonte: Adaptado de (MACHADO & DA SILVA, 2004)

Nas operações de usinagem como o fresamento, as ferramentas de metal duro podem trabalhar com velocidades de corte bem maiores, comparadas com qualquer velocidade de corte de uma ferramenta de aço-rápido, no entanto há a exigência de uma máquina com maior gama de velocidades e mais rígida, para prevenir vibrações. As classes das ferramentas de metal duro designadas pela ISO são divididas em classes representadas por letras e números conforme exemplo mostrado na Figura 10 (a) A posição e o formato dos símbolos da classe indicam os campos adequados para a aplicação, conforme mostrado na Figura 10 (b).

Figura 10 (a) - Exemplo da indicação das classes de metal duro
(b) - Classe "S" designada pela norma ISO



(a) (b)

Fonte: Adaptado de (SANDVIK, 2005)

2.4.2 Revestimentos de pastilhas de corte

Segundo Machado, (2000) a utilização de ferramentas de metal duro com revestimentos, atinge cerca de 90% nas indústrias. Este número é consequência de um maior domínio das técnicas de revestimentos, apresentando um custo mais acessível do produto e também um grande número de produtos fornecidos pelos fabricantes de ferramentas.

Os revestimentos são aplicados em substratos de quaisquer classes do metal duro. Os metais duros podem receber o revestimento pelo processo PVD (Deposição Física por Vapor) e pelo processo CVD (Deposição Química por Vapor). Os fabricantes de ferramentas possuem em suas linhas de produtos ferramentas revestidas pelos dois processos. Pode ser observado no Quadro 4 uma comparação entres as ferramentas revestidas por ambos os processos, possuindo o mesmo substrato. O processo PVD garante a mesma tenacidade do substrato e isso não ocorre com o processo CVD (MACHADO & DA SILVA, 2000) e ainda por possuir espessuras de camada menores, possibilita quinas mais vivas, garantindo que o raio de ponta da ferramenta seja pouco alterado, promovendo um melhor acabamento superficial na peça.

Quadro 4 – Comparação entre os processos CVD e PVD

	CVD – Deposição Química de Vapor	**PVD – Deposição Física de Vapor**
Temperatura de revestimento	Aproximadamente 1000 °C	Aproximadamente 500 °C
Tenacidade	Reduzida	Não é afetada
Aresta de corte	Arredondamento requerido	Pode ser quina viva
Espessura do revestimento	Até 12 µm	Até 4 µm
Camadas	Multicamadas TiC-TiN, TiN-TiCN-TiN, TiC-Al_2O_3	TiN, TiCN, TiAlN
Principais aplicações	Torneamento e mandrilhamento	Fresamento, roscamento e furação
Vantagens	Maior resistência ao desgaste, maior resistência à craterização	Substitui ferramenta sem revestimentos com mesma tenacidade. Reduz a formação da (APC)

Fonte: Adaptado de (MACHADO & DA SILVA, 2009)

Segundo Diniz *et al.,* (2002) conforme mostrado na Figura 11, as principais características das camadas de revestimentos são:

- Carbetos de titânio (TiC): possui excelente resistência ao desgaste por abrasão, funciona como elemento que promove a adesão das camadas de cobertura com o metal duro do núcleo. Possui baixa tendência de soldagem com o material da peça, dificultando o desgaste por adesão e a formação de aresta postiça de corte e baixo coeficiente de dilatação térmica. É o revestimento mais utilizado como primeira camada.

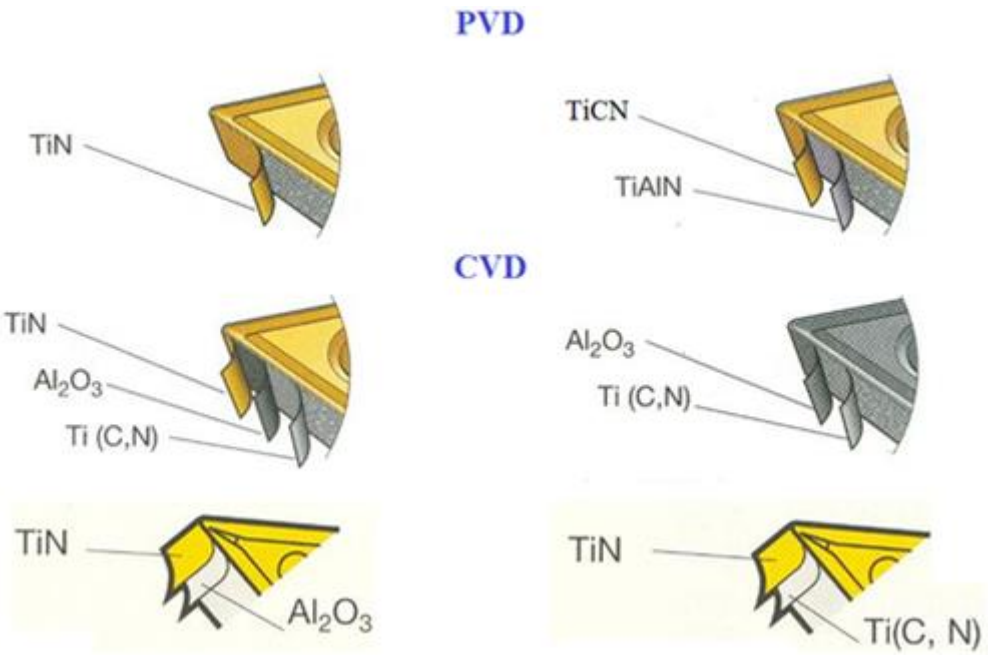
- Carbo-nitreto de titânio (TiCN): possui propriedades bastante similares ao TiC, diferindo basicamente por apresentar um coeficiente de atrito inferior e maior dureza o que lhe concede grande resistência ao desgaste de flanco, onde predomina o mecanismo de desgaste por abrasão, e também a sua utilização como camada única de revestimento.

- Óxido de alumínio (Al_2O_3): garante a estabilidade térmica necessária em temperaturas elevadas por ser um material cerâmico refratário e por possuir alta resistência ao desgaste por abrasão, além de alta resistência a ataques químicos e à oxidação.

- Nitreto de titânio (TiN): reduz o coeficiente de atrito entre a pastilha e o cavaco. É quimicamente mais estável que o TiC por possuir menor tendência à difusão com aços.

- Nitreto de titânio-alumínio (TiAlN) e nitreto de alumínio-titânio (AlTiN): possui maior resistência à oxidação, permitindo o uso de temperaturas mais altas; baixa condutividade térmica, protege a aresta de corte e aumenta a remoção de calor através do cavaco; alta dureza a frio e a quente; alta estabilidade química, que reduz bastante o desgaste de cratera.

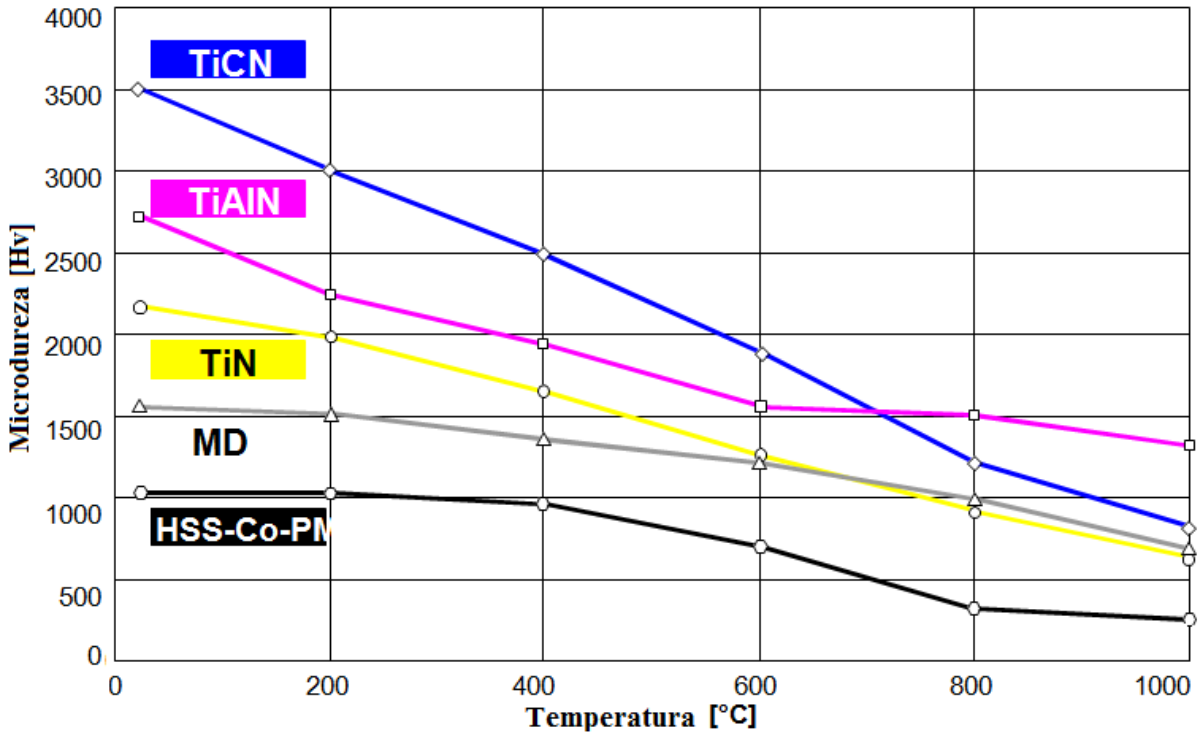
Figura 11 - Disposição dos principais revestimentos do metal duro



Fonte: Adaptado de (SANDVIK, 2005)

Na Figura 12 é mostrada a variação da microdureza das camadas de revestimentos em relação ao aumento da temperatura de trabalho (MACHADO & DA SILVA, 2004).

Figura 12 - Dureza das camadas de revestimento em função da temperatura



Fonte: Adaptado de (MACHADO & DA SILVA, 2004)

2.4.3 Tipos de deterioração e seus mecanismos de falhas.

Segundo Diniz *et al.*, (2002) e Machado e Da Silva, (2000) os tipos de deterioração mais comuns encontrados são (Figura 13):

a) Desgaste de flanco ou frontal: ocorre na superfície de folga, é causado pelo contato com a peça e é o desgaste mais comum encontrado nas ferramentas.

b) Desgaste de cratera: ocorre na superfície de saída da ferramenta, causado pelo atrito da ferramenta com o cavaco e pelas elevadas temperaturas geradas pela interface entre o cavaco e a ferramenta. Na utilização de ferramentas cerâmicas ou ferramentas de metal duro com recobrimento, este desgaste é minimizado, em especial quando se utiliza revestimento à base de Al_2O_3.

c) Deformação plástica da aresta de corte ocorre devido às elevadas pressões e temperaturas geradas na ponta da ferramenta. Esta deformação é muito comum acontecer em ferramentas de aço rápido, que não suportam temperaturas elevadas.

d) Entalhes: originam-se principalmente nas extremidades da aresta de corte, o que pode desencadear a deterioração prematura da aresta da ferramenta. A morfologia do entalhe depende em grande parte da precisão de posicionamento da aresta de corte. Pode ocorrer tanto na superfície principal de folga como na superfície secundária de folga da ferramenta. O entalhe ocorre principalmente na usinagem de materiais resistentes a altas temperaturas (ligas de níquel, titânio, cobalto e aço inoxidável), devido à abrasão, difusão, adesão e *"attrition"*, influenciada pelas interações com a atmosfera (oxidação).

e) Lascamento: é o arrancamento de partículas com razoável tamanho, comuns em ferramentas com materiais frágeis ou com arestas de corte pouco reforçadas causados principalmente pelo choque térmico (corte interrompido, por exemplo), são mais frequentes em ferramentas que apresentam maior dureza, como no metal duro com recobrimento. Ao contrário do desgaste frontal e de cratera, que retiram continuamente partículas muito pequenas da ferramenta, no lascamento partículas maiores são retiradas de uma só vez, podendo levar até a quebra da ferramenta.

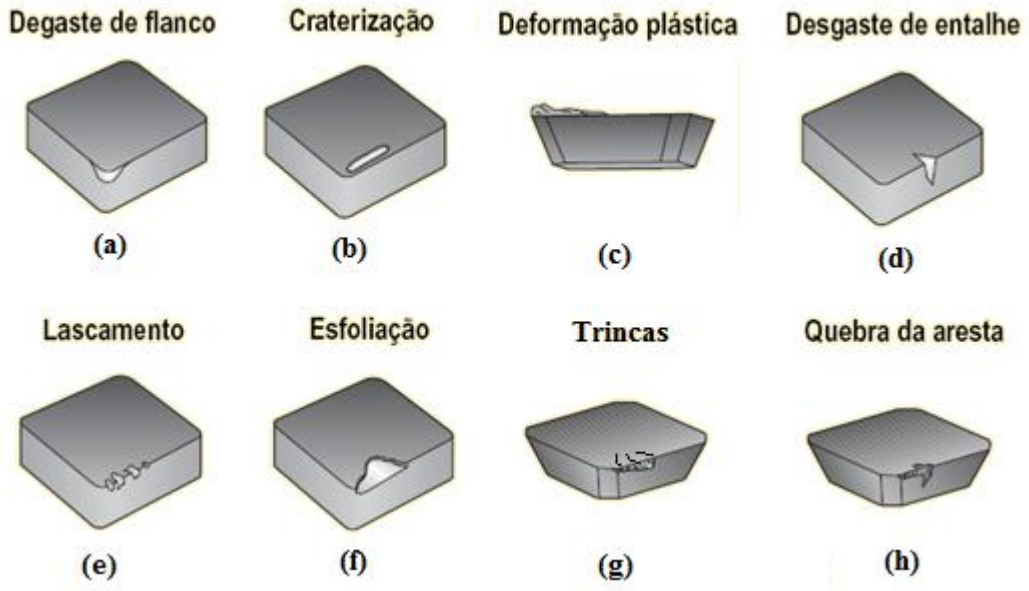
f) Esfoliação: é o arrancamento da camada superficial do revestimento da pastilha.

g) Trincas: são provocadas por pressões mecânicas alternadas e/ou variações bruscas de temperatura, levando à rápida propagação e ruptura. A ocorrência do corte interrompido, variação da espessura de corte ou acesso irregular do fluido de corte, pode provocar variação na temperatura e esforços de corte e a sua ocorrência. As trincas podem ser transversais ou longitudinais. As trincas transversais se apresentam na superfície de folga, enquanto que as

longitudinais (transversais à aresta de corte) podem também se apresentar na superfície de saída da ferramenta.

h) Quebras: podem ocorrer por inúmeros fatores como: erro do operador, tipo de raio ou ângulos de ponta muito pequenos, carga excessiva sobre a ferramenta, dificuldade de saída de cavacos, etc.

Figura 13 - Resumo de deterioração das ferramentas de corte



Fonte: Adaptado de (STEMMER, 1995)

Segundo Diniz *et al.*, (2002) e Stemmer, (1995) os mecanismos que proporcionam estas deteriorações são:

a) Difusão: transferência de átomos de um material para outro, é dependente da temperatura e solubilidade dos elementos na zona de fluxo. A área desgastada, quando observada no microscópio, é lisa. A taxa de desgaste aumenta com a velocidade de corte e o avanço.

b) Aderência: ocorre entre duas superfícies metálicas postas em contato sobre cargas moderadas formando-se entre elas por difusão um extrato metálico de elevada resistência. Sob estas condições com o deslizamento de cavaco fragmentos microscópicos são arrancados da superfície da ferramenta e arrastados juntos com o fluxo e material.

c) Abrasão: envolve a perda de material por micro sulcamento, micro corte ou micro lascamento, causado por partículas de elevada dureza relativa. Estas partículas podem estar

contidas no material da peça (óxidos, carbetos e outros), ou são partículas da própria ferramenta arrancadas de alguma forma.

d) Oxidação: gerada pelas altas temperaturas e presença de ar e água, são originados óxidos complexos de tungstênio, cobalto e ferro, que em decorrência de sua expansão volumétrica, em relação ao WC, constituem-se elevações na superfície da ferramenta, facilitando o lascamento e a quebra da aresta de corte (entalhes).

e) Fadiga: variação das forças ou da temperatura podem fragilizar a ferramenta (trincas) levando-a a ruptura. Além da ação cíclica, este fenômeno é provocado por variações na temperatura causadas pelo acesso irregular do refrigerante de corte.

f) *Attrition*: efeito combinado entre a abrasão e a adesão cíclica do material da peça e do cavaco na ferramenta, que ocorre pela remoção de partículas da ferramenta que são arrastadas pelo cavaco no fluxo irregular de material no deslizamento entre o cavaco e a ferramenta causado pelo corte interrupto, espessura irregular do cavaco, vibrações e altas temperaturas.

2.4.4 Vida da ferramenta

A vida da ferramenta pode ser definida como sendo o tempo em que a mesma trabalha efetivamente, sem perder o corte ou até que se atinja um critério de fim de vida previamente estabelecido (MACHADO, 2000). Os fatores que determinam quando uma ferramenta deve ser substituída são vários e dentre eles pode-se citar:

- O desgaste da ferramenta, atingir proporções tão elevadas que se receie a quebra da aresta de corte. Isto é crítico em operações de desbaste onde, por não ser necessário à obtenção de tolerâncias apertadas e bons acabamentos superficiais, permite-se que o desgaste chegue a valores altos.

- O desgaste da superfície de folga da ferramenta, não mais permitir a obtenção de tolerâncias apertadas e ou bons acabamentos superficiais. Isto é crítico em operações de acabamento.

- O desgaste da ferramenta aumenta muito, fazendo com que a temperatura da aresta de corte ultrapasse a temperatura que a ferramenta pode resistir.

- O aumento da força de usinagem, proveniente dos desgastes elevados da ferramenta, interfira no funcionamento do equipamento.

Portanto o fim da vida de uma ferramenta de corte também pode ser definido pelo grau de desgaste, fator que ocorre durante o processo de usinagem, onde a ação do corte muda à forma e, portanto, a geometria original da ferramenta de corte, através do desgaste progressivo,

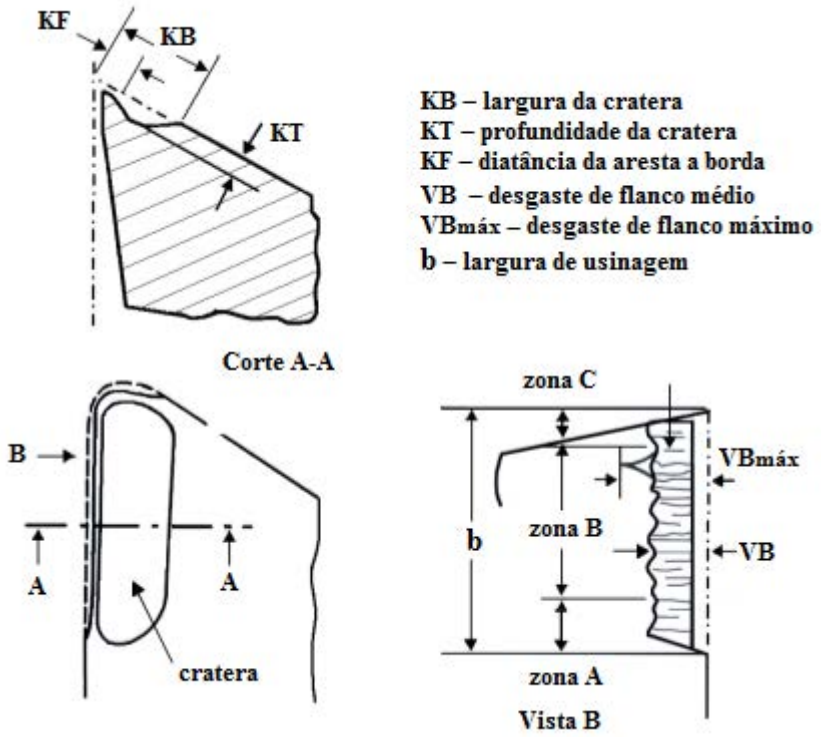
tanto na superfície de folga como na superfície de saída da ferramenta. O desgaste nas ferramentas pode ocorrer de diversas formas, mas pelo menos duas formas principais podem ser identificadas. Entretanto, durante o processo de usinagem podem agir mecanismos que elevem os desgastes a grandes proporções, de forma que coloque o processo em risco (BRAGHINI *et al.,* 2009). Portanto para melhor controle do processo, utiliza-se a norma ISO 3685/1993, ("*Tool life testing with single point turning tools*"), que define os dois principais parâmetros de desgaste da ferramenta de maneira a quantificar esses desgastes.

Os dois principais são KT (profundidade de cratera, $KT = 0{,}06 + 0{,}3.f$, sendo 'f' o avanço em mm/rotação), VB (desgaste de flanco médio, VB = 0,3 mm), $VB_{max.}$ (desgaste de flanco máximo, $VB_{máx.}$ = 0,6 mm), conforme mostrado na Figura 14.

Através do controle desses fatores numa operação de usinagem, pode-se saber quando a ferramenta deve ser substituída ou reafiada.

Nas ferramentas cerâmicas verifica-se geralmente a quebra de pequenos fragmentos da aresta de corte (lascamento) antes que os desgastes de flanco e cratera atinjam valores acentuados (DINIZ *et al.,* 2002).

Figura 14 - Alguns tipos de desgaste e as variáveis de medição do desgaste em ferramentas de usinagem



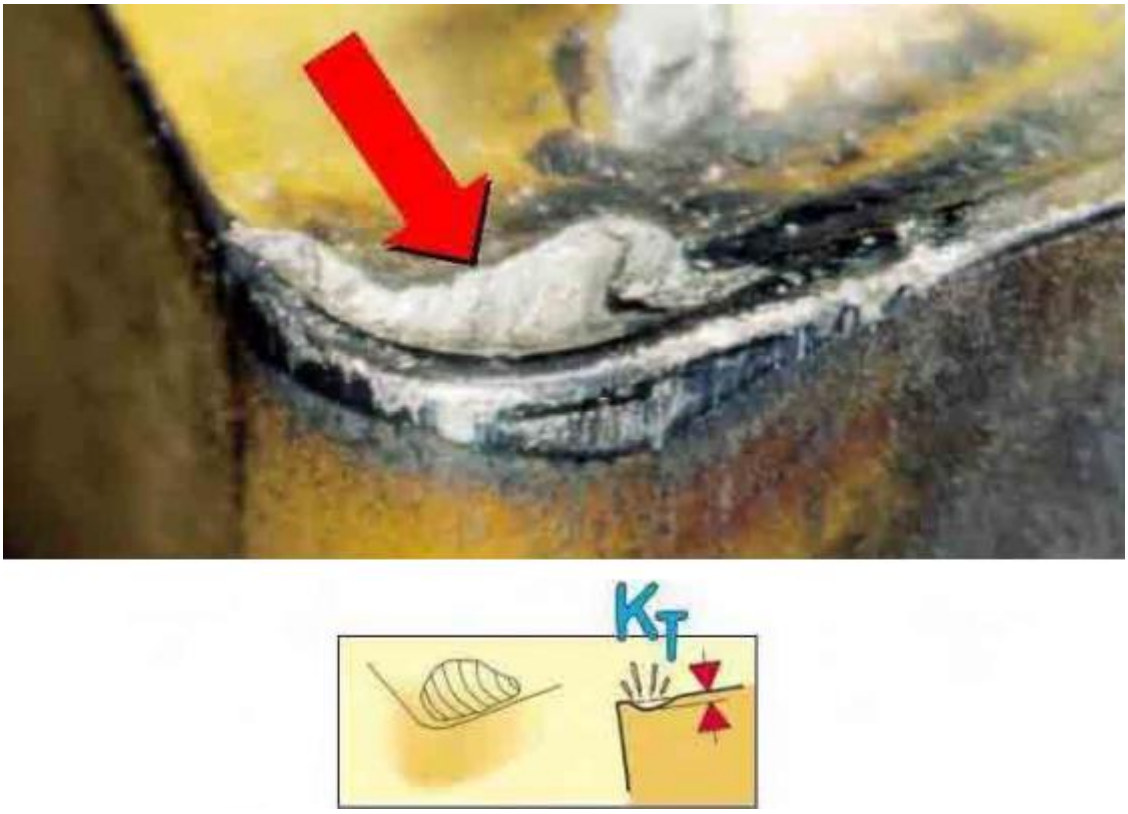
Fonte: (NORMA ISO 3685, 1993)

2.4.4.1 Desgaste de cratera (KT)

É o tipo de desgaste que ocorre na superfície de saída da ferramenta causado pelo atrito entre a ferramenta e o cavaco (Figura 15). Pode não ocorrer em alguns processos de usinagem, principalmente quando se utilizam ferramentas de metal duro, recobertas (a cobertura de alumina é a mais eficiente contra a craterização), ferramentas cerâmicas quando o material da peça é frágil (gera cavacos curtos). O crescimento do desgaste de cratera resulta na quebra da ferramenta, quando tal desgaste se encontra com o desgaste frontal.

De acordo com Miranda (1997), diversos pesquisadores afirmam ser o mecanismo de difusão o principal causador do desgaste de cratera.

Figura 15 - Desgaste de cratera de uma ferramenta de corte



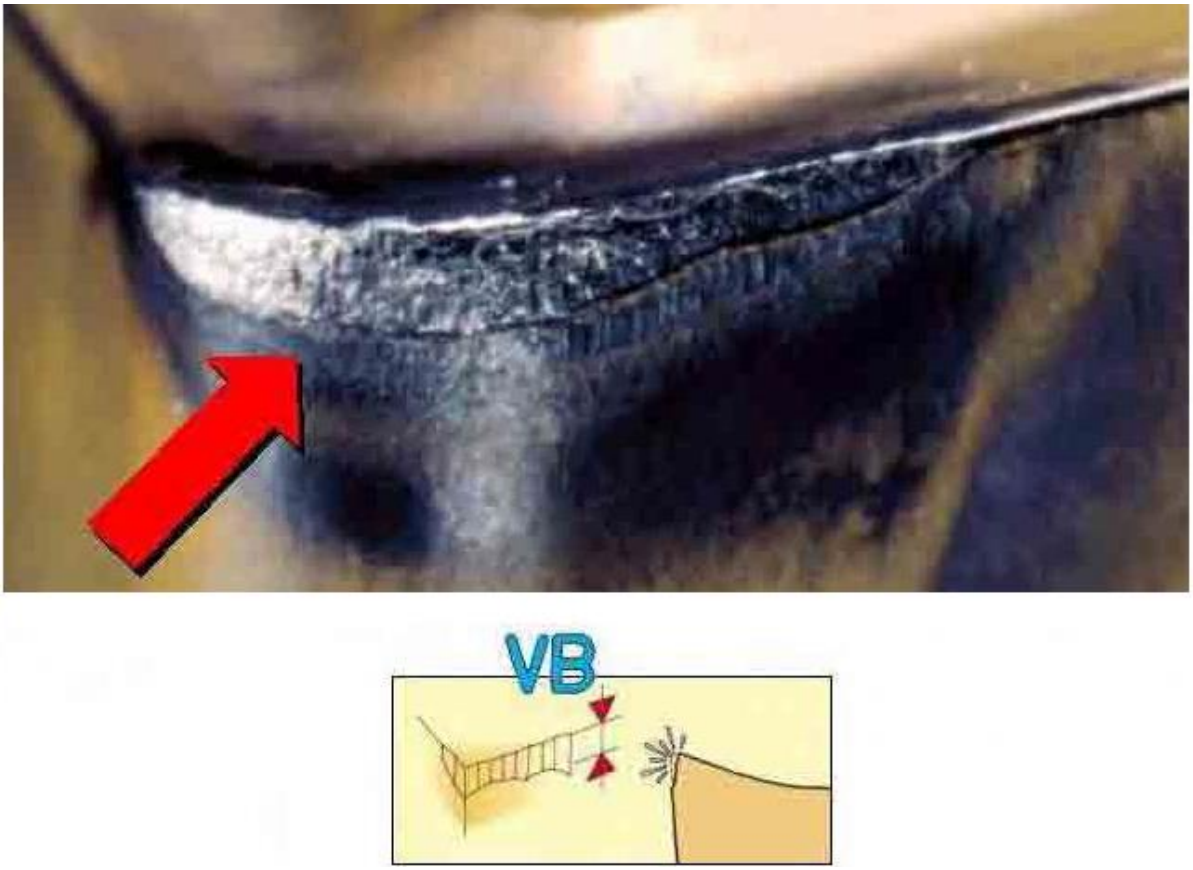
Fonte: (SANDVIK, 2010)

2.4.4.2 Desgaste de flanco ou frontal (VB)

O desgaste de flanco ou frontal ocorre na superfície de folga da ferramenta causado pelo contato entre a ferramenta e a peça. Esse é o tipo de desgaste mais comum, sendo observado

em todos os processos de usinagem (Figura 16). Esse desgaste ocasiona deterioração do acabamento superficial da peça e, por modificar totalmente a forma da aresta de corte original, faz com que ocorram mudanças dimensionais na peça, podendo sair de sua faixa de tolerância. O mecanismo de abrasão é um dos principais causadores do desgaste de flanco que aumenta com o aumento da velocidade de corte.

Figura 16 - Desgaste de flanco de uma ferramenta de corte



Fonte: (SANDVIK, 2010)

2.5 FORMAÇÃO DE CAVACOS

A análise cuidadosa da face inferior do cavaco que esteve em contato com a ferramenta, mostra a transformação que o cavaco sofre devido à alta temperatura local.

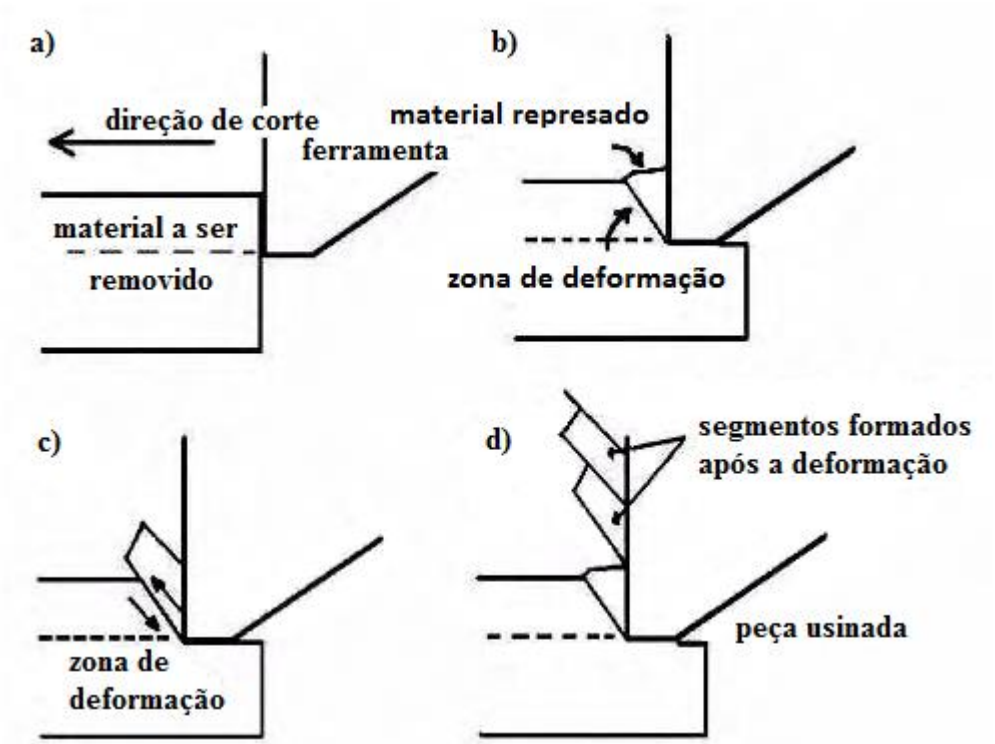
A temperatura, influindo no desgaste das ferramentas, limita a aplicação no processo de corte com parâmetros de corte mais elevados, fixando, portanto, condições máximas de produtividade e duração das ferramentas.

Verificou-se, experimentalmente, que os trabalhos provenientes da deformação da raiz do cavaco durante a usinagem, do atrito entre o cavaco e a ferramenta, e do atrito entre a peça e a ferramenta transforma-se em calor. Desta maneira, a temperatura da ferramenta de corte se elevará de acordo com o calor específico e a condutibilidade dos corpos em contato, além das dimensões das secções onde o calor escoará.

Segundo Ferraresi, (1978) a teoria da plasticidade não permite explicar, satisfatoriamente, os fenômenos observados. No processo de formação do cavaco, a velocidade de corte e as deformações que ocorrem são muito grandes, quando comparadas com aquelas tratadas na teoria da plasticidade.

Em geral, a formação de cavaco, nas condições normais de usinagem com ferramentas de metal duro ou de aço rápido, se processa na sequência a, b, c, d da forma ilustrada na Figura 17, conforme Bäker *et al.*, (2001).

Figura 17 - Representação esquemática da formação de cavacos

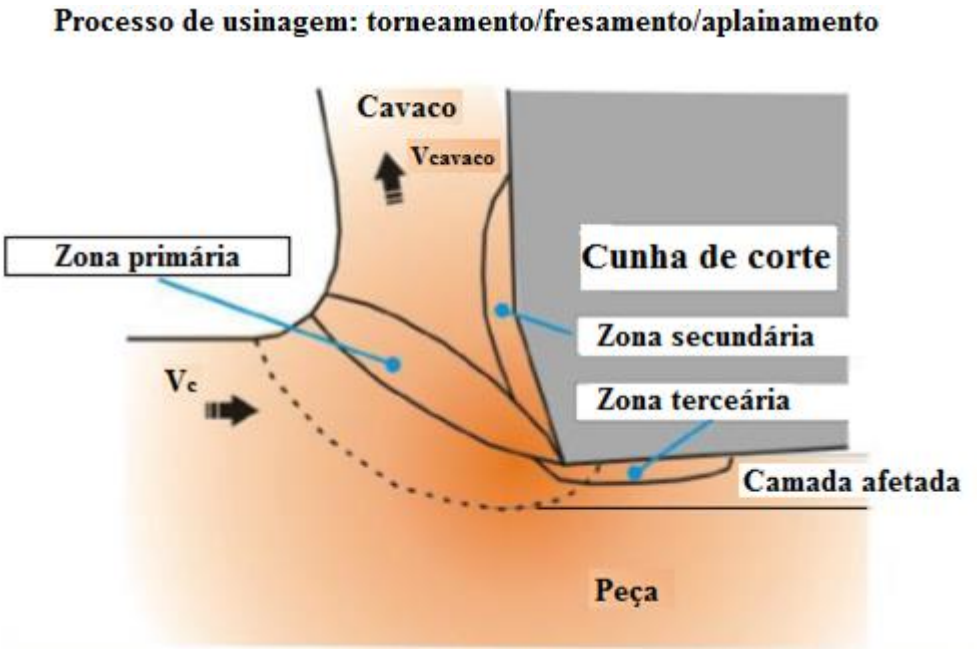


Fonte: Adaptado de (BÄKER *et al.*, 2001)

Praticamente todo o trabalho mecânico na usinagem é convertido em calor, sendo três as regiões geradoras de calor conhecidas, denominadas respectivamente como zona primária, secundária e terciária, que podem ser vistas na Figura 18. Na zona primária ocorre a deformação

e separação de cavaco devido ao atrito do mesmo com a superfície de saída; esta zona é considerada a principal geradora de calor, seguida pela zona secundária. Por fim tem-se a zona terciária, que gera calor devido às deformações da peça e seu atrito contra a superfície de folga da ferramenta (MACHADO & DA SILVA, 2004).

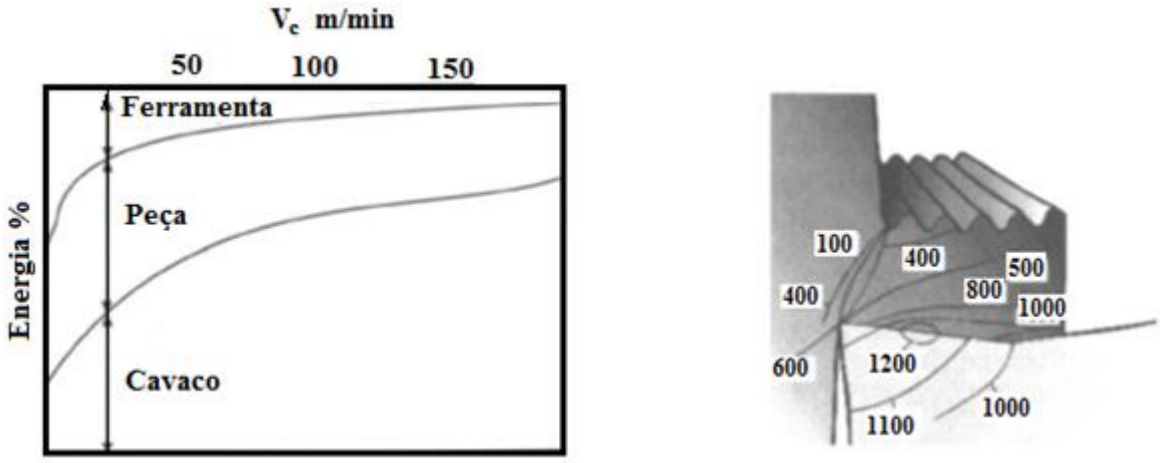
Figura 18 - Regiões geradoras de calor na usinagem



Fonte: (DINIZ *et al.*, 2001)

Na Figura 19 (a) e (b) estão demonstradas as parcelas de calor dissipadas para o cavaco, peça e ferramenta que variam conforme a velocidade de corte (DINIZ *et al*., 2001). Sendo assim, é possível afirmar que as alterações nas características das superfícies usinadas são uma somatória dos efeitos térmicos e mecânicos provenientes da usinagem.

Figura 19 (a) - Distribuição da dissipação de energia de corte com a velocidade de corte
(b) - Distribuição típica da temperatura na ferramenta de metal duro



(a) (b)

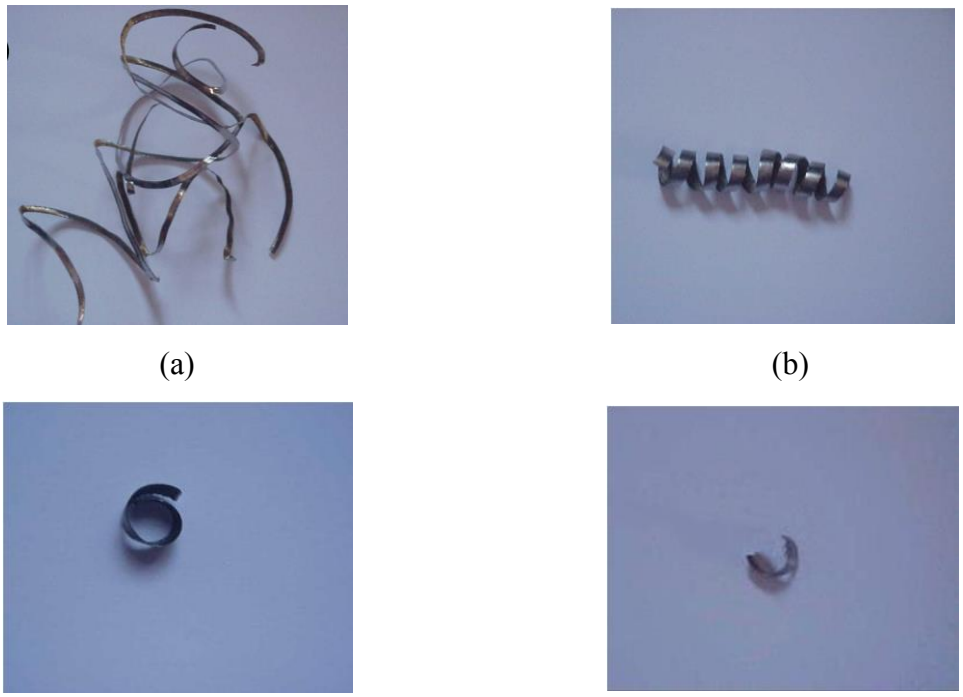
Fonte: (DINIZ *et al.*, 2001)

2.5.1 Controle e forma do cavaco no processo

Uma usinagem estável proporciona diversos benefícios para o processo, entre eles, uma melhor geração de cavacos. Para isto ocorrer, faz-se necessário a escolha da melhor combinação de variáveis de corte, dentre elas a escolha da rotação da árvore da máquina, taxa de avanço, profundidade da corte e um sistema de lubri-refrigeração compatível.

Na Figura 20 são mostradas algumas formas de cavaco: em fita (a), helicoidal (b), espiral (c) e lascas (d).

Figura 20 – Formas de cavaco gerados na usinagem



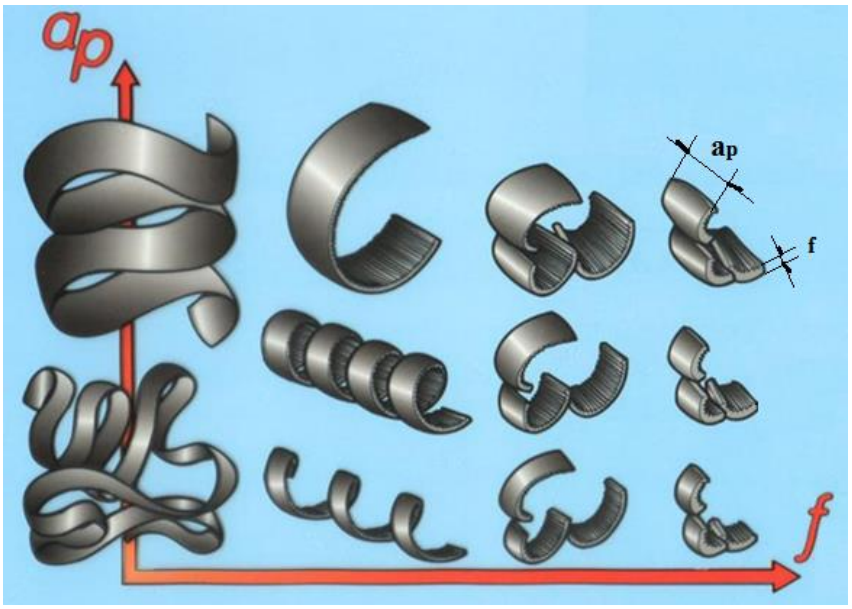
(a) (b)

(c) (d)

Fonte: (MOREIRA *et al.*, 2003)

Na Figura 21 são mostradas as mudanças de forma na geração do cavaco em função da variação da profundidade de corte (a_p) e do avanço da ferramenta (f).

Figura 21 – Controle da forma de cavaco gerados na usinagem



Fonte: Adaptado de (SANDVIK, 2010)

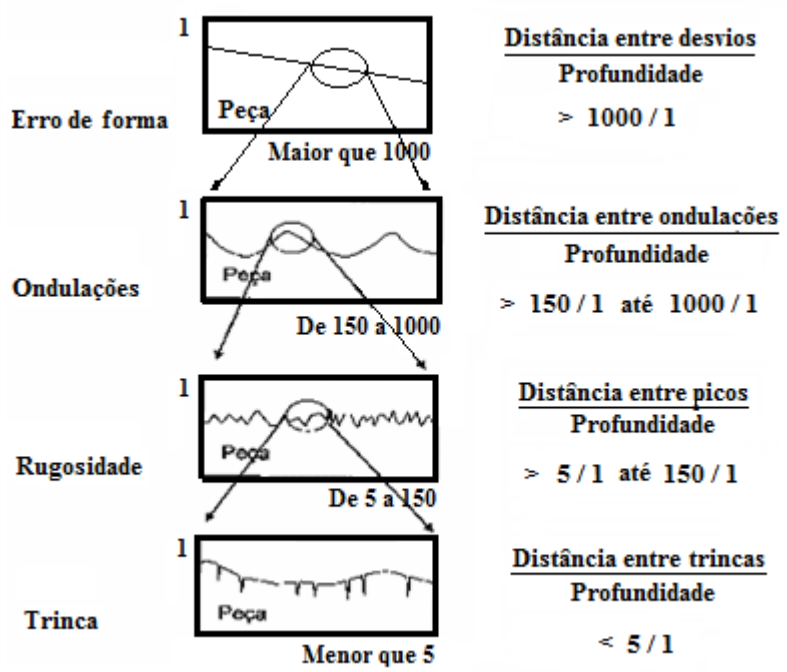
A formação de cavaco influencia diversos fatores ligados à usinagem, tais como: desgaste da ferramenta, esforços de corte, calor gerado durante a usinagem, penetração do fluido de corte, dentre outros. Dessa forma, estão envolvidos aspectos econômicos, qualidade da peça, segurança do operador, utilização correta da máquina-ferramenta, etc (DINIZ *et al.*, 2002).

Além disso, a morfologia micro e macroestrutural final do cavaco podem revelar indícios das dificuldades encontradas no processo de corte. Para diferentes condições de usinagem, a aplicação de novos parâmetros de corte e situações de desgaste da ferramenta pode exercer forte influência no processo de formação normal do cavaco.

2.6 ACABAMENTO E TOPOGRAFIA SUPERFICIAL

Na fabricação, o termo acabamento ou topografia da superfície é utilizado para descrever as características da superfície da peça que consiste em erro de forma, ondulações, rugosidade e trinca. A diferença entre essas irregularidades, conforme é mostrado na Figura 22, se dá pela relação da distância entre elas e a profundidade das mesmas, sendo assim define-se o erro de forma, ondulações, rugosidade e trinca (ABNT, 1988).

Figura 22 - Definição de erro de forma, ondulações, rugosidade e trinca



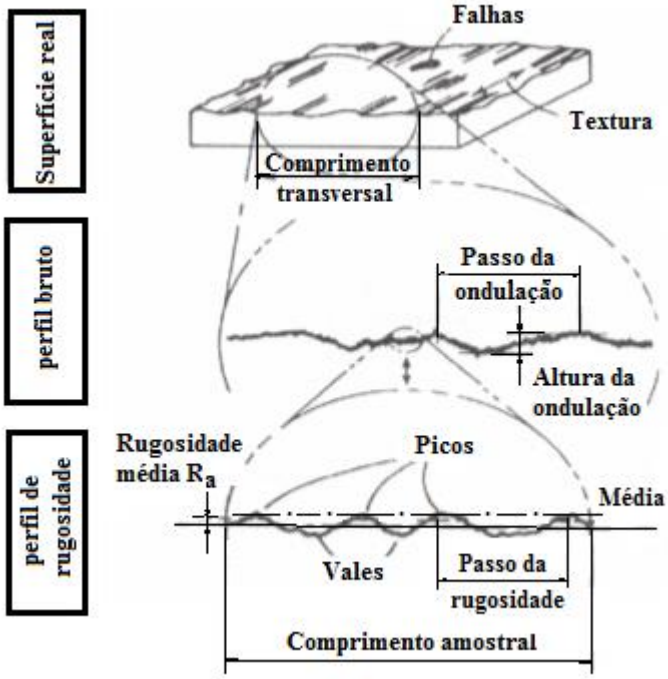
Fonte: Adaptado de (SOUSA, 2003)

Abaixo são listados alguns efeitos de natureza geométrica para caracterização de uma superfície usinada (WHITEHOUSE, 1994):

a) comprimento transversal típico.
b) falhas.
c) textura.
d) passo da ondulação.
e) altura da ondulação.
f) passo da rugosidade.
g) comprimento amostral.
h) vales.
i) picos.

Na Figura 23 é mostrado o desenho esquemático em detalhe da topografia de superfície.

Figura 23: Elementos da topografia



Fonte: Adaptado de (JOSHI, 2006)

A qualidade da superfície influi diretamente sobre a capacidade de resistência à corrosão, à fadiga, ao desgaste e ainda define o atrito. Para as peças submetidas a esforços ou condições de trabalho crítico, o acabamento deverá ser melhor do que nas peças auxiliares.

Para Nussbaum, (1988) a avaliação da superfície é feita por:

a) microscópicos metalográficos ou eletrônicos sobre o plano horizontal.

b) apalpadores num plano normal à superfície.

c) métodos de interferência óptica num plano oblíquo transversal.

O rugosímetro mais comum na indústria consiste de um apalpador, geralmente com ponta diamantada cônica ou piramidal, com ângulo de sessenta graus e raio na ponta, que se desloca em contato com a superfície da peça.

A rugosidade é medida em micrometro (1/1000 mm) e dependendo do método e da norma utilizada, apresenta variações de critério, com parâmetros definidos pela norma DIN, como:

a) R_a: é a profundidade média da aspereza superficial.

b) R_q: RMS "*Root Mean Square*" ou média quadrática.

c) R_z: valor médio da altura, distância entre o ponto mais alto ao mais baixo para as cinco maiores irregularidades medidas em uma determinada distância da linha de base.

d) R_y: rugosidade total, corresponde a maior distância entre o ponto mais elevado e o mais profundo.

O acabamento superficial é influenciado pela geometria da ferramenta, geometria da peça, rigidez da máquina ferramenta, material da peça, material da ferramenta e condições de corte como o avanço (f), a profundidade de usinagem (a_p) e velocidade de corte (V_c).

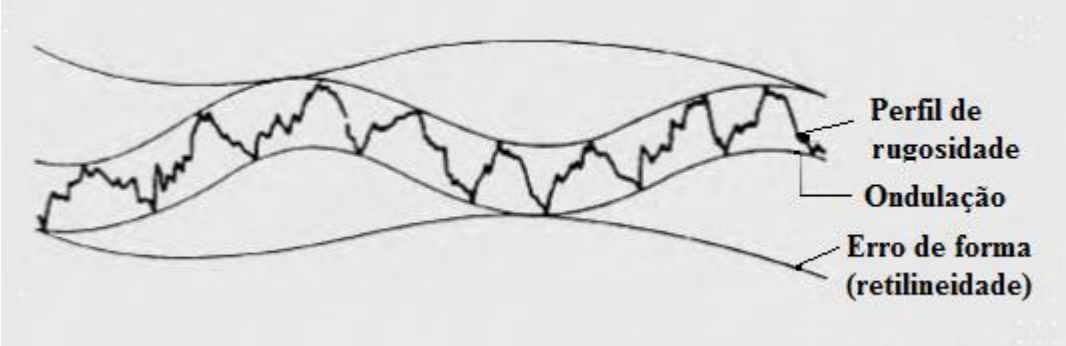
A rugosidade da superfície final é considerada como a soma de dois efeitos independentes:

A rugosidade da superfície teórica (padrão) que é o resultado da geometria da ferramenta e do avanço.

A rugosidade da superfície real que é o resultado das irregularidades da operação de corte.

Quando se trata de definir a rugosidade, o fator a ser eliminado é a ondulação, pois a esta curva encontra-se superposta à rugosidade, o que pode levar a resultados enganosos ao realizar-se a medição. A ondulação ou textura secundária pode ser considerada como um erro macrométrico, porém a tendência atual é avaliá-la com os mesmos meios com que se avalia a rugosidade. Na Figura 24 é representado o perfil efetivo de uma superfície com visualização de sua rugosidade e ondulação, dando-se a ideia de erro de forma e salientando-se seus componentes nas operações de torneamento (SENAI, 2002).

Figura 24 - Classificação dos erros superficiais de rugosidade

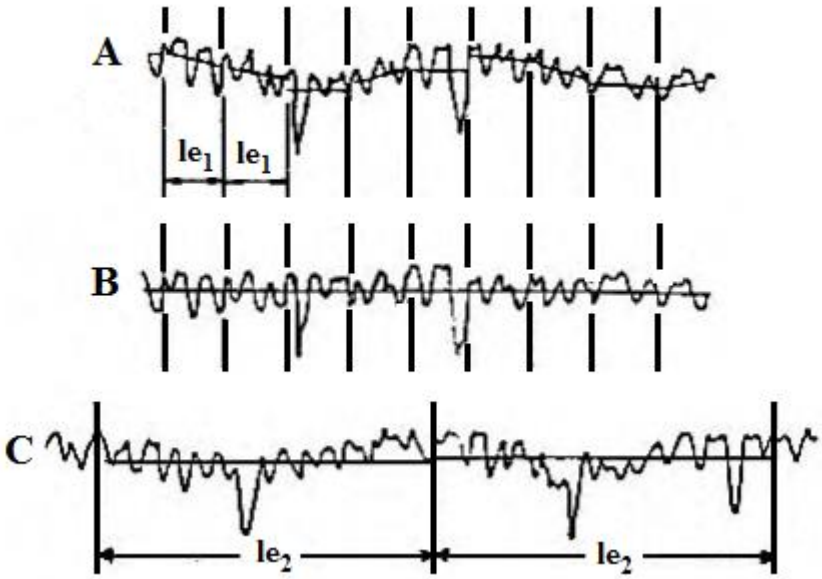


Fonte: (SENAI, 2002)

Os resultados sofrem certas distorções pela utilização de filtros para excluir a ondulação quando se pretende definir a rugosidade. O comprimento de amostragem é conhecido como comprimento de onda limite, "*cut-off*" ou módulo de medição e tem a finalidade de filtrar a ondulação.

Para ilustrar a ideia da exclusão da ondulação, considera-se uma curva de perfil efetivo composto (rugosidade sobreposta à ondulação), na qual é definido um valor de "*cut-off*" (nome comumente utilizado nos rugosímetros eletrônicos), adequado ao comprimento (le_1), um percurso de cinco vezes, curva A, mostrado na Figura 25.

Figura 25 - Conceito de valor de "*cut-off*" e exclusão da ondulação



Fonte: (SENAI, 2002)

Para cada segmento (le_1), é traçada uma linha média e verifica-se que os extremos destas linhas podem se apresentar descontinuados de um segmento para o outro, porém se for alinhada a linha média de cada segmento, forma-se uma só linha reta horizontal, e se obtém o perfil da rugosidade, conforme a curva B, onde a ondulação foi filtrada.

Se o valor de '*cut-off*' fosse maior que o necessário (le_2) curva C, valores do perfil de ondulação que influenciariam os resultados da medição da rugosidade, seriam incluídos.

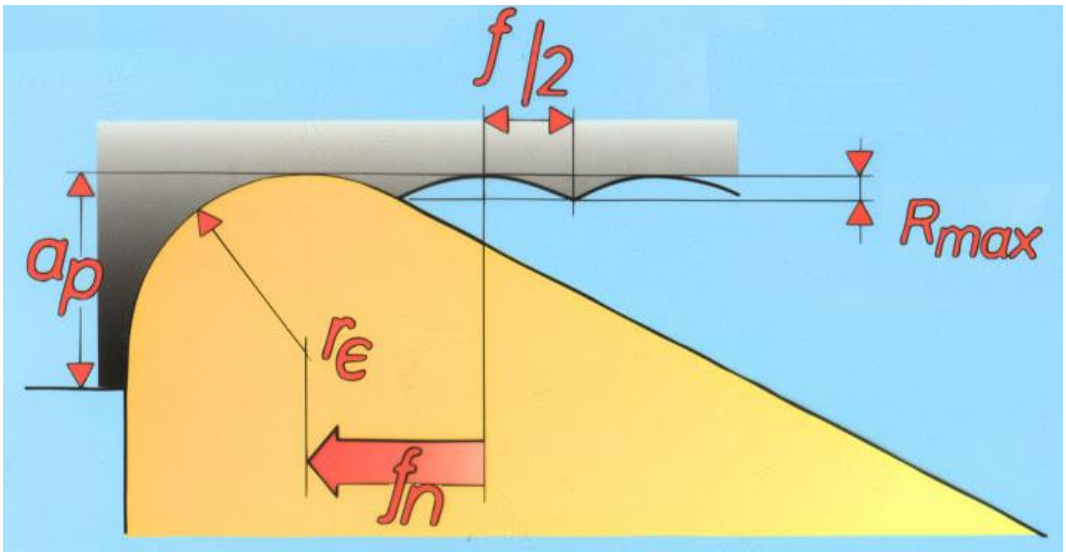
A rugosidade R_a é o parâmetro de medição mais utilizado na maioria dos processos de fabricação. Os riscos superficiais inerentes ao processo, não alteram substancialmente o seu valor. Para o maior número das superfícies o valor da rugosidade neste parâmetro, está de acordo com a curva de Gauss, que caracteriza uma distribuição normal de amplitudes.

O valor de R_a, em um comprimento de amostragem, representa a média da rugosidade; porém, se um pico ou vale atípico aparecer na superfície, o valor da média não sofrerá grande alteração, ocultando tal defeito; mas se o equipamento de medição (rugosímetro) gerar simultaneamente os gráficos R_a e R_z, o gráfico R_z fornecerá as informações complementares ao parâmetro R_a.

Na operação de fresamento um aumento da taxa de avanço (f) provoca um aumento da rugosidade da superficial devido ao maior passe de material retirado por cada dente da fresa em cada rotação e, dependendo do raio de ponta da ferramenta (r_ε), não haverá a intersecção entre os passes formados na usinagem, aumentando a altura média dos picos.

Os parâmetros de influência para o cálculo teórico da rugosidade ($R_{calc.}$) no torneamento e fresamento, conforme mostrado na Figura 26 são função da taxa de avanço (f) e do raio de ponta (r_ε) da ferramenta (DA SILVA *et al.*, 2011, DINIZ *et al.*, 2002, DINIZ & MICARONI, 2002).

Figura 26 – Relação entre taxa de avanço e raio de ponta da ferramenta



Fonte: (DINIZ *et al.,* 2002)

As características geométricas da fresa também agem positiva e negativamente na rugosidade, assim pode-se tecer alguns comentários:

- Ângulo de saída: quanto maior for este ângulo, menor será à força de usinagem e, portanto, as alturas das ondulações e deflexões serão menores.

- Ângulo de folga: deve ser suficiente para prevenir o atrito entre a ferramenta e a superfície usinada. O atrito gera forças adicionais que causam deflexões. O atrito no contato tende a imprimir, na superfície usinada o perfil do desgaste da ferramenta.

- Raio de ponta: deve ser suficientemente grande para diminuir o efeito das marcas do avanço, com uma apreciável melhora no acabamento. Entretanto um raio de ponta excessivo pode gerar vibrações.

- O eixo da fresa deve ser inclinado de 0,5 a 1° para ser evitado o contato da parte não ativa do cabeçote fresador com a peça provocando sobreposição de marcas da ferramenta na superfície usinada.

- Ângulos de posição: os efeitos desses ângulos são pequenos, mas uma redução no ângulo de posição diminui as marcas de avanço e melhora o escoamento do cavaco e acabamento.

Ângulo de posição muito pequeno pode causar vibrações. O aumento do ângulo de posição lateral aumenta a altura das marcas de avanço e prejudica o acabamento. É comum usar um ângulo de posição nulo por um pequeno comprimento de 1,5 x "f_z" para remover parcialmente ou totalmente as marcas de avanço. Este método, entretanto pode causar vibrações.

Além do efeito das condições de corte e da geometria da ferramenta outros efeitos devem ser levados em consideração. A máquina ferramenta deve ser rígida, sem erros de alinhamento e com movimentos precisos, para não interferir no acabamento superficial. As principais características desejadas em uma máquina são:

- Potência da máquina suficiente para manter a velocidade e o avanço requerido, sem problemas.
- Adequada resiliência para evitar deflexões.
- Rigidez e amortecimento contra vibrações.
- Ter uma base (fundação) adequada para minimizar vibrações e transmissão para outras máquinas.
- Precisão na fabricação para reduzir ao mínimo o desalinhamento.
- Meios adequados para suportar rigidamente a peça e a ferramenta.

O fluido de corte diminui o desgaste da ferramenta e o atrito entre a ferramenta e a peça ou cavaco. Tudo isto, melhora o acabamento superficial. O fluido atuando como refrigerante, entretanto, pode aumentar a força de usinagem e aumentar a rugosidade da peça. Um revestimento aplicado sobre a ferramenta de corte pode atuar como um lubrificante, ou diminuir a afinidade química entre o material da peça e a ferramenta, podendo também contribuir para melhorar o acabamento superficial (MACHADO & DA SILVA, 2009).

A extensão da deformação e o valor da dureza aumentam, dependendo dos parâmetros de corte, geometria e desgaste da ferramenta. A deformação plástica da superfície pode estar associada à mudança na forma do grão. A deformação plástica é visível com microscópico óptico e geralmente estende-se acima de 20μm da superfície. A medida de micro dureza mostra um significante aumento da dureza na superfície causada pela deformação plástica.

2.7 SISTEMA DE LUBRI-REFRIGERAÇÃO

As ligas a base de titânio apresentam uma baixa usinabilidade devido as suas excelentes propriedades físicas que incluem baixa condutibilidade térmica, mas que mantém altas as temperaturas de corte. A baixa usinabilidade das ligas de titânio pressupõem uma extrema tensão térmica e mecânica à aresta de corte da ferramenta, levando às deformações plásticas e acelerados desgastes nas ferramentas (MACHADO, 1997).

As ferramentas de corte usadas para usinagem destas ligas devem possuir, portanto, adequada dureza a quente, devido às altas temperaturas geradas. As falhas típicas observadas quando se usina estas ligas são: desgaste de flanco, entalhe, lascamento e falha catastrófica,

entre outras. Isto causa um grande número de paradas para troca de ferramenta e acerto de máquina, aumentando consideravelmente os chamados tempos improdutivos de operação.

Uma das maneiras de se minimizar os efeitos dos tempos improdutivos causados pelos desgastes das ferramentas pode ser alcançada pela introdução no processo, de sistemas de lubrificação e refrigeração eficientes. Porém, na última década as pesquisas tiveram como meta restringir ao máximo o uso de fluidos refrigerantes e/ou lubrificantes na produção metal mecânica. Os fatores importantes que justificam esse procedimento incluem os custos operacionais da produção, questões ecológicas, as exigências legais de conservação do meio ambiente e a preservação da saúde do ser humano (MACHADO & DINIZ, 2000).

De acordo com Da Silva *et al*, (2001), Mason, (2001) e Heisel *et al*, (1998) apesar das insistentes tentativas de eliminar completamente os fluidos de corte, em muitos casos a refrigeração ainda é essencial, para serem obtidas vidas econômicas de ferramentas e as qualidades superficiais requeridas. Isto é particularmente válido quando há exigência de tolerâncias estreitas, alta precisão dimensional e de forma ou quando se trata de usinagem de materiais críticos, de corte difícil, como por exemplo, o caso das superligas.

Segundo Novaski e Dörr, (1999) os gastos relacionados com a ferramenta representam apenas de 2 a 4% contra 17% em refrigeração. Adicionalmente, na usinagem com refrigeração ocorre a necessidade de se separar os cavacos, o que implica em acréscimo dos custos.

No princípio, os refrigerantes deveriam resfriar a peça, lubrificar o processo de corte e arrastar o cavaco gerado no corte do metal. Nos últimos anos, as operações de fresamento, torneamento, corte de engrenagens e furação estão cada vez mais sendo realizadas sem refrigeração, tanto para minimizar o impacto ambiental e danos à saúde, quanto para redução dos custos.

Segundo Mason, (2001) a ideia da usinagem quase a seco é borrifar uma quantidade mínima de refrigerante e/ou lubrificante sobre a aresta de corte. A técnica da usinagem com quantidades mínimas de fluido (MQF) reduz o atrito pela lubrificação no ponto de contato ferramenta/peça. A quantidade de lubrificante usada é tão pequena que não há problema de descarte do lubrificante. Mesmo assim, a peça e a ferramenta são suficientemente lubrificadas e refrigeradas para garantir bons resultados de corte. Frequentemente, uma mistura ar/óleo é bombeada diretamente na zona de corte. As vantagens incluem baixo consumo de lubrificante, cavacos secos, nenhum descarte de refrigerante e ar mais limpo.

No trabalho com materiais de difícil usinagem, o efeito refrigerante dos fluidos de corte (responsáveis pela retirada de calor da região do corte), é bastante restrito devido a sua evaporação prematura ocasionado pelas altas temperaturas alcançadas nesta região. Esta

evaporação não permite o acesso do fluido na interface cavaco-ferramenta e/ou ferramenta-peça.

Na técnica MQF o efeito lubrificante se destaca pela formação de um filme de óleo que reduz significativamente o atrito reduzindo com isto, a geração de calor e consequentemente diminuindo a temperatura da região do corte. Segundo Ezugwu *et al.*, (2003) os resultados para o sistema (MQF) são encorajadores, mas o mesmo alerta para a necessidade de mais pesquisas com o objetivo de se formar um amplo entendimento sobre o potencial desta nova tecnologia.

2.7.1 Fluidos de usinagem

Segundo Sales *et al.*, (2002) as principais funções dos fluidos de corte são:

- lubrificação.
- refrigeração.
- remoção de cavaco desobstruindo a região de corte.
- lavagem.

Os fluidos devem possuir várias propriedades, a maioria proporcionada pelos aditivos, tais como: anti fricção; viscosidade adequada (baixa o suficiente para que o fluido chegue na zona a ser lubrificada e alta o bastante para permitir boa aderência); alto calor específico e condutividade térmica; anticorrosiva; antiespumante; antioxidante; alta capacidade de absorção de calor; alta capacidade de umectação; anti desgaste; compatibilidade com a maioria das pinturas e vedações; compatibilidade com metais ferrosos e não ferrosos; baixa tendência para originar precipitados sólidos; não causar entupimento dos tubos de filtrabilidade do fluido em uso; ter alta tratabilidade para descarte e ser de fácil eliminação, evitando danos ao meio ambiente.

As viscosidades do óleo básico utilizado no fluido de corte são mais eficientes como lubrificantes e aumentam a "mordedura" da ferramenta de corte pois são compostos de moléculas maiores que tem capacidade de manter a separação entre as superfícies metálicas.

Óleos de baixa viscosidade são usados para penetração e refrigeração enquanto óleos de alta viscosidade são usados para lubrificação (SALES *et al.*, 2001).

2.7.1.1 Classificação e composição dos fluidos de usinagem

Conforme Sales *et al.*, (2001) a composição exata dos fluidos e seus aditivos nem sempre são claramente informados nas fichas de informações de segurança do produto - FISPQ e variam, basicamente, em função da finalidade da aplicação e do material a ser usinado.

Apesar de existirem várias nomenclaturas para definir a classificação dos fluidos líquidos, quimicamente eles são divididos em dois grandes grupos:

- Fluidos integrais, isentos de água.

São os óleos integrais de base:

a) mineral (óleos de petróleo de base parafínica ou naftênica).

b) sintética (ésteres, diésteres).

c) vegetal (canola), ou ainda;

d) misturados para dar maior compatibilidade com os aditivos.

Não são corrosivos e, se mantidos limpos, podem ser usados por longo tempo. O tipo de óleo mineral empregado também é importante, devendo ser usados óleos de base parafínica e com baixo nível de carbonos aromáticos, para não causar danos à saúde do operador. O óleo de canola (Colza) é bem aceito como matéria-prima à base de éster natural. Entretanto, produtos de base vegetal, apesar de serem naturais, possuem uma significativa mistura de componentes (ésteres graxos saturados e insaturados) que podem apresentar, com o uso contínuo, problemas de resinificação, mau cheiro ou crescimento biológico (IGNÁCIO, 1998).

- Fluídos à base de água: emulsões e soluções.

Conforme Martinez, (2006) estes compostos são misturados com água, em concentrações variadas:

a) Fluídos base mineral convencional (emulsões).

É uma mistura de óleos, minerais ou vegetais, de alta qualidade e estabilidade, de viscosidades diversas. Formam emulsões leitosas de bom poder lubrificante, porém, muito suscetíveis à deterioração biológica. A mistura de água com óleo se torna possível devido à ação de emulsificadores. Com isso, o fluido se pulveriza em pequenas gotículas de óleo que são diluídas na água, formando uma emulsão. Esses fluidos são geralmente utilizados em operações de alta rotação, devido à grande capacidade refrigerante que possuem.

b) Fluidos sintéticos “verdadeiros” (base polímero).

Ao contrário dos tipos anteriores, estes fluidos não formam emulsões e sim soluções químicas verdadeiras, sendo, por isso, chamados de “sintéticos verdadeiros” (*True Synthetic Fluid*). Sua principal vantagem é a capacidade de não absorver os óleos contaminantes que

vazam das máquinas (hidráulicos e de barramento) e possuir excepcional resistência biológica. Suas propriedades lubrificantes são determinadas pelo tipo de polímero solúvel em água empregado na formulação, fator diferencial na qualidade dos fluidos sintéticos de diferentes fabricantes. A principal desvantagem destas soluções é que nos dutos por onde passam, acumulam resíduos de sais ou depósitos cristalinos gerados pela evaporação da água.

c) Fluídos semi sintéticos.

Para obter qualidade mais lubrificante, adiciona-se ao fluido sintético uma pequena quantidade de óleo mineral. Como consequência, estes perdem a capacidade de repelir outros óleos (hidráulico e barramento) de base mineral durante o uso nas máquinas. Apresenta aspecto de emulsão leitosa ou transparente de acordo com a taxa de óleo mineral/emulsificante empregado.

d) Fluidos sintéticos a base de éster ou de base vegetal.

Estes fluidos, embora ditos "sintéticos" (pois são isentos de óleo mineral de petróleo) possuem características mais próximas aos óleos semi sintéticos do que os "sintéticos verdadeiros" (base polímero). Basicamente, são fluidos onde a base mineral foi totalmente substituída por uma base vegetal ou éster (sintética), porém, possuem emulgadores e formam emulsões semelhantes aos fluidos semi sintéticos. Na Inglaterra são denominados de "*High Lubricity Synthetics*" (sintéticos de alta lubrificação). No entanto, estes fluidos também sofrem contaminação por outros óleos (hidráulico e barramento) de base mineral durante o uso nas máquinas. Apresentam excelentes propriedades lubrificantes, sendo adequados para a maioria das operações de usinagem garantindo alta performance e alto acabamento superficial, mas apresentam maior tendência a espumar que os fluidos semi sintéticos ou sintéticos verdadeiros.

2.7.1.2 Aditivos dos fluidos de usinagem e suas funções.

Os aditivos melhoram as propriedades inerentes aos fluidos de corte ou lhes atribuem novas características (*OIL BRASIL*, 2010):

Gorduras naturais e ácidos graxos, reagem com as superfícies metálicas para formar uma película uni molecular sobre as superfícies, que é orientada de tal maneira que as cadeias de hidrocarbonetos formam uma "capa" externa de proteção com coeficiente de atrito bastante reduzido.

Esta película é composta de sabão metálico formado pela ligação química do metal com a matéria graxa que é altamente resistente à abrasão.

Este tipo de lubrificação chamada de camada limítrofe é muito mais firmemente ligada ao sistema que a barreira exclusivamente física formada pelo fluido de corte apenas.

O sebo, o lardoil, o óleo de soja e outras gorduras: óleos animais e vegetais são utilizados para esta finalidade. A eficiência desses produtos é frequentemente ligada ao comprimento da cadeia de carbono – quanto mais longas as cadeias, mais eficientes se tornam em operação.

Os sabões são bastante eficientes para as operações de usinagem moderadamente severas, mas sob condições de carga muito elevadas e a altas temperaturas de corte, sua performance é inadequada.

Para estas aplicações, a presença de enxofre e cloro pode ser necessária. Estes elementos reagem quimicamente com as superfícies metálicas produzindo os cloretos e sulfetos metálicos, que possuem estrutura laminar similar ao grafite e ao dissulfeto de molibdênio e formam uma película de baixo atrito entre as superfícies metálicas que previnem o desgaste da ferramenta.

Estes agentes são chamados de aditivos de extrema pressão (E.P).

O cloro é adicionado normalmente sob a forma de óleo mineral clorado.

O enxofre pode ser incorporado no fluido de corte sob a forma de gordura sulfurizada de tal forma que o enxofre seja “ativo” ou “inativo”.

Estes dois termos referem-se ao efeito do fluido de corte sobre o cobre – um óleo “ativo” manchará o cobre, pois contém pequena quantidade de enxofre em estado “livre” ou dissolvido, enquanto que um óleo “inativo” não mancha o cobre, pois o enxofre é inteiramente combinado.

O enxofre incorporado dissolvido em óleo mineral ou gordura é extremamente ativo e é chamado de “sulfurado” e incorporado pela reação de monocloreto de enxofre é ainda mais ativo e chamado de sulfoclorado.

A eficiência destes aditivos aumenta na seguinte ordem crescente (DE OLIVEIRA & ALVES, 2006):

- gorduras e derivados.
- clorados.
- sulfurizados inativos.
- sulfurizados ativos.
- sulfurados.
- sulfoclorados.

Sobre os metais ferrosos, os sabões são eficientes a temperaturas entre 100 e 200°C, os cloretos até 600°C e o enxofre até 1000°C.

Portanto, as temperaturas das operações de usinagem devem ser levadas em consideração quando se faz a escolha de um fluido de corte.

É inútil recomendar um fluído altamente sulfurizado e clorado para uma aplicação na qual as temperaturas nas superfícies são baixas ou recomendar um fluído graxo onde as temperaturas são elevadas.

É mostrado no Quadro 5 (*CENTRO DE ACTIVIDAD REGIONAL PARA LA PRODUCCIÓN LIMPIA*, 2006) que em geral os aditivos se enquadram em duas classes:

- aqueles que afetam as propriedades físicas do fluído (como exemplo, a viscosidade).
- aqueles cujo efeito é puramente químico (anticorrosivos, antioxidantes, E.P, etc.).

Quadro 5 – Principais aditivos e suas funções utilizados em fluidos de corte no setor de usinagem de metais

ADITIVOS	FUNÇÃO	COMPOSTOS QUÍMICOS
Antioxidantes	Proteger os fluidos de usinagem frente à ação agressiva da atmosfera	Nitrito de sódio, alcanolaminas.
Emulsionantes	Estabilizar a emulsão	Catiônicos e aniônicos (sulfonatos, oleatos, resinatos). Não iônicos, (dietanol, amina, trietanol, amina, poliglicoléster, alilfeno, alquilglicóis).
Inibidores da corrosão	Proteger a peça e a ferramenta	Aminas, boratos, nitritos, gorduras e mercaptobenzotiazol.
Biocidas	Impedir o desenvolvimento de micro organismos no fluido	Formaldeído, fenóis, triazinas, isotiazolinas, cresóis, boratos.
Aditivos de extrema pressão	Formar uma ligação química intermediária entre duas superfícies metálicas, melhorando a lubrificação e evitando o desgaste.	Parafinas cloradas, compostos clorados, sulfurados e fosforados, óleos e graxas minerais, alcoóis.
Umectantes ou estabilizantes	Estabilizar o concentrado	Alcoóis, fosfatos, poliglicóis.
Antiespumantes	Evitar a formação de espuma	Silicones, ésteres graxos, hidrocarbonetos de alto peso molecular.
Complexantes	Eliminar e prevenir a formação de incrustações	Compostos orgânicos diversos (EDTA).
Outros (detergentes, dispersantes, etc.)		Compostos diversos.

Fonte: Adaptado de (*CENTRO DE ACTIVIDAD REGIONAL PARA LA PRODUCCIÓN LIMPIA*, 2006)

2.7.2 Técnica de mínima quantidade de fluido (MQF)

A técnica de mínima quantidade de lubrificação (MQL) ou mínima quantidade de fluido (MQF) está entre a usinagem com lubri-refrigeração e a sem lubri-refrigeração. Apenas uma gota de óleo é lançada na área de corte para produzir um filme de lubrificante para proteção. Neste caso, quase a seco, uma quantidade mínima de fluido é dirigida por um jato de ar ao ponto onde está sendo executada a usinagem. O volume de fluido pode variar em função do volume

de material removido e do processo de usinagem. Os fluidos lubrificantes utilizados devem ser ecologicamente corretos (isento de solventes e materiais fluorados) e com altíssima taxa de remoção de calor. A mínima quantidade de fluido deve ser suficiente para reduzir o atrito da ferramenta e evitar a aderência dos materiais.

O método MQL ou MQF é pouco utilizado em relação ao método convencional. Para obter uma lubrificação efetiva, o fluido de corte precisa atingir a interface peça-cavaco, com a formação de uma camada molecular (NOURREDINE *et al*., 2010).

Na prática, costuma-se aplicar muito mais lubrificante do que realmente é necessário. Este fato justifica a hipótese de se utilizar pequenas vazões de lubrificante em processo de usinagem.

Os métodos de aplicação podem ser:

a) Gotejamento: pequenas gotas de emulsão são lançadas na zona de interface da ferramenta e cavaco. Neste método, predomina a simplicidade do dispositivo, que pode ser o mesmo utilizado na aplicação de jorro de fluido.

b) Spray: o refrigerante é aspirado por uma corrente de ar criada por efeito Venturi e levado a superfície ativa como uma mistura. Nesse sistema, as vazões são consideráveis (da ordem de 0,5 a 10 l/h).

c) Gotejamento com bombas dosadoras alternativas pneumáticas: feito com alimentação pulsatória de uma quantidade definida de lubrificante para a superfície ativa, sem ar. As taxas de fluxo são ajustáveis, segundo o tipo de bomba, da ordem de 0,1 a 1 ml por ciclo.

d) Spray com tubulação de suprimento em separado: o lubrificante é misturado ao ar comprimido, fornecido separadamente, de forma que as quantidades de ar e lubrificantes possam ser ajustadas em separado, com consumo extremamente baixo, na faixa de 10 a 100 ml/h (DINIZ & MICARONI, 2007).

2.8 ESTADO DO CONHECIMENTO

Em nível de pesquisa, ainda não é consolidado o estudo da otimização do fresamento de acabamento do Ti6Al4V com a utilização da técnica de mínima quantidade de fluído (MQF), apesar de vários estudos enfatizarem a grande importância em se aumentar à vida da ferramenta de corte, produtividade e qualidade superficial na usinagem deste material de difícil usinabilidade. Os investimentos na melhoria técnica na usinagem de acabamento por fresamento frontal com utilização da técnica MQF operados por máquinas CNC em regime de operação industrial podem garantir na prática, maior economia do sistema produtivo com o

aumento do tempo de vida da ferramenta de corte e maior confiabilidade na qualidade superficial de peças produzidas.

Alguns estudos foram realizados sobre usinagem do Ti6Al4V com utilização da técnica MQF aqui citados para enfatizar a evolução, importância e atualidade do tema escolhido, inicialmente estudado por Wakabayashi *et al.*, (2003) que reportaram que o éster sintético superou os óleos vegetais em termos do coeficiente de atrito devido a uma formação de filme lubrificante na ferramenta de corte e na superfície usinada mais eficiente.

Sales *et al.*, (2005) estudaram a capacidade de resfriamento e de lubrificação de alguns fluidos de corte utilizados em operações de usinagem. Os resultados mostraram que a capacidade de resfriamento destes fluídos foi em ordem crescente de eficiência: o óleo sintético 1, água pura, óleo sintético 2, emulsão em água, óleo integral e corte sem lubrificação, respectivamente. Houve pouca diferença na formulação dos dois óleos sintéticos utilizados.

A capacidade de lubrificação dos fluidos utilizados no experimento foi em ordem crescente de eficiência: o óleo integral, emulsão em água, corte sem lubri-refrigeração, óleo sintético 2, óleo sintético 1 e água pura, respectivamente.

Su *et al*., (2006) realizaram uma investigação experimental dos efeitos das condições de lubri-refrigeração à base de gás nitrogênio comprimido resfriado a 0 °C e a -10 °C com e sem óleo pulverizado, refrigeração por imersão e corte sem lubri-refrigeração comparados entre si, no desgaste de pastilhas de corte de metal duro recobertas no fresamento de acabamento do Ti6Al4V em alta rotação (HSM).

A principal conclusão foi uma melhor eficácia do sistema de lubri-refrigeração proposto à base da compressão de gás nitrogênio resfriado à -10 °C com óleo pulverizado. O lascamento, fratura, desgaste por difusão e fadiga térmica das bordas de flanco das pastilhas foram os principais mecanismos e modos de falha deste processo.

Jiang *et al*., (2010) realizaram vários experimentos de usinagem por fresamento frontal utilizando pastilhas de metal duro revestidas, com quatro diferentes velocidades de corte, variando a profundidade de corte, penetração de trabalho e taxas de avanço em amostras do Ti6Al4V. Eles utilizaram três diferentes sistemas de lubri-refrigeração: corte sem lubri-refrigeração, corte com jorro de fluído vegetal miscível em agua a 8% e corte com a técnica MQF.

Sua principal conclusão foi que a aplicação da técnica MQF em certas condições de corte melhorou a rugosidade da amostra em relação ao jorro de fluido e ao corte sem lubri-refrigeração.

Wins *et al*., (2010) aplicaram a técnica MQF no torneamento do aço AISI 4340. Foi encontrada uma melhor rugosidade com o uso do MQF e rugosidades similares com a aplicação do jorro de fluido e do corte sem lubri-refrigeração.

Diniz e Micaroni, (2010) estudaram condições de corte para aproximar a vida da ferramenta em corte sem lubri-refrigeração àquelas obtidas com o jorro de fluido no torneamento de acabamento do aço 1045 sem danos a sua rugosidade. A principal conclusão deste trabalho foi uma boa aproximação da vida da ferramenta, em determinadas condições de corte como: reduzir a velocidade de corte, aumentar o avanço de corte e o raio da ponta da ferramenta.

Da Silva *et al*., (2011) trabalharam em um estudo comparativo da influência das condições de corte sem lubri-refrigeração e corte úmido durante o fresamento de acabamento do aço AISI 1047 com ferramentas de metal duro. Fluídos de corte foram direcionados para a zona de corte por três diferentes sistemas: corte sem lubri-refrigeração, jorro de fluido, taxa reduzida de fluido e MQF.

Os resultados mostraram que os maiores valores de comprimento de corte e de volume de material removido foram obtidos com a aplicação de fluxo reduzido de fluido de corte e que os mecanismos de desgaste das pastilhas de corte e seus modos de falha foram afetados pelas condições de usinagem empregadas.

Rahim e Sasahara, (2011) estudaram os efeitos do uso de fluido vegetal (óleo de palmeira) na aplicação da técnica MQF para a furação da liga de titânio Ti6Al4V em operações de alta rotação.

Esta pesquisa mostrou que a condição de jorro de fluido pode ser substituída pela técnica MQF com o uso de éster sintético ou fluido vegetal que apresentaram resultados próximos para a vida da ferramenta.

Anhai *et al*., (2012) apresentaram um estudo experimental do aumento do desgaste em pastilhas de metal duro recobertas e seus modos de falha no fresamento em alta rotação do Ti6Al4V com corte sem lubri-refrigeração.

Os principais resultados experimentais mostraram que a velocidade de corte está relacionada com a progressão dos mecanismos de falha da ferramenta com diferentes condições de atrito e temperatura de corte.

Quanto aos mecanismos de desgaste de ferramentas de corte na usinagem de ligas de titânio, numerosos estudos foram realizados sobre este tema no passado:

- Hartung e Kramer, (1982) observaram que na usinagem do Ti6Al4V com metal duro uma camada estável de TiC se formou entre a ferramenta e o cavaco e eliminou o deslizamento

relativo nesta interface. Esta camada se torna rapidamente saturada com os constituintes da pastilha e reduz a difusão.

- Narutaki e*l al.,* (1983) conduziram estudos do desgaste de várias ferramentas como metal duro, cermet, cerâmica e diamante e viram que ferramentas de diamante natural mostraram excelente performance quando usinaram ligas de titânio por sua alta condutibilidade térmica e a velocidade de corte pode ser aumentada para 3,33 m/s quando utilizado jorro de fluido à base de água.

- Dearnley e Grearson, (1986) investigaram os principais mecanismos de desgaste do metal duro no torneamento da liga Ti6Al4V e os resultados mostraram que a difusão-dissolução e *attrition* resultaram no desgaste de flanco das ferramentas testadas.

- Wang e Zhang, (1988) estudaram o processo de desgaste por difusão no fresamento de ligas de titânio e informaram que a difusão de carbono forma uma camada rica na superfície da ferramenta e uma camada deficiente em carbono no substrato o que resulta numa ferramenta de superfície fragilizada e com substrato enfraquecido causando seu desgaste prematuro.

- Brookes *et al.*, (1991) reportaram que durante a usinagem da liga de titânio com ferramentas de PCD, a inter difusão entre o titânio e o carbono resultou na formação de uma camada de carbeto de titânio que aderiu na face de flanco desta ferramenta e preveniu mais adiante a difusão dos constituintes da ferramenta para o cavaco.

- Bhaumik *et al.*, (1995) desenvolveram ferramentas compostas de wBN-cBN e testaram sua performance de corte na usinagem do Ti6Al4V. Os resultados indicaram que estas ferramentas são economicamente viáveis para usinar ligas de titânio e que o mecanismo de desgaste predominante neste processo foi a difusão e dissolução.

- Jawaid *et al*., (1999) observaram que no torneamento da liga de titânio Ti6Al4V com pastilhas de metal duro com tamanho de grão de 1,0 μm exibiu melhor resistência ao desgaste de flanco devido a mais baixa solubilidade do WC na liga de titânio do que em pastilhas com tamanho de grãos menores com tamanho de 0,68 μm, propiciando menor difusão de carbono e do tungstênio da ferramenta para a peça.

- Jawaid *et al*, (2000) compararam no fresamento frontal de ligas de titânio a performance do revestimento de pastilhas de metal duro com PVD: – TiN e CVD: – TiCN + Al_2O_3. Os resultados indicaram que no geral as pastilhas revestidas com CVD superaram aquelas revestidas com PVD e o desgaste de flanco para estes dois revestimentos foi provocado por *attrition* e difusão.

- Wang *et al*., (2005) investigaram o desgaste característico das ferramentas de PCBN no fresamento em alta rotação do Ti6Al4V e reportaram que a adesão na peça, *attrition* e dissolução-difusão foram os principais mecanismos neste tipo de ferramenta.

Os estudos mostrados acima são muito importantes no entendimento do comportamento dos mecanismos de desgaste de ferramentas na usinagem de ligas de titânio.

3 MATERIAL E MÉTODOS

3.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Os experimentos realizados neste trabalho foram executados no Laboratório de Automação de Manufatura (CIM) do Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia de São Paulo – Campus São Paulo (IFSP-SP). Com a realização dos experimentos obteve-se um conjunto de dados que permitiram fazer uma análise dos efeitos das condições de usinagem sobre o desgaste da ferramenta e rugosidade das amostras no fresamento da superliga de titânio Ti6Al4V com a aplicação da técnica de mínima quantidade de fluído - MQF.

Assim este capítulo apresenta a metodologia utilizada nos ensaios através da norma ISO 8688-1-2/89 "*Tool life testing in milling*", descrevendo características específicas do material usinado, das especificações das ferramentas de corte, da máquina-ferramenta, do monitoramento do desgaste da ferramenta, de seus principais modos de falhas e mecanismos de desgaste e da medição da rugosidade das amostras usinadas.

3.2 MATERIAL

Para a realização dos ensaios, foi utilizada uma liga a base de titânio, o Ti6Al4V (UNS-R56400) laminada a quente e solubilizada (36HRc). Sua composição química está especificada na Tabela 1.

Tabela 1 – Composição química da liga Ti6Al4V utilizada nos ensaios

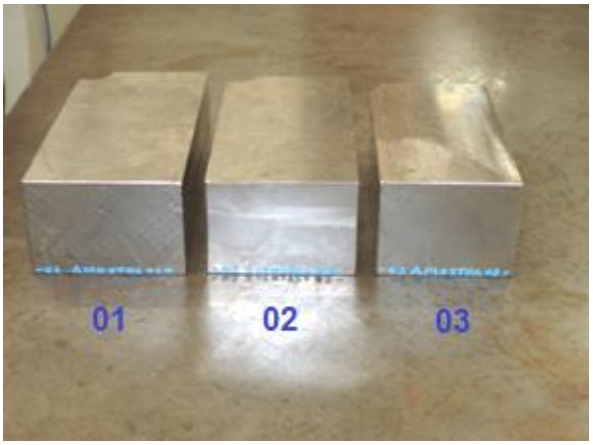
Composição química da liga Ti6Al4V									
% Elementos	**Al**	**V**	**Fe**	**O**	**N**	**H**	**C**	**Outros**	**Ti**
Medido	6,25	3,85	0,35	0,15	0,05	0,10	0,05	0,30	Balanço

3.2.1 Amostras

Foi recebido para os ensaios de usinagem três amostras da liga Ti6Al4V com forma cúbica em bruto. Foi necessária a pré usinagem e esquadrejamento destas amostras, para sua correta fixação na morsa do centro de usinagem vertical CNC. Após sua usinagem estas

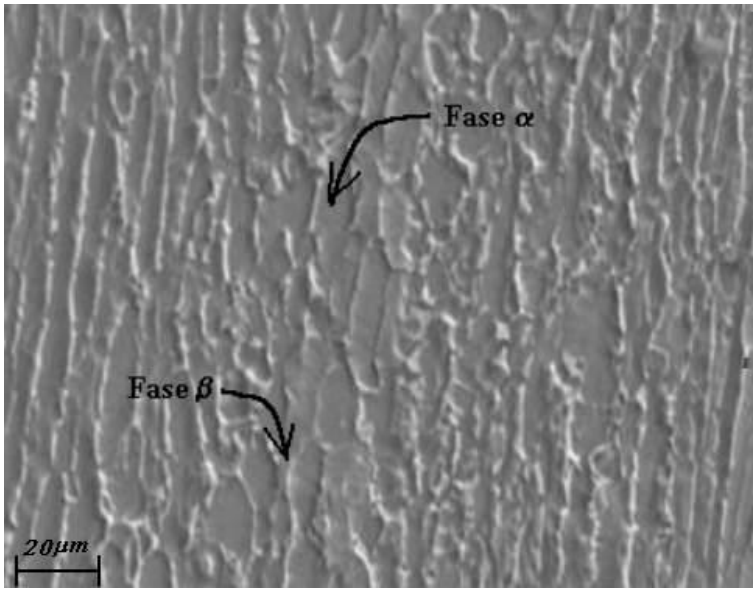
amostras foram classificadas com os números 01, 02 e 03, com dimensões de comprimento (L_n), largura (C_n) e altura (A_n), representadas por (L_n X C_n X A_n) com a medida da amostra 01 (178 X 87 X 57) mm, amostra 02 (172 X 83 X 57) mm e amostra 03 (157 X 77 X 57) mm, conforme observado na Figura 27.

Figura 27 – Foto das amostras 01, 02 e 03 de Ti6Al4V para a usinagem



Na Figura 28 é apresentada a micrografia da amostra, na forma de bloco laminado, em condições de fornecimento formada por grãos da fase α- refinados e grãos da fase β na direção da laminação, intergranular. A fase α (região cinza) é rica em alumínio (5,2% em peso de alumínio, 92,5% em peso de titânio e 2,3% em peso de vanádio). A fase β (região clara) é rica em vanádio (2,3% em peso de alumínio, 84,3% em peso de titânio e 13,4% em peso de vanádio).

Figura 28 – Micrografia da estrutura da amostra do Ti6Al4V.



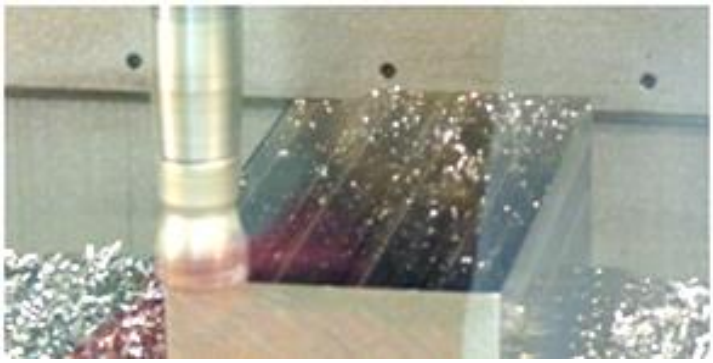
3.3 MÁQUINA

Para cumprir os objetivos deste trabalho, os ensaios de fresamento frontal de acabamento da superliga Ti6Al4V com diferentes condições de lubri-refrigeração, foram realizados em um centro de usinagem vertical ROMI D 800 com velocidade de rotação máxima de 6.000 rpm, potência máxima de 22 KW, magazine de 30 ferramentas e comando FANUC Séries OI–MC (MANUAL ROMI, 2012), mostrado na Figura 29.

Figura 29 – Centro de fresamento ROMI D 800

Na Figura 30 é mostrado o fresamento frontal das amostras utilizadas neste estudo.

Figura 30- Processo de fresamento frontal da liga de titânio Ti6Al4V



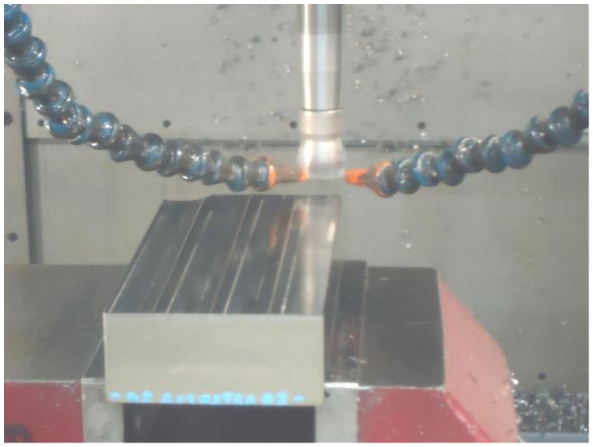
3.3.1 Sistemas de lubri-refrigeração

O sistema de jorro de fluido (J) faz parte do sistema de lubri-refrigeração da máquina com o bombeamento do fluido de corte com pressão de 2 Bar e vazão de 20 l/min. em quatro saídas de sua árvore principal e na saída do aplicador com jorro direcionado à zona de corte da peça (Figura 31a).

O sistema MQF (M) de spray com vazão de ar de 200 l/min. com tubulação de suprimento em separado (Accu-Lub da ITW Chemical) foi adaptado ao sistema de lubri-refrigeração da máquina (Figura 31b), onde uma pequena quantidade de fluido, cerca de 60 ml/h em média foi aplicada em névoa com pressão de 2 Bar à temperatura ambiente na saída de dois aplicadores direcionados, o mais próximo possível do contato entre a aresta de corte da pastilha e a zona de corte da peça com a rotação da ferramenta (NOURREDINE *et al*., 2010; WINGS *et al*., 2010).

Figura 31 – Sistemas de lubri-refrigeração
(a) – com aplicação de jorro de fluido
(b) - com aplicação da técnica MQF

(a)



(b)

Na Figura 32 (a) é mostrado o posicionamento da caixa de controle do sistema MQF na máquina e a mangueira de entrada de ar comprimido (azul) tomado da própria máquina.

Na Figura 32 (b) são mostrados os componentes do sistema MQF:

1 - Reservatório de lubri-refrigerante
2 - Filtro de ar comprimido
3 - Manômetro e válvula de pressão de ar
4 - Mangueira de entrada de ar comprimido
5 - Regulagem de pulso de injeção 1
6 - Regulagem de pulso de injeção 2
7 - Regulagem de controle de fluxo de ar 1
8 - Regulagem de controle de fluxo de ar 2
9 - Mangueira de ar e fluido do bocal 1
10 - Mangueira de ar e fluido do bocal 2

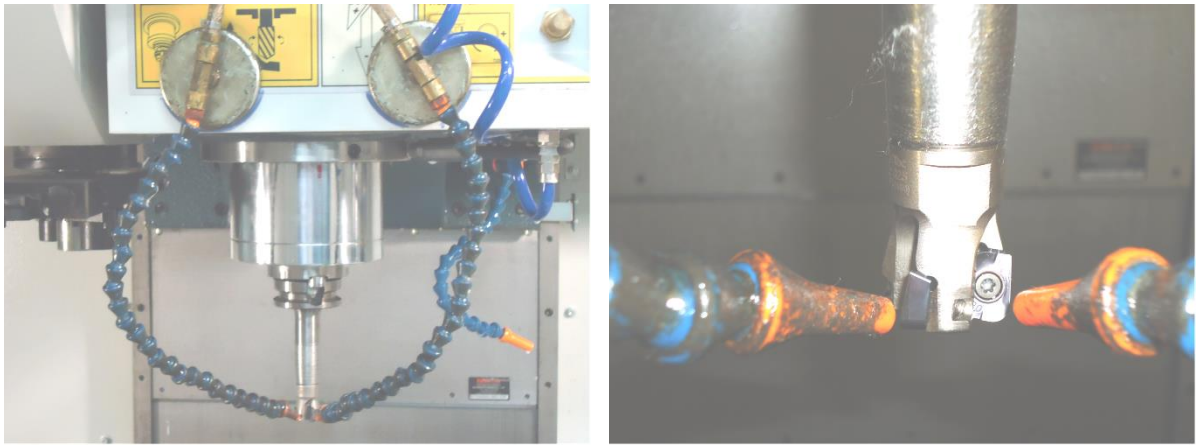
Figura 32 – Equipamento de aplicação da técnica MQF
(a) - posicionamento na máquina
(b) - componentes do sistema

(a) (b)

Na Figura 33 (a) é mostrado os dois aplicadores de saída que levam a mistura em névoa até os bocais.

Na Figura 33 (b) são mostrados os bocais articuláveis para direcionamento do fluido em duas pastilhas simultaneamente, até a zona de corte, com a maior proximidade possível.

Figura 33 – Posicionamento de aplicação do fluido na técnica MQF
(a) - direcionamento dos aplicadores de fluido
(b) - alimentação do fluido nas pastilhas e zona de corte

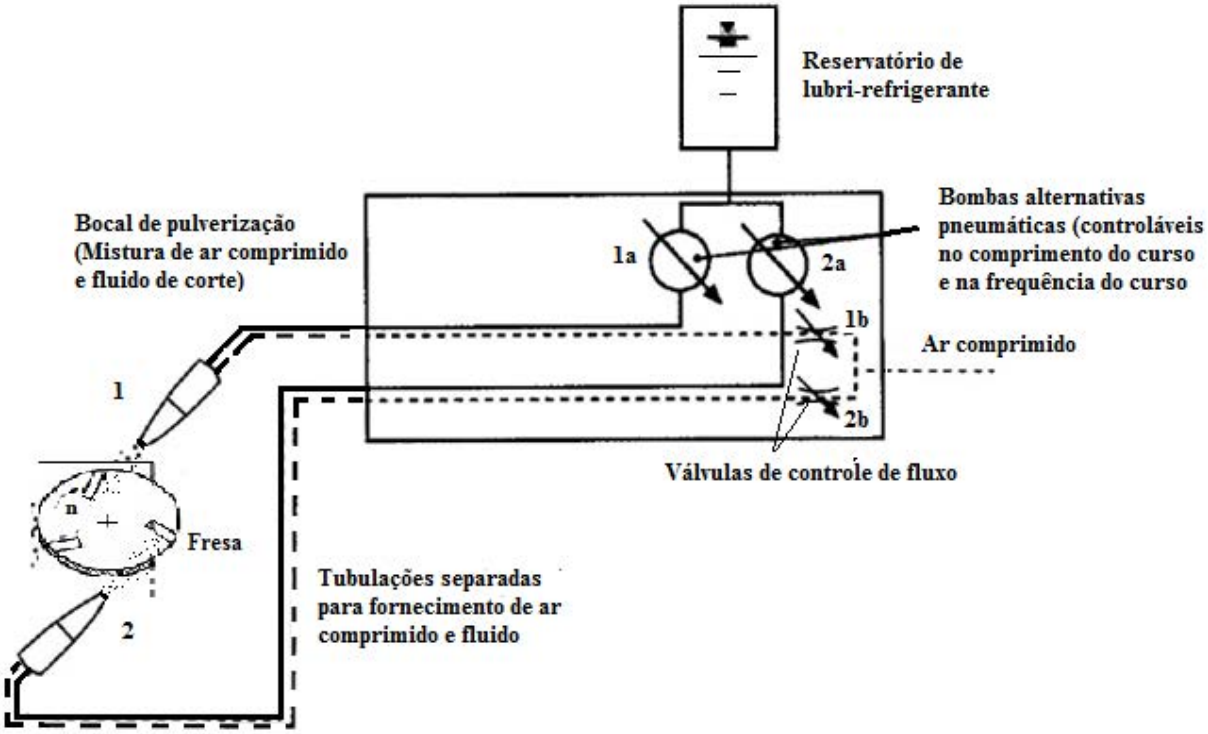


(a) (b)

Na representação funcional esquemática do sistema MQF mostrado na Figura 34 é mostrada as bombas alternativas pneumáticas com regulagem de comprimento e frequência de injeção de fluido (1a) e (2a) com tubulação ligada aos bocais de pulverização (1) e (2)

respectivamente e o fornecimento de ar comprimido com regulagem de fluxo (1b) e (2b), também com tubulação ligada aos bocais de pulverização (1) e (2), respectivamente.

Figura 34 – Representação funcional esquemática do sistema MQF



As especificações da utilização da técnica MQF está resumida na Tabela 2.

Tabela 2 – Parâmetros de utilização e regulagem do equipamento na técnica MQF

Parâmetros de utilização do MQF	
Fluido de corte	**Óleo sintético e óleo vegetal**
Pressão de saída de ar (MPa)	2,0
Taxa de fluxo de fluido (ml/h)	60
Fluxo de saída de ar (l/min)	200

3.3.1.1 Fluidos de corte utilizados

Os fluídos de corte aplicados no sistema de lubri-refrigeração utilizados foram:

- Fluído vegetal miscível em água a 8% (Vasco1000 da Blaser Swisslub) aplicado no sistema de jorro de fluido (J).

- Três tipos de fluídos de corte aplicados na técnica MQF (M):

a) M1 - fluido integral vegetal com cloro (LB 1000 da ITW Chemical)

b) M2 - fluido integral de ésteres sintéticos (Vascomill MMS SE da Blaser Swisslub)

c) M3 - fluido integral vegetal sem cloro (LB 1100 da ITW Chemical)

As características físicas dos fluidos utilizados na técnica MQF estão apresentadas na Tabela 3 abaixo.

Tabela 3 – Características dos lubrificantes utilizados

Característica dos Lubrificantes			
	Éster sintético	**Óleos vegetais**	
Código	**M2**	**M1 c/ cloro**	**M3 s/ cloro**
Peso específico (g/cm^3)	0,92	0,95	0,95
Viscosidade a 40 ˚C (mm^2/s)	19	39	48
Índice de viscosidade	137	190	190
Ponto de fulgor (ºC)	240	312	312

3.4 - FERRAMENTA DE CORTE

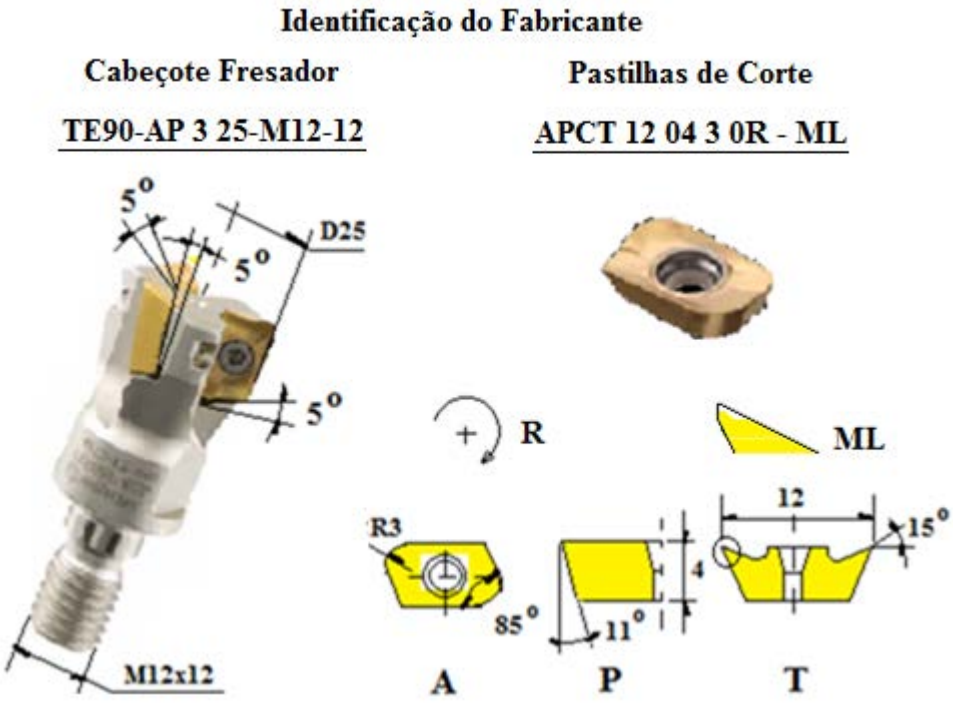
Na Figura 35 é apresentada a identificação das pastilhas de corte e do cabeçote fresador utilizados neste estudo. Em todos os ensaios foram utilizadas pastilhas de metal duro com grãos normais de 1,0 µm das classes ISO S40 recobertas (TiCN) pelo processo PVD (Taegutec Classe APCT 120430R). O cabeçote fresador possui diâmetro de 25 mm, ângulos de incidência lateral, de saída axial e radial positivos de 5º e pastilhas com ângulo de folga de 11º com chanfro, ângulo de saída de 15º e ângulo de ataque de 85º (Taegutec Classe TE90AP325-M12-12).

O carbo-nitreto de titânio (TiCN) que possui propriedades bastante similares ao TiC, TiN e TiAlN foi escolhido como camada de revestimento da pastilha pelo menor coeficiente de atrito e maior dureza em relação aos demais revestimentos, evitando-se a adesão do material da peça na ferramenta e conferindo maior resistência ao desgaste de flanco, quando predominante o mecanismo de desgaste por abrasão, possibilitando sua utilização como camada única de revestimento.

O processo PVD foi escolhido para a aplicação da camada de revestimento na pastilha para garantir a mesma tenacidade original do substrato, o que não ocorre quando aplicado o processo CVD e ainda por possuir espessuras de camada menores, possibilitando quinas mais

vivas, garantindo que o raio de ponta da ferramenta seja pouco alterado, promovendo um melhor acabamento superficial na peça.

Figura 35 – Geometria da ferramenta conforme ISO 3685 (1993)



Na Figura 36 é ilustrada a pastilha de borda longa positiva com raio de 3 mm (a), cabeçote fresador fixado ao eixo da ferramenta (b) e ferramenta de encaixe rápido à árvore com cone Morse BT40 e medidas de montagem, com comprimento da haste de 90 mm (c).

Considerou-se a escolha da ferramenta de encaixe rápido de mergulho com haste mais longa por acreditar-se na ocorrência de redução de vibrações na usinagem e ganhos na vida da ferramenta de corte (KENNAMETAL INC, 2003).

Figura 36 (a) - Foto da pastilha de corte
(b) – Foto do cabeçote fresador e pastilhas de corte
(c) – Foto da ferramenta de encaixe rápido com cabeçote e pastilhas

(a) (b) (c)

3.5 – INSTRUMENTOS DE MEDIÇÃO

3.5.1 Rugosímetro portátil

Para a medição dos valores de rugosidade de cada amostra, após seu fresamento foi utilizado um rugosímetro portátil série TR100 da *Time High Technology Company* (Catálogo TR100, 2011), conforme ilustrado na Figura 37. Os valores mostrados no visor (3) para as variáveis R_a e R_z foram medidos simultaneamente pelo programa de aquisição de dados do instrumento, durante o percurso de avanço do apalpador do rugosímetro (1) com "*cut off*" λ_c = 0,8 mm/m (4) e mostrados com o acionamento do interruptor R_a / R_z do instrumento (2). O rugosímetro foi periodicamente aferido pelo operador durante o processo de medição através de padrão específico.

Descrição funcional do rugosímetro portátil.

1 - Percurso de avanço do apalpador
2 - Interruptor de mudança de variáveis R_a/R_z
3 - Visor de dados medidos R_a e R_z
4 - Interruptor de seleção de "*cut off*" (λ_c)
5 - Interruptor de seleção de unidades
6 - Agulha do apalpador

Figura 37 – Foto do rugosímetro portátil utilizado no experimento

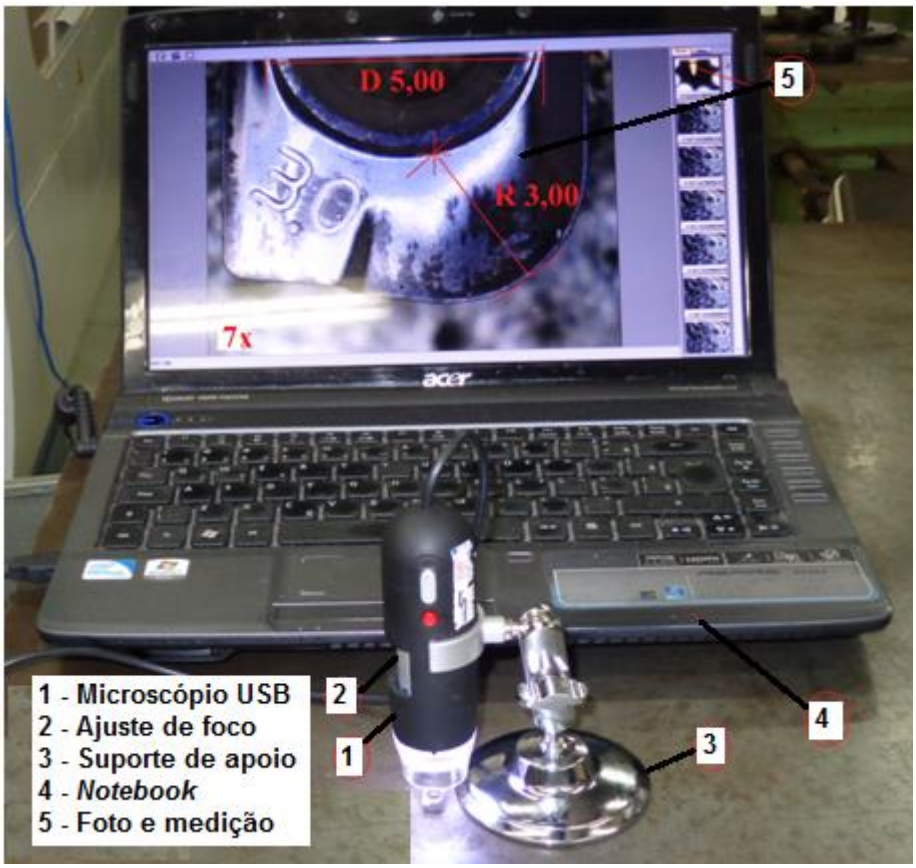
3.5.2 Microscópio óptico portátil

Um microscópio óptico portátil digital USB Micro Capture versão 2.0 da Digimicro Ind. (Catálogo Digimicro, 2012) realizou a medição de desgaste das pastilhas de corte, com um ajuste de foco e magnitude variando entre 4 e 400 vezes dependendo da distância entre sua lente e a região observada, posicionada por um suporte de fixação regulável. Este sistema é ligado a um microcomputador via cabo USB com programa (*Microcapture*) instalado ao sistema para medição, aquisição e gravação de micrografias (fotos e filmes) com resolução linear de 0,01 mm. O aplicativo *Microcapture* é compatível com o Windows 7 e permite com um programa de CAD, a determinação da seleção de linhas de chamada e medidas de cotas após o ajuste de foco e gravação da micrografia em tela.

A magnitude da imagem é determinada alterando-se a cota medida na imagem até a mesma se igualar à sua medida conhecida. Como é mostrada na Figura 38, a medida real do furo foi D 5,00 mm medida com um paquímetro digital. Com o ajuste de foco entre microscópio e peça, a imagem foi ampliada e gravada com a cota do furo D 35,00 mm com magnitude (1x).

Foi determinado o ajuste da magnitude real (7x) quando igualado o valor da cota da imagem D 35,00 mm ao valor real medido D 5,00 mm. Desta forma os demais valores cotados na foto micrografada, como o raio de pastilha R 3,00 mm foram convalidados.

Figura 38 – Montagem do microscópio para medição das pastilhas de corte com sistema *Microcapture*



3.5.3 Microscópio eletrônico de varredura

Um microscópio eletrônico de varredura (MEV) de alta definição Zeiss EVO LS-15, com EDS e EBSD Oxford Inca Energy 250 foi utilizado nos experimentos (Figura 39).

As imagens obtidas por elétrons secundários (SE) provem de interações inelásticas entre os elétrons e a amostra num mecanismo de perda de energia com pequena mudança de direção. Essas imagens são utilizadas para caracterização da topografia das superfícies de fratura e dos revestimentos.

As imagens obtidas por elétrons retro espalhados (BSE) provem de interações elásticas entre os elétrons e a amostra. A mudança de direção ocorre sem perda apreciável de energia e ocorre principalmente pela interação entre os elétrons e o núcleo atômico. Essas imagens são utilizadas para determinar a presença de elementos químicos que tem coloração cinza mais forte para maior peso atômico.

A análise de espectroscopia dispersiva (EDS) identifica a composição qualitativa e quantitativa dos materiais investigados.

Figura 39 – Microscópio eletrônico de varredura

3.5.4 Equipamentos adicionais

Câmera digital Sony Cybershot 16.1 MP, com lentes Carl Zeiss.

Paquímetro digital Mitutoyo de 150 mm, resolução 0,01 mm.

Micrômetro digital Mitutoyo de 25 – 50 mm, resolução 0,002 mm.

Relógio comparador com capacidade de 0-10 mm, resolução 0,01 mm e base tipo altímetro de 300 mm com haste articulada para fixação.

Relógio comparador apalpador com esfera de 1 mm, resolução 0,01 mm e suporte magnético com duas hastes articuladas para fixação.

Desempeno de ferro fundido 630 X 400 mm com suporte de nivelamento.

3.6 METODOLOGIA DOS ENSAIOS

O levantamento de dados propriamente dito é uma atividade muito importante na execução de um experimento. Um banco de dados mal elaborado pode conduzir a resultados insatisfatórios ou deficientes. Desta forma, é extremamente importante o planejamento detalhado do experimento, bem como sua adequada execução e registro.

3.6.1 Dimensionamento dos ensaios

As variáveis de controle adotadas para esse procedimento foram:

- Velocidade de corte (V_c)
- Avanço (f)

Condições de usinagem ou de lubri-refrigeração, definidos como:

- Sem lubri-refrigeração (S)
- Jorro de fluído vegetal miscível em água a 8% (J)
- MQF com fluído vegetal com cloro (M1)
- MQF com fluidos de ésteres sintéticos (M2)
- MQF com fluído vegetal sem cloro (M3)

Estas variáveis são reconhecidamente as mais importantes, uma vez que as mesmas influenciam fortemente o processo de fresamento, principalmente no desgaste das pastilhas de corte e no acabamento superficial da peça.

As variáveis de resposta são:

- Rugosidade média (R_a)
- Rugosidade média máxima (R_z)
- Desgaste de flanco (VB)
- Comprimento de corte (L_c)
- Tempo de corte (t_c)
- Volume de material removido (V)
- Taxa de remoção de material (Q)

Na Figura 40 é apresentado o diagrama de processo para o sistema investigado.

Figura 40 – Diagrama de processo do sistema

Inicialmente, foram definidos quais valores seriam adotados para cada nível das variáveis de controle consideradas neste trabalho.

Um conjunto sequencial de ensaios foi realizado durante o esquadrejamento das amostras, por questões de economia de material, para ser definido os melhores intervalos de velocidade de corte e avanço a ser utilizado no experimento principal com a melhor resposta de desgaste da pastilha de corte (VB) e rugosidades (R_a e R_z) das amostras. Também foram utilizadas algumas informações de catálogo do fabricante, das ferramentas de corte, dos fluídos de corte, da máquina, dos equipamentos MQF e das empresas que operam o material que será usinado.

Os valores arbitrados para cada nível das variáveis de controle consideradas neste trabalho estão descritos na Tabela 4.

Tabela 4 – Nível das variáveis de controle

Nível das variáveis de controle				
Variáveis de Controle	**Símbolo**		**Níveis**	
Velocidade de Corte [m/min]	V_c	70	90	110
Avanço [mm/volta]	f	0,2	0,3	
Condição sem Lubri-refrigeração	S		Sem	
Fluído Solúvel em água a 8%	J		Jorro	
Fluído Vegetal com Cloro	M1		MQF	
Fluído com Éster Sintético	M2		MQF	
Fluído Vegetal sem Cloro	M3		MQF	

Os ensaios de fresamento foram dimensionados de forma a proporcionar de maneira clara e precisa a comparação da influência da velocidade de corte, avanço e das condições de usinagem empregadas no desgaste da ferramenta de corte e na rugosidade da peça, através de doze ensaios para o experimento (Tabela 5) e demonstrar se as melhores respostas obtidas para o jorro de fluido de corte (J) e corte sem lubrificação (S) seriam superadas pelas respostas obtidas com a utilização da técnica MQF (M) levando-se em conta a influência dos fluidos de corte empregados (M1, M2 e M3).

Alguns parâmetros foram recomendados pelo fabricante de pastilhas de corte para a condição de jorro de fluido (J) apesar de não existir diagramas da zona de quebra cavacos que indicaria uma melhor relação entre profundidades de corte e taxas de avanço para as pastilhas utilizadas.

Por economia e adequação do material disponível na realização dos ensaios foi adotada uma profundidade de corte (a_p) de 0,3 mm considerada compatível para esta operação de acabamento.

Para adequação do material das amostras, os ensaios com a utilização da técnica de mínima quantidade de fluído (M) somente foi realizada com velocidade de corte (V_c) de 110 m/min. uma vez que, se os resultados obtidos na medição de comprimento de corte (L_c), nesta condição de usinagem, fossem superiores aos obtidos nas condições (S) e (J) com velocidades de corte de 70, 90 ou 110 m/min., o emprego desta técnica já estaria justificada pelo ganho em produtividade, redução de custos e de fluidos de corte empregados, menor descarte e tratamento de resíduos poluentes, lavagem e reaproveitamento de material removido, utilização de fluidos vegetais biodegradáveis, melhoria de fatores ambientais, ecológicos e de saúde humana, inerentes à utilização desta técnica.

Pela escassez do material empregado no experimento não foram realizadas réplicas dos ensaios identificados na Tabela 5, no entanto a repetibilidade das condições de corte a cada quatro passes aplicados, com a medida de desgaste das três pastilhas de corte e com a medida de três valores das rugosidades da amostra pôde-se estabelecer um desvio padrão na evolução de cada ensaio.

Tabela 5 – Planilha de identificação dos ensaios realizados

Planilha das variáveis de controle				
Nº do ensaio	**Identificação do ensaio**	**Condição de usinagem**	**V_c [m/min]**	**f [mm/volta]**
1	S-70-0,2	S	70	0,2
2	S-90-0,2	S	90	0,2
3	S-110-0,2	S	110	0,2
4	J-70-0,2	J	70	0,2
5	J-90-0,2	J	90	0,2
6	J-110-0,2	J	110	0,2
7	M1-110-0,2	M1	110	0,2
8	M2-110-0,2	M2	110	0,2
9	M3-110-0,2	M3	110	0,2
10	M1-110-0,3	M1’	110	0,3
11	M2-110-0,3	M2’	110	0,3
12	M3-110-0,3	M3’	110	0,3

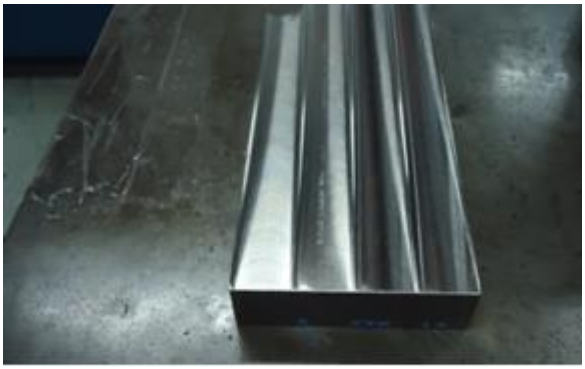
3.6.2 Ensaios de usinagem

O movimento de corte nos ensaios de usinagem seguiu a trajetória linear (no plano xy) da ferramenta em relação à peça. Desse modo, uma rotina CNC foi desenvolvida para cada uma das amostras 01, 02 e 03 em função de suas dimensões (Figura 41a).

Estas amostras foram usinadas por fresamento frontal e a cada quatro passadas consecutivas da ferramenta na amostra formava-se um plano usinado (Figura 41b), que doravante chamar-se-á simplesmente “passe”.

Figura 41 (a) – Programação comando FANUC Séries OI – MC
(b) – Fresamento da amostra com um passe completado

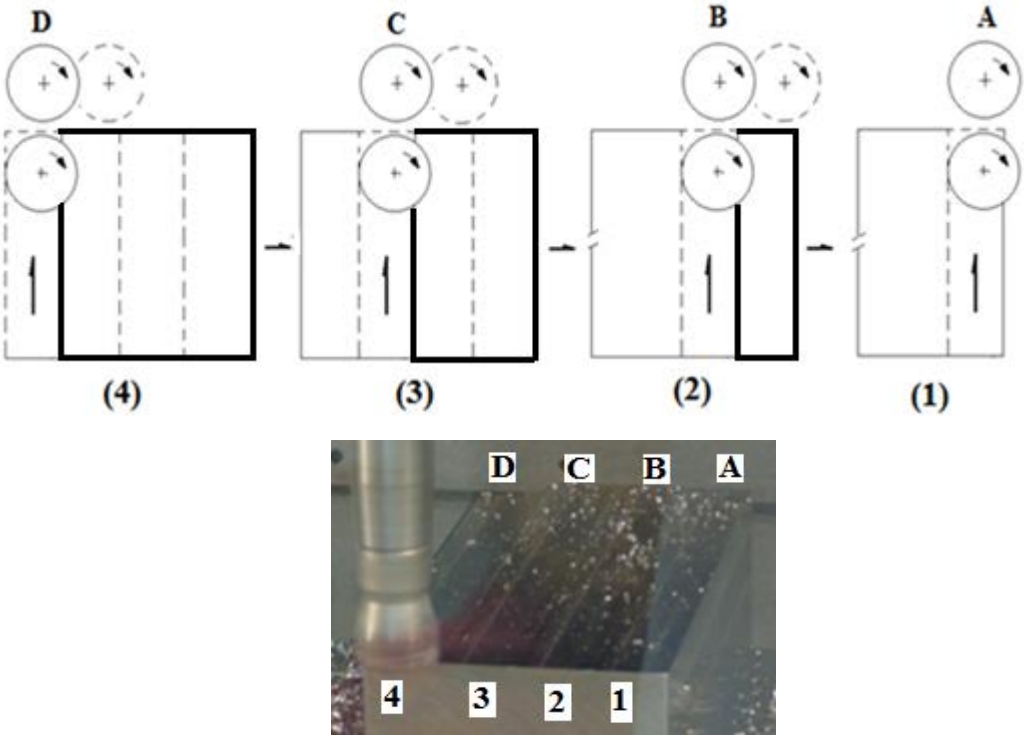
(a)



(b)

Na Figura 42 é mostrado o diagrama de sequência das passadas 1, 2, 3 e 4 com mesmo sentido de corte com início em A, B, C e D até ser completado cada passe usinado. A fresadora CNC foi programada para completar quatro passes, com profundidade de corte (a_p) de 0,3 mm para cada passe, antes da parada para medições.

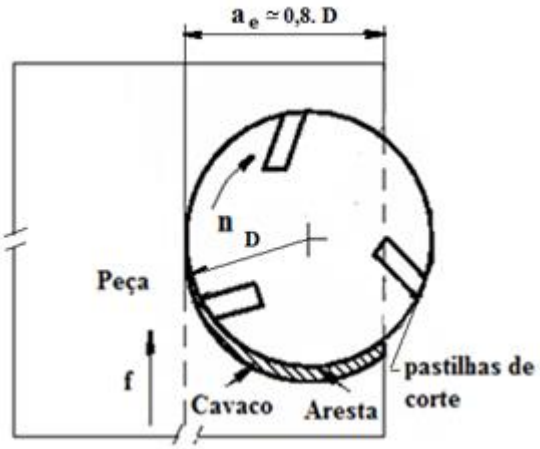
Figura 42 – Esquema do movimento evolvente da ferramenta em cada passe.



Para melhores condições de usinagem foi utilizada uma morsa hidráulica em cunha para fixação precisa da amostra, ferramenta com encaixe pneumático rápido à máquina e um mesmo sentido de corte na usinagem em cada passe (Figura 43a), engajamento evolvente com

penetração de trabalho (a_e) de aproximadamente 80% do diâmetro da fresa (D) e corte predominante concordante (Figura 43b) em cada passada onde a usinagem ocorreu (SANDVIK COROMANT, 2010).

Figura 43 (a) - Morsa hidráulica, ferramenta de encaixe pneumático rápido
(b) - Fresamento evolvente e sentido predominante concordante



(a) **(b)**

A profundidade de corte (a_p) foi à mesma para todos os ensaios com variação apenas da velocidade de corte, avanço e das condições de usinagem.

A geometria de corte das pastilhas e condições de corte empregadas nos ensaios do Ti6Al4V foram selecionadas e controladas como condição de contorno para otimizar os estudos propostos, tais como: material do substrato das pastilhas, processo de deposição e material de revestimento das pastilhas, ângulos axiais e radiais positivos, ângulos de incidência lateral, ângulo de posição, raio de ponta com bordas longas das pastilhas, cabeçote fresador de mergulho com três pastilhas, controle de ajuste axial e radial entre pastilhas, sentido de corte evolvente predominantemente concordante no percurso usinado, robustez na fixação da ferramenta e do ajuste entre peça-máquina, baixos esforços de corte no acabamento, corte contínuo com espessura de material constante e fluxo de fluido de corte direcionado entre pastilhas e zona de corte.

Todos os parâmetros citados acima têm grande influência nos resultados finais dos experimentos e tiveram seus valores pré-estabelecidos e controlados tanto para otimizar o processo como para garantir que os parâmetros aplicados neste estudo fossem comparados sem interferências externas às condições de contorno inicialmente impostas.

3.6.3 Montagem e ajuste das pastilhas de corte

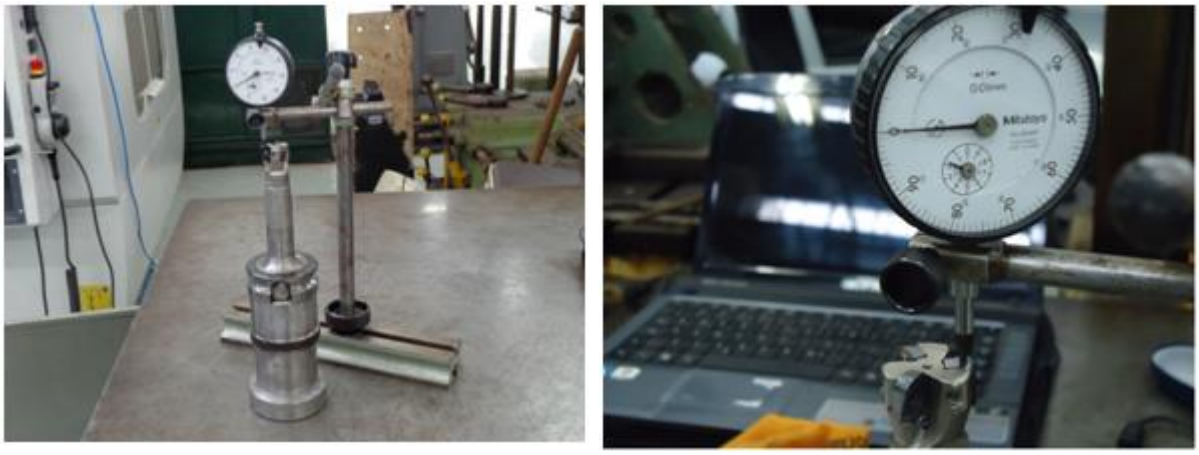
Um jogo com três pastilhas novas foi montado de forma equidistante no cabeçote fresador e foram identificadas com as letras A, B e C, conforme sua posição no cabeçote fresador (Figura 44a) e fixadas com chave especial (Figura 44b).

Figura 44 (a) – Posição das pastilhas A, B e C
(b) – Montagem das pastilhas no cabeçote fresador

(a) (b)

O ajuste axial de montagem entre as pastilhas de corte novas foi monitorado com um relógio comparador e suporte de bancada (Figura 45a, b) com tolerância de 0,02 mm.

Figura 45 (a) e (b) – Medida do ajuste axial das pastilhas na bancada

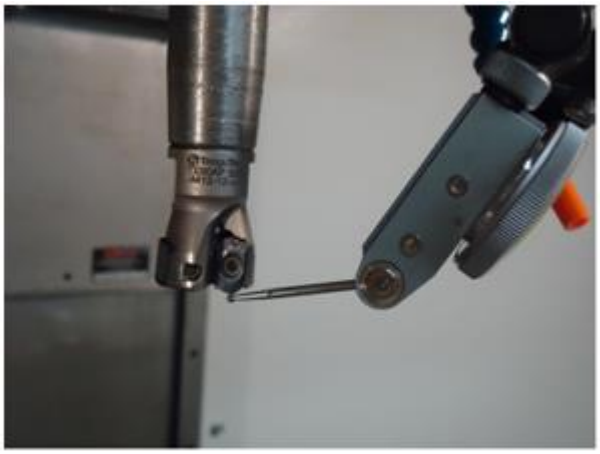


(a) (b)

Com um relógio comparador apalpador foi verificado o ajuste axial na máquina (Figura 46a, b) com tolerância limite entre pastilhas de 0,02 mm, para evitar interferências na usinagem, como: batimentos, altas vibrações, sulcos no acabamento e desgaste prematuro das pastilhas mais externas (KENNAMETAL INC, 2003).

Figura 46 (a) e (b) – Medida do ajuste axial das pastilhas na máquina

(a)



(b)

3.6.4 Procedimentos durante a execução dos ensaios

Durante a execução dos ensaios, monitorou-se o comportamento da amostra, da ferramenta, do sistema de lubri-refrigeração (se existente) e da remoção de cavaco. Ao menor sinal de ruído, vibração, desgaste atípico da ferramenta ou remoção atípica de cavaco, os dados eram anotados em uma planilha especialmente preparada para os ensaios realizados.

Após ser definido o ensaio a ser realizado, conforme a relação de ensaios da Tabela 5, no subitem 3.6.1, a cada quatro passes usinados, a ferramenta de corte era retirada da máquina para medição do desgaste de flanco das pastilhas A, B e C com microscópio óptico portátil digital.

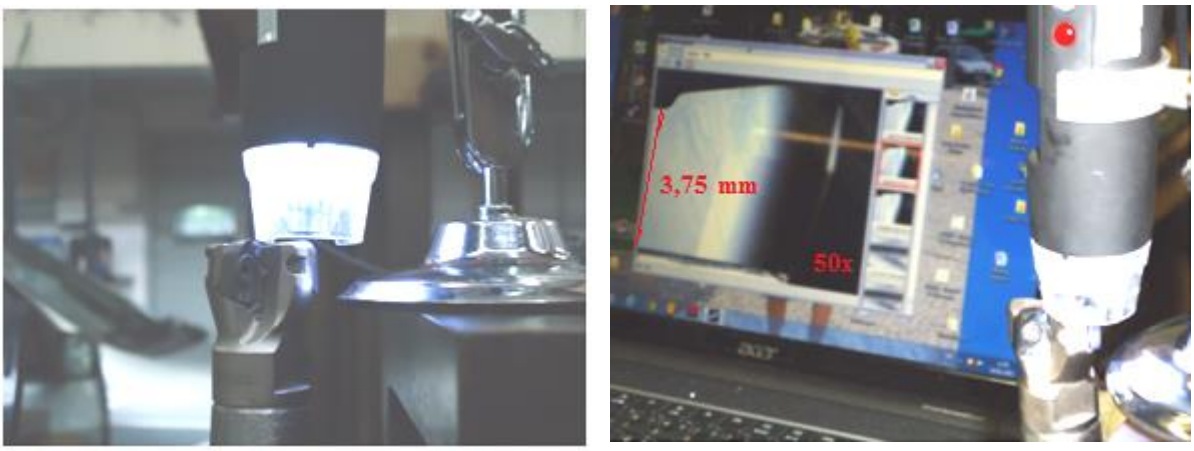
Concomitantemente à medida realizada no microscópio óptico a amostra era retirada da máquina e posicionada na bancada para a medição da rugosidade média (R_a) e rugosidade média máxima (R_z) nos pontos 1, 2 e 3 do plano formado pelo passe usinado.

3.6.5 Medição do desgaste de flanco das pastilhas

3.6.5.1 Ajuste da magnitude da imagem para cada medição

Através do apoio e posicionamento da ferramenta de corte na bancada a cada quatro passes usinados era medida a evolução do desgaste de flanco das pastilhas de corte, através do ajuste de foco das pastilhas A, B e C e o registro de suas fotos. Na sequência foi ajustada a magnitude das micrografias (50x) através de uma cota de referência medida previamente na pastilha com resolução linear de 0,01 mm, conforme mostrado nas Figuras 47 (a) e (b).

Figura 47 (a) e (b) - Microscópio óptico USB e imagem da medida da pastilha



(a) (b)

3.6.5.2 Posicionamento da ferramenta na bancada de medição

É representado na Figura 48 o sistema montado em bancada para a medição do desgaste de flanco das pastilhas com:

1 - Microscópio USB montado com posicionamento vertical.

2 - Ajuste de foco da imagem das pastilhas.

3 - Pastilhas de corte medidas na mesma posição da usinagem.

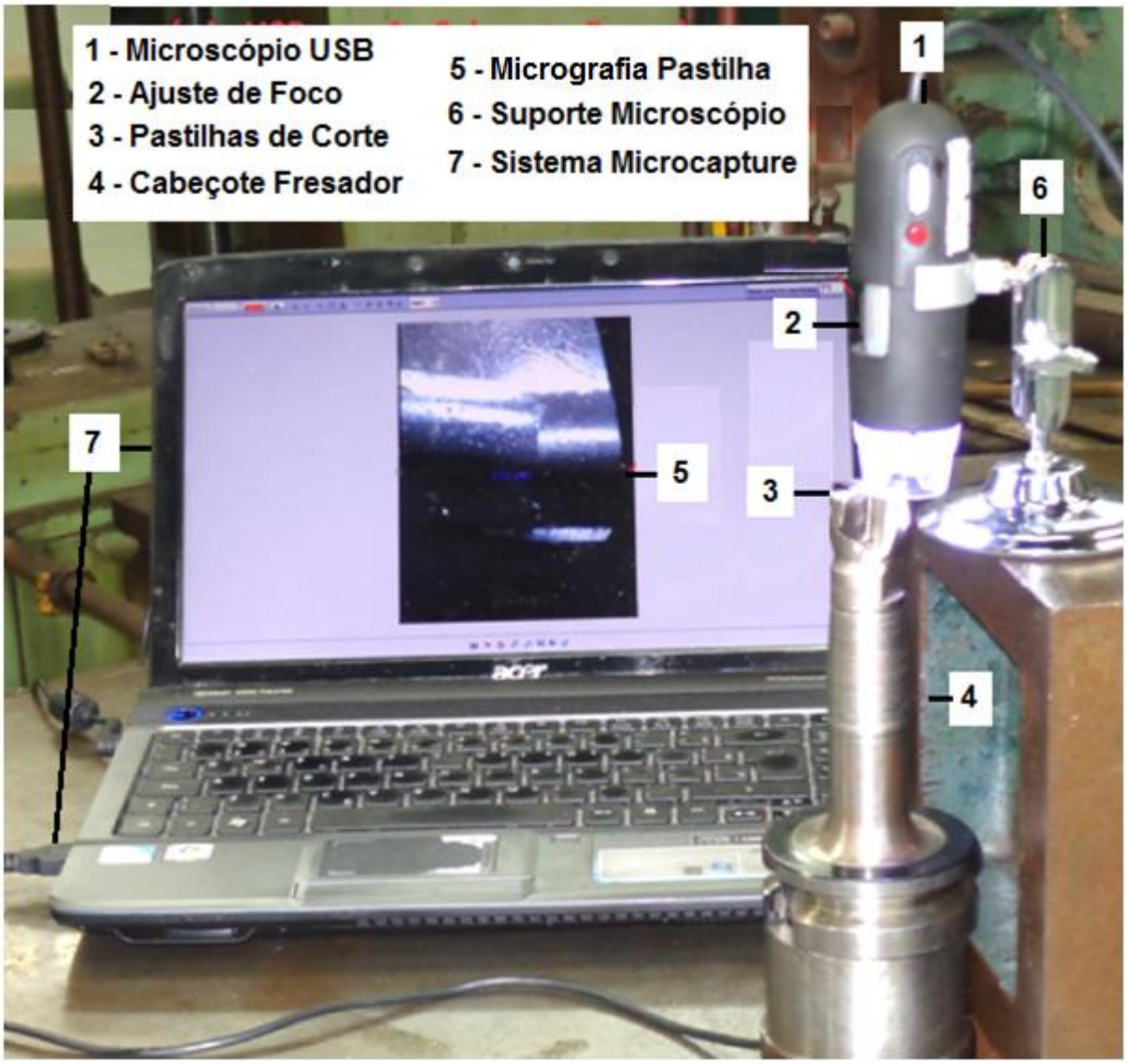
4 - Cabeçote fresador com pastilhas montadas.

5 – Micrografia gravada no microcomputador.

6 - Suporte para fixação e ajuste do microscópio.

7 - Sistema *Microcapture* para medição e gravação das micrografias.

Figura 48 - Foto da medição do desgaste de flanco das pastilhas com microscópio ótico

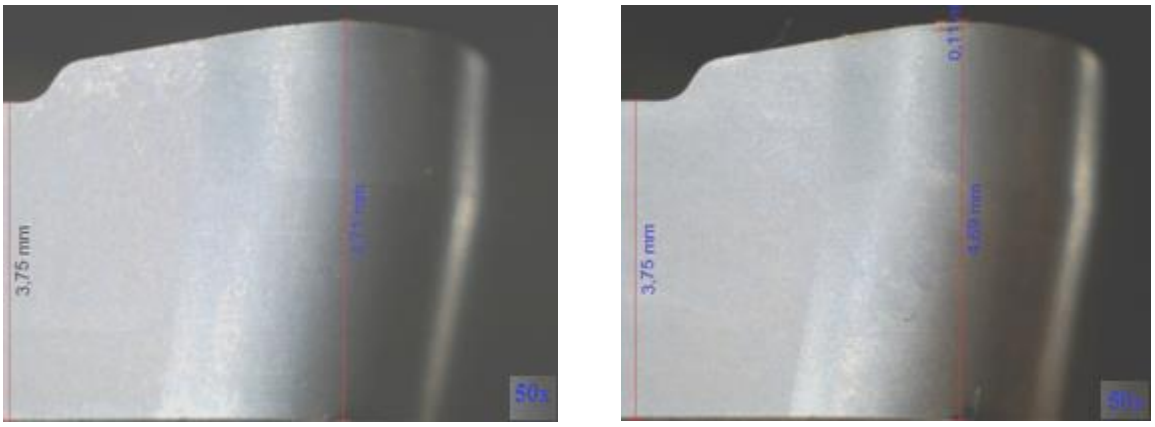


3.6.5.3 Medição das pastilhas de corte durante os ensaios

A cada quatro passes usinados a ferramenta era retirada da máquina e tinha o desgaste de flanco das pastilhas medidas. Como exemplo está representada à medição no ensaio J-110-0,2 com micrografia de magnitude (50x) ajustada com cota de referência de 3,75 mm e com cota medida de 4,71 mm para a pastilha ‘A’ (padrão) sem uso (Figura 49a). Com oito passes aplicados foi medida a cota de 4,69 mm e de 0,11 mm com a mesma magnitude nesta mesma pastilha (Figura 49b).

Foi determinado o desgaste efetivo de flanco da pastilha ‘A’ igual a 0,13 mm, pela soma do desgaste de flanco de 0,11 mm e a cota de perda de ponta de 0,02 mm, diferença entre as cotas medidas de 4,71 mm (padrão) e 4,69 mm.

Figura 49 - Micrografia da medida do desgaste de flanco
(a) – pastilha ‘A’ sem uso no ensaio J-110-0,2
(b) – pastilha ‘A’ após o oitavo passe no ensaio J-110-0,2



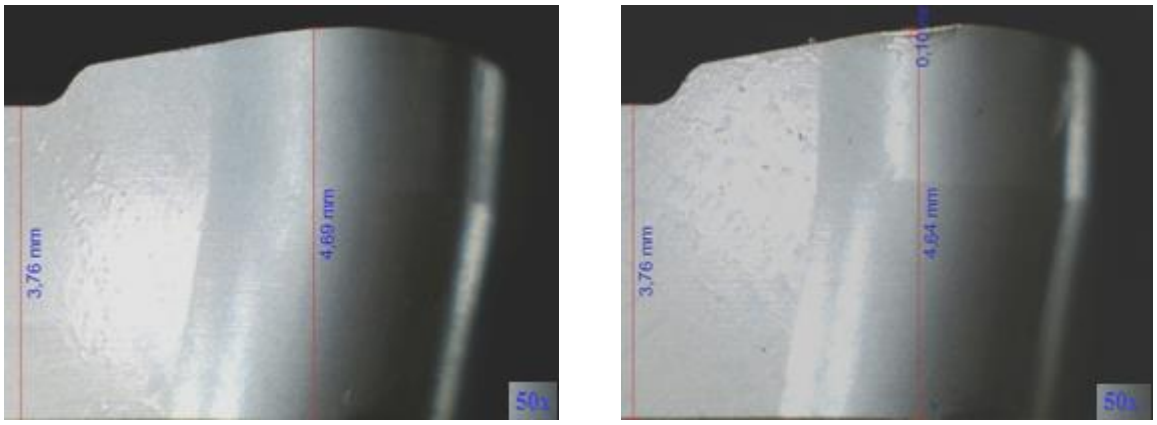
(a) (b)

Também como exemplo, no ensaio identificado por M3-110-0,2, está representado à medição com micrografia de magnitude (50x) ajustada com cota de referência de 3,76 mm e com cota medida de 4,69 mm para a pastilha ‘C’ (padrão) sem uso (Figura 50a). Com doze passes aplicados foi medida a cota de 4,64 mm e de 0,10 mm com a mesma magnitude nesta mesma pastilha (Figura 50b).

Foi determinado o desgaste efetivo de flanco da pastilha ‘C’ igual a 0,15 mm, pela soma do desgaste de flanco 0,10 mm e a cota de perda de ponta de 0,05 mm, diferença entre as cotas 4,69 mm (padrão) e 4,64 mm.

Neste sistema de medição a medida da perda de ponta da pastilha é somada ao seu desgaste de flanco pela perda de referência ocasionada com a perda do material em sua ponta.

Figura 50 - Fotos da medida do desgaste de flanco
(a) – pastilha ‘C’ sem uso no ensaio M3-110-0,2
(b) – pastilha ‘C’ após o décimo segundo passe no ensaio M3-110-0,2



(a) (b)

Quando a medida do desgaste de flanco médio das três pastilhas ‘A’, ‘B’ e ‘C’ atingiu VB = 0,30 mm (fim de vida das pastilhas) foi somado o número de passes aplicados para a realização de cada experimento e calculado o comprimento de corte final percorrido pela ferramenta.

Com este procedimento foi possível monitorar a evolução do desgaste das pastilhas de corte com maior precisão, através de fotos e medidas realizadas pelo microscópio.

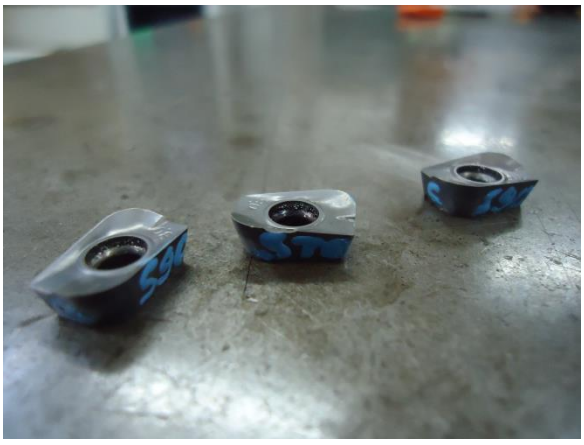
Este procedimento se repetiu em todas as combinações de ensaios realizados com a contagem do número de passes aplicados até ser atingido o fim de vida das pastilhas e registrado em planilhas de controle.

3.6.5.4 Critério de troca e identificação das pastilhas

A cada novo ensaio com novos parâmetros de corte aplicados, um novo jogo de pastilhas (Figura 51a) substituiu as usadas quando o desgaste médio de flanco das pastilhas atingiu VB = 0,30 mm, considerado o fim de vida das pastilhas, em função da evolução do comprimento de corte usinado percorrido em cada etapa com os passes aplicados pela ferramenta. As pastilhas substituídas eram coletadas, devidamente identificadas pela posição no cabeçote e ensaio realizado e armazenadas (Figura 51b) para posterior ensaio em microscópio eletrônico de varredura (MEV/EDS).

Figura 51 (a) - Pastilhas sem uso para montagem
(b) - Pastilhas usadas e identificadas pela posição no ensaio

(a)



(b)

3.6.6 Medição da rugosidade

A rugosidade da amostra foi monitorada usando-se um rugosímetro portátil série TR100 com três medidas realizadas nos pontos 1, 2 e 3 a cada quatro passes usinados (Figura 52). As medidas das variáveis R_a e R_z foram calculadas simultaneamente pelo programa de aquisição de dados do instrumento, durante o percurso de avanço do apalpador do rugosímetro com "*cut off*" λ_c = 0,8 mm/m.

Figura 52 – Medição de rugosidade nos pontos 1, 2 e 3 da amostra usinada

Apesar de terem sido monitoradas as medidas da evolução do desgaste das pastilhas de corte e das rugosidades a cada quatro passes usinados apenas a rugosidade do último passe com o fim de vida das pastilhas foram comparados neste estudo.

Isto se deve ao fato de que supostamente este último passe por ter sido aplicado com as pastilhas de corte com maior desgaste e piores condições de corte, causariam maiores danos à superfície usinada e a sua rugosidade.

Os valores das rugosidades medidas a cada quatro passes aplicados R_{a1}, R_{a2} e R_{a3} e R_{z1}, R_{z2} e R_{z3} tiveram suas médias (R_a e R_z) e desvios padrão (σ_{Ra} e σ_{Rz}) calculados e registrados em planilha eletrônica do ensaio realizado, até o fim de vida das pastilhas.

Este procedimento se repetiu em todas as combinações de ensaios realizados com a contagem do número de passes aplicados até o final de vida das pastilhas e registrados em planilhas de controle.

3.6.7 Planilhas de controle das medidas realizadas em cada experimento.

O experimento consistiu no fresamento frontal do titânio Ti6Al4V, conforme ensaios identificados e pré-definidos com a evolução das medidas de comprimento de corte, o monitoramento do desgaste das pastilhas e da rugosidade R_a e R_z até o de desgaste de flanco limite $VB_{max.}$ = 0,30 mm, considerado o fim de vida das pastilhas.

A soma das cotas X (perda do material de ponta) e Y (desgaste de flanco) representam o desgaste de flanco efetivo das pastilhas (VB).

A média dos valores de R_a e R_z e do desvio padrão σ_{Ra} e σ_{Rz} nos pontos 1, 2 e 3 foram medidos e calculados após a aplicação sequencial de cada quatro passes 1,..,4,.até..P, onde no penésimo passe foi atingido o fim de vida das pastilhas.

Na Tabela 6 é identificado o modelo de planilha que foi utilizada para o registro de dados obtidos em cada experimento realizado como:

- Identificação do jogo de pastilhas com a condição de usinagem e parâmetros de corte utilizados.

- Número da amostra usinada pelo jogo de pastilhas identificado.

- Pastilhas utilizadas, conforme sua posição no cabeçote fresador identificadas por 'A', 'B' e 'C'.

Medido o desgaste referente à perda do material de ponta da pastilha 'X' e o desgaste de flanco da pastilha de corte 'Y' com a usinagem de quatro passes da amostra, a soma resulta no desgaste efetivo (VB_x) e a média aritmética do desgaste efetivo das pastilhas A, B e C com VB_A, VB_B e VB_C resulta no desgaste de flanco médio (VB) da pastilha.

Medida da rugosidade média (R_a) e rugosidade média máxima (R_z) em três pontos 01, 02 e 03 do plano formado após a usinagem de cada quatro passes da amostra: R_{a1}, R_{a2}, R_{a3} e R_{z1}, R_{z2}, R_{z3} com as médias aritméticas R_a e R_z respectivamente.

O comprimento de corte de cada passe usinado foi repetidamente aplicado na usinagem da amostra, com o registro, a cada quatro passes, dos valores do desgaste de flanco médio (VB) e desvio padrão entre o desgaste das pastilhas A, B e C (σ_{VB}), rugosidade média (R_a) e rugosidade média máxima (R_z) e desvio padrão entre as medidas dos pontos 1, 2 e 3 destas rugosidades (σ_{Ra} e σ_{Rz}).

Como exemplo, tem-se o registro do ensaio J-110-0,2, conforme mostrado na Tabela 6, X_A, Y_A, com soma VB_A; X_B, Y_B com soma VB_B, X_C, Y_C com soma VB_C e estes com média VB

e desvio padrão σ_{VB} em seu oitavo passe. Para as rugosidades R_a e R_z, também no oitavo passe tem-se: R_{a1}, R_{a2}, R_{a3} com média R_a e desvio σ_{Ra} e R_{z1}, R_{z2}, R_{z3} com média R_z e desvio σ_{Rz}.

A evolução das médias medidas de VB, R_a e R_z e o respectivo desvio padrão σ_{VB}, σ_{Ra} e σ_{Rz} com a evolução do número de passes foram registrados em planilhas identificadas em cada ensaio realizado, até ser atingido número de passes com VB = 0,30 mm, considerado o fim de vida das pastilhas.

Tabela 6 – Medidas de desgaste de flanco das pastilhas e rugosidade das amostras com desvios padrão.

Modelo de planilha de desgaste de flanco das pastilhas e rugosidade das amostras com desvios padrão												
	Identificação do Jogo de Pastilhas J-110-0,2										Amostra 01	
	Desgaste das Pastilhas (mm)						**Rugosidade (µm)**					
							R_a			R_z		
Posição	A		B		C		1	2	3	1	2	3
Nº do Passe	X_A	Y_A	X_B	Y_B	X_C	Y_C	R_{a1}	R_{a2}	R_{a3}	R_{z1}	R_{z2}	R_{z3}
	VB_A		VB_B		VB_C							
Desvio-Média	(σ_{VB})		VB				(σ_{Ra})	R_a		(σ_{Rz})	R_z	
8º Passe	0,02	0,11	0,04	0,18	0,05	0,16	0,29	0,28	0,24	1,7	1,7	1,6
	0,13		0,22		0,21							
Desvio-Média	(0,04)		0,19				(0,02)	0,27		(0,1)	1,7	

3.6.8 Cálculos de parâmetros de corte utilizados nos experimentos

Alguns aspectos envolvendo o dimensionamento de material, condições de usinagem e medições não foram estabelecidos integralmente pela norma ISO 8688-1-2/93 (*Tool life testing in milling*) para que pudessem ser obtidas as condições de corte necessárias e adequadas ao emprego da técnica MQF na usinagem do Ti6Al4V.

Para a adequação dos resultados obtidos nos ensaios foram desenvolvidos procedimentos específicos para a medição de desgaste das pastilhas de corte com bordas longas com uma maior precisão, conforme mostrado no subitem 3.6.5.3 e desenvolvidas equações específicas para o cálculo de comprimento de corte (L_c), volume de material removido (V), taxa de remoção de material (Q), conforme as dimensões das amostras e a penetração de trabalho (a_e) aplicada a cada ensaio, tanto pela escassez de material nas amostras como pela importância na aplicação do corte evolvente predominantemente concordante a cada passe, como mostrado no subitem 3.6.2 com significativa otimização do processo.

3.6.8.1 Penetração de trabalho (a_e)

O fresamento frontal do Ti6Al4V tem melhor eficiência quando o ângulo de engajamento for tal que a penetração de trabalho usinado pela fresa (a_e) esteja entre 75% e 90% da medida do diâmetro da fresa, mostrado nas equações (1) e (2). Isto resulta em um melhor equilíbrio de forças, estabilidade térmica, vida da ferramenta e menores vibrações na usinagem, conforme descrito no subitem 2.3.1.

$$ae = \frac{Cn}{N} \quad (1) \qquad\qquad 0{,}75 < \frac{ae}{D} < 0{,}90 \quad (2)$$

Nestas condições com quatro passadas em cada passe usinado (N = 4) cada uma das três amostras (n = 1, 2 e 3) obtiveram valores de penetração de trabalho - $a_{e(n)}$, adequados ao diâmetro D=25mm e aos limites propostos, com a_{e1} = 21,75 mm ou (a_{e1} / D) = 0,87, a_{e2} = 20,75 mm ou (a_{e2} /D) = 0,83 e a_{e3} = 19,25 mm ou (a_{e3} / D) = 0,77, portanto com as condições atendidas.

3.6.8.2 Desgaste médio das pastilhas (VB) e desvio padrão (σ_{VB})

A dispersão e variabilidade das medidas de desgaste das pastilhas de corte (VB) foram calculadas através do desvio padrão (σ_{VB}) através das medidas das três pastilhas de corte realizadas a cada quatro passes até o fim de vida da ferramenta em cada ensaio, mostrado na Tabela 6 no subitem 3.6.7 com as variáveis de desgaste das pastilhas VB_A, VB_B e VB_C, considerando-se a condição de maior desgaste e maior variabilidade do processo.

A média de desgaste das pastilhas de corte (VB) e o desvio padrão (σ_{VB}) são calculados nas equações (3) e (5).

$$VB = \frac{VBA+VBB+VBC}{3} \text{ [mm]} \quad (3)$$

$$var(VB) = \frac{(VBA-VB)^2+(VBB-VB)^2+(VBC-VB)^2}{3} \text{ [mm]} \quad (4) \qquad \sigma_{VB} = \sqrt{var(VB)} \text{ [mm]} \quad (5)$$

3.6.8.3 Comprimento de corte (L_c) e desvio padrão (σ_{Lc})

O comprimento de corte (L_c) por definição é considerado o comprimento linear percorrido por cada pastilha de corte em relação à peça usinada até ser atingido o fim de vida da ferramenta.

O teste de vida para pastilhas intercambiáveis na usinagem por fresamento frontal realizada por cabeçote fresador é regido pela norma ISO 8688-1, porém para efeito de identificação dos parâmetros de corte aplicados neste experimento, o cálculo do comprimento de corte (L_c) foi demonstrado a seguir:

O comprimento de corte de cada passe usinado (L_{cp}) foi calculado com base no comprimento do arco a cada giro da fresa (L_{cf}) que é função do ângulo de engajamento (α_e), do diâmetro da fresa (D), número de passadas em cada passe (N), do comprimento da amostra (L_n) e da taxa de avanço (f), conforme mostrado na Figura 53.

O comprimento de corte (L_c) é o produto do comprimento de corte do passe usinado (L_{cp}) pelo número de passes usinados (P) e dividido pelo número de pastilhas (n) até o fim de vida do jogo de pastilhas, conforme demonstrado na equação (9).

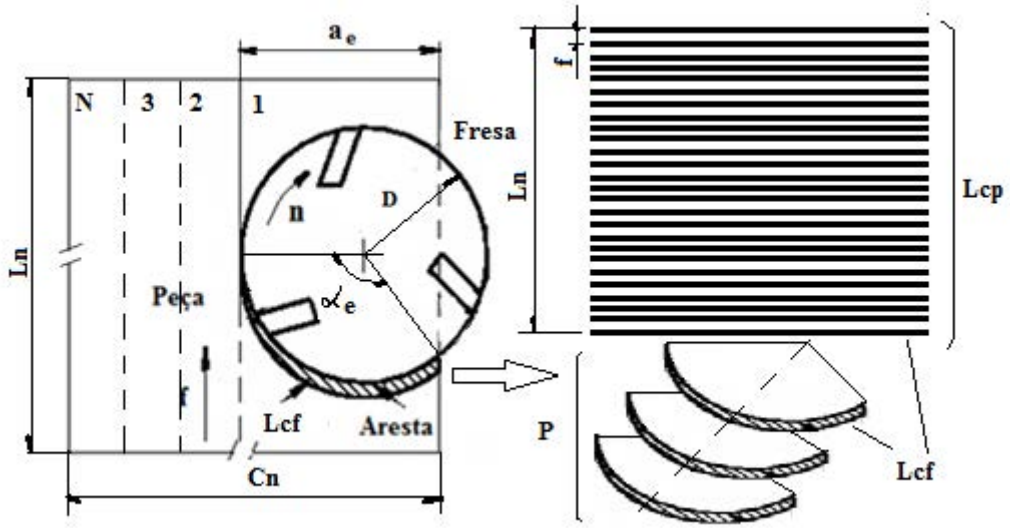
$$\alpha e = 90° + arcsen(\frac{2.ae}{D} - 1) \quad (6)$$

$$Lcf = \frac{\alpha e.\pi.D}{360} \quad (4) \qquad Lcp = \frac{Lcf.N.Ln}{f} \quad (7)$$

De (3), (4) e (5) tem-se a equação (6). $Lcp = \frac{\alpha e.\pi.D.N.Ln}{360.f}$ (8)

$$Lc = P.\frac{\left(90+arcsen\left(\frac{2.Cn}{N.D}-1\right)\right).\pi.D.N.Ln}{360.f.n} \text{ [m]} \quad (9)$$

Figura 53 – Esquema representativo para o cálculo de comprimento de corte (L_c)



Para $N = 4$, $D = 25\,mm$, n = 3, $f = 0{,}2\ \frac{mm}{volta}$ e $f = 0{,}3\ \frac{mm}{volta}$ tem-se as equações (10a) e (10b), respectivamente.

$$Lc = 1{,}454.P.Ln.\left(90 + \sin^{-1}\left(\frac{Cn}{50} - 1\right)\right).10^{-3} \quad [\mathrm{m}] \quad (10a)$$

$$Lc = 0{,}969.P.Ln.\left(90 + \sin^{-1}\left(\frac{Cn}{50} - 1\right)\right).10^{-3} \quad [\mathrm{m}] \quad (10b)$$

Considerando-se uma proporcionalidade existente entre os valores do desgaste das pastilhas de corte (VB) e seu comprimento de corte (L_c), tem-se uma razão entre o desvio padrão do desgaste das pastilhas (σ_{VB}) com sua média (VB) e o comprimento de corte (L_c) calculado em função do número de passes (P) até o desgaste médio com VB = 0,30 mm e nesta mesma razão estabelecendo-se um desvio padrão aproximado (σ_{Lc}).

As faixas de dispersão das medidas de comprimento de corte (L_c) nos ensaios tiveram seus valores máximos e mínimos determinados entre $L_c \pm \sigma_{Lc}$, mostrado nas equações (11) e (12).

$$Lc = P.\frac{\left(90 + arcsen\left(\frac{2.Cn}{N.D} - 1\right)\right).\pi.D.N.Ln}{360.f.n} \quad [\mathrm{m}] \quad (11) \qquad \sigma Lc = \frac{\sigma VB}{VB}.Lc \quad [\mathrm{m}] \quad (12)$$

3.6.8.4 Tempo de corte (t_c)

O tempo de corte (t_c) é função do número de pastilhas de corte (n), do comprimento de corte (L_c) e da velocidade de corte (V_c), conforme demonstrado na equação (13).

$$tc = n.\frac{Lc}{Vc} \quad [min] \quad (13)$$

3.6.8.5 Volume de material removido (V) e desvio padrão (σ_V)

O volume usinado em cada passe (V_{pl}) da amostra 'n'é o produto de seu comprimento (L_n) pela largura (C_n) e a profundidade de corte a cada passe (a_p). O volume usinado total (V) é o produto entre o volume usinado em cada passe (V_{pl}) e o número de passes usinados (P) até o fim de vida do jogo de pastilhas, conforme demonstrado na equação (16).

$$Vpl = Ln.Cn.ap \quad (14) \qquad V = Vpl.P \quad (15) \qquad V = P.Ln.Cn.ap \quad [cm^3] \quad (16)$$

Considerando-se uma proporcionalidade existente entre os valores do desgaste das pastilhas de corte (VB) e o volume de material removido (V), tem-se uma razão entre o desvio padrão do desgaste das pastilhas (σ_{VB}) com sua média (VB), o volume de material removido (V) calculado em função do número de passes (P) até o desgaste médio com VB = 0,30 mm e nesta mesma razão estabelecendo-se um desvio padrão aproximado (σ_V), mostrado na equação (17).

$$\sigma V = \frac{\sigma VB}{VB}.V \quad [\text{cm}^3] \quad (17)$$

As faixas de dispersão das medidas de volume de material removido (V) nos ensaios tiveram seus valores máximos e mínimos determinados entre V± σ_V.

3.6.8.6 Taxa de remoção de material (Q)

A taxa de remoção de material (Q) é a razão entre profundidade de corte (a_p), largura da amostra (C_n), velocidade de corte (V_c) e taxa de avanço (f) pelo número de passadas em cada passe (N) e o diâmetro da fresa (D), conforme demonstrado na equação (22).

$Q = ap.ae.Vm$ (18) $\quad ae = \frac{Cn}{N}$ (19) $\quad Vm = S.f$ (20)

$S = \frac{1000.\ Vc}{\pi.D}$ (21) De (18), (19), (20) e (21), tem-se:

$$Q = \frac{1000.ap.Cn.Vc.f}{N.\pi.D} \quad (22)$$

Para $N = 4$, $D = 25\ mm$, $f = 0{,}2\ \frac{mm}{volta}$ e $f = 0{,}3\ \frac{mm}{volta}$ tem-se as equações (23a) e (23b), respectivamente.

$$Q = 1{,}91.Cn.Vc.10^{-4}\ [\frac{cm^3}{\text{min}}] \quad (23a) \qquad Q = 2{,}86.Cn.Vc.10^{-4}\ [\frac{cm^3}{\text{min}}] \quad (23b)$$

3.6.8.7 Rugosidades (R_a), (R_z) e desvios padrão (σ_{Ra}) e (σ_{Rz})

A rugosidade média (R_a), rugosidade média máxima (R_z) e a dispersão destas medidas foram calculadas através do desvio padrão (σ_R) das três repetições das medidas realizadas até o fim de vida da ferramenta a cada passe, mostrado na Tabela 6 no subitem 3.6.7 com as variáveis de rugosidade média R_{a1}, R_{a2} e R_{a3} e de rugosidade média máxima R_{z1}, R_{z2} e R_{z3}, considerado a condição de maior desgaste e maior variabilidade do processo definida como, var.(R_a) e var.(R_z) respectivamente.

As faixas de dispersão das medidas de rugosidade de R_a e R_z dos ensaios tiveram seus valores máximos e mínimos determinados entre $R_a \pm \sigma_{Ra}$ e $R_z \pm \sigma_{Rz}$, mostrado nas equações (24), (25), (28a) e (28b).

$$Ra = \frac{Ra1+Ra2+Ra3}{3} \text{ [µm]} \quad (24) \qquad Rz = \frac{Rz1+Rz2+Rz3}{3} \text{ [µm]} \quad (25)$$

$$var(Ra) = \frac{(Ra1-Ra)^2+(Ra2-Ra)^2+(Ra3-Ra)^2}{3} \quad (26)$$

$$var(Rz) = \frac{(Rz1-Rz)^2+(Rz2-Rz)^2+(Rz3-Rz)^2}{3} \quad (27)$$

$$\sigma_{Ra} = \sqrt{var(Ra)} \text{ [µm]} \quad (28a) \qquad \sigma_{Rz} = \sqrt{var(Rz)} \text{ [µm]} \quad (28b)$$

3.6.9 Preparação das amostras nos ensaios no MEV/EDS

Para melhor observação da morfologia de desgaste das pastilhas de corte, estas foram lavadas em uma solução de 2% de HNO_3, 3% de HF e 95% de H_2O em cuba de ultra som para a remoção das impurezas aderidas na ferramenta.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Este capítulo mostra os resultados do fresamento de acabamento da liga Ti6Al4V utilizando os parâmetros e variáveis de controle mostrados na Tabela 4 e os ensaios identificados na Tabela 5 do subitem 3.6.1.

Os resultados obtidos neste trabalho são de vanguarda, uma vez que estabelecem de forma inédita um estudo comparativo da eficiência da técnica MQF e a influência dos fluídos de corte utilizados em relação a condição de usinagem sem lubri-refrigeração e ao jorro de fluido de corte no fresamento de acabamento do Ti6Al4V, que pode ser aplicado a grande parte da produção mundial do titânio que tem no fresamento seu principal meio de processamento.

Foi estabelecido um percentual de eficiência da técnica MQF, em relação às demais condições de usinagem estudadas, levando-se em conta as dispersões do processo a uma determinada faixa de velocidade de corte, avanço e profundidade, que resultaria em maior vida da ferramenta, volume de material removido, taxa de remoção de material e um menor nível de rugosidade no acabamento da amostra.

Foi analisada a evolução do desgaste da ferramenta e da rugosidade da amostra para cada condição de usinagem estudada, com o aumento do número de passes aplicados, onde se verificou a uniformidade e o incremento desta variação até o fim de vida das pastilhas.

Foram estudados os tipos de cavaco formados, os modos de falha e os mecanismos de desgaste dominantes na ferramenta, para cada condição de usinagem empregada.

Foi investigado um estudo comparativo, da influência dos fluidos vegetais com e sem cloro, com ésteres sintéticos e de suas propriedades físico-químicas, na aplicação da técnica MQF com o aumento do avanço de 0,2 para 0,3 mm/volta, levando-se em conta as dispersões do processo e estabeleceu-se um percentual de variação de vida da ferramenta, de volume de material removido, de taxa de remoção de material e de rugosidade no acabamento da amostra, que pode ser utilizado como um percentual de eficiência com o aumento do avanço nesta condição de usinagem.

Quando foram iniciados os ensaios de usinagem preliminares para a otimização das faixas de velocidade de corte, taxa de avanço e profundidade a serem aplicadas, ainda havia a expectativa de que a utilização do corte com jorro de fluido, no fresamento frontal de acabamento do Ti6Al4V, forneceria um menor desgaste à ferramenta de corte, uma maior taxa de remoção de material, um maior volume de material removido e uma menor rugosidade em

relação ao corte sem lubri-refrigeração e à técnica de mínima quantidade de fluido - MQF, seja qual fosse o fluido de corte utilizado.

Nos ensaios apresentados a seguir, pretende-se demonstrar resultados, que não corroboram com as expectativas preliminares apresentadas, justificando mudanças tanto nas condições de usinagem no corte da liga Ti6Al4V, como na otimização de seus parâmetros de corte. Estes resultados serão comentados e explicados a partir de gráficos, tabelas e equações apresentadas a seguir.

4.1 EXPERIMENTOS COM VARIAÇÃO DAS CONDIÇÕES DE USINAGEM E VELOCIDADES DE CORTE.

Na Tabela 7 são identificados os ensaios realizados, condições de usinagem utilizadas nos experimentos, o número da amostra (n) usinada, o comprimento (L_n) e a largura (C_n) das amostras.

Tabela 7 – Condições de usinagem e identificação das amostras utilizadas nos ensaio

Planilha de parâmetros de corte e condições de usinagem para cada amostra									
Condições de usinagem	S-70-0,2	S-90-0,2	S- 110-0,2	J-70-0,2	J-90-0,2	J-110-0,2	M1-110-0,2	M2-110-0,2	M3-110-0,2
Nº da Amostra (n)	01	01	01	02	03	01	01	02	03
Compr. da amostra (L_n) [mm]	178	178	178	172	157	178	178	172	157
Largura da amostra (C_n) [mm]	87	87	87	83	77	87	87	83	77

Ao final de cada ensaio, as pastilhas foram identificadas para posterior análise de microscopia e os dados constantes em cada planilha foram digitalizados em planilhas eletrônicas para a construção de gráficos, para serem analisados e comparados entre si.

4.1.1 Análise do desgaste e vida da ferramenta (VF)

Na Tabela 8 são mostrados os ensaios realizados, condições de usinagem utilizadas nos experimentos, o número de passes usinados (P) até o fim de vida das pastilhas e o tempo de vida da ferramenta (t_c), conforme calculado pela equação (13) do subitem 3.6.8.4.

Tabela 8 – Medidas do número de passes (P) e do tempo de vida (t_c) das ferramentas nos ensaios

Planilha das medidas de número de passes (P) e tempo de corte (t_c) das amostras									
Condições de usinagem	S-70-0,2	S-90-0,2	S-110-0,2	J-70-0,2	J-90-0,2	J-110-0,2	M1-110-0,2	M2-110-0,2	M3-110-0,2
Nº de passes (P)	24	35	10	46	28	21	60	34	82
Tempo de vida (t_c) [min.]	36,7	41,6	9,7	64,8	26,1	20,4	58,4	30,5	62,6

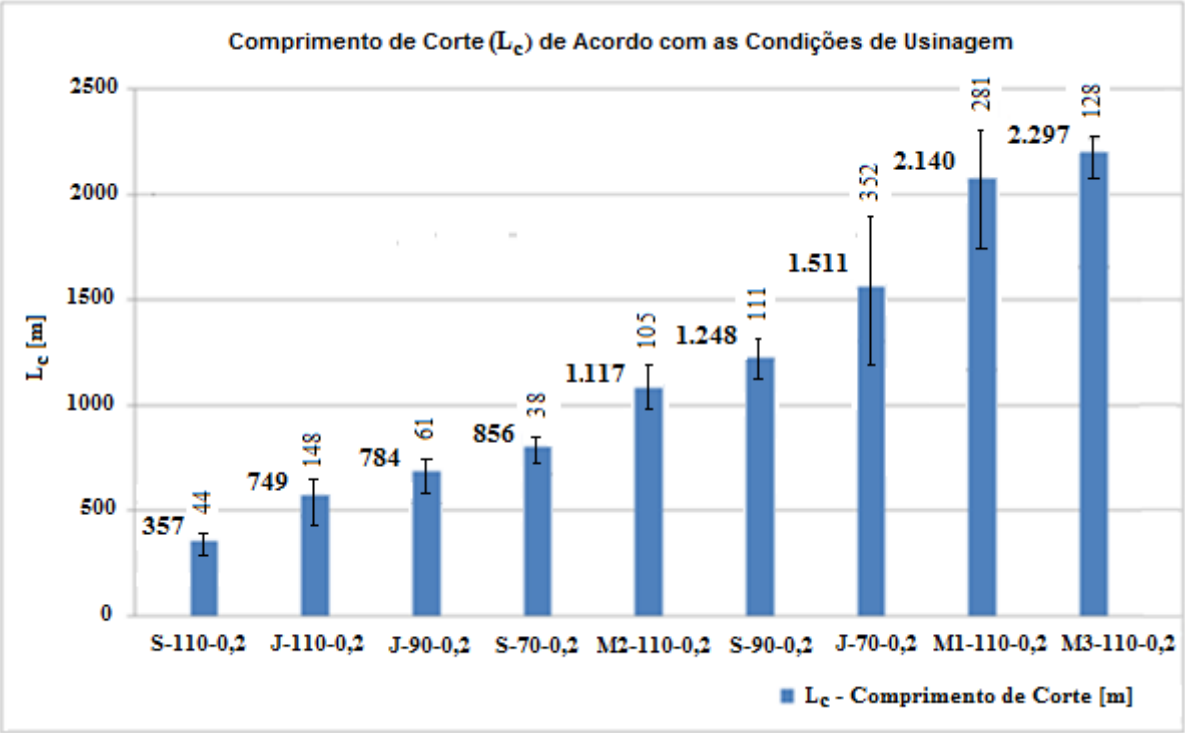
Os ensaios identificados na Tabela 5 do subitem 3.6.1 foram realizados e tiveram cada comprimento de corte (L_c) e dispersão com valor de desvio padrão (σ_{Lc}) calculados pelas equações (10a) e (12) do subitem 3.6.8.3, respectivamente e comparados entre si, conforme maior dispersão dos dados com o final de vida das pastilhas nos ensaios, mostrado na Tabela 9.

Tabela 9 – Medidas dos maiores desvios padrão (σ_{VB}), (σ_{Ra}), (σ_{Rz}) para as médias (VB), (R_a) e (R_z) nos ensaios

Planilha das medidas de desvios padrão do desgaste das pastilhas e da rugosidade das amostras nos ensaios									
Condições Usinagem	S-70-0,2	S-90-0,2	S- 110-0,2	J-70-0,2	J-90-0,2	J-110-0,2	M1-110-0,2	M2-110-0,2	M3-110-0,2
Passes (P)	24	35	10	46	28	21	60	34	82
$X_A + Y_A$	0,14+0,14	0,06+0,22	0,11+0,15	0,22+0,19	0,18+0,16	0,05+0,18	0,04+0,27	0,08+0,20	0,09+0,19
VB_A	0,28	0,28	0,26	0,41	0,34	0,23	0,31	0,28	0,28
$X_B + Y_B$	0,14+0,17	0,10+0,24	0,09+0,26	0,08+0,18	0,09+0,20	0,12+0,27	0,10+0,29	0,11+0,23	0,09+0,21
VB_B	0,31	0,34	0,35	0,26	0,29	0,39	0,39	0,34	0,30
$X_C + Y_C$	0,13+0,18	0,06+0,22	0,07+0,21	0,07+0,17	0,12+0,16	0,10+0,25	0,03+0,25	0,11+0,24	0,10+0,23
VB_C	0,31	0,28	0,28	0,24	0,28	0,35	0,28	0,35	0,33
VB	0,30	0,30	0,30	0,30	0,30	0,32	0,33	0,32	0,30
σ_{VB}	0,0133	0,0267	0,0367	0,07	0,0233	0,0633	0,0433	0,03	0,0167
σ_{VB}/VB	0,044	0,089	0,1223	0,2333	0,0777	0,1978	0,1312	0,0938	0,0557
R_{a1}	0,29	0,28	0,24	0,34	0,26	0,29	0,34	0,33	0,29
R_{a2}	0,26	0,24	0,21	0,42	0,23	0,21	0,28	0,36	0,28
R_{a3}	0,26	0,31	0,23	0,31	0,26	0,21	0,28	0,34	0,28
R_a	0,27	0,28	0,23	0,36	0,25	0,24	0,30	0,34	0,28
σ_{Ra}	0,0133	0,0233	0,01	0,0433	0,0133	0,0367	0,0267	0,01	0,01
R_{z1}	1,7	1,6	1,9	2,0	1,7	2,0	2,3	2,2	1,8
R_{z2}	1,3	1,6	1,5	2,1	1.7	1,9	1,9	2,3	1,7
R_{z3}	1,5	1,9	1,4	1,6	1,6	1,4	1,9	2,2	1,7
R_z	1,5	1,7	1,6	1,9	1,7	1,8	2,0	2,2	1,7
σ_{Rz}	0,133	0,133	0,2	0,2	0,1	0,233	0,167	0,1	0,1

Na Figura 54 é mostrada em ordem crescente, a vida das ferramentas expressas pelo seu comprimento de corte e faixa de desvio padrão ($L_c \pm \sigma_{Lc}$) monitorado pelo desgaste de flanco e fim de vida da ferramenta com VB = 0,30 mm, de acordo com a norma ISO 3685-1-2/93 e cálculos específicos do processo de fresamento frontal de acabamento do Ti6Al4V, para as diferentes condições de usinagem utilizadas, que mais influenciaram o seu rendimento.

Figura 54 – Comprimento de corte (L_c) com variação das condições de usinagem e velocidade de corte



Foi estabelecida a classificação de vida da ferramenta (VF) pelo valor médio do comprimento de corte medido (L_c) pelo fato de haver uma maior precisão neste método em relação ao tempo de corte (t_c) em cada uma das condições de usinagem apresentadas acima.

Para o corte sem lubri-refrigeração (S) a maior vida da ferramenta (VFS) foi a uma velocidade de corte de 90 m/min. com avanço de 0,2 mm/volta, ou seja, para S-90-0,2, VFS90. Para VFS70 e VFS110, respectivamente, os valores foram inferiores ao obtido em VFS90 e não foram comparados com os valores da aplicação de MQF (VFM).

Para o corte com jorro de fluido (J) a maior vida da ferramenta (VFJ) foi a uma velocidade de corte de 70 m/min. e um avanço de 0,2 mm/volta, ou seja, para J-70-0,2, VFJ70. Para VFJ90 e VFJ110 os valores foram inferiores ao obtido em VFJ70 e não foram comparados com os valores da aplicação de MQF (VFM).

Para o corte com a utilização de MQF (M) a vida da ferramenta (VFM) obtida foi a uma velocidade de corte de 110 m/min. e um avanço de 0,2 mm/volta para M1-110-0,2, M2-110-0,2 e M3-110-0,2 representado por VFM1, VFM2 e VFM3, respectivamente.

Para quantificar o desempenho das aplicações de MQF estudados foi estabelecida uma relação entre VFM1, VFM2, VFM3 e os maiores valores obtidos para o corte sem lubri-refrigeração VFS90 e o corte com jorro de fluido VFJ70, conforme é mostrado na Tabela 10.

Tabela 10 – Relação entre a vida das ferramentas para aplicações com MQF

Relação entre as aplicações de MQF estudados quanto à vida da ferramenta com avanço de 0,2 mm/volta						
Relação (VF)	VFM1/VFJ70	VFM1/VFS90	VFM2/VFJ70	VFM2/VFS90	VFM3/VFJ70	VFM3/VFS90
Rendimento	42% >	72% >	26% <	10 % <	52% >	84% >
Variança	Semelhante	23 a 60%	Semelhante	Semelhante	13 a 55%	35 a 56%

Estes percentuais de rendimento da vida da ferramenta foram estabelecidos entre as condições de usinagem estudadas para que se possa quantificar em cada aplicação específica e de forma mais eficaz, tanto as melhorias produtivas e econômicas advindas deste processo proposto quanto às melhorias ambientais advindas da utilização da técnica MQF.

Os números expressos acima justificam o maior rendimento e vida da ferramenta de corte com o uso da técnica MQF com fluido vegetal sem cloro M3-110-0,2 em relação às demais condições de lubri-refrigeração utilizados na usinagem de acabamento do Ti6Al4V.

Foram estudadas aplicações da técnica MQF com fluidos vegetais com cloro (M1) e fluidos vegetais sem cloro (M3) devido ao fato de que algumas empresas que fresam o titânio para a indústria aeronáutica não aprovarem o uso do cloro na usinagem do titânio e suas ligas.

Estes cuidados são tomados devido ao fato de que o titânio e suas ligas, como o Ti6Al4V serem altamente reativos ao oxigênio e ao cloro podendo liberar grande quantidade de calor, quando reagem em condições sem lubri-refrigeração, porém pequenas quantidades de vapor d'água são suficientes para passivar estas reações.

4.1.1.1 Evolução do desgaste de flanco nos ensaios realizados

Na Figura 55 é mostrada a tendência de evolução do desgaste de flanco (VB) das pastilhas em função do número de passes (P) aplicados na usinagem sem o uso de fluido de corte e com

a variação da velocidade de corte de 70, 90 e 110 m/min. até o fim de vida das pastilhas com VB = 0,30 mm para S-70-0,2, S-90-0,2 e S-110-0,2.

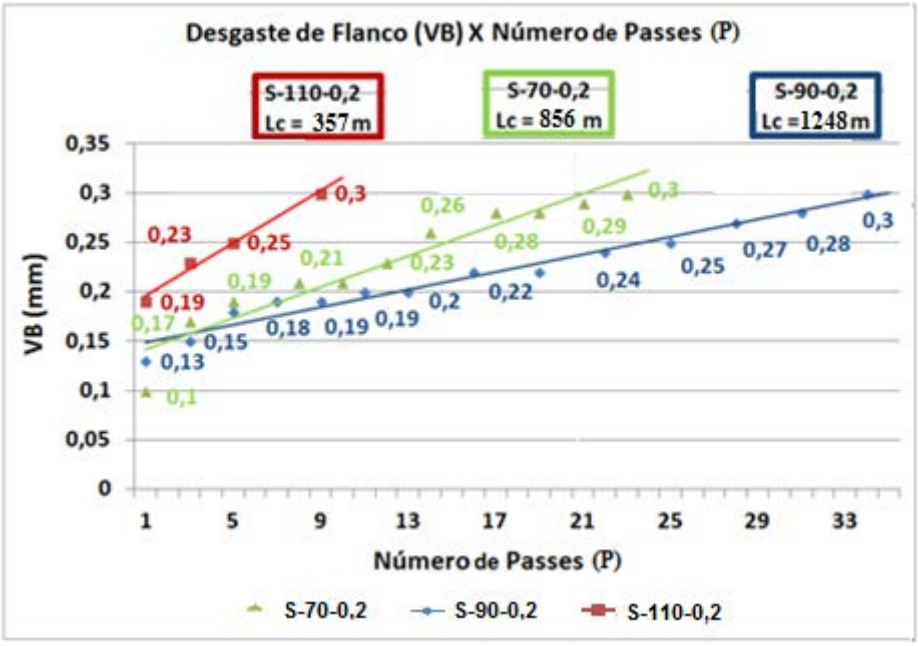
Nota-se que a maior vida da ferramenta para o corte sem lubri-refrigeração foi de 1.248 m ou 41,6 min. com V_c = 90 m/min. A variação do desgaste da ferramenta em cada passe ocorreu de forma mais uniforme do que nas outras velocidades de corte estudadas. Também é visível que não ocorreu à formação de aresta postiça de corte mesmo com V_c = 70 m/min. onde acredita-se ter ocorrido maiores esforços mecânicos com a menor temperatura na zona de corte.

Acredita-se que as altas temperaturas geradas na interface entre a peça e a ferramenta na usinagem sem lubri-refrigeração do Ti6Al4V por um lado facilita o corte do material usinado diminuindo-se os esforços mecânicos e o atrito gerado entre a ferramenta e peça até determinado o limite de V_c = 90 m/min. e por outro lado acima deste limite, com o aumento da velocidade de corte aumentam-se os esforços mecânicos com o impacto dos dentes da ferramenta na peça, o atrito e a temperatura levando a deterioração prematura da ferramenta.

O aumento da temperatura de corte gerada pela inexistência de lubrificação e baixa capacidade de refrigeração do Ti6Al4V por condutividade térmica para a peça e o cavaco ou por convecção entre a ferramenta e o ar com o giro da ferramenta no corte interrupto do fresamento, limita a possibilidade do aumento da velocidade de corte pelo alto calor retido na ferramenta que pode chegar a 1400 ºC (SU *et al.*, 2006) deteriorando-a rapidamente.

Esta combinação de fenômenos explica por hipótese os resultados obtidos para esta condição de usinagem.

Figura 55 – Evolução do desgaste de flanco (VB) para o corte sem lubrificação (S)



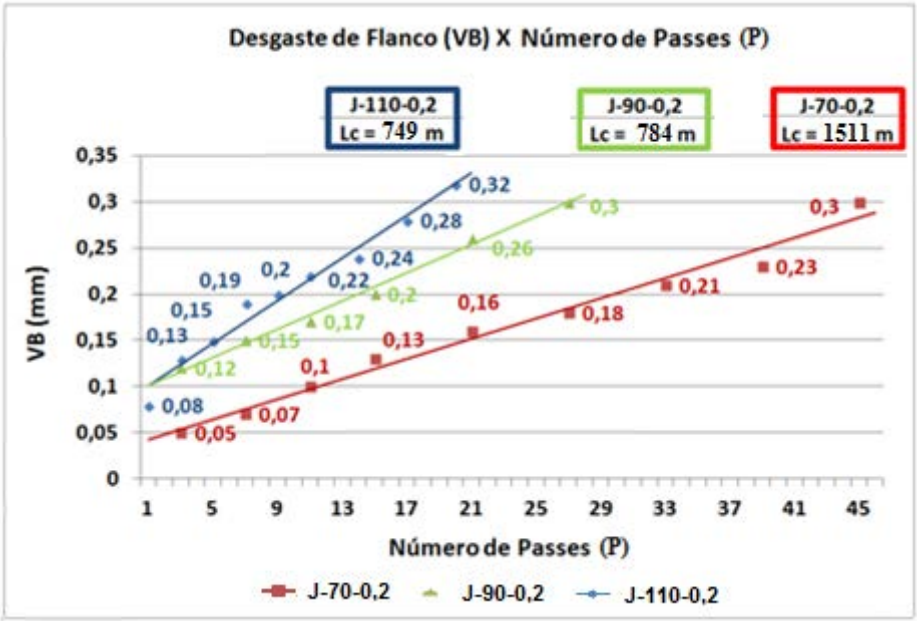
Na Figura 56 é mostrada a tendência de evolução do desgaste de flanco (VB) das pastilhas em função do número de passes (P) aplicados na usinagem com o jorro de fluido vegetal miscível em agua a 8% e com a variação da velocidade de corte de 70, 90 e 110 m/min. até o fim de vida das pastilhas com VB = 0,30 mm para J-70-0,2, J-90-0,2 e J-110-0,2.

Nota-se que a maior vida da ferramenta para o corte com o jorro de fluido vegetal miscível em agua a 8% foi de 1.511 m ou 64,8 min. com velocidade de corte V_c = 70 m/min. O incremento do desgaste da ferramenta em cada passe ocorreu de forma pouco uniforme nesta condição, mas de maneira mais gradativa do que nas outras velocidades de corte aplicadas, e ainda percebeu-se que não houve à formação de aresta postiça de corte no decorrer da usinagem.

O uso de fluidos de corte a base de água no corte interrupto como no fresamento apesar de lubrificar a zona de corte e reduzir consideravelmente o atrito na usinagem, ainda não evita as altas temperaturas de corte geradas na ferramenta devido à baixa condutibilidade térmica do titânio e a sua alta abrasão, mas tem um efeito de refrigeração que a leva a um rápido aquecimento e resfriamento na sua entrada e saída da amostra em cada ciclo de giro enfraquecendo-a pela ação do choque térmico e ao mesmo tempo o resfriamento causado pelo fluido na zona de corte torna o material da amostra usinada mais resistente levando a um maior esforço de corte na aresta da ferramenta.

O fluido de corte aumenta a vida da ferramenta pela redução de atrito na zona de corte até determinado o limite de V_c= 70 m/min. onde ocorrem choques mecânico e térmico suportados pela ferramenta, mas acima deste limite com o aumento da velocidade de corte aumentam-se os esforços mecânicos com o impacto dos dentes da ferramenta na amostra, o atrito e a temperatura da ferramenta que ao ser resfriada em temperaturas mais altas e abruptamente causam a sua fadiga térmica levando a sua deterioração prematura. Esta combinação de fenômenos explica por hipótese os resultados obtidos para esta condição de usinagem.

Figura 56 – Evolução do desgaste de flanco (VB) para o corte com jorro de fluido (J)



Na Figura 57 é mostrada a tendência de evolução do desgaste de flanco (VB) das pastilhas em função do número de passes (P) aplicados na usinagem com a técnica MQF para velocidade de corte de 110 m/min. até o fim de vida das pastilhas com VB = 0,30 mm para M1-110-0,2 com fluido vegetal com cloro (M1), M2-110-0,2 com fluido sintético com ésteres (M2) e M3-110-0,2 com fluido vegetal sem cloro (M3).

Nota-se que a maior vida da ferramenta para o corte com MQF com fluido vegetal sem cloro (M3) foi de 2.297 m ou 62,6 min. com velocidade de corte V_c = 110 m/min e avanço de 0,2 mm/volta. O incremento do desgaste da ferramenta em cada passe ocorreu de forma uniforme e gradativa para os três fluidos de corte aplicados M1, M2 e M3 com a mesma velocidade de corte, e percebeu-se que não houve à formação de aresta postiça de corte no decorrer da usinagem.

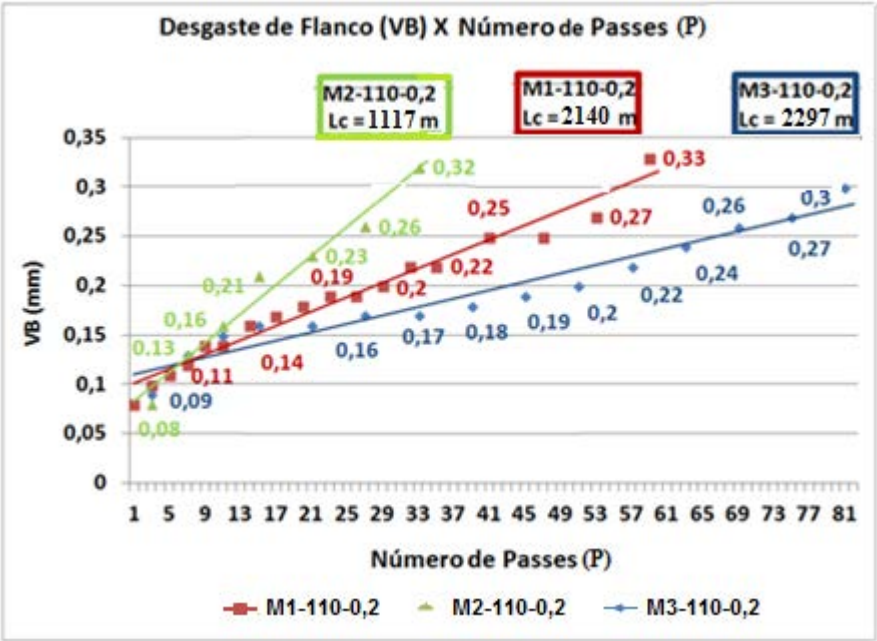
Acredita-se que com a aplicação da técnica MQF onde uma pequena quantidade de fluido é pulverizada no contato entre as pastilhas e a zona de corte ocorre uma melhor lubrificação, uma redução mais eficaz do atrito e da geração de calor evitando-se o desgaste prematuro da ferramenta de corte.

Percebeu-se que com a aplicação dos fluidos nas condições M1 M2 e M3 pode-se operar com uma velocidade de corte maior V_c = 110 m/min., com a melhoria de desgaste e vida da ferramenta em relação às demais condições de usinagem empregadas, e que as condições M3 e

M1 que empregaram fluidos vegetais produziram uma menor taxa de desgaste da ferramenta em comparação à condição M2 com fluido a base de ésteres sintéticos.

Esta desaceleração da progressão do desgaste de flanco em cada caso pode ser atribuída ao efeito superior de lubri-refrigeração entre os fluidos de corte vegetal e sintético empregados.

Figura 57 – Evolução do desgaste de flanco (VB) para o corte com MQF (M)



4.1.2 Análise do volume de material removido (V) e taxa de remoção de material (Q)

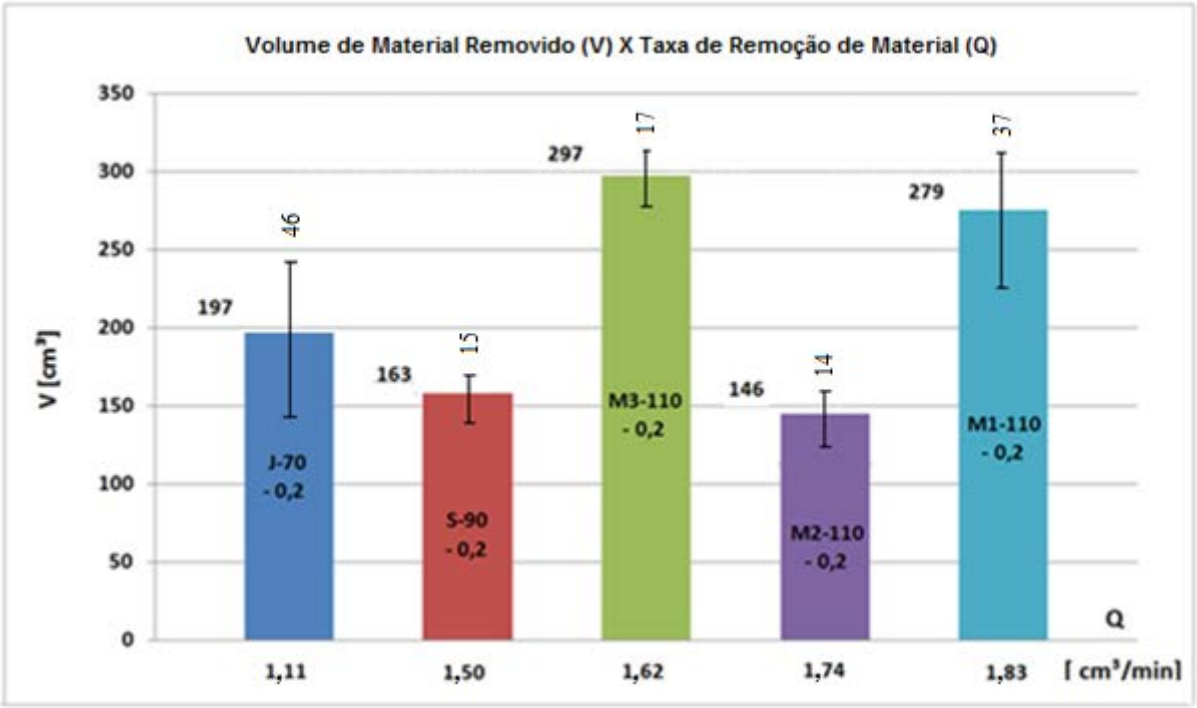
Através dos dados contidos na Tabela 7 do subitem 4.1, Tabelas (8) e (9) do subitem 4.1.1 foram calculados os valores do volume de material removido (V) e dispersão com o valor do desvio padrão (σ_V) através das equações (16) e (17) do subitem 3.6.8.5 e da taxa de remoção de material (Q) expressas na equação (23a) do subitem 3.6.8.6.

O cálculo do volume de remoção de material (V) varia principalmente com o aumento do número de passes (P) estabelecido em cada condição de usinagem aplicada e a taxa de remoção de material (Q) varia principalmente com o aumento da velocidade de corte (V_c) e é limitada pelo desgaste das pastilhas de corte e a diminuição do número de passes (P).

Na Figura 58 é mostrada a medida do volume de material removido (V) e a taxa de remoção de material (Q) para as aplicações da técnica MQF: M1-110-0,2 com (VM1) e (QM1), M2-110-0,2 com (VM2) e (QM2), M3-110-0,2 com (VM3) e (QM3) considerando-se as dispersões do processo com desvio padrão ($\pm\sigma_{VM1}$), ($\pm\sigma_{VM2}$), ($\pm\sigma_{VM3}$) respectivamente e os

maiores resultados obtidos para o corte com jorro de fluido J-70-0,2 com (VJ70) e (QJ70) e o corte sem lubri-refrigeração S-90-0,2 com (VS90) e (QS90) considerando-se as dispersões do processo com desvio padrão ($\pm\sigma_{VJ70}$) e ($\pm\sigma_{VS90}$) respectivamente .

Figura 58 - Volume de material removido (V) e taxa de remoção de material (Q)



Para quantificar o desempenho da técnica MQF estudada foi estabelecida uma relação entre M1, M2 e M3 com valores VM1, VM2, VM3 e QM1, QM2, QM3 e os valores obtidos para o jorro de fluido J-70-0,2 com VJ70, QJ70 e para corte sem lubri-refrigeração S-90-0,2 com VS90, QS90 que alcançaram os maiores valores de volume de material removido (V) conforme mostrado na Tabela 11.

Tabela 11 – Relação entre volume de material removido (V) e taxa de remoção de material (Q)

Relação entre volume de material removido (V) e taxa de remoção de material (Q)						
Relação (V)	VM1/VJ70	VM1/VS90	VM2/VJ70	VM2/VS90	VM3/VJ70	VM3/VS90
Rendimento	42% >	71% >	26% <	10% <	51% >	82% >
Variança	Semelhante	23 a 60%	Semelhante	Semelhante	12 a 55%	34 a 56%
Relação (Q)	QM1/QJ70	QM1/QS90	QM2/QJ70	QM2/QS90	QM3/QJ70	QM3/QS90
Rendimento	65% >	22% >	57% >	16% >	46% >	8% >

Estes percentuais de rendimento do volume de material removido e da taxa de remoção de material foram estabelecidos entre as condições de usinagem estudadas para que se possam quantificar em cada aplicação específica e de forma mais eficaz, tanto as melhorias produtivas e econômicas advindas deste processo proposto quanto às melhorias ambientais advindas da utilização da técnica MQF.

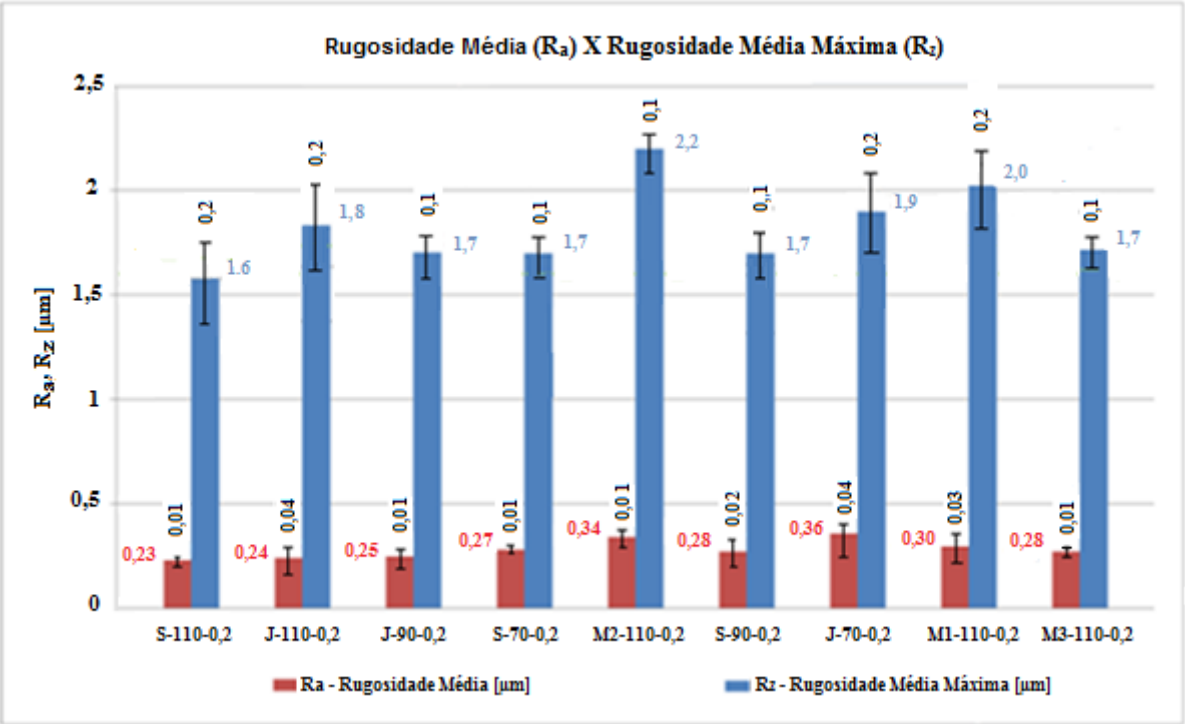
Os números expressos acima justificam o maior rendimento de volume de material removido e de taxa de remoção de material com o uso da técnica MQF com fluido vegetal sem cloro, M3-110-0,2 em relação às demais condições de lubri-refrigeração utilizados na usinagem de acabamento do Ti6Al4V.

4.1.3 Análise da rugosidade média (R_a) e rugosidade média máxima (R_z)

É mostrada na Figura 59 os valores de rugosidade média (R_a), rugosidade média máxima (R_z) dispostas em ordem crescente de comprimento de usinagem (L_c) calculadas conforme as equações (24) e (25) e dispersões com desvios padrão (σ_{Ra}) e (σ_{Rz}), através das equações (28a) e (28b) do subitem 3.6.8.7 com as mesmas condições de usinagem empregadas anteriormente.

Na Figura 59 considera-se as medidas da rugosidade média (R_a) e da rugosidade média máxima (R_z) para as aplicações da técnica MQF: M1-110-0,2 com (R_aM1) e (R_zM1), M2-110-0,2 com (R_aM2) e (R_zM2), M3-110-0,2 com (R_aM3) e (R_zM3) e as dispersões do processo com desvio padrão ($\pm\sigma_{RaM1}$), ($\pm\sigma_{RzM1}$); ($\pm\sigma_{RaM2}$), ($\pm\sigma_{RzM2}$); ($\pm\sigma_{RaM3}$), ($\pm\sigma_{RzM3}$) respectivamente e os maiores resultados obtidos para o corte com jorro de fluido J-70-0,2 com (R_aJ70) e (R_zJ70) e o corte sem lubri-refrigeração S-90-0,2 com (R_aS90) e (R_zS90) e as dispersões do processo com desvio padrão ($\pm\sigma_{RaJ70}$), ($\pm\sigma_{RzJ70}$) e ($\pm\sigma_{RaS90}$), ($\pm\sigma_{RzS90}$) respectivamente .

Figura 59 – Rugosidade média (R_a) e rugosidade média máxima (R_z) para as condições de usinagem aplicadas



Para quantificar o desempenho da rugosidade média (R_a) e rugosidade média máxima (R_z) para os tipos de MQF estudados foi estabelecida uma relação entre M1-110-0,2, M2-110-0,2 e M3-110-0,2 com valores, R_aM1, R_aM2, R_aM3 e R_zM1, R_zM2, R_zM3 e os valores obtidos para o jorro de fluido J-70-0,2 com valores R_aJ70, R_zJ70 e para o corte sem lubri-refrigeração S-90-0,2 com R_aS90, R_zS90 que alcançaram os maiores valores de comprimento de corte na usinagem, conforme mostrado na Tabela 12.

Tabela 12 – Relação entre as rugosidades média (R_a) e média máxima (R_z) para os tipos de MQF estudados

Relação entre as rugosidades média (R_a) e média máxima (R_z) para os tipos de MQF estudados						
Relação (R_a)	R_aM1/R_aJ70	R_aM1/RaS90	R_aM2/R_aJ70	R_aM2/R_aS90	R_aM3/R_aJ70	R_aM3/R_aS90
Rendimento	17% <	7% >	6% <	21% >	22% <	0% =
Variança	Semelhante	Semelhante	Semelhante	Semelhante	Semelhante	Semelhante
Relação (R_z)	R_zM1/R_zJ70	R_zM1/R_zS90	R_zM2/R_zJ70	R_zM2/R_zS90	R_zM3/R_zJ70	R_zM3/R_zS90
Rendimento	5% >	18% >	16% >	29% >	10% <	0% =
Variança	Semelhante	Semelhante	Semelhante	14 a 32%	Semelhante	Semelhante

Estes percentuais de rendimento de rugosidade média e rugosidade média máxima foram estabelecidos entre as condições de usinagem estudadas, para que se possam quantificar em

cada aplicação específica e de forma mais eficaz tanto as melhorias produtivas e de qualidade advindas deste processo proposto quanto às melhorias ambientais propostas na utilização da técnica MQF.

Os números expressos anteriormente justificam o maior rendimento e menor rugosidade média (R_a) e rugosidade média máxima (R_z) com o uso da técnica MQF com fluido vegetal sem cloro M3-110-0,2 em relação às demais condições de lubri-refrigeração utilizados na usinagem de acabamento do Ti6Al4V e que estatisticamente pode-se considerar a rugosidade média (R_a) semelhante para todas as condições de usinagem estudadas.

4.1.3.1 Evolução da rugosidade média (R_a) e rugosidade média máxima (R_z).

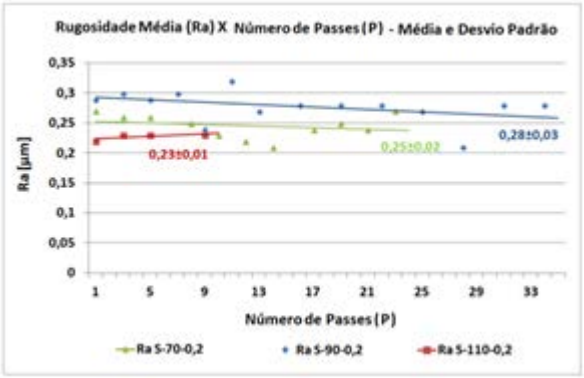
Na Figura 60 (a) é mostrada uma tendência decrescente e pouco acentuada de evolução da rugosidade média (R_a) das superfícies usinadas em função do número de passes (P) aplicados até o fim de vida das pastilhas sem o uso de fluido de corte com a variação da velocidade de corte de 70 e 90 m/min. e uma tendência crescente e acentuada na evolução da rugosidade média (R_a) com a velocidade de corte de 110 m/min.

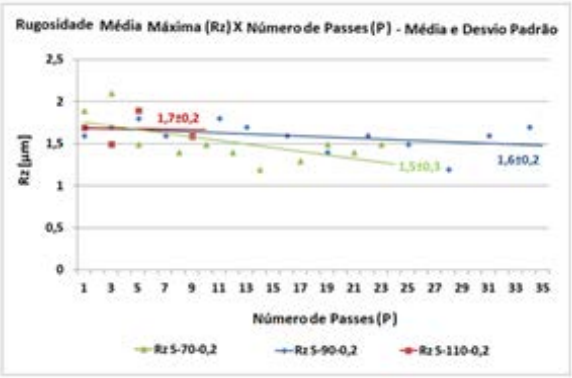
Na Figura 60 (b) é mostrada uma tendência decrescente e pouco acentuada de evolução da rugosidade média máxima (R_z) das superfícies usinadas em função do número de passes (P) aplicados até o fim de vida das pastilhas sem o uso de fluido de corte (S) com a variação da velocidade de corte de 70, 90 e 110 m/min.

Acredita-se que o desgaste das pastilhas ocorrendo de forma uniforme aumenta a sua área de contato com a amostra provocando um efeito de alisamento o que justificaria um decréscimo na evolução da rugosidade média (R_a) e rugosidade média máxima (R_z) com o aumento do desgaste das pastilhas nas velocidades de corte de 70 e 90 m/min.

Presume-se que com a velocidade de corte de 110 m/min. ocorre um aumento significativo do atrito e da temperatura de corte levando a um desgaste irregular e prematuro das pastilhas resultando em marcas da ferramenta na superfície da peça e a um acréscimo na evolução da rugosidade média (R_a) e da rugosidade média máxima (R_z).

Figura 60 (a) - Evolução da rugosidade média (R_a) para o corte sem lubri-refrigeração
(b) - Evolução da rugosidade média máxima (R_z) para o corte sem lubri-refrigeração





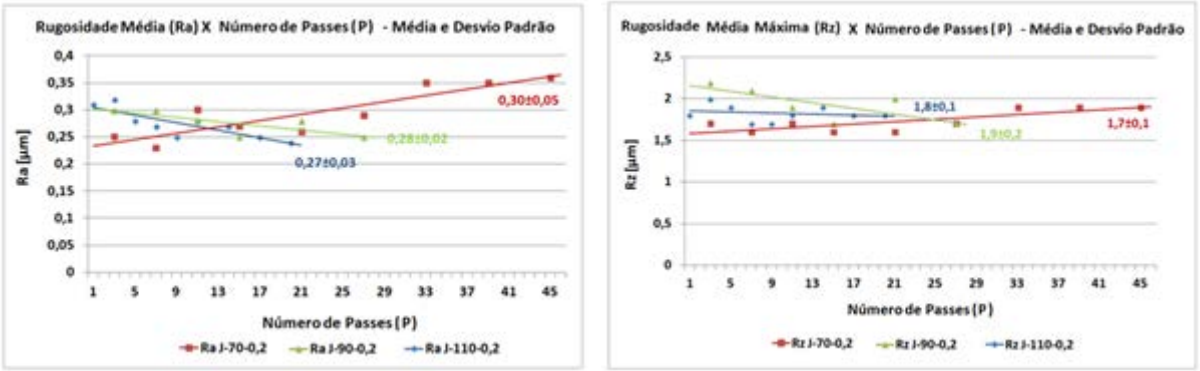
(a) (b)

Nas Figuras 61 (a) e (b) é mostrada uma tendência crescente acentuada de evolução da rugosidade média (R_a) e rugosidade média máxima (R_z) das superfícies usinadas em função do número de passes (P) aplicados até o fim de vida das pastilhas com o uso de jorro de fluido vegetal miscível em agua a 8% (J) com a velocidade de corte de 70 m/min. e uma tendência decrescente na evolução da rugosidade média (R_a) e média máxima (R_z) com as velocidades de corte de 90 e 110 m/min.

Presume-se que o aumento acentuado das rugosidades R_a e R_z na velocidade de corte de 70 m/min. ocorrem devido ao lascamento das pastilhas de corte pelo choque térmico que estabelece um desgaste irregular e mais lento das pastilhas devido ao menor atrito e temperatura no contato com a peça com um menor alisamento das mesmas na evolução do desgaste provocando marcas agudas da ferramenta na superfície da peça.

Acredita-se que com a velocidade de corte em 90 e 110 m/min. apesar de ainda ocorrer o lascamento das pastilhas provocado pelo choque térmico no resfriamento efetuado pelo jorro de fluido, o desgaste das pastilhas aumenta devido ao maior atrito e esforços mecânicos no corte provocando um efeito de alisamento das mesmas devido a um aumento da sua área de contato com a amostra o que justificaria um decréscimo na evolução da rugosidade média (R_a) e rugosidade média máxima (R_z).

Figura 61 (a) - Evolução da rugosidade média (R_a) para o corte com jorro de fluido
(b) - Evolução da rugosidade média máxima (R_z) para o corte com jorro de fluido



(a) (b)

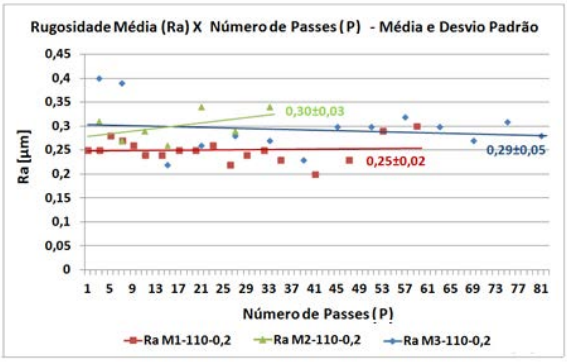
Nas Figuras 62 (a) e (b) é mostrada uma tendência crescente e acentuada de evolução da rugosidade média (R_a) e rugosidade média máxima (R_z) das superfícies usinadas em função do número de passes (P) aplicados até o fim de vida das pastilhas com a velocidade de corte de 110 m/min. para a utilização da técnica MQF com fluido de ésteres sintéticos (M2), uma tendência crescente e pouco acentuada para MQF com fluido vegetal com cloro (M1) e uma tendência decrescente e acentuada para MQF com fluido vegetal sem cloro (M3).

Considerando-se que a velocidade de corte é a mesma em todos os casos e a mudança ocorre apenas na composição química e física dos fluidos de corte para as mesmas condições da aplicação da técnica MQF observa-se que o fluido vegetal sem cloro (M3) propiciou um desgaste mais uniforme das pastilhas com maior poder de lubri-refrigeração em relação ao fluido vegetal com cloro (M1) e ao fluido com éster sintético (M2) respectivamente. Observa-se que a técnica MQF é capaz de reduzir o aumento da temperatura das pastilhas de corte com a troca de calor na evaporação dos fluidos de corte com uma taxa de resfriamento constante evitando choques térmicos, reduzindo o atrito de forma mais eficiente na zona de corte.

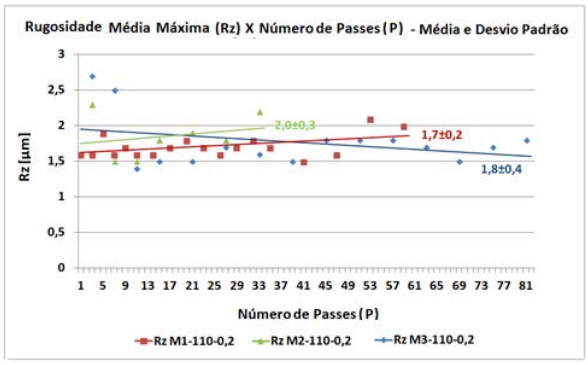
Acredita-se que os fluidos vegetais (M1 e M3) têm uma capacidade maior de lubri-refrigeração em relação ao fluido com éster sintético (M2), pois os ácidos graxos contidos nestes óleos tem uma cadeia de carbono mais longa.

A maior viscosidade dos óleos vegetais sem cloro (M3) e com cloro (M1) tem a tendência de aderir mais a peça, resistir melhor ao fluxo de corte, permanecer na zona de corte por mais tempo e fornecer lubrificação mais efetiva entre o cavaco e peça.

Figura 62 (a) - Evolução da rugosidade média (R_a) para o corte com a técnica MQF
(b) - Evolução da rugosidade média máxima (R_z) para o corte com a técnica MQF



(a)



(b)

4.2 COMPARAÇÃO ENTRE ENSAIOS COM VARIAÇÃO DO AVANÇO (0,2 e 0,3 mm/volta) COM UTILIZAÇÃO DA TÉCNICA MQF

Com os mesmos critérios e procedimentos utilizados no subitem 3.6.8 foi calculado o comprimento de corte (L_c) e dispersão com valor de desvio padrão (σ_{Lc}) calculado pelas equações (10b) e (12) do subitem 3.6.8.3 respectivamente, para os experimentos com a utilização de MQF com aplicação da taxa de avanço de 0,3 mm/volta e velocidade de corte de 110 m/min. para M1-110-0,3 (M1'), M2-110-0,3 (M2') e M3-110-0,3 (M3') e comparados entre si.

4.2.1 Comparação da vida da ferramenta (VF) para avanço 0,2 e 0,3 mm/volta

Na Tabela 13 são identificados o número da amostra (n) usinada, o comprimento da amostra (L_n), a largura da amostra (C_n), o número de passes usinados (P) até o fim de vida das pastilhas e o tempo de vida da ferramenta (t_c) para um avanço de 0,3 mm/volta, conforme calculado pela equação (13) do subitem 3.6.8.4.

Tabela 13 - Planilha das condições de usinagem aplicadas em cada ensaio com MQF

Planilha das condições de usinagem aplicadas em cada ensaio						
MQF com avanço 0,2 e 0,3 mm/volta	M1-110-0,2	M1-110-0,3	M2-110-0,2	M2-110-0,3	M3-110-0,2	M3-110-0,3
Nº da amostra (n)	01	02	02	02	03	03
Comprimento da amostra (L_n) [mm]	178	172	172	172	157	157
Largura da amostra (C_n) [mm]	87	83	83	83	77	77
Nº de passes (P)	60	58	34	22	82	46
Tempo de vida (t_c) [min.]	58,4	51,9	30,5	19,7	62,6	35,1

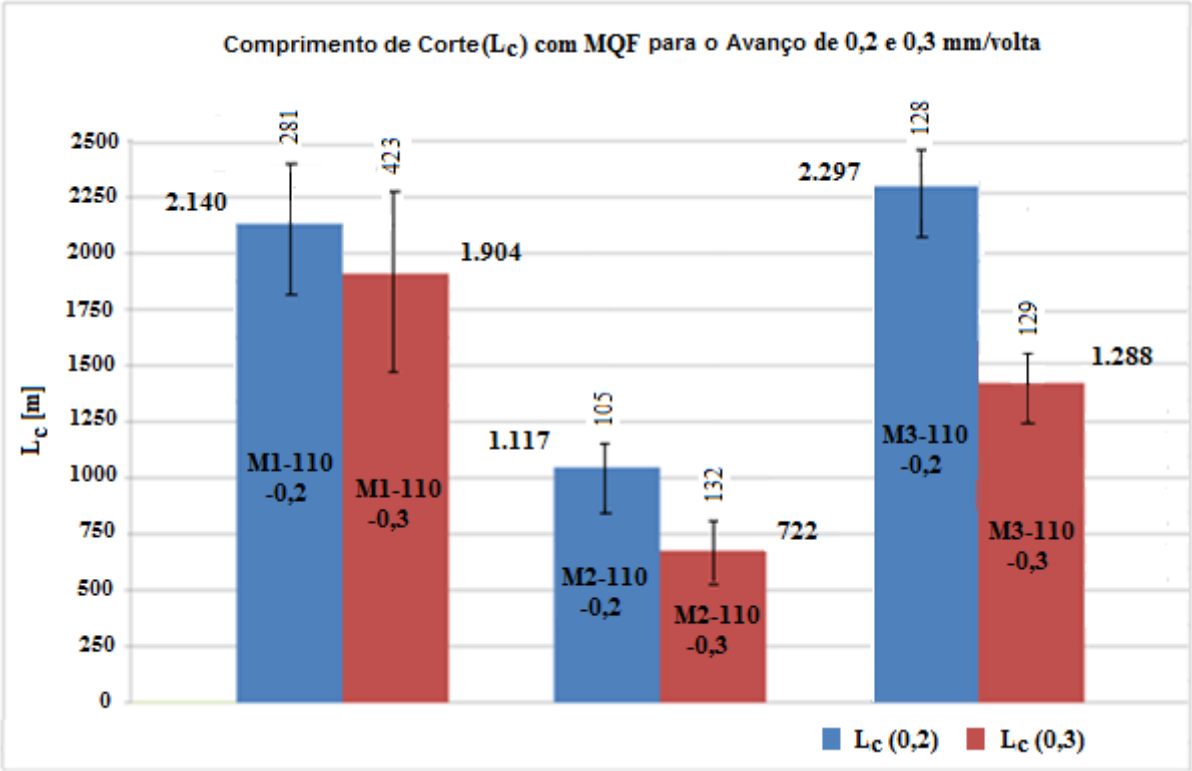
Para o corte com a utilização da técnica MQF (M) com avanço de 0,2 mm/volta a vida da ferramenta (VFM) estabelecida pelo comprimento de corte (L_c) para M1-110-0,2, M2-110-0,2 e M3-110-0,2 foi VFM1, VFM2 e VFM3 e para MQF (M') com o avanço de 0,3 mm/volta a vida da ferramenta (VFM') para M1-110-0,3, M2-110-0,3 e M3-110-0,3 foi VFM1', VFM2' e VFM3' considerando-se as dispersões do processo com desvio padrão ($\pm\sigma_{Lc}$) calculados pelas equações (10a), (10b) e (12) do subitem 3.6.8.3 respectivamente, conforme maior dispersão dos dados com o final de vida das pastilhas nos ensaios, mostrado na Tabela 14.

Tabela 14 – Medidas dos maiores desvios padrão (σ_{VB}), (σ_{Ra}), (σ_{Rz}) com MQF para avanço 0,2 e 0,3 mm/volta

Planilha com desvios padrão nos ensaios com MQF para avanço 0,2 e 0,3 mm/volta						
Condições de usinagem	M1-110-0,2	M1-110-0,3	M2-110-0,2	M2-110-0,3	M3-110-0,2	M3-110-0,3
Passes (P)	60	58	34	22	82	46
$X_A + Y_A$	0,04+0,27	0,05+0,20	0,08+0,20	0,06+0,17	0,09+0,19	0,10+0,16
VB_A	0,31	0,25	0,28	0,23	0,28	0,26
$X_B + Y_B$	0,10+0,29	0,13+0,27	0,11+0,23	0,09+0,21	0,09+0,21	0,11+0,20
VB_B	0,39	0,40	0,34	0,30	0,30	0,31
$X_C + Y_C$	0,03+0,25	0,05+0,20	0,11+0,24	0,13+0,26	0,10+0,23	0,12+0,22
VB_C	0,28	0,25	0,35	0,39	0,33	0,34
VB	0,33	0,30	0,32	0,31	0,30	0,30
σ_{VB}	0,0433	0,0667	0,03	0,0567	0,0167	0,03
σ_{VB}/VB	0,1312	0,2223	0,0938	0,1829	0,0557	0,1
R_{a1}	0,34	0,44	0,33	0,68	0,29	0,36
R_{a2}	0,28	0,46	0,36	0,62	0,28	0,41
R_{a3}	0,28	0,44	0,34	0,73	0,28	0,36
R_a	0,30	0,45	0,34	0,68	0,28	0,38
σ_{Ra}	0,0267	0,01	0,01	0,0367	0,01	0,0233
R_{z1}	2,3	2,7	2,2	3,5	1,8	2,3
R_{z2}	1,9	2,3	2,3	3,6	1,8	2,1
R_{z3}	1,9	2,3	2,2	4,0	1,7	2,2
R_z	2,0	2,4	2,2	3,7	1,8	2,2
σ_{Rz}	0,167	0,1667	0,1	0,2	0,1	0,0667

Na Figura 63 é mostrada a comparação entre a vida das ferramentas com a utilização de MQF com avanço de 0,2 e 0,3 mm/volta expressa pelo seu comprimento de corte e faixa de desvio padrão ($L_c \pm \sigma_{Lc}$) monitorado pelo desgaste de flanco e fim de vida da ferramenta com VB = 0,30 mm, de acordo com a norma ISO 3685-1-2/93 e cálculos específicos do processo de fresamento frontal de acabamento do Ti6Al4V.

Figura 63 – Comparação do comprimento de corte (L_c) com MQF



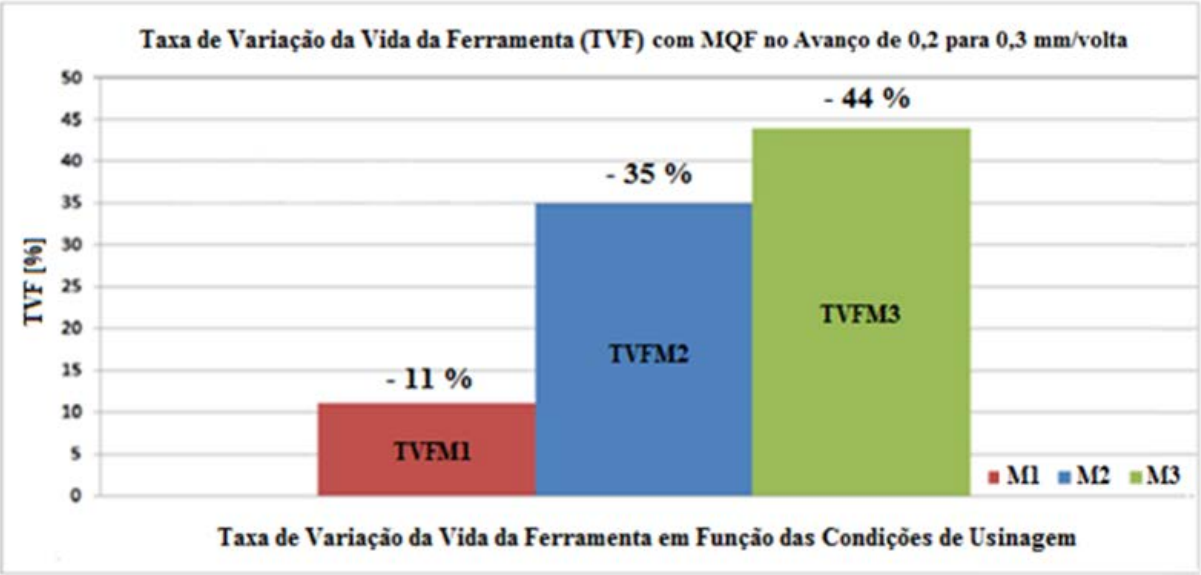
Analisando-se a Figura 63 foi observado que com o aumento do avanço de 0,2 para 0,3 mm/volta ocorreu uma diminuição significativa do comprimento de corte (L_c) e da vida da ferramenta. Acredita-se que esse fato se deve a baixa condutibilidade térmica do Ti6Al4V que transferiu pouco o calor gerado no corte através do aumento da espessura e da área do cavaco usinado ocasionado pelo aumento do avanço que levou ao aumento do atrito e da temperatura de corte e portanto ao maior desgaste da ferramenta.

Para quantificar o desempenho da vida da ferramenta (VF) para os tipos de MQF utilizados com a variação do avanço de 0,2 para 0,3 mm/volta foi estabelecida uma relação denominada taxa de variação da vida da ferramenta (TVF) para cada condição de usinagem estudada onde:

$$TVFM1 = \frac{VFM1'}{VFM1} \qquad TVFM2 = \frac{VFM2'}{VFM2} \qquad TVFM3 = \frac{VFM3'}{VFM3}$$

Os valores de TVFM1, TVFM2 e TVFM3 demonstram um percentual de rendimento entre os mesmos fluidos de corte utilizando a técnica MQF com o aumento do avanço de 0,2 para 0,3 mm/volta e que o fluido vegetal com cloro (M1) obteve um maior rendimento na vida da ferramenta em relação aos demais fluídos utilizados, conforme mostrado na Figura 64.

Figura 64 – Comparação da taxa de variação da vida da ferramenta (TVF) com MQF.



Para quantificar o desempenho das aplicações de MQF com avanço 0,3 mm/volta estudados foi estabelecida uma relação entre VFM1', VFM2', VFM3' e os maiores valores obtidos para o corte sem lubri-refrigeração VFS90 e o corte com jorro de fluido VFJ70 com avanço 0,2 mm/volta, conforme é mostrado na Tabela 15.

Tabela 15 - Relação de vida da ferramenta com MQF para o avanço de 0,3 mm/volta

Relação entre os tipos de MQF estudados com o avanço de 0,3 mm/volta quanto à vida da ferramenta						
Relação (VF)	VFM1'/VFJ70	VFM1'/VFS90	VFM2'/VFJ70	VFM2'/VFS90	VFM3'/VFJ70	VFM3'/VFS90
Rendimento	26% >	53% >	52% <	42% <	15% <	3% >
Variança	Semelhante	23 a 60%	Inferior	Inferior	Semelhante	Semelhante

Estes percentuais de rendimento da vida da ferramenta foram estabelecidos entre as condições de usinagem estudadas para que se possa quantificar em cada aplicação específica e

de forma mais eficaz, tanto as melhorias produtivas e econômicas advindas deste processo proposto quanto às melhorias ambientais advindas da utilização da técnica MQF.

Desta forma fica evidente que o fluido vegetal com cloro (M1'), como aditivo de extrema pressão, com o aumento do avanço para 0,3 mm/volta ainda que com utilização restritiva em algumas indústrias aeronáuticas que usinam o titânio teria um ganho produtivo considerável em relação ao MQF com fluido vegetal sem cloro (M3') e em relação aos maiores resultados de vida da ferramenta obtidos com o corte sem lubri-refrigeração (S) e com jorro de fluido (J) com avanço de 0,2 mm/volta.

4.2.1.1 Evolução do desgaste de flanco com MQF para avanço 0,3 mm/volta.

Na Figura 65 é mostrada a tendência de evolução do desgaste de flanco (VB) das pastilhas em função do número de passes (P) aplicados na usinagem com a técnica MQF para velocidade de corte de 110 m/min. e avanço de 0,3 mm/volta até o fim de vida das pastilhas com VB = 0,30 mm para M1-110-0,3 com fluido vegetal com cloro (M1'), M2-110-0,3 com fluido sintético com ésteres (M2') e M3-110-0,3 com fluido vegetal sem cloro (M3').

Nota-se que a maior vida da ferramenta para o corte com MQF com fluido vegetal com cloro (M1') foi de 1.904 m ou 51,9 min. com velocidade de corte V_c = 110 m/min e avanço de 0,3 mm/volta. O incremento do desgaste da ferramenta em cada passe ocorreu de forma uniforme e gradativa para os três fluidos de corte aplicados M1', M2' e M3' com a mesma velocidade de corte e avanço, e percebeu-se que não houve à formação de aresta postiça de corte no decorrer da usinagem.

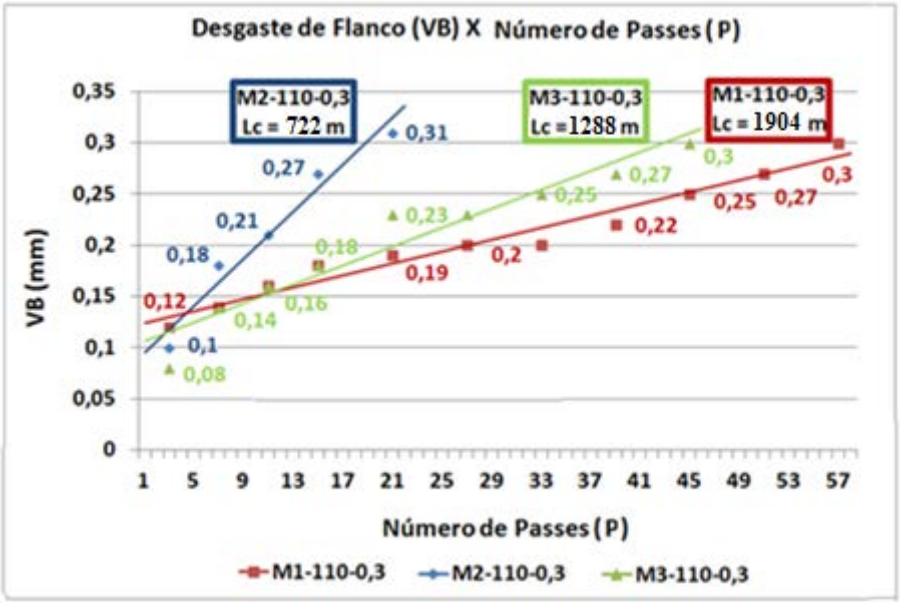
Acredita-se que com a aplicação da técnica MQF onde uma pequena quantidade de fluido é pulverizada no contato entre as pastilhas e a zona de corte ocorre uma melhor lubrificação, uma redução mais eficaz do atrito e da geração de calor evitando-se o desgaste prematuro da ferramenta de corte.

Percebeu-se que com a aplicação dos fluidos nas condições M1' M2' e M3' pôde-se operar com uma velocidade de corte maior V_c = 110 m/min e avanço de 0,3 mm/volta, com o aumento acentuado do desgaste e diminuição da vida da ferramenta em relação ao avanço de 0,2 mm/volta em condições de usinagem estudadas anteriormente e que para estas condições o uso de fluido vegetal com cloro (M1') obteve maior desempenho em relação ao fluido vegetal sem cloro (M3') e ao fluido com éster sintético (M2').

Nota-se uma desaceleração da progressão do desgaste de flanco e maior vida da ferramenta com o uso do cloro no fluido vegetal (M1'), quando aumentado o avanço para 0,3

mm/volta, pelo fato do cloro ser um aditivo de extrema pressão (EP), ou seja, ter a propriedade de reagir quimicamente com o material da peça formando uma película de baixo atrito com estrutura laminar na zona de cisalhamento entre a ferramenta e a peça. Acredita-se que este fenômeno reduziu o atrito e o desgaste da ferramenta nesta condição de usinagem mais severa, com avanço de 0,3 mm/volta mantendo-se as temperaturas na zona de corte inferiores à 600 ºC, condição onde os aditivos clorados são eficientes.

Figura 65 - Evolução do desgaste de flanco (VB) para o corte com MQF

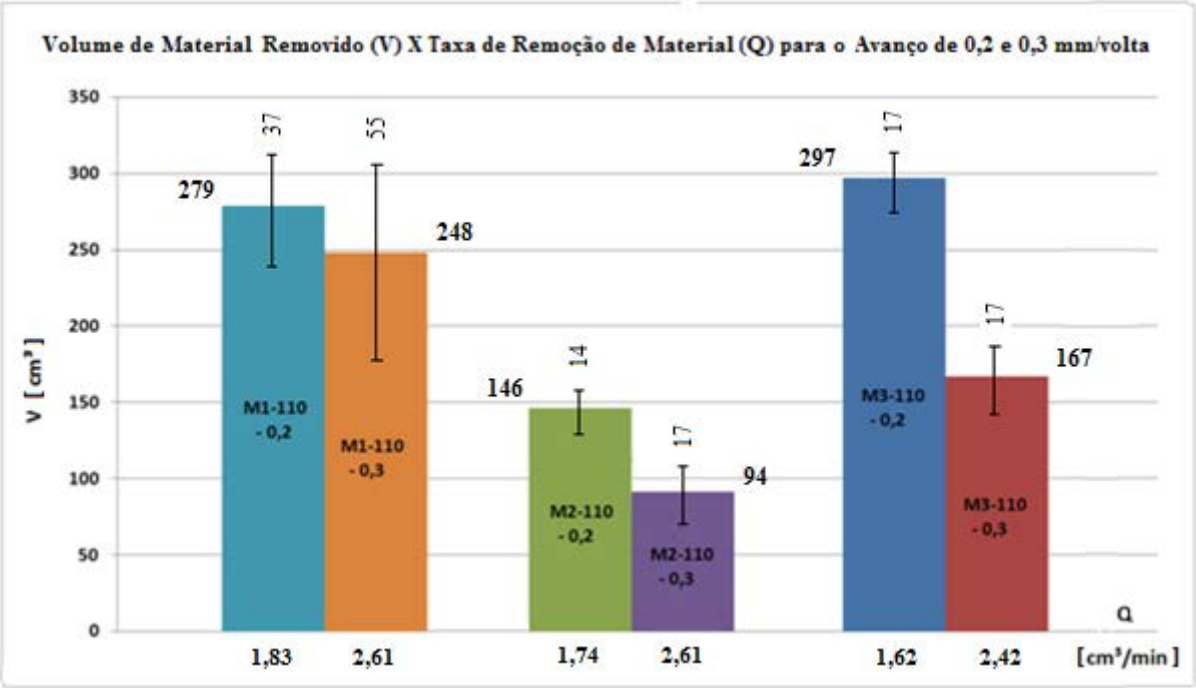


4.2.2 Comparação do volume de material removido (V) e taxa de remoção de material (Q) com MQF para avanço 0,2 e 0,3 mm/volta

Para o corte com a utilização da técnica MQF (M) com avanço de 0,2 mm/volta, o volume de material removido (VM) considerando-se as dispersões do processo (σ_{VM}) e a taxa de remoção de material (QM) para M1-110-0,2, M2-110-0,2 e M3-110-0,2 foram VM1, VM2, VFM3 e QM1, QM2, QM3 respectivamente.

Para o corte com a utilização da técnica MQF (M') com o avanço de 0,3 mm/volta, o volume de material removido (VM') considerando-se as dispersões do processo ($\sigma_{VM'}$) e a taxa de remoção de material (QM') para M1-110-0,3, M2-110-0,3 e M3-110-0,3 foram VM1', VM2', VM3' e QM1', QM2', QM3' considerando-se as dispersões do processo com desvio padrão ($\pm\sigma_{VM1'}$), ($\pm\sigma_{VM2'}$), ($\pm\sigma_{VM3'}$) respectivamente, conforme mostrado na Figura 66.

Figura 66 – Comparação de volume de material removido (V) e taxa de remoção de material (Q) com MQF.

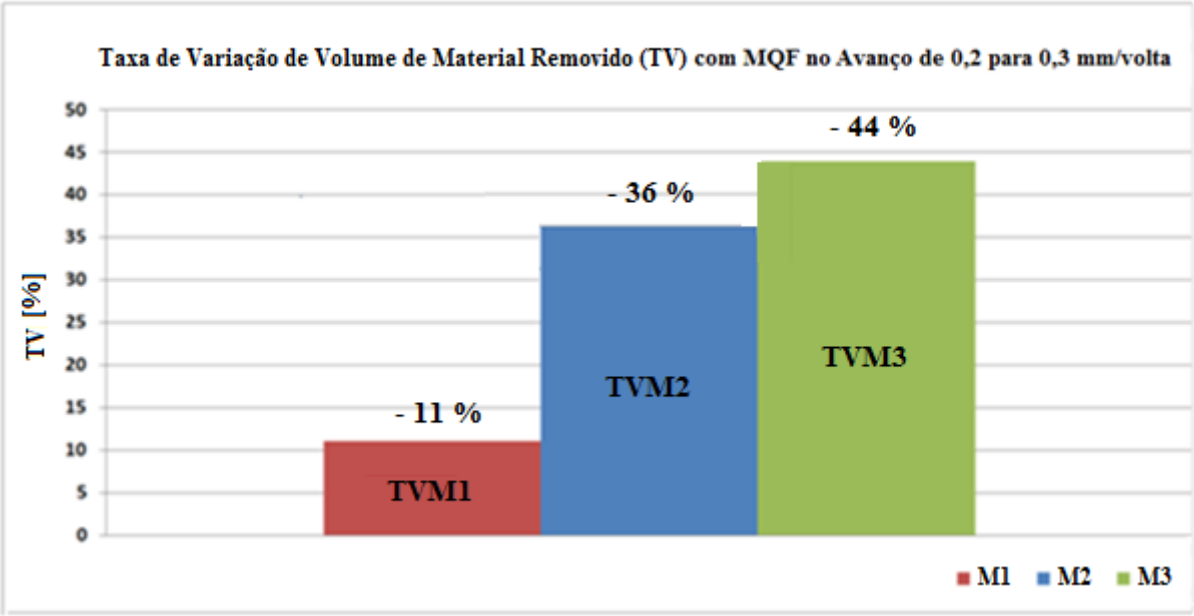


Para quantificar o desempenho do volume de material removido (V) para os tipos de MQF utilizados com a variação do avanço de 0,2 para 0,3 mm/volta foi estabelecida uma relação denominada taxa de variação do volume de material removido (TV) para cada condição de usinagem estudado onde:

$$TVM1 = \frac{VM1'}{VM1} \qquad TVM2 = \frac{VM2'}{VM2} \qquad TVM3 = \frac{VM3'}{VM3}$$

Os valores de TVM1, TVM2 e TVM3 demonstram um percentual de rendimento entre os mesmos fluidos de corte utilizando a técnica MQF com o aumento do avanço de 0,2 para 0,3 mm/volta, conforme mostrado na Figura 67.

Figura 67 – Comparação da taxa de variação de volume de material removido (TV) com MQF.



Para quantificar o desempenho das aplicações de MQF com avanço 0,3 mm/volta estudados foi estabelecida uma relação entre VM1', VM2', VM3' e os maiores valores obtidos para o corte sem lubri-refrigeração VS90 e o corte com jorro de fluido VJ70 com avanço 0,2 mm/volta, conforme é mostrado na Tabela 16.

Tabela 16 - Relação de volume de material removido com MQF para o avanço de 0,3 mm/volta

Relação entre os tipos de MQF estudados com o avanço de 0,3 mm/volta quanto à vida da ferramenta						
Relação (V)	VM1'/VJ70	VM1'/VS90	VM2'/VJ70	VM2'/VS90	VM3'/VJ70	VM3'/VS90
Rendimento	26% >	52% >	52% <	42% <	15% <	2% >
Variança	Semelhante	30 a 71%	Inferior	Inferior	Semelhante	Semelhante

Estes percentuais de rendimento do volume de material removido foram estabelecidos entre as condições de usinagem estudadas para que se possa quantificar em cada aplicação específica e de forma mais eficaz, tanto as melhorias produtivas e econômicas advindas deste processo proposto quanto às melhorias ambientais advindas da utilização da técnica MQF.

O MQF com fluido vegetal com cloro (M1') com o aumento do avanço para 0,3 mm/volta ainda que com utilização restritiva em algumas indústrias aeronáuticas que usinam o titânio teria um ganho produtivo considerável em relação ao MQF com fluido vegetal sem cloro (M3')

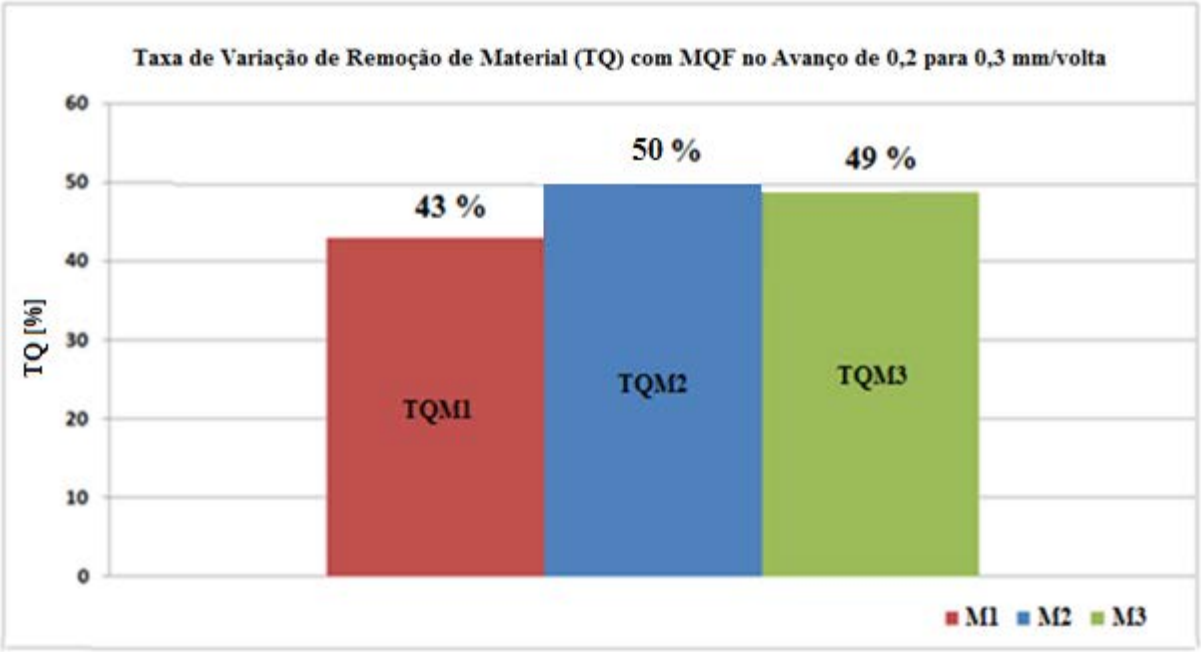
e em relação aos maiores resultados de volume de material removido obtidos com o corte sem lubri-refrigeração (S) e com jorro de fluido (J) com avanço de 0,2 mm/volta.

Para quantificar o desempenho da taxa de remoção de material (Q) para os tipos de MQF utilizados com a variação do avanço de 0,2 para 0,3 mm/volta foi estabelecida uma relação denominada taxa de variação de remoção de material (TQ) para cada condição de usinagem estudada, onde:

$$TQM1 = \frac{QM1\prime}{QM1} \qquad TQM2 = \frac{QM2\prime}{QM2} \qquad TQM3 = \frac{QM3\prime}{QM3}$$

Os valores de TQM1, TQM2 e TQM3 demonstram um percentual de rendimento entre os fluidos de corte utilizando a técnica MQF com o aumento do avanço de 0,2 para 0,3 mm/volta, conforme mostrado na Figura 68.

Figura 68 – Comparação da taxa de variação de remoção de material (TQ) com MQF.



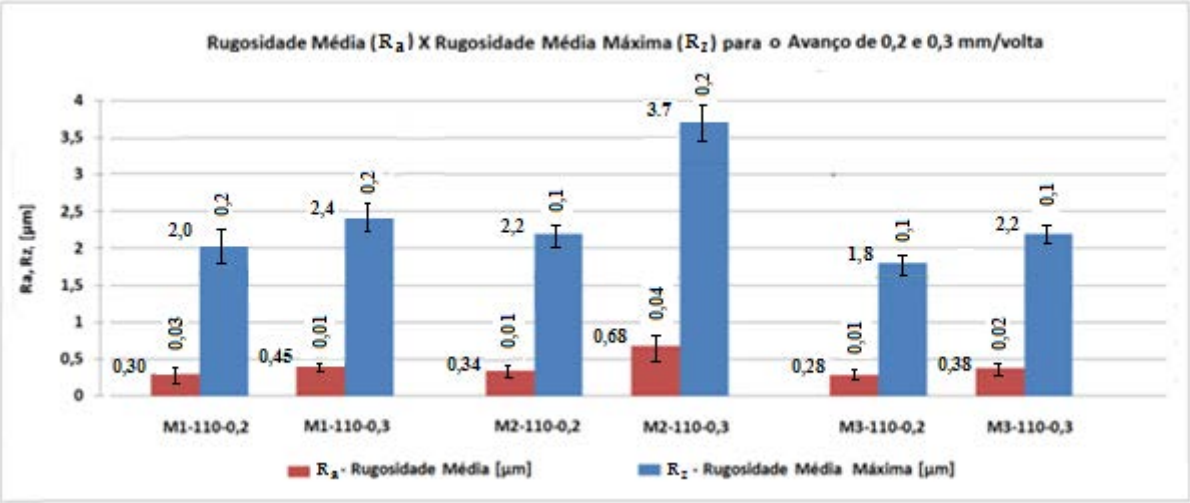
Estes percentuais de rendimento da variação da taxa de remoção de material foram estabelecidos entre as condições de usinagem estudadas para que se possa quantificar em cada aplicação específica e de forma mais eficaz, tanto as melhorias produtivas e econômicas advindas deste processo quanto às melhorias ambientais propostas na utilização da técnica MQF.

Os fluidos de corte (M1', M2' e M3') obtiveram um maior rendimento e maior incremento da taxa de remoção de material em relação aos demais fluídos de corte utilizados.

4.2.3 Comparação entre as rugosidades para MQF com avanço 0,2 e 0,3 mm/volta

Na Figura 69 é mostrada a medida da rugosidade média (R_a) e da rugosidade média máxima (R_z) para a técnica MQF com avanço de 0,2 mm/volta: M1-110-0,2 com (R_aM1) e (R_zM1), M2-110-0,2 com (R_aM2) e (R_zM2), M3-110-0,2 com (R_aM3) e (R_zM3) considerando-se as dispersões do processo com desvio padrão ($\pm\sigma_{RaM1}$), ($\pm\sigma_{RzM1}$); ($\pm\sigma_{RaM2}$), ($\pm\sigma_{RzM2}$); ($\pm\sigma_{RaM3}$), ($\pm\sigma_{RzM3}$) e MQF com avanço de 0,3 mm/volta: M1-110-0,3 com (R_aM1') e (R_zM1'), M2-110-0,3 com (R_aM2') e (R_zM2'), M3-110-0,3 com (R_aM3') e (R_zM3') considerando-se as dispersões do processo com desvio padrão ($\pm\sigma_{RaM1'}$), ($\pm\sigma_{RzM1'}$); ($\pm\sigma_{RaM2'}$), ($\pm\sigma_{RzM2'}$); ($\pm\sigma_{RaM3'}$), ($\pm\sigma_{RzM3'}$) respectivamente.

Figura 69 – Comparação da rugosidade média (R_a) e rugosidade média máxima (R_z) com MQF.



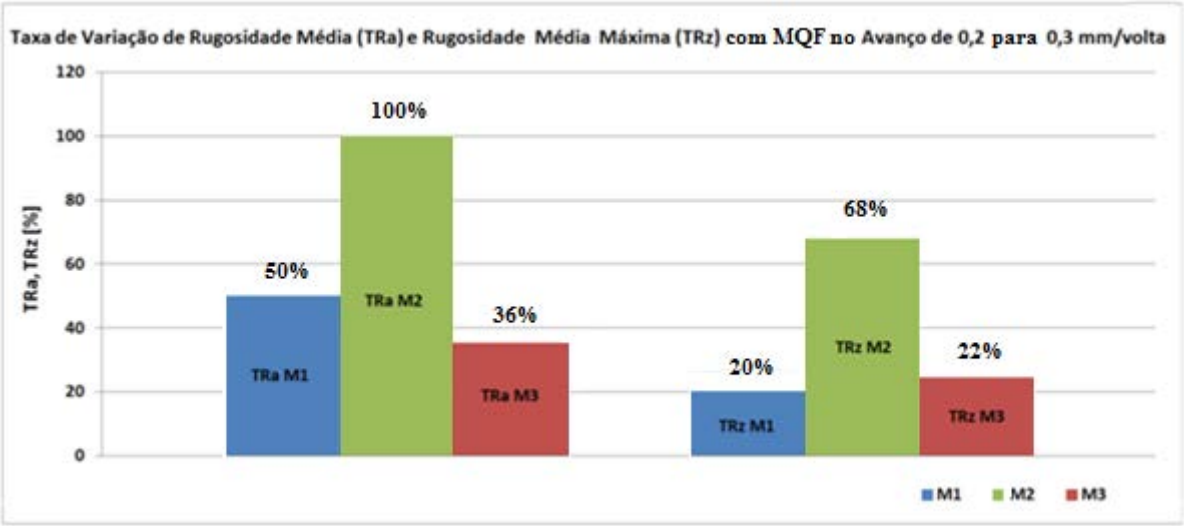
Para quantificar o desempenho da rugosidade média (R_a) e rugosidade média máxima (R_z) para os tipos de MQF utilizados com a variação do avanço de 0,2 para 0,3 mm/volta foi estabelecida a relação denominada taxa de variação de rugosidade média (TR_a) e taxa de variação de rugosidade média máxima (TR_z) para cada condição de usinagem estudada, onde:

$$TRaM1 = \frac{RaM1'}{RaM1}, \qquad TRaM2 = \frac{RaM2'}{RaM2}, \qquad TRaM3 = \frac{RaM3'}{RaM3} \quad \text{e}$$

$$TRzM1 = \frac{RzM1'}{RzM1}, \qquad TRzM2 = \frac{RzM2'}{RzM2}, \qquad TRzM3 = \frac{RzM3'}{RzM3}.$$

Os valores de TR_aM1, TR_aM2, TR_aM3 e TR_zM1, TR_zM2, TR_zM3 demonstram um percentual de rendimento entre os mesmos fluidos de corte utilizando a técnica MQF com o aumento do avanço de 0,2 para 0,3 mm/volta, conforme mostrado na Figura 70.

Figura 70 – Taxa de variação de rugosidade média (TR_a) e rugosidade média máxima (TR_z) com MQF no avanço de 0,2 para 0,3 mm/volta



Estes percentuais de rendimento da variação da rugosidade média e rugosidade média máxima foram estabelecidos entre as condições de usinagem estudadas para que se possa quantificar em cada aplicação específica e de forma mais eficaz, tanto as melhorias produtivas e de qualidade advindas deste processo quanto às melhorias ambientais propostas na utilização da técnica MQF.

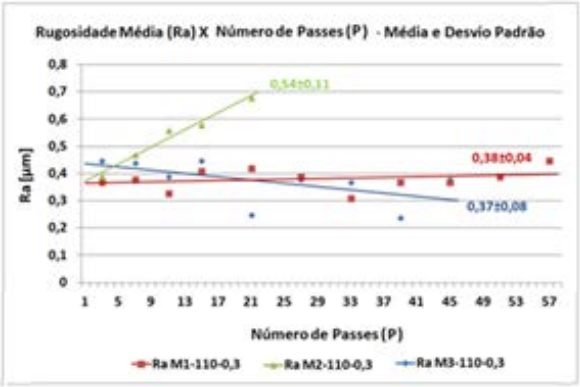
Os números expressos acima justificam o maior rendimento e menor incremento da rugosidade média (R_a) e rugosidade média máxima (R_z) com a variação do avanço de 0,2 para 0,3 mm/volta para os fluidos vegetais com cloro (M1) e sem cloro (M3) em relação à utilização do fluído com éster sintético (M2).

4.2.3.1 Evolução da rugosidade média (R_a) e rugosidade média máxima (R_z) com MQF para avanço 0,3 mm/volta.

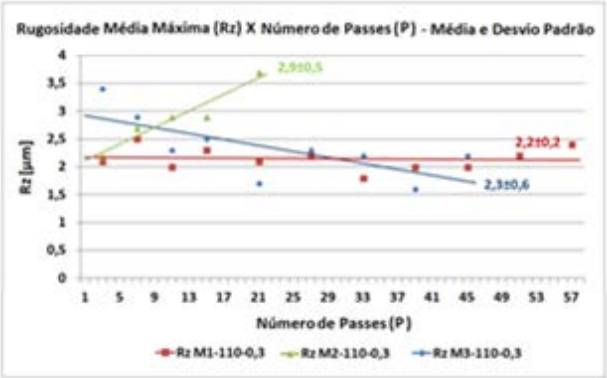
Nas Figuras 71 (a) e (b) é mostrada uma tendência mais acentuada crescente de evolução da rugosidade média (R_a) e rugosidade média máxima (R_z) das superfícies usinadas em função do número de passes (P) aplicados até o fim de vida das pastilhas com a velocidade de corte de 110 m/min. para a utilização da técnica MQF com fluido de ésteres sintéticos M2-110-0,3 em

relação ao avanço de 0,2 mm/volta, uma tendência de evolução constante para MQF com fluido vegetal com cloro M1-110-0,3 em relação ao avanço de 0,2 mm/volta e uma tendência mais acentuada decrescente para MQF com fluido vegetal sem cloro M3-110-0,3 em relação ao avanço de 0,2 mm/volta.

Figura 71 (a) - Evolução da rugosidade média (R_a) para MQF com avanço 0,3 mm/volta
(b) - Evolução da rugosidade média máxima (R_z) para MQF com avanço 0,3 mm/volta



(a)



(b)

Acredita-se que os fluidos vegetais com cloro M1-110-0,3 e sem cloro M3-110-0,3 têm capacidade maior de lubri-refrigeração em relação ao fluido com éster sintético M2-110-0,3, pois os ácidos graxos contidos nestes óleos tem uma cadeia de carbono mais longa.

A maior viscosidade dos óleos vegetais sem cloro (M3') e com cloro (M1') tem a tendência de aderir mais a peça, resistir melhor ao fluxo de corte, permanecer na zona de corte por mais tempo e fornecer lubrificação mais efetiva entre o cavaco e peça.

4.3 ANÁLISE DOS TIPOS DE CAVACO FORMADOS NOS ENSAIOS.

Pode ser observado (Figura 72 a, b) que o cavaco obtido no corte sem lubri-refrigeração (S) com taxa de avanço f = 0,2 mm/volta, profundidade de corte a_p =0,3 mm e velocidade de corte V_c = 70 e 90 m/min. se mantiveram na forma de fita em pequenos segmentos e com o aumento da velocidade de corte para V_c = 110 m/min. o cavaco mudou para a forma espiral (Figura 72 c).

Acredita-se que com o aumento da velocidade de corte para V_c = 110 m/min ocorre um aumento significativo da temperatura de corte que aumenta significativamente o desgaste da ferramenta, o atrito entre ferramenta e peça e os esforços de corte, que se reflete na deformação plástica do cavaco tornando-o em forma de espiral.

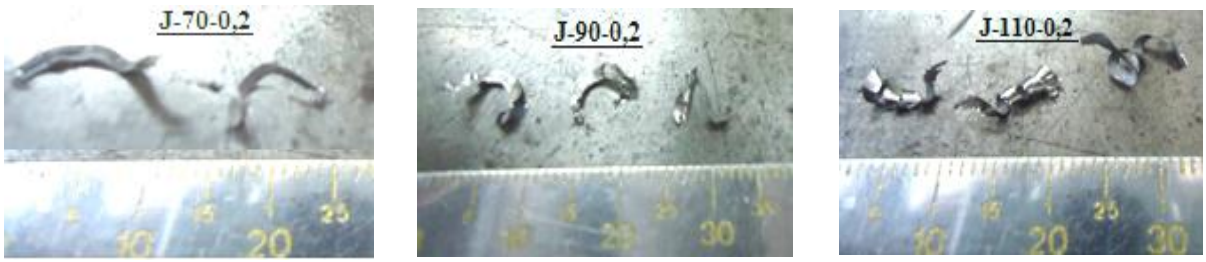
Figura 72 - Cavacos obtidos para condição sem lubri-refrigeração

(a) (b) (c)

Pode ser observado (Figura 73 a, b) que o cavaco obtido no corte com jorro de fluido de corte (J) com taxa de avanço f = 0,2 mm/volta, profundidade de corte a_p =0,3 mm e velocidade de corte V_c = 70 e 90 m/min. se mantiveram na forma de fita em pequenos segmentos e com o aumento da velocidade de corte para V_c = 110 m/min. o cavaco mudou para a forma espiral (Figura 73 c).

Acredita-se que com o aumento da velocidade de corte para V_c = 110 m/min ocorre um aumento significativo da temperatura de corte e do choque térmico com a utilização do jorro de fluido levando a fadiga térmica e ao desgaste prematuro da ferramenta que provocou maior atrito entre ferramenta e peça e maiores esforços de corte, que se reflete na deformação plástica do cavaco tornando-o em forma espiral.

Figura 73 - Cavacos obtidos para condição com jorro de fluido de corte



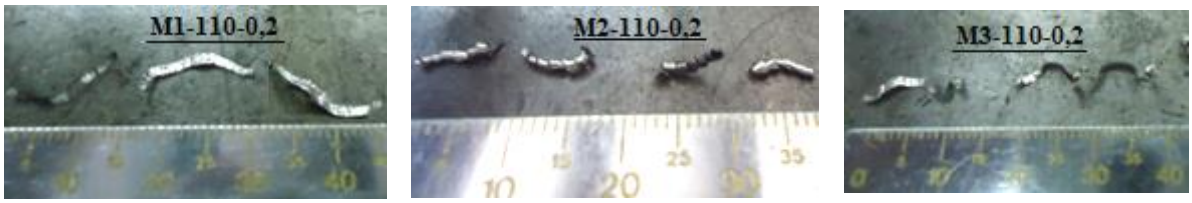
(a) (b) (c)

Na utilização de MQF com velocidade de corte V_c = 110 m/min. para o fluido vegetal com cloro M1-110-0,2 (Figura 74 a) e sem cloro M3-110-0,2 (Figura 74 c), o cavaco apresentou a forma de fita em pequenos segmentos com boa eficiência de corte, visível na homogeneidade da espessura do cavaco usinado e para o uso do fluido sintético M2-110-0,2 (Figura 74 b) o cavaco mudou para forma espiral.

Pôde-se notar que nas condições de usinagem utilizadas, a velocidade de corte V_c = 110 m/min., o avanço e profundidade de corte permaneceram constantes e consequentemente não ocorreram alterações da espessura e da largura do cavaco, apenas dos fluidos de corte utilizados.

Acredita-se que com a utilização da técnica MQF ocorreu uma melhor condição de lubri-refrigeração que combinada ao uso dos fluidos vegetais resultaram na geração de menor temperatura de corte e desgaste da ferramenta em relação ao uso do fluido com éster sintético que supostamente gerou maior atrito e esforços de corte, que se refletiu na deformação plástica do cavaco tornando-o de forma de espiral.

Figura 74 - Cavacos obtidos para condição com MQF e avanço de 0,2 mm/volta



(a) (b) (c)

Na utilização de MQF com velocidade de corte V_c = 110 m/min. com avanço para 0,3 mm/volta para o fluido vegetal com cloro M1-110-0,3 (Figura 75 a) e sem cloro M3-110-0,3 (Figura 75 c) o cavaco apresentou a forma de fita em pequenos segmentos com boa eficiência de corte, visível na homogeneidade e maior espessura do cavaco usinado e para o uso do fluido sintético M2-110-0,3 (Figura 75 b) o cavaco mudou para forma espiral.

Acredita-se que com a utilização da técnica MQF ocorreu uma melhor condição de lubri-refrigeração inclusive com o aumento do avanço para 0,3 mm/volta, que combinado ao uso dos fluidos vegetais resultaram na geração de menor temperatura de corte e desgaste da ferramenta em relação ao uso do fluido com éster sintético que supostamente gerou maior atrito e esforços de corte, que se refletiu na deformação plástica do cavaco tornando-o em forma espiral.

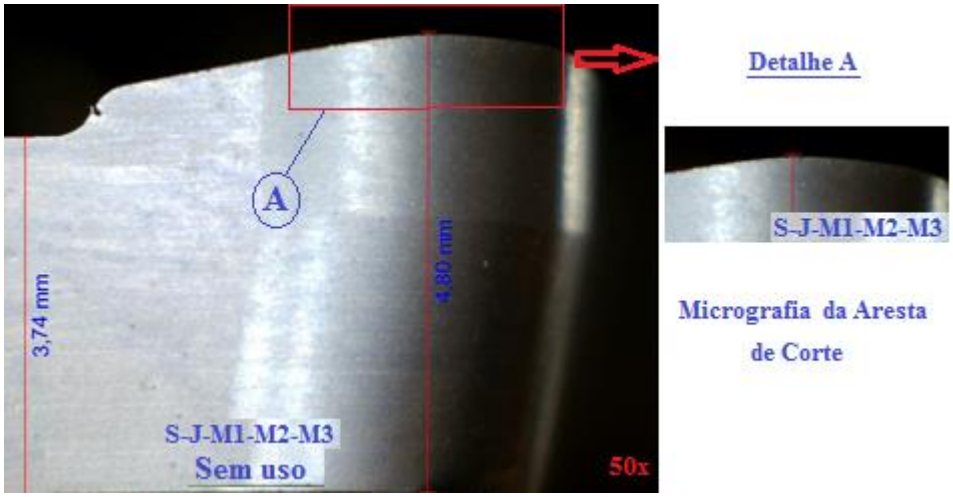
Figura 75 - Cavacos obtidos para condição com MQF e avanço de 0,3 mm/volta

(a) (b) (c)

4.4 MODOS DE FALHA DAS FERRAMENTAS

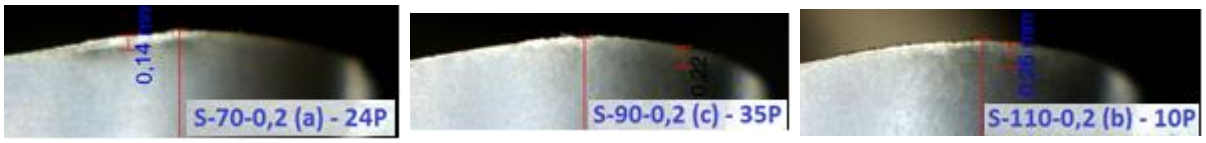
Na Figura 76 é mostrado a micrografia de uma pastilha de corte adquirida com microscópio óptico portátil com ajuste de magnitude em 50x e da medida de cotas de referência antes do desgaste provocado com a evolução dos passes de usinagem aplicados. É mostrado no detalhe A à micrografia da aresta de corte antes do início da usinagem dos ensaios realizados com lubri-refrigeração (S), (J), (M1), (M2) e (M3).

Figura 76 –Micrografia da pastilha de corte sem uso e detalhe da aresta de corte



Na Figura 77 é mostrado em detalhe o desgaste de flanco das pastilhas (a), (b) ou (c) de maior desgaste com VB = 0,30 mm e variação da velocidade de corte (V_c) em 70, 90 e110 m/min., taxa de avanço (f) em 0,2 mm/volta em cada condição de usinagem e o número de passes aplicados no corte sem lubri-refrigeração (S).

Figura 77 – Micrografias do desgaste com corte sem lubri-refrigeração (S)



(a) (b) (c)

Pode-se observar que o desgaste de flanco é o principal modo de falha das pastilhas nas condições de corte estudadas e que o desgaste ocorreu em grande parte por abrasão e perda do material da ponta da ferramenta com o material da peça, Ti6Al4V que é altamente abrasivo.

Verificou-se que para a velocidade de corte V_c = 70 m/min. (Figura 77 a) ocorreu maior desgaste na pastilha (a) e final de vida da ferramenta com 24 passes aplicados, com Vc = 90 m/min. (Figura 77 b) ocorreu maior desgaste na pastilha (c) e final de vida da ferramenta com 35 passes aplicados e com V_c = 110 m/min. (Figura 77 c) ocorreu maior desgaste na pastilha (b) e final de vida da ferramenta com 10 passes aplicados. Acredita-se que a partir da velocidade de corte de 90 m/min. ocorreu um aumento da temperatura de corte que levou à maior retirada de material de ponta da ferramenta e um desgaste de flanco mais acentuado das pastilhas.

Na Figura 78 é mostrado em detalhe o desgaste de flanco das pastilhas (a), (b) ou (c) de maior desgaste com VB = 0,30 mm e variação da velocidade de corte (V_c) em 70, 90 e110 m/min., taxa de avanço (f) em 0,2 mm/volta em cada condição de usinagem e o número de passes aplicados no corte com jorro de fluido (J).

Figura 78 – Micrografias do desgaste com jorro de fluido de corte (J)

(a) (b) (c)

Pôde-se observar que o desgaste de flanco, micro lascamento e micro fraturas são os principais modos de falha das pastilhas nas condições de corte estudadas e que estas falhas ocorrem pela flutuação de cargas térmicas devido a variação da temperatura da pastilha com a utilização do jorro de fluido, variação de cargas mecânicas no corte interrupto com a entrada e saída da ferramenta na peça e a abrasão do material Ti6Al4V da peça, que é altamente abrasivo.

Verificou-se que na velocidade de corte V_c = 70 m/min. (Figura 78 a) ocorreu maior desgaste na pastilha (a) e final de vida da ferramenta com 45 passes aplicados, com Vc = 90 m/min. (Figura 78 b) ocorreu maior desgaste na pastilha (b) e final de vida da ferramenta com 28 passes aplicados e com V_c = 110 m/min. (Figura 78 c) ocorreu maior desgaste na pastilha (b) e final de vida da ferramenta com 21 passes aplicados.

Acredita-se que na velocidade de corte de 70 m/min. com menor temperatura de corte ocorreu menor flutuação de cargas térmica e cargas mecânicas ocorrendo micro lascamentos com o desgaste de flanco mais constante e nas velocidades de corte de 90 e 110 m/min. ocorreu um aumento da temperatura de corte com maior variação de cargas térmicas e mecânicas, levando-se ao aumento de micro lascamentos e micro fraturas com desgaste irregular e mais acentuado das pastilhas de corte.

Na Figura 79 é mostrado em detalhe o desgaste de flanco das pastilhas (a), (b) ou (c) de maior desgaste com VB = 0,30 mm, velocidade de corte (V_c) em 110 m/min., taxa de avanço (f) em 0,2 mm/volta em cada condição de usinagem utilizando MQF e o número de passes aplicados no corte com fluido vegetal com cloro (M1), fluido com éster sintético (M2) e fluido vegetal sem cloro (M3).

Figura 79 – Micrografias do desgaste com a técnica MQF (M) e avanço 0,2 mm/volta

(a) (b) (c)

Pode-se observar que o desgaste de flanco é o principal modo de falha das pastilhas nas condições de corte estudadas e que o desgaste ocorreu em grande parte por abrasão e perda do material da ponta da ferramenta e o material da peça, Ti6Al4V que é altamente abrasivo.

Verificou-se que para a velocidade de corte V_c = 110 m/min., avanço f = 0,2 mm/volta e a utilização de MQF com fluido vegetal com cloro – M1 (Figura 79 a) ocorreu maior desgaste na pastilha (b) e final de vida da ferramenta com 60 passes aplicados, com fluido com éster sintético – M2 (Figura 79 b) ocorreu maior desgaste na pastilha (c) e final de vida da ferramenta com 34 passes aplicados e com fluido vegetal sem cloro – M3 (Figura 79 c) ocorreu maior desgaste na pastilha (c) e final de vida da ferramenta com 82 passes aplicados.

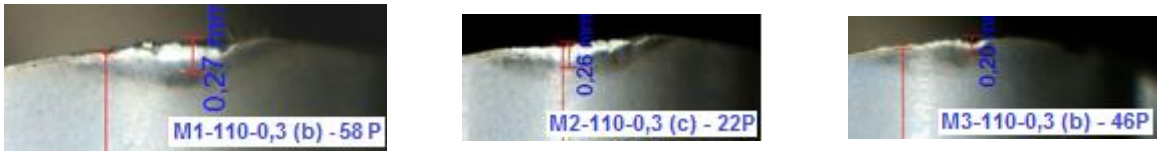
Observou-se que na utilização da técnica MQF ocorreu um sistema de lubri-refrigeração mais eficiente que nas demais condições de usinagem empregadas e menores temperaturas de corte, flutuações de cargas térmicas e de cargas mecânicas, não ocorrendo micro lascamentos e micro fraturas nas ferramentas com um desgaste de flanco mais constante.

Na utilização de fluidos de corte vegetais ocorreu um melhor controle de lubri-refrigeração e um desgaste mais regular e menos acentuado das pastilhas de corte para o fluido sem cloro (M3) e para o fluido com cloro (M1), respectivamente em relação ao fluido com éster sintético (M2).

Acredita-se que os fluidos vegetais por terem maior peso específico, viscosidade e ácidos graxos com cadeia de carbono mais longa que os fluidos com éster sintéticos têm maior capacidade de resfriamento sobre a ferramenta na evaporação do fluido, diminuindo a temperatura de corte e produzindo uma película lubrificante mais aderente e eficaz na superfície da peça.

Na Figura 80 é mostrado em detalhe o desgaste de flanco das pastilhas (a), (b) ou (c) de maior desgaste com VB = 0,30 mm com velocidade de corte (V_c) em 110 m/min., taxa de avanço (f) em 0,3 mm/volta em cada condição de usinagem utilizando MQF e o número de passes aplicados no corte com fluido vegetal com cloro (M1'), fluido com éster sintético (M2') e fluido vegetal sem cloro (M3').

Figura 80 – Micrografias do desgaste com a técnica MQF (M´) e avanço 0,3 mm/volta



(a) (b) (c)

Pode-se observar com o aumento do avanço para 0,3 mm/volta que o desgaste de flanco, o entalhe e o micro lascamento são os principais modos de falha das pastilhas nas condições de corte estudadas e que o desgaste ocorreu em grande parte por abrasão e perda do material da ponta da ferramenta e o material da peça, Ti6Al4V que é altamente abrasivo.

Verificou-se que para a velocidade de corte V_c = 110 m/min., avanço f = 0,3 mm/volta e a utilização de MQF com fluido vegetal com cloro – M1' (Figura 80 a) ocorreu maior desgaste na pastilha (b) e final de vida da ferramenta com 58 passes aplicados, com fluido com éster sintético – M2' (Figura 80 b) ocorreu maior desgaste na pastilha (c) e final de vida da ferramenta com 22 passes aplicados e com fluido vegetal sem cloro – M3' (Figura 80 c) ocorreu maior desgaste na pastilha (b) e final de vida da ferramenta com 46 passes aplicados.

Observou-se que na utilização da técnica MQF ocorreu um sistema de lubri-refrigeração mais eficiente que nas demais condições de usinagem empregadas onde ocorreram menores temperaturas de corte, flutuações de cargas térmicas e de cargas mecânicas, porém pelo aumento do avanço para 0,3 mm/volta houve micro lascamento e entalhe na ferramenta com um desgaste de flanco mais irregular e acentuado.

Na utilização de fluidos vegetais houve um melhor controle de lubri-refrigeração e desgaste mais regular e menos acentuado das pastilhas de corte para o fluido vegetal com cloro (M1) e para o fluido vegetal sem cloro (M3) respectivamente, em relação ao fluido com éster sintético (M2).

Acredita-se que os fluidos vegetais por ter maior peso específico, viscosidade e ácidos graxos com cadeias de carbono mais longa que os fluidos com éster sintéticos têm maior capacidade de resfriamento sobre a ferramenta na evaporação do fluido diminuindo a

temperatura de corte e produzindo uma película lubrificante mais aderente e eficaz na superfície da peça.

Observou-se que com o aumento do avanço para 0,3 mm/volta, o fluido vegetal com cloro propiciou um aumento de vida da ferramenta significativo em relação ao fluido vegetal sem cloro pelo fato deste elemento ser um aditivo de extrema pressão, ou seja, ter a propriedade de reagir quimicamente com o material da peça formando uma película de baixo atrito com estrutura laminar na zona de cisalhamento entre a ferramenta e a peça diminuindo o atrito e a temperatura de corte.

4.5 MECANISMOS DE DESGASTE DAS FERRAMENTAS

A interação entre ferramenta, cavaco e peça ocasiona não apenas o desgaste da ferramenta, mas também levam ao lascamento e as fraturas mecânica e térmica da mesma, devido aos mecanismos de desgastes atuantes que combinados entre si variam as formas de deterioração da ferramenta.

Impactos mecânicos e vibrações também são frequentes no fresamento devido ao corte interrupto inerente ao processo, podendo gerar trincas mecânicas, lascamento e quebra da aresta de corte.

Por isto é necessário à escolha de uma ferramenta de corte com dureza suficiente e aresta de corte rígida com posicionamento adequado em relação à peça para absorver a energia destes impactos não comprometendo a sua vida.

Devido às altas temperaturas de corte que ocorre na usinagem de ligas de titânio, a difusão é bastante frequente. O Cobalto (Co) ligante, o carbono e tungstênio (W, C) do substrato do metal duro, o revestimento (C, N, Ti) da pastilha e o titânio (Ti, Al, V) do material da liga tem grande afinidade e podem se dissolver um no outro.

Desgaste e avarias mecânicas tem origem em seus mecanismos de desgaste, tais como: na aresta postiça de corte, abrasão, adesão, difusão, oxidação, solubilização, *atrition*, variações de cargas mecânicas e térmicas, impactos entre ferramenta e peça, etc.

A abrasão é induzida, pois a liga Ti6Al4V contém partículas duras como o vanádio e abrasivas como o alumínio que friccionam-se contra o flanco da ferramenta de corte e/ou contra micro partículas arrancadas da própria ferramenta que ficam em uma zona de escorregamento entre o cavaco e peça.

A capacidade da ferramenta em resistir ao desgaste por abrasão está relacionada com sua dureza. O campo de desgaste causado pela abrasão geralmente mostra riscos paralelos à direção de corte e/ou entalhes.

A difusão no Ti6Al4V envolve a transferência de átomos entre o material da peça, substrato e revestimento da pastilha com uma grande solubilidade entre os elementos envolvidos e a zona de cisalhamento primária e secundária da peça, conforme a duração do contato entre estes materiais e a temperatura da zona de corte.

A adesão é formada por uma camada de extrato metálico de Ti6Al4V combinada na superfície do substrato da ferramenta devido à grande difusão no contato entre ferramenta e a peça com cargas moderadas e altas temperaturas.

Attrition ocorre pela combinação entre a abrasão e a adesão de material do Ti6Al4V, geralmente em baixas velocidades de corte com adesão cíclica na ferramenta onde partículas microscópicas são arrancadas da ferramenta e levadas com o cavaco em uma zona de deslizamento formada entre o cavaco e a peça. Este mecanismo é favorecido por altas temperaturas na zona de corte, pelo corte interrupto, pela espessura irregular de cavaco, por vibrações e geram superfícies bastante ásperas.

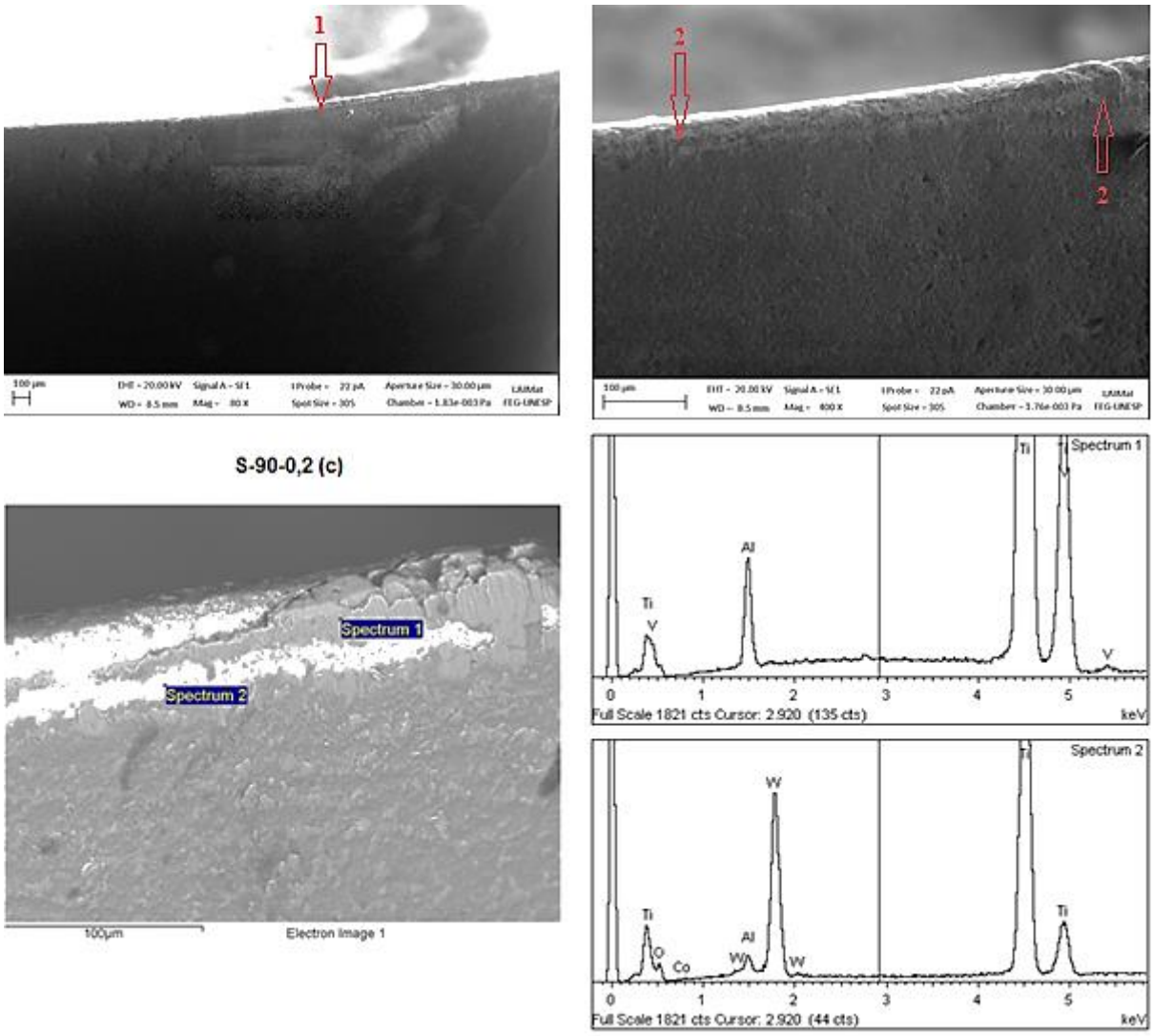
O modo tradicional de reduzir a ativação de muitos mecanismos de desgaste das ferramentas é a diminuição do calor gerado no processo e o uso de fluidos de corte.

A técnica de mínima quantidade de fluido (MQF) foi utilizada neste experimento e comparada com o jorro de fluido e o corte sem lubrificação com a finalidade de estudar a capacidade de lubrificação e refrigeração na usinagem do Ti6Al4V através da pequena quantidade de óleo integral direcionada por aplicadores na região da zona de corte e a ferramenta com o auxílio de ar comprimido para serem analisados os principais mecanismos de desgaste da ferramenta empregada.

Neste capítulo os mecanismos de desgaste presentes no fresamento frontal de acabamento da liga de titânio Ti6Al4V são investigados em várias condições de corte e de lubri-refrigeração.

Numerosos estudos sobre o desgaste de ferramentas de corte na usinagem de ligas de titânio foram realizados no passado, conforme mostrados no subitem 2.8 - estado do conhecimento e alguns destes trabalhos são de grande importância no entendimento do comportamento do desgaste das ferramentas de usinagem da liga de titânio Ti6Al4V analisadas neste estudo.

Figura 81 – Micrografia em MEV/EDS com condição de corte sem lubri-refrigeração



1 – Abrasão – material do substrato e material da peça (W, Co, Ti, Al, O) – EDS *spectrum* 2.

2 – Adesão – material da peça (Ti, Al, V) – EDS *spectrum* 1.

A pastilha de corte S-90-0,2 mostrada na Figura 81 acima, refere-se a pastilha na posição (c) do cabeçote fresador com maior desgaste e dentro das condições de corte sem lubrificação com maior vida da ferramenta.

O fato de altas temperaturas atuarem próximas à aresta de corte durante a usinagem do titânio com o aumento da velocidade de corte é a principal razão do rápido desgaste da ferramenta, portanto o aumento da vida da ferramenta neste processo depende muito do grau de eficácia do sistema de lubri-refrigeração utilizado.

No entanto, o processo de fresamento favorece a redução da temperatura de corte através do corte interrupto no qual a cada giro da fresa o calor é reduzido pela redução do atrito de corte

e a convecção com a troca de calor entre a ferramenta e o ar ambiente, mesmo na condição de corte sem lubrificação.

Acredita-se que o material de revestimento da pastilha o carbonitreto de titânio (CNTi) apesar de possuir alta dureza a quente não resistiu às altas temperaturas de corte impostas nesta condição de usinagem.

A abrasão pode ser verificada pela presença do material do substrato: tungstênio e cobalto (W e Co) mostrado no item 1, presente em toda a aresta de corte e pelo aspecto de "polimento" da mesma.

O substrato arrancado da ferramenta fica retido na zona de corte entre a ferramenta e a peça aumentando ainda mais a abrasão e o atrito entre a face de flanco da ferramenta e a superfície da peça.

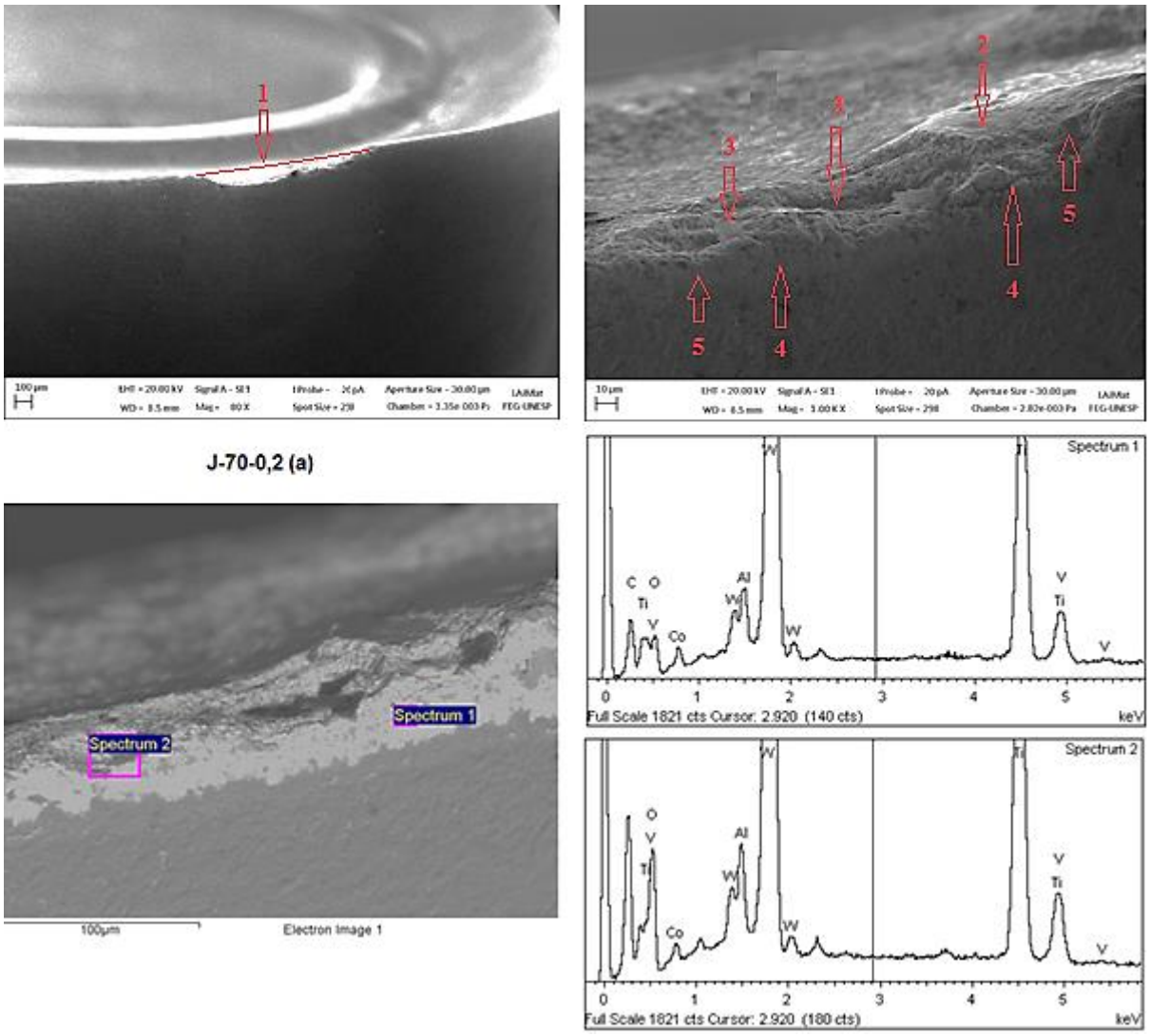
Com o aumento da temperatura ocorre um grande aumento da difusão e adesão que ao mesmo tempo satura a camada superficial da ferramenta com o material da peça: titânio, alumínio e vanádio (Ti, Al, V) mostrado no item 2, evitando a transferência de carbono do substrato da ferramenta para a peça, o que enfraqueceria a ferramenta. Esta camada é destacada ciclicamente com facilidade pela dinâmica do corte do fresamento e por estar pouco resistente à ferramenta devido as altas temperaturas geradas.

Nota-se que a abrasão e a adesão acelerada pela difusão devido as altas temperaturas de corte são os principais mecanismos de falha no corte sem lubrificação, visto nos itens 1 e 2.

Percebe-se a não existência de *attrition* onde o destacamento da camada aderida pela abrasão não destaca o substrato da ferramenta pela pouca resistência da aderência devido as altas temperaturas.

Acredita-se também que a escolha de grãos normais de 1 μm ao invés de sub micro grãos menores para o substrato da ferramenta de corte ocasionou menor solubilidade dos átomos que compõem o material da ferramenta e da peça na região da zona de corte com menores taxas de difusão e adesão.

Figura 82 – Micrografia em MEV/EDS com condição de corte com jorro de fluido e pastilha mais externa.



1 – Posição da aresta de corte original.

2 – Adesão e oxidação - material da peça (W, Co, Ti, Al, V, C, O) EDS *spectrum* 1.

3 – *Attrition* e oxidação- material do substrato, da peça, do revestimento e oxigênio (W, Co, Ti, Al, V, C, O) EDS *spectrum* 2.

4 – Trincas térmicas.

5 – Abrasão (W, Co, Ti, Al, V, C, O) EDS *spectrum* 1.

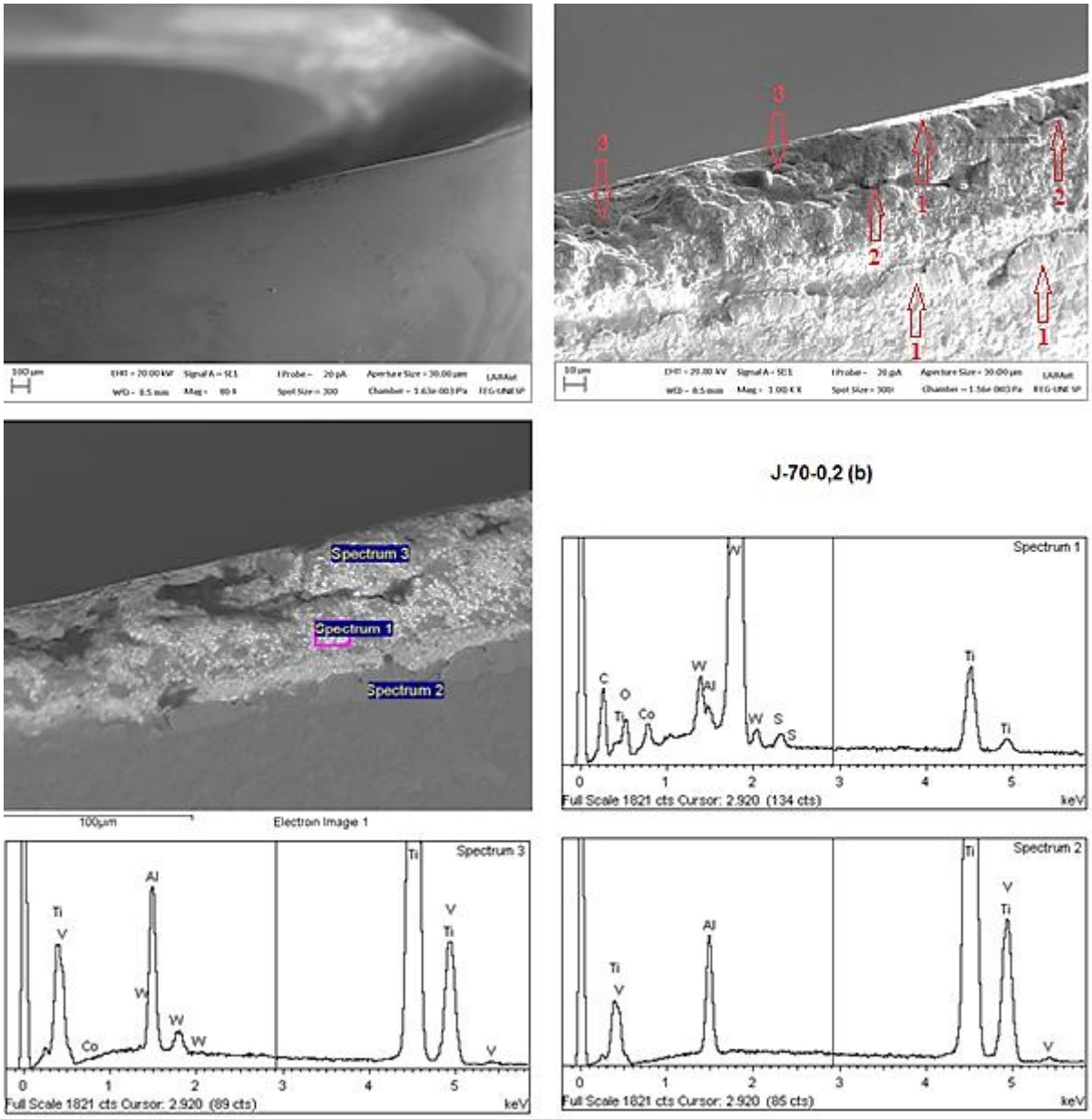
A pastilha de corte J-70-0,2 mostrada na Figura 82 acima, refere-se a pastilha na posição (a) com posição mais externa no cabeçote fresador com maior batimento dentro das condições de corte com jorro de fluido e de maior vida da ferramenta.

A ferramenta de corte é resfriada com maior rapidez com a ação do jorro de fluido que causa maior choque térmico, fadiga e trincas térmicas na aresta de corte, mostrado no item 4;

micro lascamento excessivo e fratura da aresta de corte, mostrado no item 1; adesão, *attrition* e abrasão com oxidação da camada de revestimento, mostrado nos itens 2, 3 e 5 respectivamente.

A utilização do jorro de fluido de corte aumentou a variação da temperatura da pastilha pela sua alta capacidade de refrigeração causando trincas que se expandiram com a maior carga mecânica no batimento causando maior abrasão, fratura térmica e mecânica da pastilha.

Figura 83 – Micrografia em MEV/EDS com condição de corte com jorro de fluido e pastilha mais interna.



1 – Adesão – material da peça (Ti, Al, V) EDS *spectrum* 2.

2 – Trincas térmicas e mecânicas

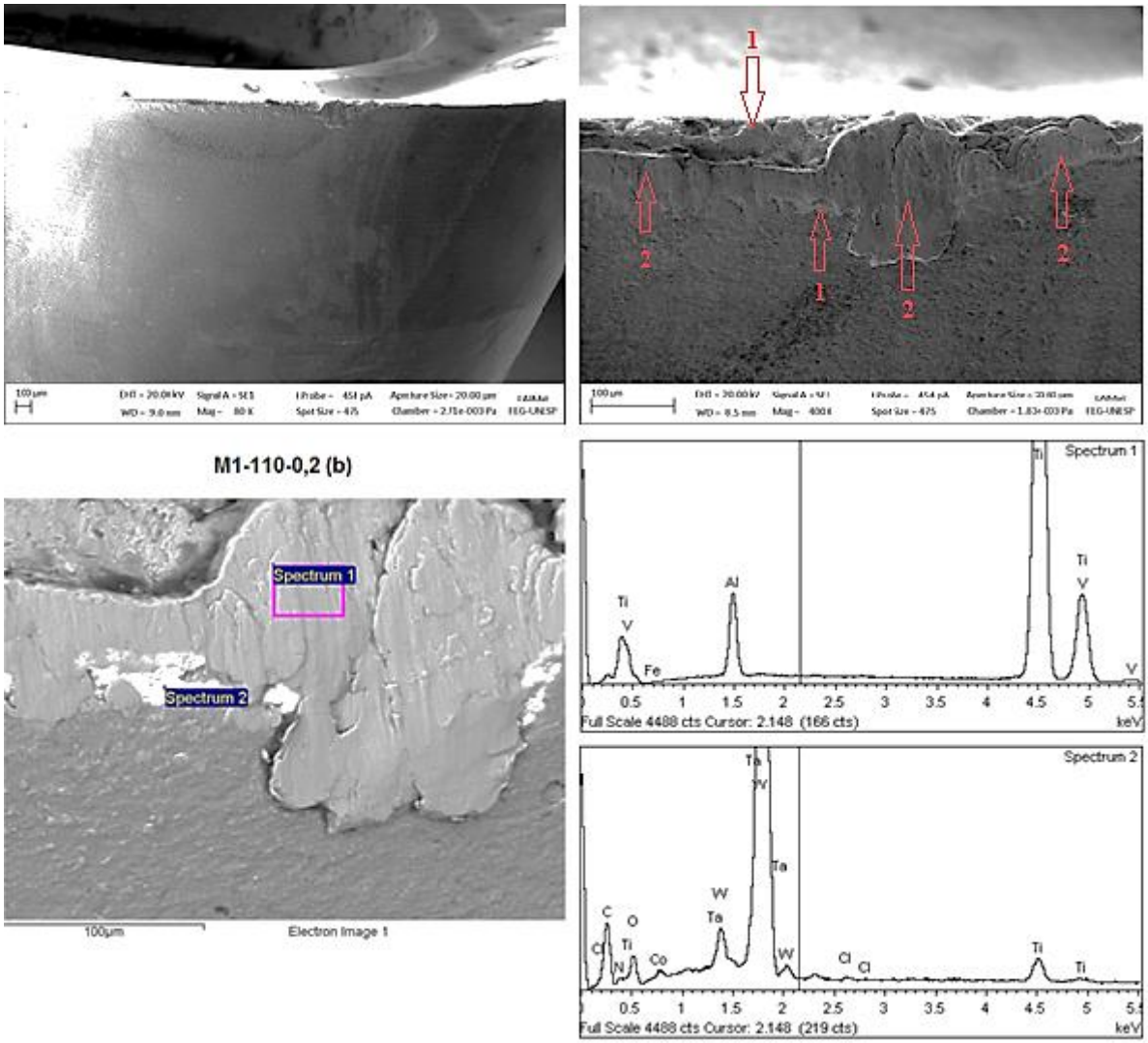
3 – *Attrition* - material do substrato e da peça (W, Co, Ti, Al, V) EDS *spectrum* 1 e 3.

A pastilha de corte J-70-0,2 mostrada na Figura 83 acima, refere-se a pastilha na posição (b) com posição mais interna no cabeçote fresador com menor batimento dentro das condições de corte com jorro de fluido e de maior vida da ferramenta.

A ferramenta de corte é resfriada com maior rapidez com a ação do jorro de fluido que causa maior choque térmico, fadiga e trincas térmicas na aresta de corte, mostrado no item 2; adesão e *attrition,* mostrado nos itens 1 e 3 respectivamente.

A utilização do jorro de fluido de corte aumentou a variação da temperatura da pastilha pela sua alta capacidade de refrigeração causando trincas que não se propagaram à fratura da pastilha devido a menor carga mecânica atuante devido ao menor batimento.

Figura 84 - Micrografia em MEV/EDS com o uso de MQF com fluido vegetal com cloro e avanço de 0,2 mm/volta.



1 - Abrasão - material do substrato e revestimento (W, Co, Ti, C, N, Cl, O) EDS *spectrum* 2.

2 – Adesão – material da peça (Ti, Al, V) EDS *spectrum* 1.

A pastilha de corte M1-110-0,2 mostrada na Figura 84 acima, refere-se a pastilha na posição (b) no cabeçote fresador nas condições de corte com MQF com fluido vegetal com cloro e maior vida da ferramenta.

O cloro tem a propriedade de reagir quimicamente com o material da peça formando uma película de baixo atrito com estrutura laminar que diminui o atrito entre a ferramenta e a peça reduzindo a temperatura de corte e o desgaste da ferramenta principalmente em condições severas de usinagem com altas pressões de corte.

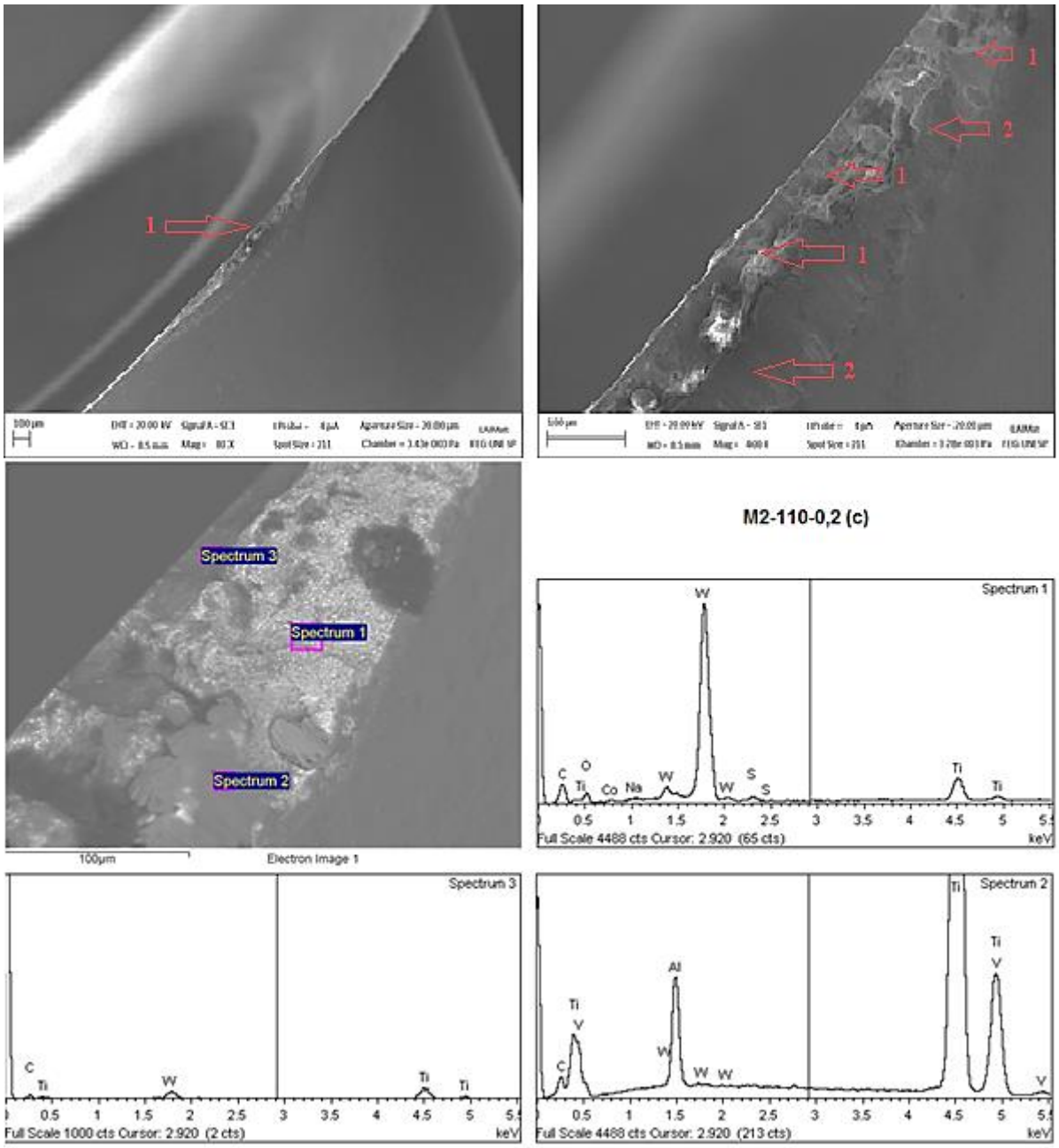
Na aplicação da técnica de mínima quantidade de fluido (MQF) um fluxo de ar comprimido misturado à 60 ml/h de óleo vegetal com cloro foi direcionado e atingiu a ferramenta e peça na zona de corte se evaporando.

Acredita-se que a baixa capacidade de resfriamento do fluido vegetal na evaporação e condução do calor gerado, diminuiu o choque térmico na ferramenta não ocorrendo fadiga e trincas térmicas ou mecânicas, mantendo o aquecimento na zona de corte que diminuiu a resistência mecânica e aumentou a vida da ferramenta.

Nota-se uma menor abrasão na ferramenta (mostrado no item 1) devido a maior lubrificação e a aderência da película de contorno com a evaporação do fluido vegetal com cloro, menor espessura de camada de adesão do material da peça na ferramenta (mostrado no item 2) pela menor difusão devido às menores temperaturas e a ação do fluido de corte.

Percebe-se a não existência de *attrition* onde o destacamento da camada aderida pela abrasão, não arrancou o substrato da ferramenta pela sua pouca espessura.

Figura 85 - Micrografia em MEV/EDS com uso de MQF com fluido com éster sintético e avanço de 0,2 mm/volta.



1 – Abrasão: material do substrato e revestimento (W, Co, Ti, C, Na, S, O) EDS *spectrum*1.

2 – Adesão: material da peça e do substrato (Ti, Al, V, W) EDS *spectrum* 2 e 3.

A pastilha de corte M2-110-0,2 mostrada na Figura 85 acima, refere-se a pastilha na posição (c) no cabeçote fresador nas condições de corte com MQF com fluido de éster sintético e maior vida da ferramenta.

Na aplicação da técnica de mínima quantidade de fluido (MQF) um fluxo de ar comprimido misturado à 60 ml/h de éster sintético foi direcionado e atingiu a ferramenta e peça na zona de corte se evaporando.

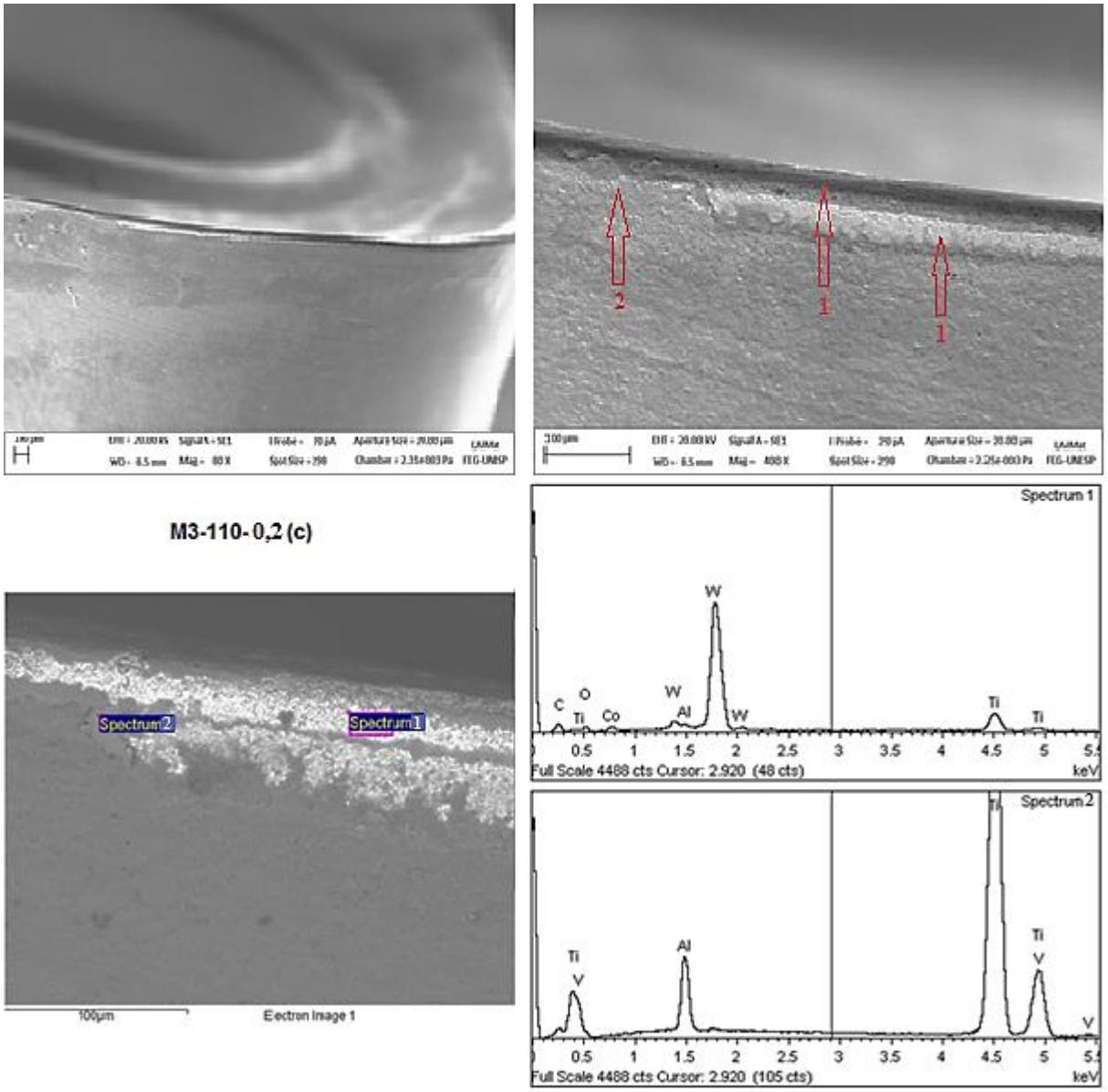
Acredita-se que a baixa capacidade de resfriamento do fluido com éster sintético na evaporação e condução do calor diminuiu o choque térmico na ferramenta não ocorrendo fadiga e trincas térmicas ou mecânicas, mantendo o aquecimento na zona de corte que diminuiu a resistência mecânica e aumentou a vida da ferramenta.

Nota-se uma maior abrasão na ferramenta (mostrado no item 1) devido ao fluido com éster sintético se evaporar rapidamente em contato com a ferramenta e a formação de uma película com espessura não eficiente na zona de corte, que provocou menor lubrificação, aumento da temperatura de corte e maior desgaste da ferramenta.

Percebeu-se maior adesão (mostrado no item 2) devido a maior temperatura e difusão causada pela pouca ação do fluido com éster sintético.

Não foi percebida a ocorrência de *attrition* onde o destacamento da camada aderida pela abrasão não arrancou o substrato da ferramenta pela sua pouca espessura.

Figura 86 – Micrografia em MEV/EDS com uso de MQF com fluido vegetal sem cloro e avanço de 0,2 mm/volta.



1 – Abrasão: material do substrato, peça e revestimento (W, Co, Ti, C, Al, O) EDS *spectrum* 1.
2 – Adesão: material da peça (Ti, Al, V) EDS *spectrum* 2.

A pastilha de corte M3-110-0,2 mostrada na Figura 86 acima, refere-se a pastilha na posição (c) no cabeçote fresador nas condições de corte com MQF com fluido vegetal sem cloro e maior vida da ferramenta.

Na aplicação da técnica de mínima quantidade de fluido (MQF) um fluxo de ar comprimido misturado à 60 ml/h de óleo vegetal sem cloro foi direcionado e atingiu a ferramenta e peça na zona de corte se evaporando.

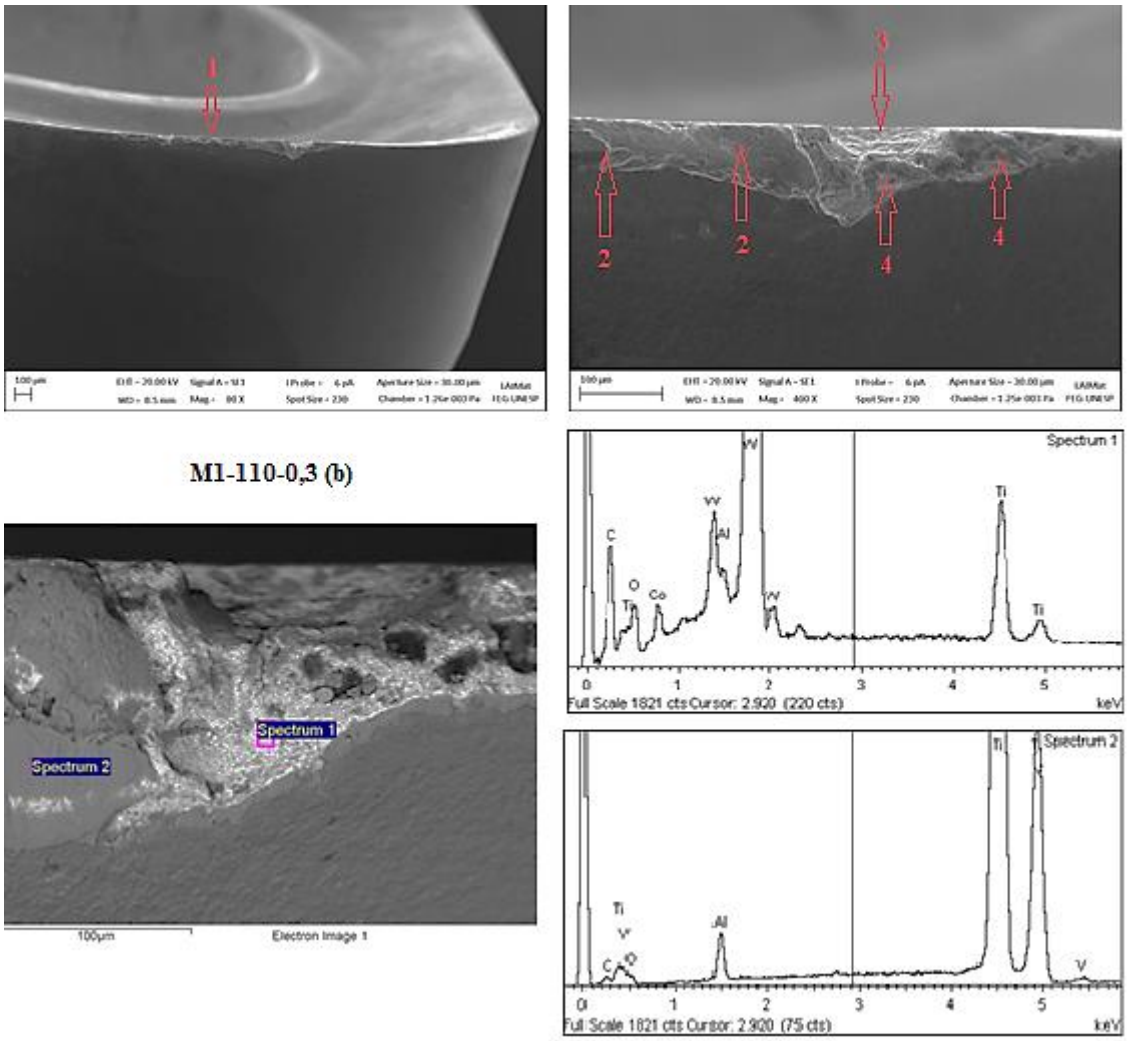
Acredita-se que a baixa capacidade de resfriamento do fluido vegetal na evaporação e condução do calor gerado diminuiu o choque térmico na ferramenta não ocorrendo fadiga e trincas térmicas ou mecânicas, mantendo o aquecimento na zona de corte que diminuiu a resistência mecânica e aumentou a vida da ferramenta.

Nota-se uma menor abrasão na ferramenta (mostrado no item 1) devido a maior lubrificação e a aderência da película de contorno com a evaporação do fluido vegetal sem cloro, menor espessura de camada de adesão do material da peça na ferramenta (mostrado no item 2) pela menor difusão devido às menores temperaturas e a ação do fluido de corte.

Não foi percebida a ocorrência de *attrition* onde o destacamento da camada aderida pela abrasão não arrancou o substrato da ferramenta pela sua pouca espessura.

Verificou-se um poder superior de lubrificação do fluido vegetal sem cloro que teve a tendência de aderir mais à peça e resistir melhor à dinâmica do fluxo de corte com a redução do atrito e da temperatura de corte.

Figura 87 - Micrografia em MEV/EDS com o uso de MQF com fluido vegetal com cloro e avanço de 0,3 mm/volta.



1 – Micro lascamento severo da aresta de corte

2 – Adesão: material da peça e revestimento (Ti, Al, V, C, O) EDS spectrum 2.

3 – Esfoliação e abrasão: material do revestimento (W, Co, Ti, C, Al, O) EDS *spectrum* 1

4 – Lascamento por fadiga mecânica.

A pastilha de corte M1-110-0,3 mostrada na Figura 87 acima, refere-se a pastilha na posição (b) no cabeçote fresador com avanço de 0,3 mm/volta nas condições de corte com MQF com fluido vegetal com cloro e maior vida da ferramenta.

O cloro tem a propriedade de reagir quimicamente com o material da peça formando uma película de baixo atrito com estrutura laminar que diminui o atrito entre a ferramenta e a peça reduzindo a temperatura de corte e o desgaste da ferramenta principalmente em condições severas de usinagem com altas pressões de corte como ocorre com o aumento do avanço.

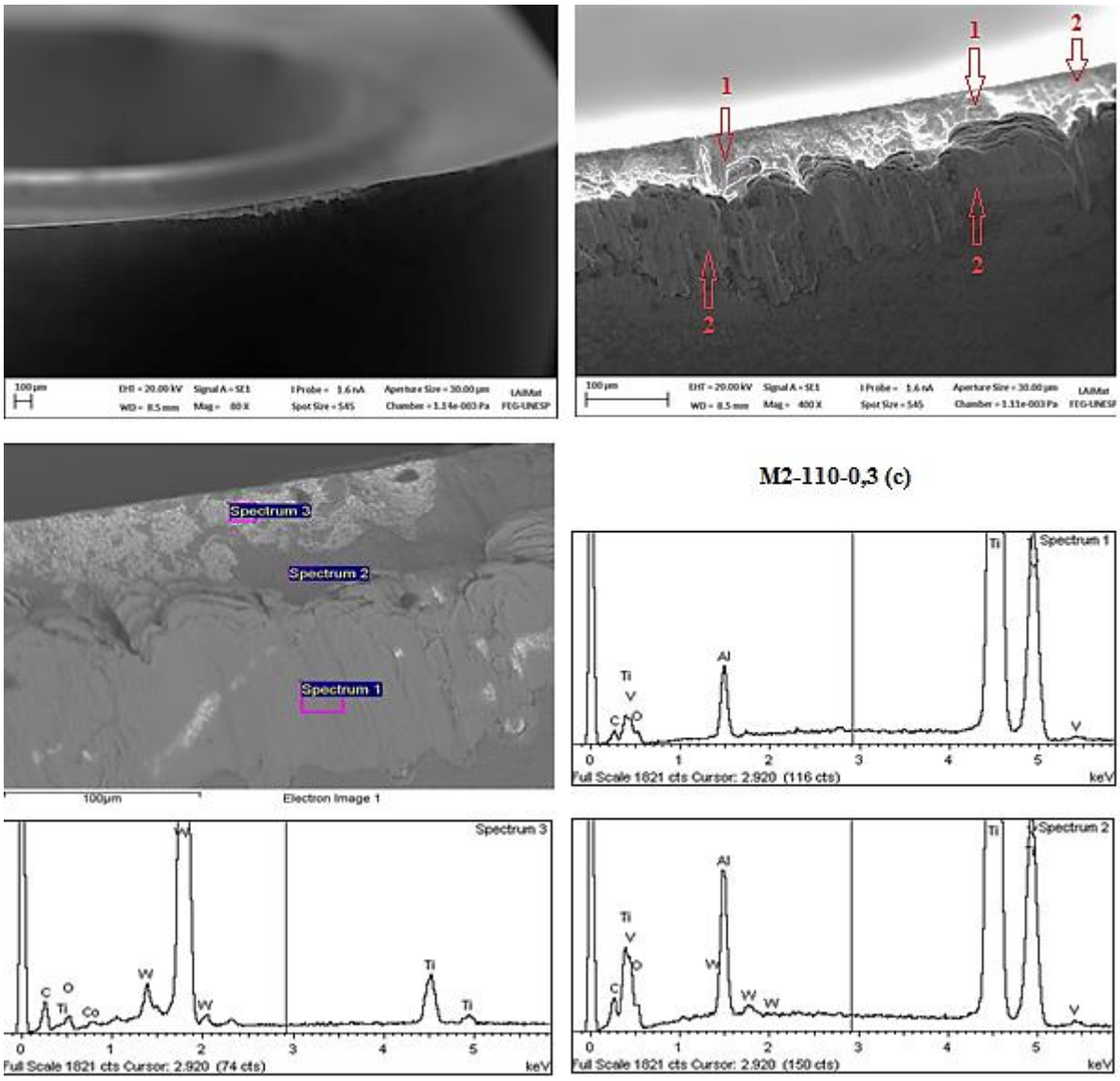
Na aplicação da técnica de mínima quantidade de fluido (MQF) um fluxo de ar comprimido misturado à 60 ml/h de óleo vegetal com cloro foi direcionado e atingiu a ferramenta e peça na zona de corte se evaporando.

Acredita-se que a baixa capacidade de resfriamento do fluido vegetal na evaporação e condução do calor gerado diminuiu o choque térmico na ferramenta não ocorrendo fadiga e trincas térmicas, mantendo o aquecimento na zona de corte que diminuiu a resistência mecânica e aumentou a vida da ferramenta.

Percebe-se que com o aumento do avanço ocorreu maiores cargas e fatiga mecânica da ferramenta que causou o micro lascamento severo da aresta de corte (mostrado no item 1) e o lascamento no final da profundidade de corte da pastilha (mostrado no item 4).

Nota-se maior abrasão e esfoliação da camada de revestimento (mostrado no item 3) devido a maior carga mecânica na pastilha devido ao aumento do avanço de corte. A aderência da película de contorno com a evaporação do fluido vegetal com cloro causou maior lubrificação da zona de corte, menor espessura da camada de adesão (mostrado no item 2), menor difusão e temperatura de corte.

Figura 88 - Micrografia em MEV/EDS com uso de MQF com fluido com éster sintético e avanço de 0,3 mm/volta.



1 – Abrasão: material do substrato e revestimento (W, Co, Ti, C, O) EDS *spectrum* 3.

2 – Adesão: material da peça, substrato e revestimento (Ti, Al, V, W, Co, C, O) EDS *spectrum* 1 e 2.

A pastilha de corte M2-110-0,2 mostrada na Figura 88 acima, refere-se a pastilha na posição (c) no cabeçote fresador com avanço de 0,3 mm/volta nas condições de corte com MQF com fluido de éster sintético e maior vida da ferramenta.

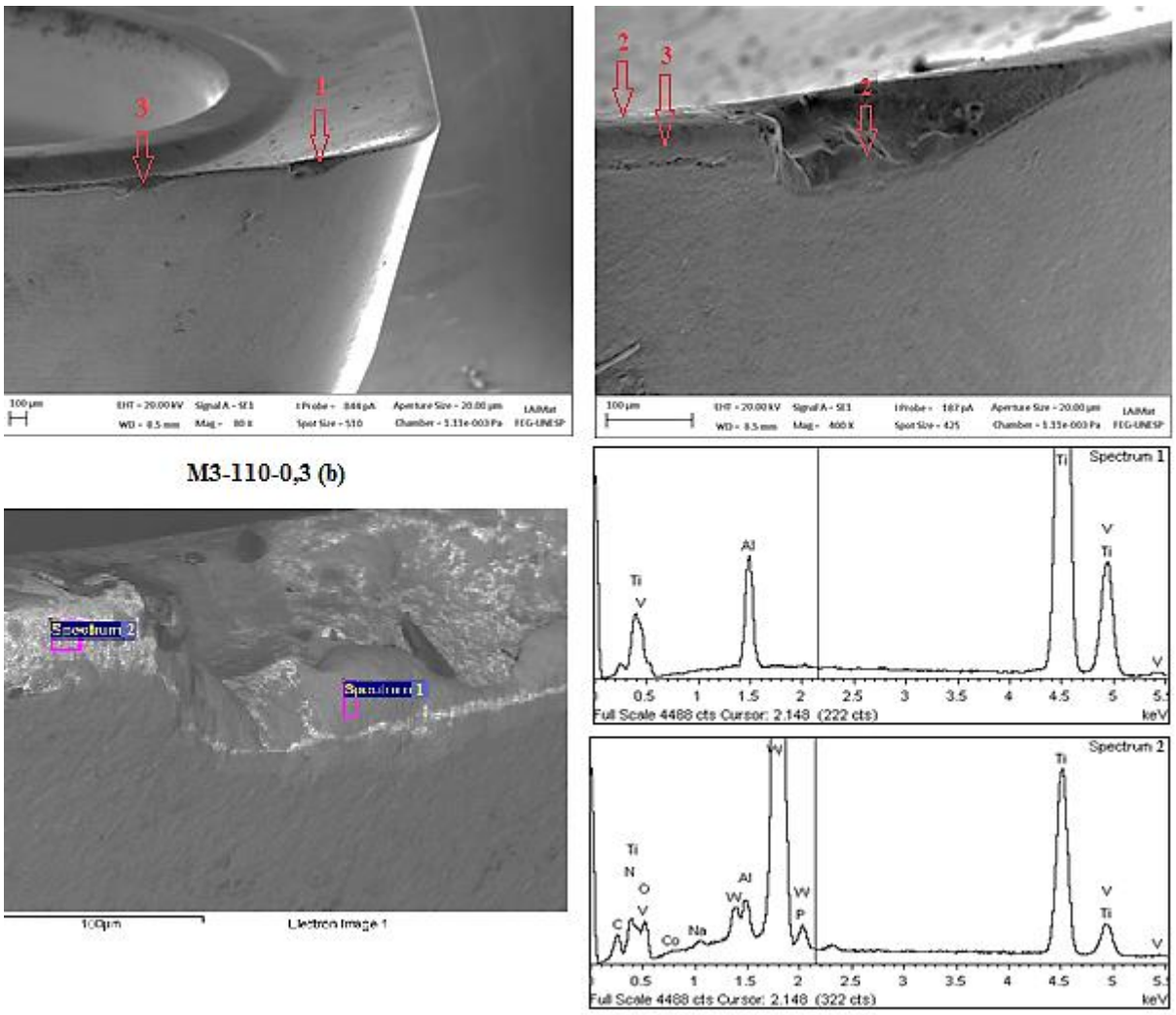
Na aplicação da técnica de mínima quantidade de fluido (MQF) um fluxo de ar comprimido misturado à 60 ml/h de éster sintético foi direcionado e atingiu a ferramenta e peça na zona de corte se evaporando.

Acredita-se que a baixa capacidade de resfriamento do fluido com éster sintético na evaporação e condução do calor diminuiu o choque térmico na ferramenta não ocorrendo fadiga e trincas térmicas, mantendo o aquecimento na zona de corte que diminuiu a resistência mecânica e aumentou a vida da ferramenta.

Nota-se maior abrasão na ferramenta (mostrado no item 1) devido ao fluido com éster sintético se evaporar rapidamente em contato com a ferramenta e a formação de uma película com espessura não eficiente na zona de corte que provocou menor lubrificação, aumento da temperatura de corte e maior desgaste da ferramenta.

Percebeu-se maior adesão (mostrado no item 2) devido a maior temperatura e difusão causada pela pouca ação do fluido com éster sintético.

Figura 89 - Micrografia em MEV/EDS com o uso de MQF com fluido vegetal sem cloro e avanço de 0,3 mm/volta.



1 – Micro fraturas de substrato no final da profundidade de corte.

2 – Adesão: material da peça (Ti, Al, V) EDS spectrum 1.

3 – Abrasão: material da peça, substrato e revestimento (Ti, Al, V, W, Co, C, N, Na, P, O) EDS spectrum 2.

A pastilha de corte M3-110-0,3 mostrada na Figura 89 acima, refere-se a pastilha na posição (b) no cabeçote fresador com avanço de 0,3 mm/volta nas condições de corte com MQF com fluido vegetal sem cloro e maior vida da ferramenta.

Na aplicação da técnica de mínima quantidade de fluido (MQF) um fluxo de ar comprimido misturado à 60 ml/h de óleo vegetal sem cloro foi direcionado e atingiu a ferramenta e peça na zona de corte se evaporando.

Acredita-se que a baixa capacidade de resfriamento do fluido vegetal na evaporação e condução do calor gerado diminuiu o choque térmico na ferramenta não ocorrendo fadiga e trincas térmicas, mantendo o aquecimento na zona de corte que diminuiu a resistência mecânica e aumentou a vida da ferramenta.

Percebe-se que com o aumento do avanço de corte ocorreu maiores cargas e fatiga mecânica na ferramenta que causou micro fratura da aresta de corte (mostrado no item 1) no final da profundidade de corte da pastilha.

Nota-se maior abrasão próximo ao raio da ferramenta (mostrado no item 3) devido a maior carga mecânica na pastilha devido ao aumento do avanço de corte. A aderência da película de contorno com a evaporação do fluido vegetal sem cloro causou menor lubrificação da zona de corte do que a com cloro com o aumento do avanço, maior espessura da camada de adesão (mostrado no item 2), maior difusão e temperatura de corte.

Acredita-se que apesar de maior adesão e difusão na pastilha não houve *attrition* pela ação do fluido vegetal que reduziu a coesão em menores camadas.

4.6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Através de metodologia específica foram medidos e calculados os maiores resultados de vida da ferramenta de corte no fresamento frontal de acabamento do Ti6Al4V com corte sem lubri-refrigeração, com jorro de fluido vegetal emulsionado com água a 8% e comparados com os resultados obtidos com a utilização de MQF com fluido vegetal com cloro, com fluido com éster sintético e com fluido vegetal sem cloro com condições de corte controladas e similares.

Foi calculado o desvio padrão da vida das ferramentas com um critério específico de desgaste das pastilhas e a percentagem de rendimento entre a vida das ferramentas com MQF e os maiores resultados obtidos com o corte sem lubri-refrigeração e com jorro de fluido.

Com estes dados pode-se estimar em cada aplicação específica na usinagem de acabamento do Ti6Al4V quais seriam os ganhos produtivos na aplicação da técnica MQF em relação às outras condições de usinagem propostas.

Foram analisados gráficos da evolução do desgaste das pastilhas com relação ao número de passes aplicados em cada um dos ensaios realizados.

Verificou-se a importância do aumento da velocidade de corte, da temperatura de corte, do avanço e dos fluidos de corte utilizados em cada condição de lubri-refrigeração na evolução de desgaste das pastilhas.

Foi calculado, o volume de material removido e a taxa de remoção de material com a maior vida da ferramenta em cada um dos ensaios realizados, através de metodologia específica.

Foi calculado o desvio padrão do volume de remoção de material com um critério específico de desgaste das pastilhas e a percentagem de rendimento entre o volume de material removido e a taxa de remoção de material com MQF e o volume de material removido e a taxa de remoção de material dos maiores resultados de vida da ferramenta obtidos com o corte sem lubri-refrigeração e com jorro de fluido.

Com estes dados pode-se estimar em cada aplicação específica na usinagem de acabamento do Ti6Al4V quais seriam os ganhos produtivos na aplicação da técnica MQF em relação às outras condições de usinagem propostas.

Foram medidas as rugosidades média e média máxima com a maior vida da ferramenta em cada um dos ensaios realizados através de metodologia específica.

Foi calculado o desvio padrão de rugosidades média e média máxima com um critério específico em três pontos da amostra e a percentagem de rendimento entre as rugosidades média e média máxima com MQF e as rugosidades média e média máxima dos maiores resultados de vida da ferramenta obtidos com o corte sem lubri-refrigeração e com jorro de fluido.

Com estes dados pode-se estimar em cada aplicação específica na usinagem de acabamento do Ti6Al4V quais seriam os ganhos no acabamento superficial com a rugosidade média e média máxima na aplicação do MQF com fluidos vegetais e com fluido com éster sintético nas condições de usinagem propostas.

Foram analisados gráficos da evolução da rugosidade média e média máxima com relação ao número de passes aplicados em cada um dos ensaios realizados.

Verificou-se a importância do aumento da velocidade de corte, da temperatura de corte, do avanço e do fluido de corte utilizado em cada condição de lubri-refrigeração empregada na evolução do acabamento superficial da amostra.

Foram medidos os resultados de vida da ferramenta com MQF com fluido vegetal com cloro, com fluido com éster sintético e com fluido vegetal sem cloro com avanço de 0,3 mm/volta e calculado os desvios padrão com um critério específico de desgaste das pastilhas e comparados com a vida da ferramenta com MQF com fluido vegetal com cloro, com fluido com éster sintético e com fluido vegetal sem cloro com avanço 0,2 mm/volta e calculado os desvios padrão com um critério específico de desgaste das pastilhas.

Foi analisado gráfico de evolução do desgaste das pastilhas com MQF com avanço de 0,3 mm/volta com relação ao número de passes aplicados em cada um dos ensaios realizados.

Com o aumento do avanço verificou-se a importância do uso do cloro como aditivo de extrema pressão na redução do atrito e da temperatura de corte na condição de lubri-refrigeração com MQF na evolução de desgaste das pastilhas.

Foi calculada a taxa de variação de vida da ferramenta que forneceu a percentagem de rendimento da vida da ferramenta utilizando MQF com aumento do avanço de 0,2 para 0,3 mm/volta e para o MQF com avanço de 0,3 mm/volta em relação aos maiores resultados obtidos na vida da ferramenta com o corte sem lubri-refrigeração e com jorro de fluido.

Com os dados acima pode-se estimar em cada aplicação específica na usinagem de acabamento do Ti6Al4V quais seriam os ganhos produtivos na aplicação da técnica MQF com maior avanço em relação às outras condições de usinagem propostas.

Verificou-se que a aplicação de MQF com fluido vegetal com cloro com avanço 0,3 mm/volta possui maior rendimento de vida da ferramenta em relação aos maiores valores obtidos com corte sem lubri-refrigeração e com jorro de fluido com avanço de 0,2 mm/volta, que poderia ser uma opção viável de aplicação em certas condições de “gargalo” onde uma maior produtividade fosse necessária.

Foram calculados o volume de material removido e a taxa de remoção de material com o uso de MQF com fluido vegetal com cloro, com fluido com éster sintético e com fluido vegetal sem cloro com avanço de 0,3 mm/volta através de metodologia específica e o desvio padrão do volume de material removido com um critério específico de desgaste das pastilhas e comparados com o volume de material removido e taxa de remoção de material com o uso de MQF com fluido vegetal com cloro, com fluido com éster sintético e com fluido vegetal sem cloro com avanço 0,2 mm/volta e o desvio padrão do volume de material removido com um critério específico de desgaste das pastilhas.

Foi analisado o gráfico de evolução de volume de material removido e da taxa de remoção de material com o uso de MQF com avanço de 0,3 mm/volta com relação ao número de passes aplicados em cada um dos ensaios realizados.

Com o aumento do avanço verificou-se a importância do uso do cloro como aditivo de extrema pressão na redução do atrito e da temperatura de corte em cada condição de lubri-refrigeração com o uso de MQF na evolução de volume de material removido.

Foi calculada a taxa de variação de volume de material removido e a taxa de remoção de material que forneceu a percentagem de rendimento do volume de material removido e da taxa de remoção de material com o uso de MQF com o aumento do avanço de 0,2 para 0,3 mm/volta.

Com os dados acima pode-se estimar em cada aplicação específica na usinagem de acabamento do Ti6Al4V quais seriam os ganhos produtivos na aplicação da técnica MQF com o aumento do avanço de 0,2 para 0,3 mm/volta.

Verificou-se que a aplicação de MQF com fluido vegetal com cloro com avanço 0,3 mm/volta possui maior rendimento de volume de material removido e da taxa de remoção de material em relação aos maiores resultados obtidos com o corte sem lubri-refrigeração e com jorro de fluido com avanço de 0,2 mm/volta, que poderia ser uma opção viável de uso em certas condições de “gargalo” onde uma maior produtividade fosse necessária.

Foram medidas as rugosidades média e média máxima com o uso de MQF com fluidos vegetais e com fluido com éster sintético com avanço de 0,3 mm/volta e calculado os desvios padrão com um critério específico em três pontos da amostra e comparados com as rugosidades média e média máxima com MQF com fluidos vegetais e com fluido com éster sintético com avanço 0,2 mm/volta e calculado os desvios padrão com um critério específico em três pontos da amostra.

Foi analisado o gráfico de evolução das rugosidades média e média máxima com o uso de MQF com avanço de 0,3 mm/volta com relação ao número de passes aplicados em cada um dos ensaios realizados e verificou-se a tendência de evolução decrescente da rugosidade média e média máxima com a utilização dos fluidos vegetais com e sem cloro e a tendência de crescimento mais acentuado com a utilização do fluido com éster sintético.

Foi calculada a taxa de variação da rugosidade média e média máxima que fornece a percentagem de variação da rugosidade média e média máxima com o uso de MQF com o aumento do avanço de 0,2 para 0,3 mm/volta.

Com os dados acima pode-se estimar em cada aplicação específica na usinagem de acabamento do Ti6Al4V quais seriam os percentuais de variação no acabamento superficial

com relação as rugosidades máxima e média máxima na aplicação da técnica MQF com o aumento do avanço de 0,2 para 0,3 mm/volta.

Verificou-se a importância da utilização dos fluidos vegetais com o aumento do avanço de corte, resultando no menor acréscimo da rugosidade em relação ao fluido com éster sintético.

Foram analisados os tipos de cavaco formados nas condições de corte e de lubri-refrigeração empregadas na usinagem.

Verificou-se que na condição de usinagem sem lubrificação e com jorro de fluido ocorreu a transformação da forma do cavaco em fita segmentado para a forma espiral com o aumento da velocidade de corte para 110 m/min. Presume-se que esta transformação do cavaco ocorreu pelo aumento da temperatura, do atrito e das forças de corte que alteraram a deformação plástica do material.

Na utilização do MQF com a velocidade de corte de 110 m/min. a forma do cavaco manteve-se em fita segmentado no uso dos fluidos vegetais com e sem cloro demonstrando melhores condições de usinabilidade e com forma espiral no uso de fluido com éster sintético devido ao maior desgaste da ferramenta, atrito, forças e temperatura de corte. Acredita-se que isto se deve ao maior poder de lubrificação do MQF com a aplicação dos fluidos vegetais que melhorou o sistema tribológico na usinagem.

Foram analisados os modos de falha das pastilhas de corte com a variação da velocidade de corte nas condições de usinagem sem lubri-refrigeração e com jorro de fluido considerando-se a sua posição no cabeçote ‘a’, ‘b’ ou ‘c’ de maior desgaste e pôde-se observar que a variação da temperatura, flutuação de cargas térmicas e mecânicas e a abrasão do material foram os principais fatores que causaram os principais modos de falha como: desgaste de flanco, micro lascamento, micro fraturas e entalhe na ferramenta.

Com o aumento da velocidade de corte para 110 m/min. e elevação da temperatura de corte ocorreu maior retirada de material da ponta da ferramenta com um crescimento significativo de seu desgaste de flanco.

Na condição com MQF manteve-se a velocidade de corte V_c = 110 m/min. e aplicou-se um avanço de 0,2 e 0,3 mm/volta. Para o MQF com avanço de 0,2 mm/volta observou-se um sistema de lubri-refrigeração mais eficiente que nas demais condições de usinagem empregadas, com menores temperaturas de corte, menores flutuações de cargas térmicas e mecânicas, porém com o aumento do avanço para 0,3 mm/volta ocorreu o micro lascamento e o entalhe da ferramenta com um desgaste de flanco mais irregular e acentuado.

Com a utilização de MQF com fluidos vegetais ocorreu um desgaste mais regular e menos acentuado das pastilhas de corte em relação ao fluido com éster sintético.

Observou-se que a temperatura das pastilhas de corte com o uso de MQF com fluido vegetal foi relativamente inferior àquela observada com o uso de fluido com éster sintético.

Acredita-se que o fluido vegetal por ter maior peso específico, ácidos graxos com cadeias de carbono mais longas e maior viscosidade (40 mm^2/s) comparado ao fluido com éster sintético (19 mm^2/s) têm uma maior capacidade de resfriamento da ferramenta evitando a evaporação do fluido antes da lubrificação da zona de corte, diminuindo a temperatura e produzindo uma película lubrificante mais aderente e eficaz na superfície da peça.

Observou-se no uso de MQF que com o aumento do avanço para 0,3 mm/volta, o fluido vegetal com cloro propiciou um aumento significativo da vida da ferramenta em relação aos demais fluidos sem cloro, pelo fato deste elemento químico ser um aditivo de extrema pressão, ou seja, ter a propriedade de reagir quimicamente com o material da peça em condições de maior pressão de corte, formando uma película de baixo atrito com estrutura laminar na zona de cisalhamento entre a ferramenta e a peça diminuindo o atrito e a temperatura de corte.

Foram analisados os mecanismos de desgaste das pastilhas 'a', 'b' ou 'c' com maior desgaste e com a maior vida dentre as condições de corte empregadas em cada ensaio.

O corte sem lubri-refrigeração caracterizou-se por apresentar maior abrasão, adesão e difusão com a maior vida da ferramenta alcançada na velocidade de corte V_c = 90 m/min.

O fluxo de ar que ocorre na rotação da ferramenta possui baixa capacidade de refrigeração do calor gerado no corte, trocando calor apenas por convecção entre a ferramenta e o ar. Nesta condição altas temperaturas são geradas na interface entre a peça e a ferramenta que a torna frágil devido à alta taxa de difusão com a peça levando ao seu desgaste acelerado e baixa vida.

O corte com jorro de fluido caracterizou-se por apresentar abrasão, adesão, difusão, *attrition*, trincas térmicas e mecânicas com a maior vida da ferramenta alcançada na velocidade de corte V_c = 70 m/min.

Com o corte interrupto no fresamento e as propriedades líquidas do fluido, a ferramenta foi resfriada com maior rapidez ocasionando choques térmicos, ciclicamente a cada rotação.

Acredita-se que a fadiga térmica foi o principal mecanismo de falha nesta condição de usinagem que levou à redução da resistência de coesão do substrato da ferramenta, a propagação de trincas térmicas, o micro lascamento excessivo da aresta de corte e a fratura da face de flanco da ferramenta.

Verificou-se que o fluido de corte ideal no fresamento deve apresentar baixa capacidade de resfriamento e alta capacidade de lubrificação, como é o caso de fluidos integrais, que possuem capacidade de resfriamento menor que os fluidos a base de água e alta capacidade de lubrificação.

Pelo exposto pode-se deduzir que o efeito de resfriamento por jorro de fluido de corte aquoso deve ser minimizado em certas condições de corte nas operações de fresamento.

Esta é a razão pela qual a vida da ferramenta tende a aumentar em alguns processos de fresamento com a utilização de corte sem lubri-refrigeração em relação ao jorro de fluido.

O corte com aplicação de MQF com fluidos vegetais e fluido com éster sintético com avanço de 0,2 mm/volta caracterizam-se por apresentar baixa abrasão, adesão e difusão com relação aos demais ensaios estudados.

A técnica MQF aumentou a vida da ferramenta devido à alta espessura molecular de filme lubrificante presente durante o processo de fresamento, à sua alta capacidade de lubrificação com baixa capacidade de resfriamento que diminuiu o choque térmico na ferramenta e manteve o aquecimento na zona de corte diminuindo sua resistência mecânica.

Os fluidos vegetais apresentaram maior poder de lubri-refrigeração e aderência da película de contorno do fluido na peça, com maior vida da ferramenta em relação à utilização do fluido com éster sintético.

A utilização de MQF com fluidos vegetais e fluido com éster sintético com avanço de 0,3 mm/volta caracteriza-se por apresentar maior abrasão, adesão, difusão, micro lascamentos e micro fraturas por fadiga mecânica na usinagem.

O fluido vegetal com cloro, como aditivo de extrema pressão, formou uma película laminar de baixo atrito com a peça diminuindo a temperatura e o desgaste da ferramenta apesar do aumento das cargas e da fadiga mecânica na pastilha com o avanço de 0,3 mm/volta.

O uso de MQF com fluidos vegetais obteve maior vida da ferramenta em relação ao éster sintético, jorro de fluido e corte sem lubri-refrigeração.

O uso de MQF com fluido vegetal com cloro com avanço de 0,3 mm/volta mostrou um aumento de vida da ferramenta em relação ao jorro de fluido e ao corte sem lubri-refrigeração com avanço de 0,2 mm/volta e poderia ser uma opção viável de uso em certas condições de "gargalo" onde uma maior produtividade fosse necessária.

Este fato reitera que a técnica MQF é uma alternativa eficaz superando as demais condições de lubri-refrigeração, mas que depende fortemente do fluido de corte aplicado.

Esta pesquisa mostra que o fresamento de acabamento do Ti6Al4V sem lubri-refrigeração e com lubri-refrigeração utilizando jorro de fluido pode ser substituído pela técnica MQF com fluidos vegetais nas condições de corte apresentadas diminuindo a poluição pelo menor volume de fluido utilizado e sua biodegradabilidade, melhorando a capacidade produtiva e o acabamento superficial do processo.

Comparando-se os resultados discutidos acima com outros trabalhos realizados visando a utilização do MQF na usinagem do Ti6Al4V nota-se ser este estudo, um trabalho de vanguarda visto que em nenhum dos outros trabalhos, estudou-se:

A determinação das condições de corte em uma faixa produtiva, em condições industriais, para ser atingida a maior vida da ferramenta no fresamento de acabamento do Ti6Al4V com o corte sem lubri-refrigeração e o corte com jorro de fluido com as mesmas recomendações empregadas pelos fabricantes de pastilhas de corte e indústrias que fresam o Ti6Al4V.

O estudo das melhores condições de corte para o aumento da vida da ferramenta, o volume de remoção de material e a taxa de material removido e menor rugosidade da superfície com a utilização de MQF (com três fluidos de corte diferentes) em relação aos maiores resultados atingidos com o corte sem lubri-refrigeração e o corte com jorro de fluido.

A evolução do desgaste das pastilhas de corte e da rugosidade da peça no decorrer da usinagem em cada condição de corte e de lubri-refrigeração empregada.

A determinação de rendimentos de corte, estimando-se percentualmente os ganhos produtivos e de acabamento superficial na aplicação do MQF (com três fluidos de corte diferentes) em relação aos maiores resultados atingidos no corte sem lubri-refrigeração e no corte com jorro de fluido.

A influência dos fluidos de corte vegetais, éster sintético e aditivo de extrema pressão utilizados no MQF com fluido vegetal sem cloro, fluido vegetal com cloro (como aditivo de extrema pressão) e fluido com éster sintético com o aumento do avanço de 0,2 para 0,3 mm/volta em relação as demais condições de usinagem estudadas e seus rendimentos de corte estimando-se seus ganhos produtivos e de acabamento superficial.

A análise da mudança de forma do cavaco, dos modos de falha e dos mecanismos de desgaste das ferramentas com o uso de MEV/EDS em cada condição de usinagem empregada.

Em relação aos trabalhos realizados descritos acima e os apresentados no subitem 2.8 observou-se a dificuldade na comparação de resultados na medição da vida da ferramenta, visto o fresamento do Ti6Al4V não ter sido realizado com MQF nestes outros experimentos. A utilização de pastilhas com diferentes substratos, revestimentos, raios de ponta, ângulos de corte e combinações de corte evolventes, concordantes, discordantes mudam significativamente o rendimento do processo em cada condição de usinagem quando comparados.

Outro fator que dificulta a comparação de resultados da vida de ferramentas mesmo com velocidades de corte, avanços e profundidades de corte próximas entre experimentos é a utilização do tempo de corte como referência da vida da ferramenta sem ser levado em conta a penetração de trabalho ou o diâmetro da fresa.

É evidente que quando usinamos utilizando todo o perímetro da fresa, torna-se prático utilizar-se o tempo de vida de um jogo de pastilhas de corte como fazem a maioria dos fabricantes de pastilhas.

Nestes casos, sugere-se que a vida da ferramenta dada em tempo de corte seja convertida para o comprimento de corte percorrido pela ferramenta, transformando-se o comprimento linear percorrido pela fresa, através do produto entre o tempo de vida e a velocidade da mesa da fresadora, pela soma do comprimento dos arcos percorridos pelas fresas na peça até o fim de vida da ferramenta, conforme o ângulo de engajamento formado.

A transformação de tempo de vida em comprimento de vida da ferramenta mostra-se um procedimento mais preciso e eficaz de medição, visto que pequenas diferenças dimensionais na penetração de trabalho ou no diâmetro da fresa dificultam a comparação entre as medidas da vida da ferramenta, mesmo em um mesmo ensaio.

Desta forma comparou-se a vida da ferramenta obtidas em outros experimentos com resultados análogos convertendo-as para a vida em comprimento de corte, com as devidas correções pertinentes, para a comparação de possíveis resultados similares entre ensaios, mas observou-se a não ocorrência de dados comparativos significativos no fresamento frontal do Ti6Al4V tanto na usinagem sem lubri-refrigeração como com jorro de fluido de corte.

O trabalho utilizando o MQF na furação do Ti6Al4V não obteve resultados análogos de vida da ferramenta pelas diferenças do corte com furação por broca e o fresamento frontal.

Os resultados do uso do fluido vegetal e do fluido com éster sintético no MQF para a furação e no MQF para o fresamento frontal foram bastante similares, apesar de que não foram considerados na furação, o comportamento da vida da ferramenta com a variação do avanço de corte, o uso de aditivo de extrema pressão (cloro) e o comportamento da rugosidade da superfície no processo.

O trabalho utilizando modelo estatístico para a otimização de rugosidade média com a variação de parâmetros de corte em diferentes condições de lubri-refrigeração obtiveram faixas de velocidade de corte e de avanço próximas as utilizadas neste estudo e valores menores de rugosidade média no uso do MQF em relação aos valores encontrados para o corte sem lubri-refrigeração e corte com jorro de fluido, também próximos. Apesar dos métodos estatísticos terem boa concordância com os resultados encontrados, estes não levaram em consideração a evolução do desgaste das pastilhas e a produtividade do processo através da análise da vida da ferramenta e do volume de material removido.

A maioria dos estudos apresentados foram realizados com a usinagem em alta velocidade (HSM) que resultou em uma queda significativa da vida da ferramenta em relação ao

fresamento convencional (V_c < 100 m/min. para o Ti6Al4V), pelas altas temperaturas de corte geradas que agem nas pastilhas e enfraquecem seu substrato com grande difusão/dissolução, a não resistência do revestimento à estas temperaturas com o seu esfoliamento prematuro e o aumento da ação dos mecanismos de desgaste combinados à fadiga térmica (com maiores choques térmicos) e fadiga mecânica (com maiores esforços mecânicos).

5 CONCLUSÕES

Baseado nos resultados deste trabalho pode-se concluir, para o processo de fresamento de acabamento do Ti6Al4V com a utilização da técnica de mínima quantidade de fluido nas condições de corte empregadas, que:

- A técnica MQF com fluidos vegetais proporciona uma menor rugosidade em relação ao corte com jorro de fluido vegetal miscível em agua a 8% e ao corte sem lubri-refrigeração.

- A técnica MQF com fluidos vegetais proporciona uma maior produtividade em relação ao corte com jorro de fluido vegetal miscível em agua a 8% e ao corte sem lubri-refrigeração.

- A técnica MQF com fluido sintético proporciona um rendimento de corte não satisfatório em relação ao corte com jorro de fluido vegetal miscível em agua a 8% e ao corte sem lubri-refrigeração.

- Para utilizar a técnica MQF neste processo com melhor rendimento de corte em relação ao corte com jorro de fluido vegetal miscível em agua a 8% e ao corte sem lubri-refrigeração é necessário o uso de fluidos vegetais, o aumento da velocidade de corte e a manutenção da taxa de avanço.

Utilizando o nível de variações de parâmetros e condições de usinagem experimentadas neste trabalho, a rugosidade irá diminuir e, a taxa de remoção de material, o volume de material removido e a vida da ferramenta irão aumentar em pelo menos 50%.

6 SUGESTÕES PARA PRÓXIMOS TRABALHOS

- Estudar a variabilidade da rugosidade da superfície usinada das amostras no fresamento de acabamento do Ti6Al4V com parâmetros de usinagem próximos aos utilizados neste experimento com a devida repetibilidade dos ensaios, analisando-se a rugosidade das superfícies usinadas com a utilização de interferômetro e das devidas ferramentas estatísticas visando maior confiabilidade no processo de acabamento.

- Estudar a integridade superficial das amostras obtidas no fresamento de acabamento do Ti6Al4V com parâmetros de usinagem próximos aos utilizados neste experimento com a utilização do MQF, como microestrutura e microdureza, com a devida repetibilidade dos ensaios.

- Estudar a viabilidade da utilização da técnica MQF no torneamento de acabamento do Ti6Al4V com a utilização de pastilhas de bordas longas, determinando parâmetros de corte e fluidos de corte no MQF que superem as demais condições de usinagem aplicadas com o jorro de fluido e o corte sem lubri-refrigeração.

- Estudar a viabilidade da utilização da técnica MQF no fresamento frontal de desbaste do Ti6Al4V com a utilização de pastilhas de forma redonda, determinando parâmetros de corte e fluidos de corte no MQF que superem as demais condições de usinagem aplicadas com o jorro de fluido e o corte sem lubri-refrigeração.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABNT, 1988. NBR 6405, 5p: Rugosidade das Superfícies. Rio de Janeiro, 1988.

ADIB, A.M.L., *et al*. Aircraft engine bleed system tubes: Material and failure mode analysis. **Engineering Failure Analysis**, v.14, n.8, p.1605-1617, dec. 2007.

ALTINTAS, Y. The detection of tool breakage in milling operations. **Journal Engineering for Industry,** v. 110 p. 271-277, 1988.

ANHAI, L., *et al*. Progressive tool failure in high-speed dry milling of Ti-6Al-4V alloy with coated carbide tools. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, China, v. 58, p. 465–478, jan. 2012.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM B 381-13**. Standard Specification for Titanium and Titanium Alloy Forgings. ASTM International, Pennsylvania, 1971.

BABU, N. K., *et al.* Effect of beam oscillation on fatigue life of Ti-6Al-4V electron beam weldments. **Materials Science and Engineering: A,** v.471, n.1-2, p. 113-119, dec. 2007.

BÄKER, M.; *et al.* Deformation and microstructure of titanium chip and workpiece. **Zeitschrift für Metallkunde**, v. 92 (2), p. 853–859, 2001.

BALASUBRAMANIAN, S.; ANAND, L. Plasticity of initially textured hexagonal polycrystals at high homologous temperatures: application to titanium. **Acta Materialia**, v.50, n.1, p.133-148, jan. 2002.

BHAUMIK, S. K., *et al.* Machining Ti-6Al-4V alloy with a wBN-cBN composite tool**, Mater. Des. 16 (4)** (1995) 221–226.

BOYER, R. An overview on the use of titanium in the aerospace industry. **Materials Science and Engineering: A**, v.213, n.1-2, p.103-114, aug. 1996.

BOYER, R., *et al*. **Materials properties handbook: titanium alloys**. Materials Park, OH: ASM International, 1994. 1176p.

BRAGHINI, A. J., *et al*. Tool wear and tool life in end milling of 15–5 PH stainless steel under different cooling and lubrication conditions. **International Journal Advanced Manufacture Technology**, v. 43, p. 756–764, 2009.

BRIDIER, F., *et al*. Analysis of the different slip systems activated by tension in a α / β titanium alloy in relation with local crystallographic orientation. **Acta Materialia**, v.53, n. 3, p. 555-567, feb. 2005.

BRIDIER, F., *et al*. Slip and fatigue crack formation processes in an α / β titanium alloy in relation to crystallographic texture on different scales. **Acta Materialia**, v.56, n.15, p. 3951-3962, sept. 2008.

BROOKES, C. A., *et al*. Turning aerospace titanium alloys, **IDR 36** (1991) 89–893.

BUDZYNSKI, P., *et al*. Surface modification of Ti–6Al–4V alloy by nitrogen ion implantation. **Wear**, v.261, n.11, p.1271-1276, dec. 2006.

CALLISTER, W. D. JR. **Ciência e engenharia de materiais**. Rio de Janeiro: LTC, 2002, 589p.

CENTRO DE ACTIVIDAD REGIONAL PARA LA PRODUCCIÓN LIMPIA - Ministério de medio ambiente España, 2006.

COLLINGS, E. W. The physical metallurgy of titanium alloys, **American Society for Metals**, 1983.

CUNHA, E. A. **Estudo da usinagem por torneamento da liga ASTM AA-7050 T7451.** 2004. 84 f. Dissertação (Mestrado em Ciência dos Materiais) - Faculdade de Engenharia Química de Lorena, Lorena, 2004.

DA SILVA, R. B., *et al*. Tool wear analysis in milling of medium carbon steel with coated cemented carbide inserts using different machining lubrication/cooling systems. **18th International Conference on Wear of Materials***,* v. 271(9), p. 2459 – 2465, July 2011.

DE FARIA, J. C. **Estudo da usinagem em torneamento da superliga a base de níquel NIMONIC 80A**. 2007. 88 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2007.

DE OLIVEIRA, J. F. G..; ALVES, S. M. Novos fluidos de corte adequados ao desempenho mecânico da retificadora e ao meio ambiente. Revista Máquinas e Metais, São Paulo, jan. 2006.

DE SÁ, V. M. **Avaliação do desgaste da ferramenta de metal duro revestida com TiN no fresamento do aço ABNT 4140 temperado e revenido, utilizando duas fresas de diâmetros diferentes.** 2010. 81 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2010.

DEARNLEY, P. A, GREARSON, A. N. Evaluation of principal wear mechanisms of cemented carbides and ceramics used for machining titanium alloy, IMI 318, **Mater. Sci. Technol. 2** (1986) 47–58.

DI RAIMO, E.; PORTO, A. J. V. Rugosidade e Espalhamento Luminoso em Superfícies de Alumínio Torneadas com Ferramenta de Diamante Monocristalino. In: Anais do XVI Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica - COBEM, p.23-26, Uberlândia: 2001.

DINIZ, A. E., *et al*. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais.** 5. ed. São Paulo: Artliber, 2002.

DINIZ, A. E., MICARONI, R. Cutting Conditions for finish turning process aiming: the use of dry cutting. **International Journal of Machine Tools & Manufacture,** v. 42, p. 899–904, 2002.

DINIZ, A. E., MICARONI, R. **Influence of the direction and flow rate of the cutting fluid on tool life in turning process of AISI 1045 steel.** International Journal of Machine Tools & Manufacture v.47, p.247–254, 2007.

DYE, D. Disponivel em: <http://www.msm.cam.ac.uk/phase-trans/2005/L7-Tislides web.ppt>. Acesso em: 17 nov. 2011.

DONACHIE, M.J., **Titanium : a technical guide**. ASM International Metals Park, 1988.

EZUGWU, E. O, WANG, Z. M., Titanium alloys and their machinability, **Journal of Materials Processing Technology**, v. 68, p. 262-274, 1997.

EZUGWU, E. O., *et al*. An overview of the machinability of aeroengine alloys**. Journal of Materials Processing Technology**, v.134,(2), p. 233–253, 2003.

FERRARESI, D. **Fundamentos da Usinagem dos Metais.** São Paulo: Editora Edgard Blucher, 1978.

FERRANDINI, *et al*. Aging response of the Ti-35Nb-7Zr-5Ta and Ti-35Nb-7Ta alloys. **Journal of Alloys and Compounds**, v.433, n.1-2, p. 207-210, may 2007.

GALDINO, R. S., *et al*. Avaliação dos cavacos obtidos da usinagem do Titânio 6Al4V. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO - VI COBEF. Caxias do Sul, Brazil, 2011.

HARTUNG, P. D., KRAMER, B.M. Tool wear in titanium machining, **Ann. CIRP 31 (1)** (1982) 75–80.

HEISEL, U., *e*t al. A técnica da quantidade mínima de fluidos e suas aplicações nos processos de corte. **Máquinas e Metais**, v 34 (386), p. 22 -38, 1998.

HERMAN, H. Plasma - spray coatings. **Scientific American**, v. 259, n. 3, p. 78, 1988.

IMMARIGEON, *et al*. Lightweight materials for aircraft applications. **Materials Characterization**, v.35, n.1, p.41-67, jul. 1995.

ISO - INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION**, Specification for tool life testing with single point turning tools**. Norma 3685, 1993.

ISO - INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION**, Tool life testing in milling – part 1 & 2: End Milling**, Norma 8688-1/2, 1989.

JAWAID, A., *et al.* Evaluation of wear mechanisms of coated carbide tools when face milling titanium alloy, J. **Mater. Process. Technol.** 99 (2000) 266–274.

JAWAID, A., *et al.* Tool wear characteristics in turning of titanium alloy Ti-6246, J. **Mater. Process. Technol**. 92–93 (1999) 329–334.

JEELANI, S., RAMAKRISHNAN, K. Surface damage in machining titaniun 6Al-2Sn-4Zr-2Mo alloy. **Journal of Materials Science**, v. 20, p. 3245 - 3252, 1985.

JIANG, F., *et al*. Optimizing end-milling parameters for surface roughness under different cooling/lubrication conditions. **The international journal of advanced manufacturing technology,** China, v. 51, n. 10, p. 841–851, dec. 2010.

JOSHI, V. A. **Titanium Alloys: An atlas of structures and fracture features.** 1.ed. Boca; FL : Taylor & Francis Group, 2006. 227p.

KENNAMETAL INC, 2003. Modern Machine Shop. 12 Dec. 2003 http://www.kennametal.com. Acesso em: fev. 2013.

MACHADO, A..R., *et al*. The effect of extremely low lubricant Volumes in Machining. **Wear**, v.210, p. 76-82, 1997.

MACHADO, A. R., DA SILVA, M. B. **Usinagem dos Metais.** Apostila. 4. ed, Minas Gerais, Departamento de Engenharia Mecânica, Uberlândia, 2000.

MACHADO, A.R.; DINIZ, A.E. Vantagens e desvantagens do uso (ou não) de fluidos de corte**. Máquinas e Metais**, p.134-151, 2000.

MACHADO, A. R., *et al*. **Teoria da usinagem dos materiais.** São Paulo: Editora Blucher, 2000. 384 p.

MANUAL DE OPERAÇÃO MICROSCÓPIO- MICROCAPTURE - DIGIMICRO, 2013.

MANUAL DE PROGRAMAÇÃO E OPERAÇÃO ROMI - Linha D-800 - CNC FANUC 0i-Mc, 2012.

MANUAL DE OPERAÇÃO RUGOSÍMETRO - TR100, 2011.

MASON, F. Usinando a seco, ou quase a seco. **Máquinas e Metais**. v..37 (424), p. 160-173, 2001.

MIRANDA, G. W A. **Uma contribuição para aplicações em controle adaptativo otimizado no torneamento.** 100 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 1997.

MOISEYEV, V. N. Advances in Metallic Alloys: Titanium Alloys. Russian Aircraft and Aerospace Applications. **CRC Press, Russia Federation**, 5. ed, 2005.

MOREIRA, M. V. **Estudo da usinagem da liga Ti-6Al-4V**. 123 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Faculdade de Engenharia Química de Lorena, Universidade de São Paulo, Lorena, 2002.

NARUTAKI, N., *et al.* Study on machining of titanium alloys, **Ann. CIRP 32 (1)** (1983) 65–69.

NOURREDINE, B., *et al*. A technology enabler for green machining: minimum quantity lubrication (MQL). **Journal of Manufacturing Technology Management**, v. 21, p. 556–566, 2010.

NOVASKI, O., DÖRR. J. Usinagem quase a seco. **Máquinas e Metais**, v. 406, p..34-41, 1999.

NUSSBAUM, G. C. **Rebolos & abrasivos.** 1. ed. São Paulo: Ícone Editora, 1988.

OIL BRASIL, fev. 2010. Disponível em http://www.oil.brasil.com.br. Acesso em: nov. 2012.

RAHIM EA, SASAHARA H. A study of the effect of palm oil as MQL lubricant on high speed drilling of titanium alloys. **Tribology International** 44(3):309–317, nov. 2011.

RIBEIRO, L. M. F. **Caracterização microestrutural e fractográfica do produto da reciclagem da liga Ti-6A1-4V por processamento digital de imagens**. 2002. 137 f. Dissertacao (Mestrado em Engenharia Mecanica) - Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratingueta, Universidade Estadual Paulista, Guaratingueta, 2002.

RIBEIRO, M. V., *et al*. Optimization of titanium alloy (6Al-4V) machining. **Journal of Materials Processing Technology,** v. 143, p. 453-458, 2003.

RIBEIRO, M. V., GALDINO, R. S. Analysis on turning Ti6Al4V with different cooling methods. THE 12TH WORLD CONFERENCE ON TITANIUM. Beijing, China, 2011.

ROSA, L. C.; SIQUEIRA, C. **Fresadora e processo de fresamento.** Apostila Engenharia Controle de Automação - UNESP. Sorocaba: 2001.

ROSATO Jr., A. **Estrutura integral por soldagem por atrito "friction stir welding - FSW": requisitos básicos para o projeto estrutural.** 2003. 258f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Aeronáutica e Mecânica) – Instituto Tecnológico de Aeronáutica, São Jose dos Campos, 2003.

SALEM, A, *et al*. Strain hardening of titanium: role of deformation twinning. **Acta Materialia**, v. 51, n. 14, p. 4225-4237, aug.2003.

SALES, W. F.; *et al*. Application of Cutting Fluids in Machining Processes. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences**, Rio de Janeiro, v. 23, n. 2, 2001.

SALES, W. F., *et. al*. Cooling ability of cutting fluids and measurement of the chip-tool interface temperatures. **Industrial Lubrication and Tribology**, v. 54, p. 57–68, 2005.

SANDVIK. Catálogo técnico do fabricante de ferramentas Sandvik Coromant, 2010. Disponível em: http://www.sandvik.com. Acesso em: fev. 2013.

SANDVIK COROMANT. **Ferramentas para Torneamento**. Catálogo Sandvik Coromant, Brasil, 2005. Disponível em: http://www.sandvik.com.br. Acesso em: fev. 2013.

SANDVIK COROMANT. Milling Titanium, oct. 2009 Disponível em: http://www.sandvik.coromant,com. Acesso em: fev. 2013.

SANTOS, S. C., SALES, W. F. **Fundamentos da Usinagem dos Materiais**. Apostila. Minas Gerais, Departamento de Engenharia Mecânica, Belo Horizonte, 2003.

SCHROETER, R. B.; WEINGAERTNER, W. L. **Tecnologia da usinagem com ferramentas de corte de geometria definida.** 1. ed. Florianopolis: [s.n.], 2002.

SENAI. Rugosidade Superficial nas Operações de Torneamento. Fundação ROMI Formação de Formadores, Santa Barbara d´Oeste, 2002. 96 p.

SHAW, M. C. **Metal cutting principles**. I New York: Clarendon Press Oxford, 1986.

SILVA, *et al*. Corrosion behavior of Ti–6Al–4V alloy treated by plasma immersion ion implantation process. **Surface and Coatings Technology**, v.201, n.19-20, p.8136-8139, aug. 2007.

SOUZA, et al. Desenvolvimento de pastilhas de Si3N4-AlN-Y2O3 com elevada resistência mecânica, In: 2º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação (II COBEF) 2003, Uberlândia – M.G. Anais.

STEMMER, C. E. **Ferramentas de Corte I**. 4. ed. Editora da UFSC, 1995.

SU, Y., *et al*. An experimental investigation of effects of cooling/lubrication conditions on tool wear in high-speed end milling of Ti-6Al-4V. **Wear**, v. 261, p. 760–766, 2006.

SUNA, J., GUO, Y. B. A comprehensive experimental study on surface integrity by end milling Ti6Al4V, In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA E CIÊNCIA DOS MATERIAIS - 17º CBECIMAT, Foz do Iguaçu, Brazil, 2008.

SUNDARAM, V. S. Diamond like carbon film as a protective coating for high strength steel and titanium alloy. **Surface and Coatings Technology**, v.201, n.6, p.2707-2711, dec. 2006.

TAEGUTEC. Milling Tool Catalogue. **Metalworking Cutting Tool**., jan. 2013. Disponível em: http://www.taegutec.com. Acesso em: fev. 2013.

TAKTAK, S. H. A. Dry wear and friction behaviour of plasma nitrided Ti-6AL-4V alloy after explosive shock treatment. **Tribology International**, v.40, p.423-432, 2007.

THE FASCINATING WORLD OF METALS. **Professional Engineering Magazine**, v.23(12), p.13(1), july, 2010.

TRENT, E.M., WRIGHT, P.K. **Metal Cutting.** 4. ed, Butteworths-Heinemann Ltda, 2000.

WARCHOMICKA, F., *et al.* Quantitative analysis of the microstructure of near s titanium alloy during compression tests. **Journal of Materials Processing Technology**, v.177, n.1-3, p.473-477, jul. 2006.

WAKABAYASHI T., *et al*. Tribological characteristics and cutting performance of lubricant esters for semi-dry machining. **Ann CIRP** 2003;52(1):61–4.

WANG, M.. ZHANG, Y. Z. Diffusion wear in milling titanium alloys, **Mater. Sci. Technol. 4** (1988) 548–553.

WANG. Z. G., *et al.* Tool wear characteristics of binderless CBN tools used in high-speed milling of titanium alloys, **Wear** 258 (2005) 752–758.

WILLIAMS J. C. Alternate materials choices-some challenges to the increased use of Ti alloys. **Materials Science and Engineering A**, v.263, n.2, p.107-111, may 1999.

WILLIAMS, J. C.; STARKE, E. A. Progress in structural materials for aerospace systems. **Acta Materialia**, v.51, n.19, p.5775-5799, nov. 2003.

WINGS, K. L. D., *et. al*. Optimization of Surface Milling of Hardened AISI 4340 Steel with Minimal Fluid Application Using a High Velocity Narrow Pulsing Jet of Cutting Fluid, oct. 2010. Disponível em: http://www.SciRP.org/journal/eng. Acesso em: fev. 2013.

WITTING, H. Torneamento de superligas. **Máquinas e metais**, v. 38 (440), p 156 – 165, 2002.

WHITEHOUSE, D. J. **Handbook of Surface Metrology.** Department of Engineering, University of Warwick, UK: CRC Press, 1994.

YANG, H., *et al.* Sol–gel synthesis of TiO2 nanoparticles and photocatalytic degradation of methyl orange in aqueous TiO2 suspensions. **Journal of Alloys and Compounds**, Lausanne, v. 413, n. 1-2, p. 302–306, 2006.

YETIM, A., F., *et al.* A comparative study: The effect of surface treatments on the tribological properties of Ti–6Al–4V alloy. **Surface and Coatings Technology**, v.202, n.11, p.2428-2432, feb. 2008.