



Defesa de Mestrado

ODILON SOARES DA SILVA

**AVALIAÇÃO DA USINABILIDADE DA LIGA Ti-6Al-4V NO TORNEAMENTO COM
ALTA VELOCIDADE DE CORTE COM DIFERENTES MÉTODOS
DE LUBRI-REFRIGERAÇÃO**

Belo Horizonte

Junho de 2016

Odilon Soares da Silva

**AVALIAÇÃO DA USINABILIDADE DA LIGA Ti-6Al-4V NO TORNEAMENTO COM
ALTA VELOCIDADE DE CORTE COM DIFERENTES MÉTODOS
DE LUBRI-REFRIGERAÇÃO**

Defesa de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Materiais do CEFET-MG, na área de concentração de Ciência e Desenvolvimento de Materiais, na Linha de Pesquisa em Seleção, Processamento e Caracterização, como parte integrante dos requisitos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia de Materiais.

Orientador: Prof. Dr. Leonardo Roberto da Silva

**Belo Horizonte
Junho de 2016**

Silva, Odilon Soares da.
S586a Avaliação da usinabilidade da liga Ti-6Al-V no torneamento com
alta velocidade de corte com diferentes métodos de lubri-refrigeração
/ Odilon Soares da Silva. - 2016.
141 f. : il.; tabs. ; grafs ; fotos. –

Orientador: Leonardo Roberto da Silva
Dissertação (mestrado) – Centro Federal de Educação
Tecnológica de Minas Gerais, Programa de Pós-Graduação em
Engenharia de Materiais, Belo Horizonte, 2016.

Bibliografia.

1. Ligas de titânio. 2. Usinagem em alta velocidade. 3. Torneamento I.
Silva, Odilon Soares da. II. Título.

CDD: 671.35



CENTRO FEDERAL DE EDUCAÇÃO TECNOLÓGICA DE MINAS GERAIS
DIRETORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE MATERIAIS

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO
“AVALIAÇÃO DA USINABILIDADE DA LIGA Ti-6Al-4V
NO TORNEAMENTO COM ALTA VELOCIDADE DE
CORTE COM DIFERENTES MÉTODOS DE LUBRI-
REFRIGERAÇÃO”

Autor: Odilon Soares da Silva

Orientador: Prof. Dr. Leonardo Roberto da Silva

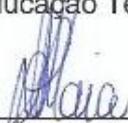
A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Dissertação:



Prof. Dr. Leonardo Roberto da Silva (ORIENTADOR)
Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais - CEFET/MG



Prof. Dr. Ernane Rodrigues da Silva
Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais - CEFET/MG



Prof. Dr. Luis Henrique Andrade Maia
Pontifícia Universidade Católica – PUC Minas

Belo Horizonte, 24 de Junho de 2016.

Dedico este trabalho a Deus,
aos meus pais Antonio e Julita
(in memoriam) pelo apoio,
paciência e compreensão.

AGRADECIMENTOS

Ao orientador Prof. Dr. Leonardo Roberto da Silva pela orientação e dedicação.

Aos colegas e Profs. Carlos Eduardo dos Santos e Aderci de Freitas Filho, pelo apoio e auxílio na execução dos testes nos laboratórios do CEFET-MG.

Ao funcionário Airton Vieira Gomes do DEMAT/CEFET-MG pela elaboração e acompanhamento dos processos de aquisição das ferramentas de corte e material utilizados na pesquisa.

Ao funcionário Geraldo Mercis de Oliveira do DEMAT/CEFET-MG pelo apoio e preparação dos materiais utilizados nos testes.

A Prof^a Elaine Carbalho Siqueira Corrêa, pelo apoio e assistência na preparação das amostras no laboratório de metalografia e ensaio de microdureza.

Ao colega do Laboratório de Caracterização do DEMAT/CEFET-MG, Bruno Cordeiro Silva pelo auxílio.

Aos alunos da Graduação Francisco Vieira dos Santos e Matheus Barbosa de Medeiros Alvim bolsistas do programa PIBITI/CNPQ pelo auxílio e dedicação no desenvolvimento do projeto.

Ao Engenheiro de Materiais Arthur Hermsdorff Cezar, pelo auxílio e dedicação do projeto.

Ao CEFET-MG pelo apoio financeiro de auxílio à pesquisa e pela bolsa de Mestrado.

A todos que, de forma direta ou indireta, contribuíram para a execução desse trabalho.

RESUMO

O titânio e suas ligas possuem baixa densidade possuindo excelente relação resistência-peso, biocompatibilidade em implantes cirúrgicos, elevada resistência mecânica mantida a altas temperaturas, excelente resistência à corrosão e por isso são adequadas a trabalhar em ambientes onde as temperaturas podem variar desde abaixo de 0°C a 600°C. A liga de titânio Ti-6Al-4V tem aplicações na indústria aeroespacial, biomédica, química, naval e petroquímica. Entretanto, apresentam problemas durante a usinagem e por isso são considerados materiais de difícil usinabilidade. O problema mais frequente são as tendências de reagir quimicamente com a maioria dos materiais de ferramentas de corte a temperaturas superiores a 500°C. A baixa condutividade térmica gera elevadas temperaturas na zona de corte e, conseqüentemente problemas de desgaste por difusão. As altas pressões de corte e elevada dureza a quente causam danos prematuros à ferramenta enquanto que por fim, o baixo módulo de elasticidade deste material acarreta um alto nível de vibração dificultando o corte e danificando a ferramenta. Dentre as soluções conhecidas para tais problemas, abordou-se a utilização de diferentes condições de lubri-refrigeração (com jorro, a seco e Mínima Quantidade de Lubrificante-MQL), e também a usinagem com altas velocidades de corte utilizando ferramentas de metal duro e diamante sintético policristalino (PCD). A avaliação do desempenho das ferramentas de corte e condições de lubri-refrigeração consistiu na análise dos seguintes parâmetros: vida, mecanismos de desgaste, integridade superficial (rugosidade e microdureza). Em geral, os resultados mostraram que o tipo de lubri-refrigeração e material da ferramenta influenciaram na usinabilidade da liga Ti-6Al-4V. O aumento da velocidade de corte reduz drasticamente a vida da ferramenta. Em relação à rugosidade e a microdureza não se obteve um comportamento padrão nas condições de corte utilizadas.

Palavras-chave: Liga Ti-6Al-4V, Usinabilidade, Usinagem com alta velocidade, Integridade superficial, Métodos de lubri-refrigeração, Mecanismos de desgaste.

ABSTRACT

Titanium and its alloys have low density having excellent strength-to-weight biocompatibility surgical implants, high mechanical strength, which is maintained at high temperatures, excellent corrosion resistance and are therefore suitable for use in environments where temperatures can range from below 0°C to 600°C. The titanium alloy Ti-6Al-4V has applications in the aerospace, biomedical, chemical, shipbuilding and petrochemicals. However present problems during machining and therefore are considered difficult materials to machinability. The most frequent problems are the trends of chemically reacting with most of cutting tool materials at temperatures above 500°C. The low thermal conductivity, generates high temperatures in the cutting area, and consequently diffusion wear problems. The high pressures cutting and high hardness hot cause premature damage to the tool while finally, the low modulus of elasticity of this material causes a high level of vibration difficult and damaging the cutting tool. Among the known solutions to these problems, discussed the use of different conditions of lubrication cooling, (flood coolant, dry cutting and Minimum Quantity Lubricant sistem-MQL) and also the machining at high cutting speeds using carbide tools and polycrystalline synthetic diamond (PCD). The evaluation of the performance of cutting tools and lubrication and cooling conditions consisted of the analysis of the following parameters: life, wear mechanisms, surface integrity, (roughness and microhardness). In general, the results showed that the type of lubricating and cooling and tool material influence the machinability of the alloy Ti-6Al-4V. The increased cutting speed drastically reduces tool life. Regarding the roughness and microhardness was not obtained a default behavior in the cutting conditions employed.

Keywords: Alloy Ti-6Al-4V, Machinability, High Speed Machine, Surface integrity, Methods of cooling, Wear mechanisms.

LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1 - Composição química e propriedades mecânicas do Ti Cp.....	25
Tabela 4.2 - Propriedades físicas e mecânicas do titânio	27
Tabela 4.3 - Propriedades mecânicas das principais ligas de titânio	29
Tabela 4.4 - Média de potência requerida para torneamento, furação, e fresamento	33
Tabela 4.5 - Classificação dos metais duros segundo Norma ISO 513.....	50
Tabela 4.6 - Propriedades mecânicas das ferramentas de metal duro e PCD.....	56
Tabela 5.1 - Propriedades mecânicas e composição química liga Ti-6Al-4V..	76
Tabela 5.2 - Parâmetros de corte e condições de lubri-refrigeração.....	88
Tabela 6.1 - Dados obtidos na condição a seco com avanço de 0,10mm/rot..	93
Tabela 6.2 - Dados obtidos na condição a seco com avanço de 0,05mm/rot..	94
Tabela 6.3 - Dados obtidos na condição MQL com avanço de 0,10mm/rot....	101
Tabela 6.4 - Dados obtidos na condição MQL com avanço de 0,05mm/rot....	102
Tabela 6.5 - Dados obtidos na condição jorro com avanço de 0,10mm/rot....	108
Tabela 6.6 - Dados obtidos na condição jorro com avanço de 0,05mm/rot....	109

LISTA DE FIGURAS

Figura 4.1	Células unitárias das fases α , β do titânio.....	24
Figura 4.2	Diagrama de fases da liga Ti-6Al-4V e suas microestruturas.....	26
Figura 4.3	Caracterização de desgaste da ferramenta	32
Figura 4.4	Distribuição de temperaturas na interface cavaco-ferramenta.....	32
Figura 4.5	Tensões Normais e Cisalhamento na usinagem.....	33
Figura 4.6	Consideração holística da usinagem com alta velocidade.....	35
Figura 4.7	Propriedades gerais da usinagem com alta velocidade.....	36
Figura 4.8	Velocidades de corte para usinagem de vários materiais.....	39
Figura 4.9	Direções possíveis do fluido de corte refrigerante.....	42
Figura 4.10	Sistema de Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL).....	48
Figura 4.11	Influência da temperatura na condutividade térmica dos principais revestimentos utilizados nas ferramentas de corte...	55
Figura 4.12	Principais formas de desgaste de uma ferramenta de corte.....	57
Figura 4.13	Parâmetros utilizados para medir o desgaste das ferramentas de corte.....	58
Figura 4.14	Desgaste de flanco.....	58
Figura 4.15	Desgaste de cratera.....	59
Figura 4.16	Deformação plástica da aresta de corte.....	59
Figura 4.17	Desgaste por lascamento.....	60
Figura 4.18	Trincas térmicas.....	60
Figura 4.19	Desgaste por entalhe.....	61
Figura 4.20	Comportamento do desgaste de uma ferramenta em função do tempo de corte	62
Figura 4.21	Diagrama clássico dos mecanismos de desgaste.....	63
Figura 4.22	Principais mecanismos de desgaste.....	64
Figura 4.23	Desgaste por difusão.....	65
Figura 4.24	Detalhe do desgaste por <i>attrition</i>	66
Figura 4.25	Desgaste por abrasão.....	67
Figura 4.26	Classificação da integridade superficial.....	70
Figura 4.27	Parâmetro de rugosidade (R_a).....	72
Figura 4.28	Parâmetro de rugosidade (R_t).....	72
Figura 4.29	Endentador Vickers e cálculo da dureza HV.....	75

Figura 5.1	Corpo de prova e sequência de usinagem.....	77
Figura 5.2	Torno C.N.C. Romi Centur 30D.....	78
Figura 5.3	Microscópio ferramenteiro.....	79
Figura 5.4	Rugosímetro portátil.....	79
Figura 5.5	Refratômetro portátil.....	80
Figura 5.6	Microscópio eletrônico de varredura.....	80
Figura 5.7	Equipamento utilizado com a técnica de MQL.....	81
Figura 5.8	Medidor de vazão do ar comprimido.....	82
Figura 5.9	Projeto do bocal utilizado no sistema MQL.....	83
Figura 5.10	Microdurômetro Vickers.....	84
Figura 5.11	Detalhe da amostra para ensaio de microdureza.....	90
Figura 5.12	Método utilizado para medir a distância subsuperficial.....	90
Figura 6.1	Desgaste $VB_{B\text{M}\text{A}\text{X}}$ em função do comprimento de corte para metal duro H13A com $f=0,1\text{mm/rot}$ na condição a seco.....	93
Figura 6.2	Desgaste $VB_{B\text{M}\text{A}\text{X}}$ em função do comprimento de corte para metal duro H13A e PCD com $f=0,05\text{mm/rot}$ na condição a seco..	94
Figura 6.3	Imagem MEV do desgaste da ferramenta de metal duro H13A com $v_c=60\text{m/min}$ e $f=0,10\text{mm/rot}$ na condição a seco.....	95
Figura 6.4	Imagem MEV do desgaste da ferramenta de metal duro H13A com $v_c=60\text{m/min}$ e $f=0,05\text{mm/rot}$ na condição a seco	96
Figura 6.5	Imagem MEV do desgaste da ferramenta de metal duro H13A com $v_c=120\text{m/min}$ e $f=0,10\text{mm/rot}$ na condição a seco.....	96
Figura 6.6	Imagem MEV do desgaste da ferramenta de metal duro H13A com $v_c=120\text{m/min}$ e $f=0,05\text{mm/rot}$ na condição a seco.....	97
Figura 6.7	Imagem MEV do desgaste da ferramenta de metal duro H13A com $v_c=180\text{m/min}$ e $f=0,10\text{mm/rot}$ na condição a seco.....	97
Figura 6.8	Imagem MEV do desgaste da ferramenta de metal duro H13A com $v_c=180\text{m/min}$ e $f=0,05\text{mm/rot}$ na condição a seco.....	98
Figura 6.9	Imagem MEV do desgaste da ferramenta de metal duro H13A com $v_c=240\text{m/min}$ e $f=0,10\text{mm/rot}$ na condição a seco.....	98
Figura 6.10	Imagem MEV do desgaste da ferramenta de metal duro H13A com $v_c=240\text{m/min}$ e $f=0,05\text{mm/rot}$ na condição a seco.....	99
	Imagem MEV do desgaste da ferramenta de PCD - CD10	

Figura 6.11	com $v_c=240\text{m/min}$ e $f=0,05\text{mm/rot}$ na condição a seco.....	99
Figura 6.12	Desgaste $VB_{BMÁX}$ em função do comprimento de corte para metal duro H13A com $f=0,1\text{mm/rot}$ na condição MQL.....	100
Figura 6.13	Desgaste $VB_{BMÁX}$ em função do comprimento de corte para metal duro H13A e PCD com $f=0,05\text{mm/rot}$ na condição MQL....	101
Figura 6.14	Imagem MEV do desgaste da ferramenta de metal duro H13A com $v_c=60\text{m/min}$ e $f=0,10\text{mm/rot}$ na condição MQL	103
Figura 6.15	Imagem MEV do desgaste da ferramenta de metal duro H13A com $v_c=60\text{m/min}$ e $f=0,05\text{mm/rot}$ na condição MQL.....	103
Figura 6.16	Imagem MEV do desgaste da ferramenta de metal duro H13A com $v_c=120\text{m/min}$ e $f=0,10\text{mm/rot}$ na condição MQL.....	104
Figura 6.17	Imagem MEV do desgaste da ferramenta de metal duro H13A com $v_c=120\text{m/min}$ e $f=0,05\text{mm/rot}$ na condição MQL.....	104
Figura 6.18	Imagem MEV do desgaste da ferramenta de metal duro H13A com $v_c=180\text{m/min}$ e $f=0,10\text{mm/rot}$ na condição MQL.....	105
Figura 6.19	Imagem MEV do desgaste da ferramenta de metal duro H13A com $v_c=180\text{m/min}$ e $f=0,05\text{mm/rot}$ na condição MQL.....	105
Figura 6.20	Imagem MEV do desgaste da ferramenta de metal duro H13A com $v_c=240\text{m/min}$ e $f=0,10\text{mm/rot}$ na condição MQL.....	106
Figura 6.21	Imagem MEV do desgaste da ferramenta de metal duro H13A com $v_c=240\text{m/min}$ e $f=0,05\text{mm/rot}$ na condição MQL.....	106
Figura 6.22	Imagem MEV do desgaste da ferramenta de PCD - CD10 com $v_c=240\text{m/min}$ e $f=0,05\text{mm/rot}$ na condição MQL.....	107
Figura 6.23	Desgaste $VB_{BMÁX}$ em função do comprimento de corte para metal duro H13A com $f=0,10\text{mm/rot}$ na condição jorro.....	107
Figura 6.24	Desgaste $VB_{BMÁX}$ em função do comprimento de corte para metal duro H13A e PCD com $f=0,05\text{mm/rot}$ na condição jorro.....	108
Figura 6.25	Imagem MEV do desgaste da ferramenta de metal duro H13A com $v_c=60\text{m/min}$ e $f=0,10\text{mm/rot}$ na condição jorro.....	110
Figura 6.26	Imagem MEV do desgaste da ferramenta de metal duro H13A com $v_c=60\text{m/min}$ e $f=0,05\text{mm/rot}$ na condição jorro.....	110
Figura 6.27	Imagem MEV do desgaste da ferramenta de metal duro H13A com $v_c=120\text{m/min}$ e $f=0,10\text{mm/rot}$ na condição jorro.....	111

Figura 6.28	Imagem MEV do desgaste da ferramenta de metal duro H13A com $v_c=120\text{m/min}$ e $f=0,05\text{mm/rot}$ na condição jorro.....	111
Figura 6.29	Imagem MEV do desgaste da ferramenta de metal duro H13A com $v_c=180\text{m/min}$ e $f=0,10\text{mm/rot}$ na condição jorro.....	112
Figura 6.30	Imagem MEV do desgaste da ferramenta de metal duro H13A com $v_c=180\text{m/min}$ e $f=0,05\text{mm/rot}$ na condição jorro.....	112
Figura 6.31	Imagem MEV do desgaste da ferramenta de metal duro H13A com $v_c=240\text{m/min}$ e $f=0,10\text{mm/rot}$ na condição jorro.....	113
Figura 6.32	Imagem MEV do desgaste da ferramenta de metal duro H13A com $v_c=240\text{m/min}$ e $f=0,05\text{mm/rot}$ na condição jorro.....	113
Figura 6.33	Imagem MEV do desgaste da ferramenta de PCD - CD10 com $v_c=240\text{m/min}$ e $f=0,05\text{mm/rot}$ na condição jorro.....	114
Figura 6.34	Imagem MEV do desgaste da ferramenta de PCD - CD10 com $v_c=300\text{m/min}$ e $f=0,05\text{mm/rot}$ na condição jorro.....	114
Figura 6.35	Rugosidade $R_a \times L_c$ para $f=0,10\text{mm/rot}$ na condição a seco.....	115
Figura 6.36	Rugosidade $R_a \times L_c$ para $f=0,05\text{mm/rot}$ na condição a seco.....	116
Figura 6.37	Rugosidade $R_t \times L_c$ para $f=0,10\text{mm/rot}$ na condição a seco.....	117
Figura 6.38	Rugosidade $R_t \times L_c$ para $f=0,05\text{mm/rot}$ na condição a seco.....	118
Figura 6.39	Rugosidade $R_a \times L_c$ para $f=0,10\text{mm/rot}$ na condição MQL.....	120
Figura 6.40	Rugosidade $R_a \times L_c$ para $f=0,05\text{mm/rot}$ na condição MQL.....	120
Figura 6.41	Rugosidade $R_t \times L_c$ para $f=0,10\text{mm/rot}$ na condição MQL.....	122
Figura 6.42	Rugosidade $R_t \times L_c$ para $f=0,05\text{mm/rot}$ na condição MQL.....	122
Figura 6.43	Rugosidade $R_a \times L_c$ para $f=0,10\text{mm/rot}$ na condição Jorro.....	124
Figura 6.44	Rugosidade $R_a \times L_c$ para $f=0,05\text{mm/rot}$ na condição Jorro.....	124
Figura 6.45	Rugosidade $R_t \times L_c$ para $f=0,10\text{mm/rot}$ na condição Jorro.....	126
Figura 6.46	Rugosidade $R_t \times L_c$ para $f=0,05\text{mm/rot}$ na condição Jorro.....	127
Figura 6.47	Microdureza Vickers x distância subsuperficial a seco	128
Figura 6.48	Microdureza Vickers x distância subsuperficial com MQL.....	130
Figura 6.49	Microdureza Vickers x distância subsuperficial com Jorro.....	130

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	Instituto Americano de Ferro e Aço (<i>American Iron and Steel Institute</i>)
APC	Aresta Postiça de Corte
CNC	Comando Numérico Computadorizado
CBN	Nitreto Cúbico de Boro
CVD	Deposição Química a Vapor (<i>Chemical Vapour Deposition</i>)
EP	Extrema Pressão
f.	Folha
HPM	Usinagem de alto desempenho (<i>High Performance Machining</i>)
HRc	Escala “c” de dureza Rockell
HSC	Alta velocidade de corte (<i>High Speed Cutting</i>)
HSM	Usinagem com alta velocidade (<i>High Speed Machining</i>)
HSS	Aço rápido (<i>High Speed Steel</i>)
MD	Metal Duro
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
MQL	Mínima Quantidade de Lubrificante
MTCVD	Temperatura Média de deposição por CVD
p.	Página
PACVD	Deposição Química a Vapor por Plasma
PCBN	Nitreto Cúbico de Boro Policristalino (<i>Polycrystalline Cubic Boron Nitride</i>)
PCD	Diamante Sintético Policristalino (<i>Synthetic Polycrystalline Diamond</i>)
PVD	Deposição Física a Vapor (<i>Physical Vapour Deposition</i>)
SAE	Sociedade de Engenheiros Automotiva (<i>Society of Automotive Engineers</i>)

LISTA DE SÍMBOLOS

Al	Alumínio
Al ₂ O ₃	Óxido de alumínio
a _p	Profundidade de usinagem (mm)
Co	Cobalto
CrN	Nitreto de cromo
cv	Cavalo vapor
EDG	Retificação por descarga elétrica (<i>Electrical Discharge Grinding</i>)
EDM	Usinagem por descarga elétrica (<i>Electrical Discharge Machining</i>)
f	Avanço (mm/rot)
KT	Profundidade de cratera (parâmetro de desgaste - mm)
Lc	Comprimento de corte (m)
Mn	Manganês
MoS ₂	Dissulfeto de molibdênio
Nbc	Carbeto de nióbio
R _a	Desvio aritmético médio (parâmetro de rugosidade - μm)
R _t	Altura total do perfil (parâmetro de rugosidade - μm)
SiC	Carbeto de silício
Sn	Estanho
T	Tempo de vida de uma aresta de corte
TaC	Carbeto de tântalo
Ti	Titânio
TiC	Carbeto de titânio
Ti Cp	Titânio Comercialmente puro
TiN	Nitreto de titânio
Va	Vanádio
VB _B	Desgaste de flanco médio (mm)
VB _{BMÁX}	Desgaste de flanco máximo (mm)
VB _N	Desgaste de entalhe (mm)
v _c	Velocidade de corte (m/min)
WC	Carbeto de tungstênio

SUMÁRIO

1.	INTRODUÇÃO	17
2.	JUSTIFICATIVA PARA A REALIZAÇÃO DO TRABALHO	21
3.	OBJETIVOS	22
4.	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	23
4.1	Titânio e suas ligas.....	23
4.2	Usinabilidade dos materiais.....	29
4.3	Usinagem com altas velocidades.....	34
4.4	Fluidos de corte e sistemas de lubri-refrigeração.....	39
4.4.1	Classificação dos fluidos de corte.....	42
4.4.2	Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL).....	45
4.5	Ferramentas de corte.....	48
4.5.1	Ferramentas de metal duro.....	48
4.5.2	Tipos de revestimentos.....	51
4.5.3	Ferramentas de diamante sintético policristalino.....	55
4.5.4	Desgaste em ferramentas de corte.....	56
4.6	Mecanismos de desgaste	63
4.7	Integridade superficial.....	69
4.71	Rugosidade.....	70
4.72	Microdureza.....	74
5.	PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....	76
5.1	Materiais e equipamentos.....	76
5.1.1	Ferramentas de corte.....	77
5.1.2	Equipamentos.....	78
5.2	Metodologia	84
5.3	Medição da microdureza.....	89
6.	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	92
6.1	Desgaste de flanco e mecanismos de desgaste.....	92
6.1.1	Condição de corte a seco.....	93
6.1.2	Método de lubri-refrigeração por MQL.....	100
6.1.3	Método de lubri-refrigeração por jorro.....	107
6.2	Rugosidade.....	115

6.2.1	Condição de corte a seco.....	115
6.2.2	Método de lubri-refrigeração por MQL.....	119
6.2.3	Método de lubri-refrigeração por jorro.....	123
6.3	Análise de microdureza.....	128
7.	CONCLUSÕES.....	132
8.	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	134
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	135

1 INTRODUÇÃO

Devido ao crescente avanço da tecnologia de materiais, as pesquisas em novas técnicas de processamento de ligas de alto desempenho tornam-se cada vez mais constantes. Dentre tais ligas estão as de titânio, em especial a liga Ti-6Al-4V. Diversos benefícios estão associados ao seu uso tais como elevadas temperaturas de fusão, alta dureza a quente, excelentes propriedades mecânicas, alta resistência à corrosão, ótima razão resistência/peso e biocompatibilidade. Além disso, as ligas de titânio apresentam em geral resistência mecânica comparável à dos aços, com cerca de 50% de sua densidade e resistência mecânica 400% superior às ligas de alumínio, com densidade apenas 50% superior (ANTONIALLI, 2009).

A partir da década de 1950, as vantajosas propriedades conduziram a uma ampla e crescente aplicação das ligas de titânio pela indústria aeroespacial, mesmo que sua obtenção tenha um custo relativamente alto. O preço elevado é conseqüência da complexidade de extração do material, das dificuldades de fundição e da sua baixa usinabilidade além, é claro, da atual demanda de mercado. Entretanto, a produção dessas ligas continua a crescer ano a ano, sendo que a maior parte dos componentes fabricados a partir delas é usinada, devido principalmente às inúmeras exigências de projeto da indústria aeroespacial que, geralmente, não são atendidas por processos de conformação plástica (RIBEIRO; MOREIRA; FERREIRA, 2003).

A utilização das ligas de titânio se dá em diversos componentes fabricados pela indústria aeroespacial, sendo sua principal aplicação nas turbinas a gás (ANTONIALLI, 2009). Nessa situação, a temperatura de operação é superior a 500°C, o que impede a utilização de outros materiais além das superligas de titânio ou níquel (EZUGWU; YAMANE, 2003).

Embora as ligas de titânio sejam extensivamente utilizadas pela indústria aeroespacial, vale salientar que graças à sua excelente biocompatibilidade, boa parte das suas aplicações está associada à indústria biomédica. A crescente utilização de biomateriais pode ser atribuída à sua excelente resistência à corrosão,

ao seu baixo módulo de elasticidade, à sua atoxicidade e, principalmente, à ausência de reação alérgica quando em contato com tecidos vivos (ANTONIALLI, 2009).

Por outro lado, devido às ótimas propriedades apresentadas citadas anteriormente, essas ligas apresentam problemas durante a usinagem e por isso são consideradas materiais de difícil usinabilidade. Os problemas mais freqüentes são a tendência de reagir quimicamente com maioria dos materiais de ferramentas de corte a temperaturas superiores a 500°C, formação de cavacos segmentados, grande tendência ao encruamento durante a usinagem, baixo módulo de elasticidade e baixa condutividade térmica se comparada ao aço AISI 1045. A reduzida área de contato cavaco-ferramenta, o desenvolvimento de elevadas temperaturas de corte, elevadas tensões na ponta da ferramenta e de elevadas forças durante a usinagem das ligas de titânio promovem a deformação plástica e/ou aceleram o desgaste da ferramenta. Diante deste cenário as velocidades de corte têm que ser reduzidas. Em alguns casos, as ferramentas de corte apresentam lascamento e/ou fratura súbita devido à tendência do titânio soldar-se à ponta da ferramenta (EZUGWU; WANG, 1997).

Apesar de todas as peculiaridades e dificuldades encontradas na usinagem de titânio, o aumento da produtividade sem comprometimento da qualidade da peça usinada é sempre desejado. Para isso é necessário aumentar as velocidades de corte ou taxa de remoção de material. Desta forma, a ferramenta de corte para usinar a altas velocidades de corte deve possuir propriedades adicionais que venham satisfazer aos requisitos de resistência a elevadas temperaturas de corte, elevadas tensões, inércia química e com baixa taxa de desgaste. A escolha correta da atmosfera de usinagem bem como as condições de corte compatíveis com a operação em questão são fatores que devem ser levados em conta.

Embora não exista um conceito padrão para o termo “usinagem com alta velocidade” (*High Speed Machining* ou *High Speed Cutting*) uma vez que este irá depender do material a ser usinado, ferramenta de corte e operação, considera-se tecnicamente usinagem com alta velocidade para um determinado material como sendo aquela acima da qual o cisalhamento desenvolve-se completamente na zona de cisalhamento primário (METALS HANDBOOK, 1989).

A usinagem com alta velocidade dependerá, também, do material da ferramenta que deverá suportar temperaturas de corte mais altas e do tipo de operação. Considera-se na prática que a faixa de alta velocidade de corte inicia-se a cerca de três vezes a velocidade de corte convencional. Em operações de torneamento convencional de ligas de titânio as velocidades de corte normalmente não ultrapassam 60 m/min, utilizando ferramentas de metal duro, embora haja registros de alguns trabalhos utilizando estas ferramentas com velocidades de corte a 80 m/min na operação de torneamento, com valores vida de ferramenta satisfatórios (VIGNEAU, 1997; EZUGWU et al., 2004; MAGALHÃES e FERREIRA, 2004; MACHADO et al., 2009).

Segundo Machado et al. (2009), em se tratando de sistemas de manufatura, qualquer esforço para aumentar a produtividade e/ou reduzir custos elevados deve ser considerado. Na usinagem o uso de fluidos de corte, quando escolhidos e aplicados apropriadamente, traz benefícios. A seleção adequada de um fluido de corte deve recair sobre aquele que possuir composição química e propriedades corretas para lidar com as adversidades de um processo de corte específico. Ele deve ser aplicado usando-se um método que permita sua chegada o mais próximo possível da aresta de corte dentro da interface ferramenta/cavaco, a fim de assegurar que suas funções sejam exercidas adequadamente.

O conceito de mínima quantidade de lubrificante (MQL) tem sido sugerido nas últimas décadas como uma forma de abordar as questões ambientais e os riscos profissionais associados a partículas de fluido de corte suspensas no ar em chão de fábrica (KHAN; DHAR, 2006), que pode também abordar os efeitos negativos da usinagem a seco, podendo ser uma saída para as empresas do ramo, principalmente no torneamento de aços de difícil usinabilidade.

Neste trabalho, procurou-se estudar a usinabilidade da liga de titânio Ti-6Al-4V, recozida com dureza de 28-32 HRc, em operação de acabamento, variando os parâmetros de corte (velocidade de corte e avanço). Foram utilizadas ferramentas de metal duro intercambiáveis sem revestimento e ferramentas com diamante policristalino (PCD). Os métodos de lubri-refrigeração foram a seco, jorro e MQL. Os experimentos foram realizados com velocidade de corte convencionais, faixa de

transição entre convencional e alta velocidade de corte e com alta velocidade de corte. O desempenho das condições de corte estabelecidas foi por meio da análise da vida da ferramenta, desgaste de flanco máximo ($VB_{Bmáx}$), mecanismos de desgaste e integridade superficial (rugosidade e microdureza).

2 JUSTIFICATIVA PARA REALIZAÇÃO DO TRABALHO

As ligas contendo titânio são um dos materiais mais utilizados atualmente como biomateriais na fabricação de implantes cirúrgicos e também nas indústrias aeroespacial, química, naval e petroquímica.

O aumento crescente da utilização destes materiais e sua difícil usinabilidade, devido ao desgaste prematuro das ferramentas de corte principalmente em função dos parâmetros de corte (velocidade de corte e avanço).

Os fluidos de corte convencionais são utilizados para amenizar o desgaste das ferramentas e aumentar sua vida útil, porém aumentam os custos de produção, poluem o meio ambiente e produzem doenças aos profissionais em contato com estes fluidos.

O método de lubri-refrigeração por meio de MQL tem se mostrado uma boa alternativa, uma vez que a usinagem a seco não é eficiente em alguns processos. A técnica utiliza óleo de origem vegetal, biodegradável com boas propriedades resistentes ao desgaste e redução do atrito. São utilizados em pequenas quantidades, geralmente de 10 a 100mL/h.

Assim, pode-se contribuir para fornecer informações com relação às melhores opções de torneamento em função das condições de velocidades de corte, avanço, métodos de lubri-refrigeração e tipos de ferramentas de corte.

Por se tratar de um material de difícil usinabilidade é desafiador e grande a motivação em buscar novas técnicas que possibilitem a melhoria na utilização. Conhecer o comportamento desse tipo de material é essencial para que possamos aumentar a produtividade e reduzir os custos de fabricação.

3 OBJETIVOS

GERAIS:

Estudar a usinabilidade da liga Ti-6Al-4V no torneamento com alta velocidade utilizando diferentes materiais de ferramentas de corte com diversos métodos de lubri-refrigeração, mediante análise das variáveis velocidades de corte e avanço.

ESPECÍFICOS:

- analisar a vida das ferramentas de corte;
- analisar o desempenho das condições de lubri-refrigeração (usinagem a seco, aplicação de fluido de corte por jorro e mínima quantidade de lubrificante - MQL);
- identificar os mecanismos de desgaste das ferramentas de metal duro e de PCD;
- analisar o desempenho dos parâmetros de corte: velocidade de corte e avanço;
- analisar a integridade superficial (rugosidade e microdureza);
- apresentar alternativas por meio da combinação do material da ferramenta com as variações dos parâmetros de usinagem e dos métodos de lubri-refrigeração.

4 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Esta revisão bibliográfica exhibe temas relacionados com a liga Ti-6Al-4V, usinabilidade dos materiais, usinagem com alta velocidade de corte, ferramentas de corte, métodos de lubri-refrigeração, mecanismos de desgaste e integridade superficial (rugosidade e microdureza).

4.1 Titânio e suas ligas

O titânio é o nono elemento mais abundante na crosta terrestre. Sua abundância é aproximadamente cinco vezes menor que a do ferro e cem vezes maior que a do cobre, no entanto, o uso anual do titânio em aplicações estruturais é 200 vezes menor que a do cobre e 2000 vezes menor que a do ferro (ZHANG, et al., 2011).

O titânio não se encontra no estado nativo, mas sim na forma de minerais. Seus minérios principais são ilmenita (FeTiO), rutilo (TiO_2) e anatásio (TiO). As reservas atuais de ilmenita e rutilo são avaliados como 1.403 milhões de toneladas, em termos de dióxido de titânio contido. Os depósitos minerais industrialmente tratados se encontram na Rússia, Austrália, Índia, México, Estados Unidos, Canadá, Serra Leoa, Ucrânia, Noruega e Malásia. O Brasil é detentor das maiores reservas de minério de titânio na forma de anatásio, concentrados nos Estados de Minas Gerais e Goiás. Os depósitos mais importantes de ilmenita e rutilo no Brasil situam-se nos estados da Paraíba, do Rio de Janeiro e do Rio Grande do Sul (LEYNS e PETERS, 2003).

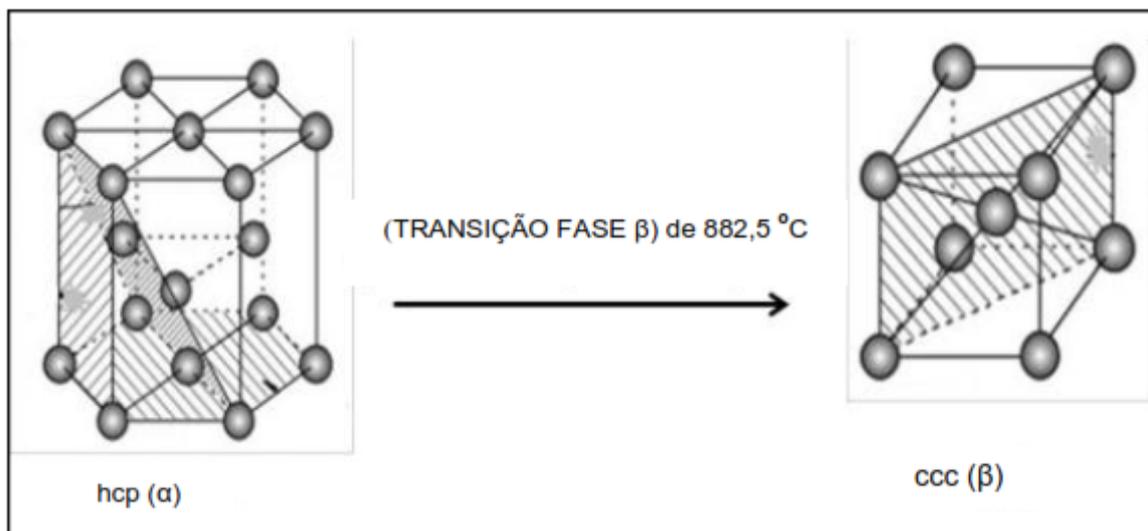
Os arranjos cristalinos encontrados no titânio e suas ligas estão nas formas: hexagonal compacta, também chamada de fase alfa (α), cúbica de corpo centrado ou fase beta (β), além da mistura das duas grades α e β (COLLINGS, 1984).

Conforme a quantidade de fase α e β presente, as ligas podem ser classificadas como ligas α , ligas próximas de α (near α), ligas $\alpha+\beta$, ligas próximo de β (near β) e ligas β (MELLO, 2004).

Os elementos estabilizadores da fase α são: alumínio, oxigênio, nitrogênio e carbono, que agem aumentando a temperatura de transição β . Elementos estabilizadores da fase β diminuem a temperatura de transição β e são classificados como isomorfos ou eutetóides. Os isomorfos são: molibdênio, vanádio, nióbio, tântalo e tungstênio, e os eutetóides são: ferro, cromo, silício, níquel, cobalto, cobre e manganês. Existem ainda os neutros, tais como o zircônio e estanho (BANIA, 1994; SCHNEIDER, 2001).

De acordo com Donachie (2000), à temperatura ambiente o titânio e suas ligas, apresentam-se na fase α com estrutura cristalina hexagonal compacta (HCP), a qual se transforma alotropicamente a 882°C na fase β , cúbica de corpo centrado (CCC), conforme representado na Figura 4.1.

Figura 4.1 - Células unitárias das fases α , β do titânio



Fonte: LUTJERING; WILLIAMS, 2007

O titânio puro apresenta teores de pureza que estão entre 98 e 99,5%. Suas propriedades físicas podem variar de acordo com a quantidade de impurezas, de elementos residuais ao processo de purificação, tais como: Oxigênio (O), Ferro (Fe), Nitrogênio (N), Carbono (C), e Hidrogênio (H). Isto porque, estes elementos passam a ocupar áreas dentro do arranjo cristalino (interstício) e causa desalojamento parcial dos átomos de titânio, impedindo a movimentação e diminuindo o eventual deslizamento dos átomos quando sujeitos a forças externas, aumentando desta forma a resistência a possíveis deformações plásticas (EZUGWU; YAMANE, 2003).

A pequena adição de elementos como carbono, oxigênio, nitrogênio e ferro podem melhorar significativamente as propriedades mecânicas do titânio. A maioria dos produtos de titânio comercialmente puro (TiCp) contém alguns desses elementos, que é dividido, pela ASTM, em quatro graus, o que pode ser verificado na Tabela 4.1 (DONACHIE JUNIOR, 2000).

Tabela 4.1 - Composição química e propriedades mecânicas para o Ti Cp

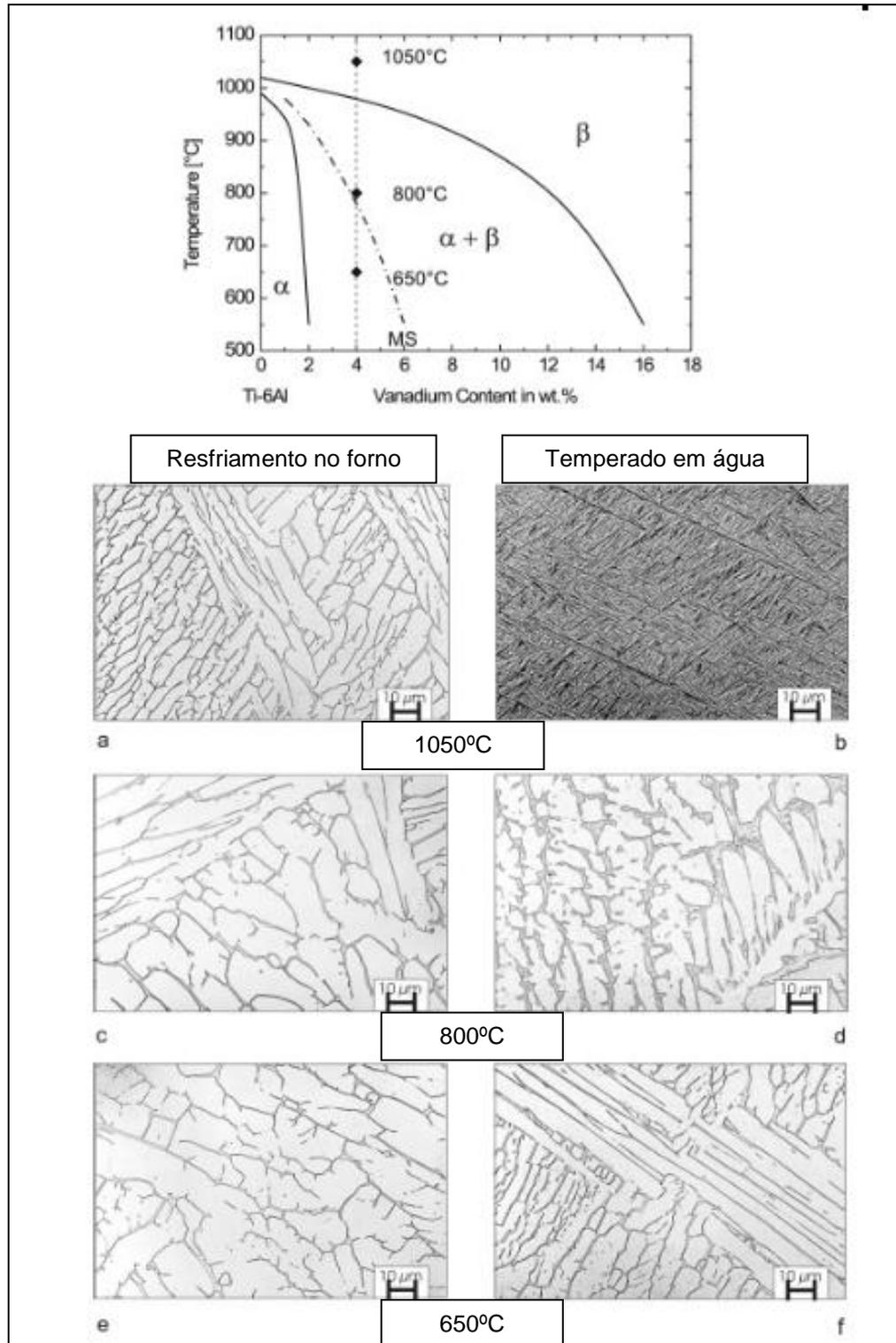
Designação ASTM	Elementos de Impureza (% em peso)					Propriedades Mecânicas		
	C	H	O	N	Fe	Rt (MPa)	Le (MPa)	A (%)
Grau 1	0,10	0,0125	0,18	0,03	0,20	240	170-310	24
Grau 2	0,10	0,0125	0,25	0,03	0,30	343	275-410	20
Grau 3	0,10	0,0125	0,35	0,05	0,30	440	377-520	18
Grau 4	0,10	0,0125	0,40	0,05	0,50	550	480	20

Fonte: DONACHIE JUNIOR, 2000

A estrutura das ligas de titânio, que sofre transformação alotrópica, pode ser muito variável devido a elementos de liga e condições de tratamento. Por exemplo, o titânio recozido e lentamente resfriado pode conter uma estrutura composta por grãos equiaxiais de fase α estável, isto é, com um resfriamento lento a transformação da estrutura CCC de fase β para a estrutura HC de fase α se dá pela formação de núcleos da fase α , nos contornos da fase β , e posteriormente seu crescimento até completa transformação. Enquanto que o titânio ligado, resfriado rapidamente pode formar fases metaestáveis, assim como a bainita ou a martensítica e possuir estrutura tipo Widmanstätten, alfa acicular ou alfa martensítica, de acordo com a ordem crescente de velocidade de resfriamento (DONACHIE JUNIOR, 2000; DANIELSON et al., 2004).

A Figura 4.2 apresenta micro estruturas da liga Ti-6Al-4V, conforme diagrama esquemático de fases ternárias. As microestruturas foram obtidas na condição de resfriamento lento dentro do forno a 50°C/h e também na condição de têmpera com resfriamento em água a temperaturas de 1050°C, 800°C e 650°C. A curva “MS” apresenta temperatura de início da formação da martensita.

Figura 4.2 - Diagrama de fases ternário da liga Ti-6Al-4V e suas microestruturas.



Fonte: LEYENS e PETERS, 2003.

Algumas propriedades físicas e mecânicas do titânio de alta pureza são apresentadas na Tabela 4.2.

Tabela 4.2 - Propriedades físicas e mecânicas do titânio de alta pureza.

Propriedades	Temperatura	Grandeza	Unidade
Símbolo		Ti	
Nº Atômico		22	
Massa Atômica		47,9	
Densidade da Estrutura Cristalina	20°C fase α	4,51	g/cm ³
	885°C fase β	4,35	g/cm ³
Ponto de Fusão		1664 -1672	°C
Ponto de Ebulição		3300	°C
Calor Específico Cp	25 °C	522	J/Kg°K
Calor Latente de Fusão		840	KJ/Kg
Condutibilidade Térmica		11,4	W/m.°K
Resistividade Elétrica	20 a 25°C	420-565	nΩm
Potencial de Ionização		6,83	eV
Eletronegatividade		1,6	
Coefficiente de Expansão Térmica	20°C	8,41x10 ⁻⁶	µm/m°K
Condutividade Elétrica		3%	Relativa ao cobre
Estrutura Cristalina	Acima de 882,5 °C	β -Ti rede (CCC)	a=0,2951nm
	Abaixo de 882,5 °C	α -Ti rede (HC)	C=0,4692nm
Módulo de Elasticidade	20 a 25 °C	98,5-115	GPa
Módulo de Cisalhamento	25 °C	44	GPa

Fonte: DONACHIE JUNIOR, 2000

Conforme Margolin (1995), a liga de titânio Ti-6Al-4V é a mais largamente utilizada, pois apresenta uma ótima combinação de resistência, ductilidade, capacidade de forjamento e estabilidade estrutural. Sua caracterização microestrutural evidencia a presença de duas fases α e β , onde é possível obter diferentes arranjos microestruturais por meio do histórico de processamento e do tratamento térmico da liga. A fase β pode ficar dispersa na matriz α , como também pode ocorrer o oposto, sendo as microestruturas classificadas como globular acicular ou equiaxial, dependendo da sua morfologia.

A liga Ti-6Al-4V é encontrada com maior frequência na condição recozida. Na temperatura ambiente em torno de 10% do volume se encontra na fase β , e 90% do volume predominam a fase α dominante, (ASM INTERNACIONAL HANDBOOK, 1996).

Segundo Donachie (2000), a microestrutura equiaxial possui melhor resistência para nucleação de trinca, mas a microestrutura acicular possui melhor resistência a propagação de trincas. Todo histórico de processamento afeta, diretamente na microestrutura, a qual pode conferir a adequação de resistência e ductilidade, contudo, isso não é o que confere maior tenacidade e resistência a propagação de trincas.

As ligas quase α também são compostas tanto pela fase α , quanto pela fase β , com apenas uma pequena proporção da fase β , isto é elas contém baixas concentrações de estabilizadores de β . Suas propriedades e características de fabricação são semelhantes às dos materiais α , exceto para as ligas quase α , que é possível maior diversidade de microestruturas e propriedades. A principal limitação do titânio é sua reatividade química com outros materiais em temperaturas elevadas. Essa propriedade exigiu o desenvolvimento de técnicas não convencionais de refino, fusão e fundição, conseqüentemente, as ligas de titânio são bastante caras. Apesar dessa reatividade em temperaturas elevadas, a resistência a corrosão das ligas de titânio nas temperaturas normais é normalmente alta; elas são virtualmente imunes ao ar, a ambientes marinhos e a diversos ambientes industriais (CALLISTER, 2008).

Conforme Long e Rack (1998), no que diz respeito ao titânio e suas ligas, as propriedades mecânicas são afetadas de forma significativa, pela microestrutura e tratamentos térmicos submetidos. O limite de resistência a tração de ligas de titânio pode variar desde 500 MPa, no caso do titânio comercialmente puro, até 1500 MPa para ligas β , endurecidas por precipitação. Para ligas que possuem microestrutura do tipo $\alpha+\beta$, os valores de resistência podem estar em torno de 900 a 1300 MPa.

Quanto a biocompatibilidade, da mesma forma que acontece com as ligas de Ni-Cr e Co-Cr, o uso da liga Ti-6Al-4V tem sido questionado por alguns pesquisadores. Durante seu uso, íons de V e de Al podem ser liberados e esses são apontados

como elementos de alta toxicidade, sendo o alumínio associado ao mal de Alzheimer. Além disso, esses íons podem ocasionar descamação da mucosa do trato respiratório e ainda prejudicar a produção sanguínea. Isto pode ser agravado pela diminuição da resistência a corrosão da liga quando exposta por muito tempo aos fluidos corpóreos (KOBAYASHI et al., 1998; SHUKLA; BALASUBRAMANIAM; BHARGAVA, 2005; OKAZAK; GOTOH, 2005).

A Tabela 4.3 mostra as propriedades mecânicas de algumas ligas de titânio, obtidas pelo ensaio de tração.

Tabela 4.3 - Propriedades mecânicas das principais ligas de titânio

Liga	Resistência Tração (MPa)	Limite de Escoam.(MPa)	Along. (%)	Redução de área (%)	Módulo de Elast. GPa)	Liga tipo
Ti Grau 1	240	170	24	30	103	α
Ti Grau 2	345	275	20	30	103	α
Ti Grau 3	450	380	18	30	103	α
Ti Grau 4	550	485	15	25	104	α
Ti-6Al-4V Recozida	895-930	825-869	6-10	20-25	101-114	$\alpha+\beta$
Ti-6Al-7Nb	900-1050	880-950	8.1-15	25-45	114	$\alpha+\beta$
Ti-6Al-2.5Fe	1020	895	15	35	112	$\alpha+\beta$
Ti-5Al-1.5B	925-1080	820-930	15-17	35	112	$\alpha+\beta$
Ti-15Mo Recozida	874	544	21	82	78	β
Ti-35.3Nb- 5.1Ta-7.1Zr	596.7	547.1	19	68	55	β
Ti-29Nb- 13Ta-4.6Zr	911	864	13.2	68	80	β

Fonte: LONG e RACK, 1998; NIINOMI, 1998

4.2 Usinabilidade dos materiais

De acordo com Augur e Wang (1997), usinabilidade não possui uma definição direta, como classes ou números. De um modo geral, ela inclui a habilidade do material da peça ser usinado, o desgaste formado na aresta de corte e o tipo de cavacos que se

pode obter. Nestes aspectos, um aço carbono de baixa-liga é mais fácil de cortar, comparado aos aços inoxidáveis austeníticos mais exigentes. Os aços de baixa-liga são considerados como tendo uma melhor usinabilidade, comparados aos aços inoxidáveis. O conceito “boa usinabilidade”, geralmente refere-se à ação de corte em problemas e uma vida útil apropriada da ferramenta. A maioria das avaliações de usinabilidade para um determinado material é feita usando testes práticos e os resultados são determinados com relação a outro teste em outro tipo de material sob aproximadamente as mesmas condições. Nestes testes, outros fatores, como microestrutura, tendência a abrasão, máquina-ferramenta, estabilidade, ruído, vida útil da ferramenta, também são levados em consideração.

Conforme Diniz, Marcondes e Coppini (2003), usinabilidade pode ser definida como uma grandeza tecnológica que expressa, por meio de um valor numérico comparativo, o índice de usinabilidade, um conjunto de propriedades de usinagem de um material em relação a outro tomado como padrão. A usinabilidade de um material está associada com pelo menos um dos seguintes fatores: a vida da ferramenta de usinagem, a taxa máxima de remoção de material, os esforços de corte, o acabamento superficial e as características do cavaco.

Já Stemmer (1995), define usinabilidade como a propriedade dos materiais de se deixarem trabalhar com ferramentas de corte. Explica que materiais de difícil usinagem oferecem problemas tais como desgaste rápido ou superaquecimento da ferramenta, “adesão” de material da peça na ferramenta, “lascamento” da aresta cortante, mau acabamento da superfície usinada, necessidade de grandes forças ou potências de corte etc. A usinabilidade dos materiais pode ser avaliada em termos de vida da ferramenta (normalmente o mais importante), forças atuantes na ferramenta, potência consumida, acabamento superficial e formação do cavaco.

Segundo Machado et al. (2009), a adição de alguns elementos de ligas tais como: chumbo, selênio, telúrio e grafite contribuem para uma melhor usinabilidade dos aços. Porém, partículas abrasivas como carbonetos, nitretos e carbonitretos são sempre prejudiciais, pois favorecem o desgaste da ferramenta de corte.

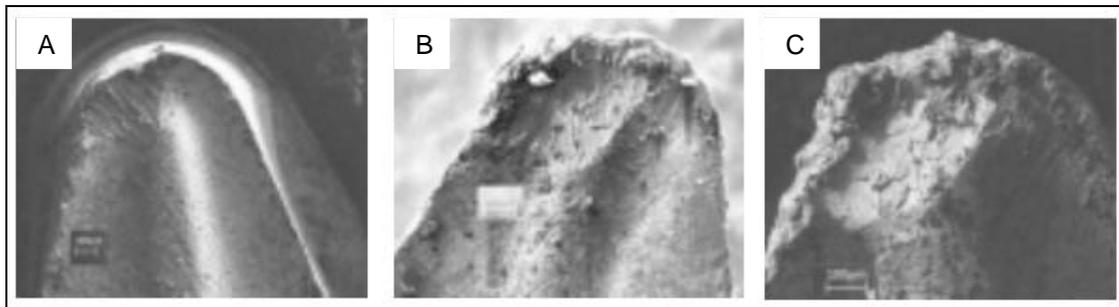
Zimmerman, Boppana e Katbi (1989), Diniz, Marcondes e Coppini (2003), alertam que aços com baixo teor de carbono, que geralmente são mais dúcteis, podem favorecer a formação da aresta postiça de corte, prejudicando a usinabilidade desses materiais.

Machado et al. (2009), explicam que o titânio, quando ligado ao alumínio (Al), manganês (Mn), estanho (Sn) ou vanádio (V), produz ligas de baixa densidade com excelente resistência mecânica e à corrosão, o que dificulta a usinagem. As elevadas temperaturas geradas na usinagem destas ligas são a principal razão para o desgaste acelerado das ferramentas (baixo tempo de vida), além de haver perigo de combustão durante a operação de corte. Sendo assim, são geralmente recomendadas velocidades de corte reduzidas no sentido de limitar as temperaturas de corte associadas à usinagem destas ligas. Porém, favorecem a formação de aresta postiça de corte.

Diniz, Marcondes e Coppini (2003), estabeleceram uma relação com a ductilidade para materiais em geral. Eles afirmam que baixos valores de ductilidade geralmente são benéficos. Porém, uma usinabilidade ótima é obtida por meio de uma condição intermediária entre dureza e ductilidade. Dessa forma, um valor aconselhável para a dureza seria 200 HB, pois abaixo deste índice aumenta-se a tendência à formação da aresta postiça de corte e acima pode causar desgaste abrasivo ou difusivo na ferramenta. Explicam também que uma alta condutividade térmica facilita a usinagem do material, pelo fato de que o material que apresenta esta característica consegue retirar rapidamente da região de corte o calor gerado no processo, evitando o desgaste da ferramenta. Ao se tratar da taxa de encruamento, os autores afirmam que os materiais que apresentam essa taxa elevada, requerem maior energia para a formação do cavaco e podem facilitar a formação da aresta postiça de corte, diminuindo a usinabilidade do material usinado.

De acordo com Moreira et al. (2004), a usinabilidade da liga (Ti-6Al-4V), é dificultada por sua alta reatividade química com o material da ferramenta e sua baixa condutividade térmica (aproximadamente 7,3 W/m. K) gerando uma alta temperatura entre cavaco, ferramenta e peça, favorecendo assim os mecanismos de difusão, conforme pode ser observado na Figura 4.3

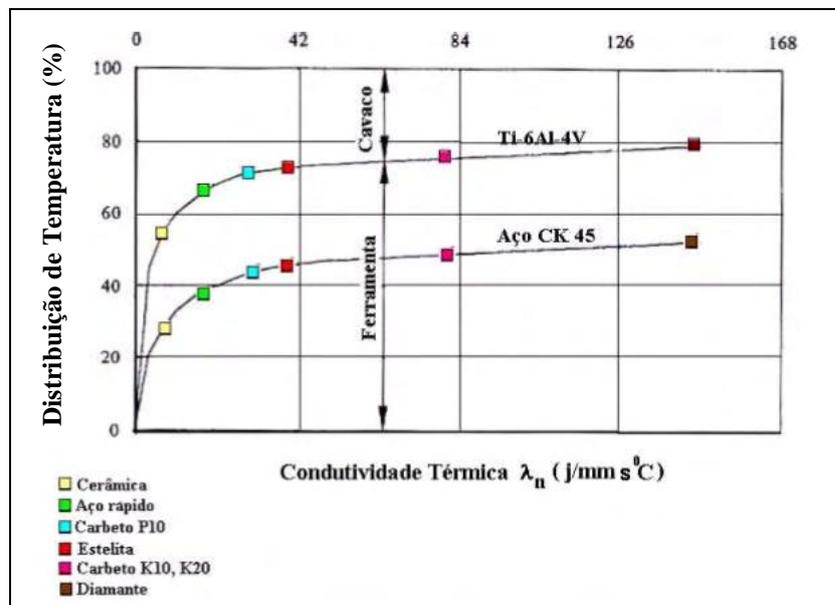
Figura 4.3 - Caracterização de desgaste da ferramenta ISO S15 no corte de titânio a diferentes velocidades de corte: A) 85 m/min B) 100 m/min C) 120 m/min



Fonte: MOREIRA et al., 2004

A Figura 4.4 mostra uma relação entre a distribuição percentual de temperatura cavaco-ferramenta de acordo com o material da ferramenta (cerâmica, aço-rápido, metal-duro P10, Stellite, metal-duro K10/K20 e diamante) para o aço AISI 1045 e a liga Ti-6Al-4V (RAHMAN, WONG e ZAREENA, 2003).

Figura 4.4- Distribuição da temperatura na interface cavaco-ferramenta



Fonte: RAHMAN, WONG e ZAREENA, 2003

Segundo Machado e Zlatin (1990), a força de corte registrada no torneamento de ligas de titânio são semelhantes às obtidas na usinagem de aços. Assim, o consumo de energia durante a usinagem em operações de torneamento, furação e fresamento é aproximadamente a mesma. A tabela 4.4 apresenta a potência requerida em (cv) para remoção de 1 pol. cúbica por min.

Tabela 4.4 - Média de potência requerida para torneamento, furação e fresamento

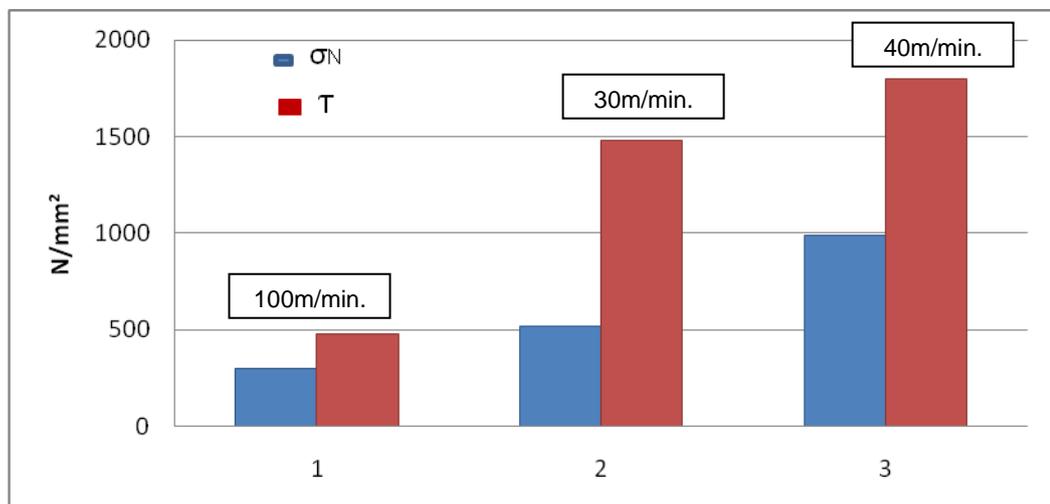
Material	Dureza HRc - HB	Torneamento com aço rápido e metal duro	Furação com brocas de aço rápido	Fresamento com ferramentas de aço rápido e metal duro
Aços	35-40 HRc	1,4 cv	1,4 cv	1,5 cv
Ligas de Titânio	250-375 HB	1,2 cv	1,1 cv	1,1 cv
Ligas de Níquel	200-360 HB	2,5 cv	2,0 cv	2,0 cv

Fonte: KAHLES et al., 1985

Entretanto, Konig (1979), relatou maiores tensões sobre a ferramenta, quando da usinagem da liga Ti-6Al-4V em relação a usinagem da liga a base de níquel Nimonic 105 e do aço Ck 53N em operação de torneamento com velocidades de corte de 100m/min., 30m/min., e 40m/min. respectivamente conforme ilustra a Figura 4.5.

Figura 4.5 - Tensões normais e de cisalhamento na usinagem

1) aço CK53N 2) liga Nimonic (105) 3) liga Ti- 6Al-4V



Fonte: KONIG, 1979

De acordo com Ezugwu e Yamane (2003), na usinagem da liga Ti-6Al-4V é alta a pressão de corte exigida no processo. As forças de corte exigidas são parecidas com as dos aços e a potência é por sua vez igual ou até mesmo menor em comparação com de outros materiais de mesma dureza. O problema surge nas proximidades da aresta de corte devido à pequena área de contato do cavaco com a ferramenta na superfície de saída. Adicionalmente pode-se citar ainda a alta

resistência a deformação apresentada pelo titânio em altas temperaturas (acima de 800°C).

A grande importância do conhecimento da usinabilidade dos materiais está na busca do melhor aproveitamento possível do conjunto material da peça, ferramenta de corte e máquina-ferramenta, visando uma maior produtividade e, conseqüentemente, um maior lucro. Outra vantagem da determinação deste índice por meio de ensaios, seria a confecção de um banco de dados de usinagem, por meio do qual surgem os catálogos de ferramentas de várias empresas do ramo metal-mecânico, facilitando as tarefas dos operadores.

4.3 Usinagem com altas velocidades

As primeiras pesquisas sobre usinagem com alta velocidade de corte, (*High-Speed Cutting*) foram realizadas na Alemanha entre 1924 e 1931. Materiais não ferrosos como alumínio, cobre e bronze foram usinados com velocidades de até 16.500m/min, (FLOM e KOMANDURI, 1989). Embora não haja consenso até os dias atuais, Salomon constatou que a temperatura de corte e força de usinagem diminuíram com aumento da velocidade de corte. Estes feitos podem ser decisivos na integridade superficial do produto usinado.

Embora não exista um conceito padrão para o termo “usinagem com alta velocidade” HSM (*High Speed Machining*) ou HSC (*High Speed Cutting*), uma vez que este irá depender do material a ser usinado, ferramenta de corte e operação.

Segundo Santos (2003), desde a década de 70, quando a HSM (*High Speed Machining*), começou a ser pesquisada com maior intensidade por universidades e institutos de pesquisas tecnológicas, ainda não se conseguiu uma definição clara e conceitual para esta tecnologia.

A discussão sobre o que é usinagem em altas velocidades HSM ou HSC (*High Speed Cutting*) é bastante polêmica. Há muitas opiniões, mitos e maneiras diferentes de definir HSM/HSC. Analisando algumas dessas definições, temos:

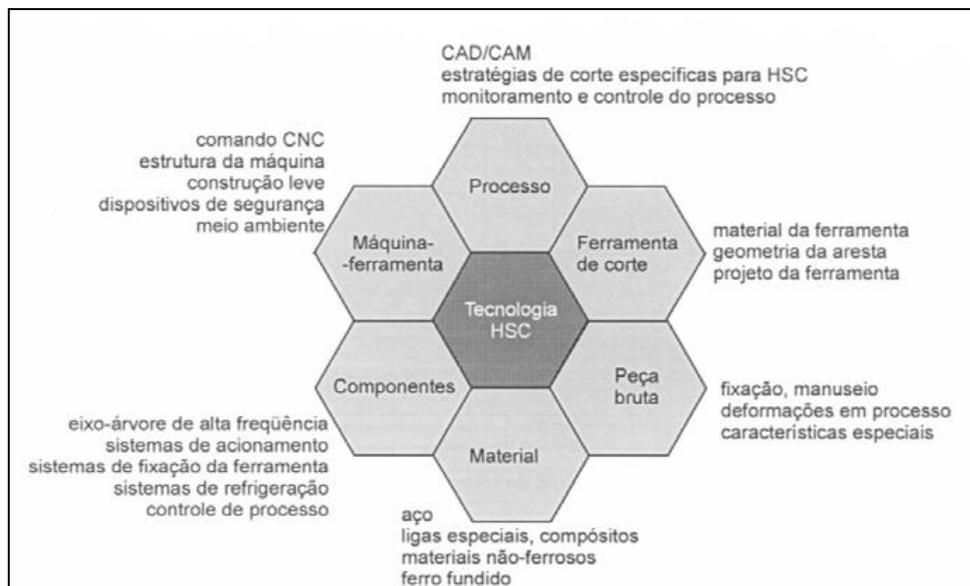
- usinagem com altas velocidades de corte;
- usinagem com altas velocidades do fuso;
- usinagem com altas velocidades de avanço;
- usinagem com alta produtividade.

Se nenhuma dessas definições pode ser considerada errada, ao mesmo tempo nenhuma delas isoladamente define o que é HSM.

HSM é na verdade uma tecnologia não convencional em quem fatores como máquina, ferramenta de corte, material e forma da peça usinada, além do próprio processo a ser elaborado, interagem com o objetivo de obter resultados específicos nas operações de usinagem, de maneira muito mais rápida.

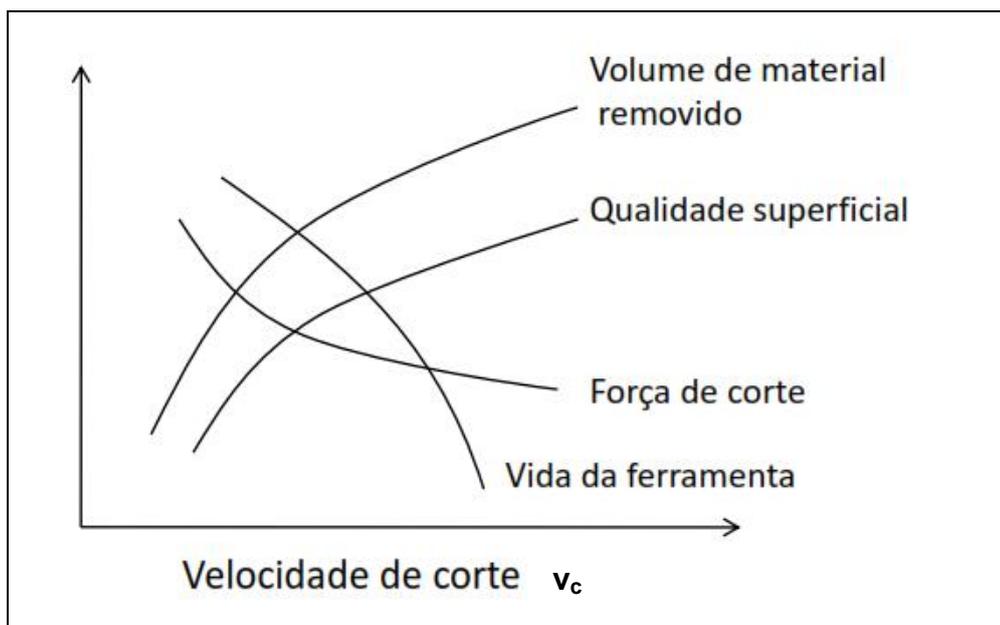
Somente na década de 80, com o desenvolvimento de eixos de alta velocidade para aplicação em máquinas-ferramenta se tornou possível não apenas prosseguir com os estudos fundamentais da HSM, mas também realizar a usinagem de superfícies mais complexas. O desenvolvimento do processo foi acompanhado pelo desenvolvimento dos materiais de ferramentas de corte, assim como a elaboração de novas estratégias de corte e da relação com sistemas de CAD/CAM conforme ilustrado na Figura 4.6.

Figura 4.6 - Consideração holística da usinagem com alta velocidade



Esta consideração holística vem ao encontro dos benefícios apontados por Rodríguez et al. (2000), benefícios estes que abriram novos mercados para aplicações de HSM. Como exemplo pode-se citar que, não somente as forças de corte diminuíram com o aumento da velocidade de corte, mas também o calor gerado pelo processo é completamente removido com os cavacos; superfícies de melhor qualidade podem ser produzidas e a usinagem pode ser executada em uma faixa não sujeita às vibrações críticas. Entretanto, a vida útil da ferramenta diminuiu com o aumento da velocidade de corte conforme ilustra a Figura 4.7. Desse modo, ainda hoje existe uma demanda substancial para desenvolvimentos adicionais que minimizem esse fato. Devido à alta qualidade de acabamento superficial derivada da utilização da HSM, é possível, em muitos casos, eliminar, completa ou parcialmente, as subsequentes operações de acabamento.

Figura 4.7 - Propriedades gerais da usinagem com alta velocidade



Fonte: SANTOS, 2003

Segundo Duan, Dou e Wang (2010), nos últimos vinte anos a tecnologia de fabricação avançada tem se desenvolvido rapidamente, e a usinagem com alta velocidade pode proporcionar uma elevada eficiência de produção, bem como melhorar a qualidade da superfície usinada. Além disso, pode melhorar a usinabilidade de materiais de elevada dureza.

Sob o prisma prático e industrial, HSC é estabelecida com base em intervalos de velocidade de corte, onde a velocidade é aumentada entre 5 a 10 vezes em relação aos valores assumidos convencionais e valor de avanço e profundidade de usinagem são diminuídas visando operações de acabamento e semi-acabamento (SCHULZ,1999; TONSHOFF et al. 2001). Porém, esta definição prática da usinagem HSC é imprecisa e abrangente. Chevrier et al. (2003) e Sandvik Coromant (2012), por exemplo indicam que a velocidade de corte em aços pode ser classificada como alta a partir de 300 m/min.

HSC é um termo relativo que depende do material da peça e do mecanismo de formação de cavaco. De acordo com Flom e Komanduri (1989), alta velocidade de corte para um dado material pode ser definida como a velocidade acima da qual o cisalhamento localizado se desenvolve completamente na zona de cisalhamento primária. HSC gera cavacos contínuos para materiais dúcteis e segmentados para materiais de difícil usinabilidade.

Apesar do progresso da usinagem HSC e de sua difusão no meio industrial, muitos resultados científicos na área de integridade superficial ainda não apresentam conclusões satisfatórias (LIMIDO et al., 2007; PAWADE et al., 2008).

Klocke e Hoppe (2001), usinando aço AISI 1045 por meio de fresamento verificaram que a força de corte cai quando se atinge cerca de 2.000 m/min. Após esta velocidade crítica as forças voltam a subir.

Yousefi e Ichida (2000), investigaram a influência da usinagem HSC na formação do cavaco e na força de usinagem. Concluíram em oposição a outros trabalhos, que a rugosidade aumenta com aumento da velocidade de corte, devido a formação de metal soldado na aresta secundária da ferramenta. Logo o acabamento superficial nem sempre é melhorado com HSC.

No entanto, além de aumentar a produtividade, a utilização de altas velocidades na usinagem aponta vantagens em relação à usinagem convencional, como: aumento de exatidão, melhoria do acabamento superficial, redução da zona termicamente

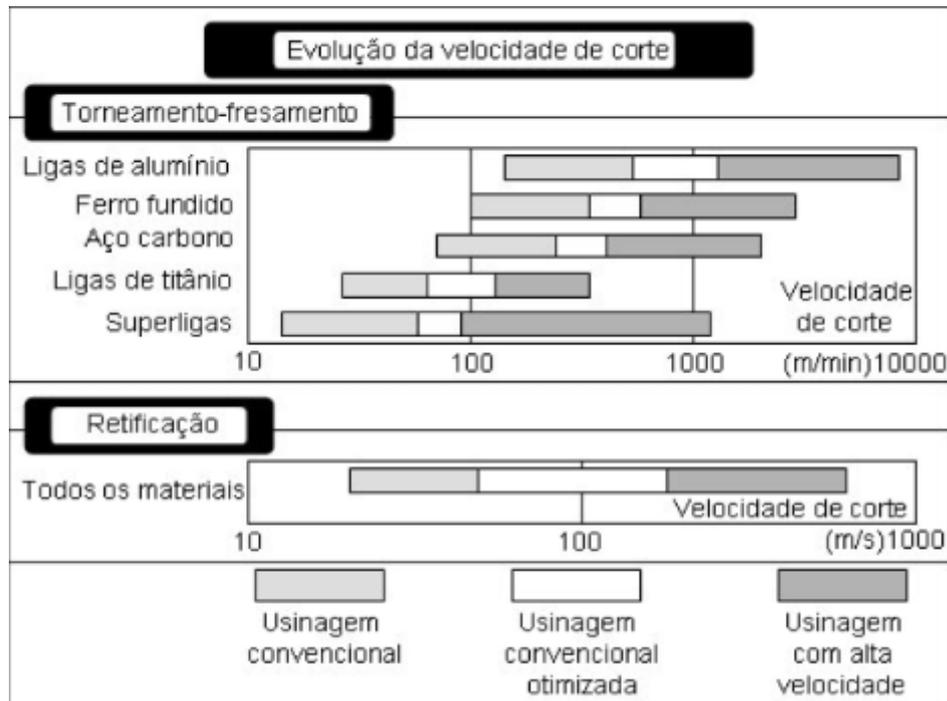
afetada pelo processo, redução de rebarbas e possibilidade do aumento da estabilidade do corte (RAHMAN, WONG e ZAREENA, 2003).

Segundo Coelho et al. (2009), quando além do aumento da velocidade de corte há também o aumento da velocidade de avanço, causando significativo impacto no desempenho da usinagem, esta técnica é caracterizada como HSM, motivo pelo qual é conhecida ainda como *HPM (High Performance Machining)*. Para cortes contínuos como torneamento, com o aumento da velocidade de corte observa-se um imediato aumento da temperatura na região de formação de cavacos. Isso se deve ao crescimento das tensões de ruptura do material e das forças de atrito. Com o aumento da temperatura, a energia específica, ou força de corte específica do material, tende a diminuir. Tal diminuição pode ser tão intensa que venha a resultar em menor energia mecânica. Por outro lado, como a ferramenta possui menor massa e alto calor específico, as conseqüências serão alta temperatura seguida de desgaste acelerado e deterioração da qualidade, por conseguinte da produtividade.

De acordo com Machado e Silva (2004), em operações de torneamento convencional em ligas de titânio, utilizando-se ferramentas de metal duro a faixa de velocidade de corte não ultrapassa 60m/min. Em pesquisa realizada no torneamento da liga Ti-6Al-4V com ferramenta de metal duro e em atmosfera de argônio empregou velocidades de corte consideradas elevadas 100 a 130m/min. A vida útil das ferramentas ficou entre 5 e 8 minutos, com velocidade de corte de 130m/min, avanço de 0,15mm/rot e profundidade de usinagem de 0,5mm.

Conforme Schulz e Moriwak (1992), quanto à velocidade de corte em HSM, sugere que no caso do titânio é impossível chegar a altas velocidades de corte típico de HSM, em relação à usinagem do alumínio, bronze e aços. A limitação esta relacionada ao rápido desgaste da ferramenta que ocorre em maior parte devido ao aumento da velocidade de corte do que ao avanço e profundidade de usinagem. Na indústria, a taxa de remoção de material superior para ligas de titânio é conseguido por meio de avanços e profundidades de cortes mais elevados, bem como a aplicação de grandes quantidades de fluidos de corte. A Figura 4.8 exhibe as faixas de velocidades de corte para diversos materiais em função do processo de usinagem utilizado.

Figura 4.8 - Velocidades de corte para usinagem de vários materiais



Fonte: VIGNEAU, 1997

4.4 Fluidos de corte e sistemas de lubri-refrigeração

Segundo Ruffino (1977), em 1894 Frederick Winslow Taylor observou que aplicando grande quantidade de água na região de corte, era possível aumentar a velocidade de corte em 33%, sem prejuízo para a vida da ferramenta. Desde então, grandes avanços tecnológicos foram obtidos, tanto no que diz respeito aos materiais quanto ao que se refere às máquinas ferramentas, fazendo a demanda por fluidos de corte crescer consideravelmente.

Os fluidos podem ser lubrificantes, refrigerantes ou exercer as duas funções ao mesmo tempo. Como lubrificantes, agem para reduzir a área de contato entre o cavaco e a ferramenta, e como refrigerante diminuem a temperatura de corte, tanto pelo aumento da dissipação quanto pela redução da geração de calor. Para cumprir a sua finalidade, o fluido deve penetrar até a ponta da ferramenta na interface cavaco-ferramenta (ALMEIDA et al., 2008).

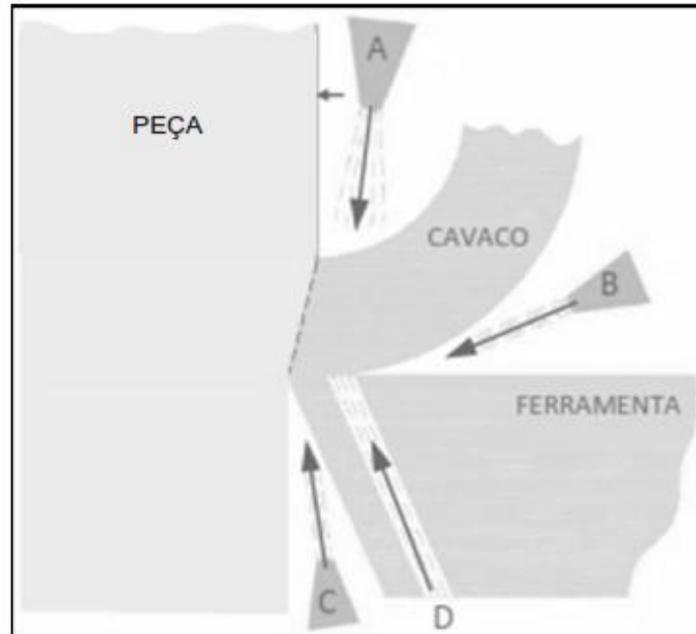
De acordo com Machado et al. (2009), o objetivo final em se utilizar fluidos de corte é reduzir o custo total de fabricação ou aumentar a taxa de produção. Além disso, o fluido de corte pode evitar alterações microestruturais na peça decorrente de elevadas temperaturas de usinagem. Outros benefícios do emprego de fluido de corte são:

- aumento da vida da ferramenta.
- redução das forças de usinagem e, portanto, da potência de usinagem.
- melhoria do acabamento da peça.
- facilidade de remoção dos cavacos da região de corte.
- redução do risco de distorção da peça (tolerâncias geométricas).

A capacidade do fluido de corte em remover os cavacos da zona de corte, depende da sua viscosidade e vazão, além é claro da natureza da operação de usinagem e do tipo de cavaco que está sendo formado. Sob baixas velocidades de corte, caso que as temperaturas são mais baixas, a refrigeração é relativamente sem importância, enquanto a lubrificação é fundamental para reduzir o atrito e evitar a formação de aresta postiça de corte. Sob altas velocidades, a temperatura de usinagem é mais elevada, além disso as condições não são favoráveis para penetração do fluido de corte na interface para que ele exerça suas funções. Agindo como lubrificante, o fluido de corte contribui para reduzir o atrito, e a área de contato ferramenta/cavaco, e sua eficiência vai depender da habilidade de penetrar na interface ferramenta/cavaco no curto período de tempo disponível e de formar um filme (seja por ataque químico, seja por absorção física) com resistência ao cisalhamento menor que a resistência do material da peça. Porém com refrigerante, o fluido de corte favorece a transferência de calor da região de corte, reduzindo assim a temperatura da ferramenta e da peça, ainda que a temperatura na interface ferramenta/cavaco não seja significativamente alterada. Além disso mesmo que a concentração de óleo seja mínima, haverá redução do coeficiente de atrito e, portanto da temperatura. Demonstrou-se, de maneira experimental, que a eficiência do fluido de corte em reduzir a temperatura diminui com o aumento da velocidade de corte e da profundidade de corte (SHAW, 1951).

Segundo Silva (2006), a seleção correta do fluido para uma combinação particular peça/ferramenta pode significar a diferença entre o sucesso e o fracasso em quase todos os processos. O fluido deve ser aplicado de modo que permita a sua ação o mais próximo possível da aresta de corte nas interfaces peça/ferramenta/cavaco, de modo assegurar suas funções sejam adequadamente exercidas. Não há um consenso em relação à melhor direção. A Figura 4.9 mostra as direções possíveis. A direção “A” é a mais tradicional, possivelmente pelo fato de os primeiros sistemas serem rígidos e possuírem poucos graus de liberdade, dificultando assim a aplicação de fluido em outras direções. Entretanto mostra-se inadequado quando cavacos emaranhados são gerados, pois impedem o acesso do fluido á interface ferramenta/cavaco. A direção “B” se justifica quando o fluido é aplicado na interface ferramenta/cavaco sob alta pressão, já que a aplicação se dá no sentido contrário ao do movimento do cavaco. A direção “C” mostra a vantagem de atingir diretamente a interface peça/ferramenta, reduzindo assim o desgaste de flanco e contribuindo para qualidade da superfície usinada. Além disso essa posição está relativamente protegida dos cavacos. A direção “D” leva em conta os canais internos de lubrificação, com a principal vantagem de se atuar diretamente no local de corte, região esta difícil de ser atingida. É indicada para operações de furação (em especial, furação profunda), torneamento, fresamento, roscamento, e escareamento e para máquinas com troca automática de ferramentas em que se dispensa a intervenção manual no alinhamento dos bocais. No entanto, são necessários investimentos em máquinas e ferramentas que possibilitem o fluxo nesta direção.

Figura. 4.9 - Direções possíveis do fluido de corte



Fonte: SILVA, 2006

4.4.1 Classificação dos fluidos de corte

Segundo Machado et al. (2009), os fluidos de corte, os mais comuns são agrupados nas seguintes categorias de acordo com sua classificação:

- óleos integrais;
- emulsões;
- soluções;
- gases.

Óleos integrais

Os óleos integrais mais utilizados são hidrocarbonetos obtidos a partir do refino do petróleo. Suas propriedades dependem do comprimento da cadeia, da estrutura molecular e do grau do refino. Os óleos integrais são, basicamente, óleos minerais puros com aditivos, em geral agentes EP (aditivos extrema pressão). O emprego desses óleos, nos últimos anos, tem perdido espaço para os óleos emulsionáveis devido ao alto custo, do baixo ponto de fulgor (risco de incêndio), da ineficiência a altas velocidades de corte, do baixo poder refrigerante e da formação de fungos,

além de oferecer riscos à saúde do operador. Os aditivos podem ser à base de cloro e/ou enxofre, o que lhes confere características de extrema pressão ao fluido. O fósforo e materiais graxos também são utilizados e atuam como elementos antidesgaste. A base dos óleos minerais podem ser parafínica, naftênica ou aromática, entretanto, os últimos não são empregados na fabricação de fluidos de corte. Os fluidos de base parafínica derivam do refino do petróleo com alto teor de parafinas (ceras), o que resulta em excelentes fluidos lubrificantes. Como esses óleos são encontrados em maior abundância, possuem custo menor. Além disso, possuem elevada resistência à oxidação e mantêm sua viscosidade constante em uma ampla faixa de temperaturas. São menos prejudiciais à pele e ainda menos agressivos à borracha e ao plástico. Já os óleos de base naftênica são derivados do refino do petróleo naftênico. O uso desses óleos como base para fluidos de corte tem diminuído em função dos problemas causados à saúde humana, entretanto são mais estáveis que os óleos parafínicos e suportam cargas mais elevadas (MACHADO et al., 2009).

Emulsões

Nessa categoria estão os fluidos emulsionáveis e semi-sintéticos. Os fluidos emulsionáveis (erroneamente chamados “óleos solúveis”) são compostos bifásicos de óleos minerais adicionados à água na proporção de 1:10 a 1:100, mais agentes emulsificantes ou surfactantes que garantem a uniformidade da mistura. Os emulsificantes são tensoativos polares que reduzem a tensão superficial, formando uma película monomolecular relativamente estável na interface óleo/água. Assim, os emulsificantes promovem a formação de glóbulos de óleos menores, o que resulta em emulsões translúcidas (MACHADO et al., 2009).

A estabilidade das emulsões se deve ao desenvolvimento de uma camada elétrica na interface óleo/água. Forças repulsivas entre glóbulos de mesma carga evitam a coalescência destes. Para evitar os efeitos nocivos da água presente na emulsão, empregam-se os aditivos anticorrosivos, como nitrito de sódio, que ainda é utilizado na fabricação de óleos de corte emulsionáveis. Usam-se ainda biocidas, que inibem o crescimento de bactérias e fungos, porém estes devem ser compatíveis com a pele humana e atóxicos. Os aditivos EP e antidesgaste usados para aumentar as

propriedades de lubrificação são os mesmos empregados para óleos puros. No entanto o uso de cloro como aditivos para fluidos de corte vem encontrando restrições em todo mundo. Por esta razão procura-se substituir o cloro por aditivos à base de enxofre e cálcio. Usam-se ainda gordura e óleos animal e vegetal para melhorar as propriedades de lubrificação (MACHADO et al., 2009).

Os fluidos semi-sintéticos também são formadores de emulsões e se caracterizam por conter entre 5% e 50% de óleo mineral no fluido concentrado, além de aditivos e compostos químicos que de fato se dissolvam na água e formam moléculas individuais. A presença de uma grande quantidade de óleo mineral e a presença de biocidas, aumentam a vida do fluido de corte e reduzem os riscos à saúde humana. Aditivos EP, anticorrosivos e agentes umectantes também são utilizados. Além disso, corantes são acrescentados para proporcionar uma cor mais viva e aceitável pelo operador (MACHADO et al., 2009).

Soluções

As soluções são compostos monofásicos de óleos que se dissolvem completamente na água. Nesse caso não há necessidade de adição de agentes emulsificantes, pois os compostos reagem quimicamente, formando fases únicas. As soluções, também chamadas “fluidos sintéticos” caracterizam-se por serem isentas de óleo mineral. Consistem de sais orgânicos, aditivos de lubricidade, biocidas, inibidores de corrosão, entre outros quando adicionados à água. Possuem vida mais longa, uma vez que são menos atacáveis por bactérias e reduzem o número de trocas da máquina. Formam soluções transparentes, resultando em boa visibilidade durante a operação de corte. Possuem agentes umectantes que melhoram bastante as propriedades refrigerantes da solução e são estáveis, mesmo em água dura.

Os fluidos sintéticos mais comuns oferecem boa proteção anticorrosiva e refrigerante. Os mais complexos são de uso geral, com boas propriedades lubrificantes e refrigerantes. Faz-se uma distinção quando os fluidos sintéticos contêm apenas inibidores de corrosão e as propriedades EP não são necessárias (MACHADO et al., 2009).

Óleos Vegetais

A crescente preocupação com os impactos ambientais tem favorecido o desenvolvimento de novas tecnologias para fabricação de produtos industriais a partir de fontes renováveis. Os óleos vegetais são um exemplo de alternativa adequada em substituição aos óleos minerais (CAMPANELLA et al., 2010).

A grande capacidade de lubrificação dos óleos vegetais, devido ao índice de viscosidade, que representa praticamente o dobro da viscosidade dos óleos minerais e de possuir pequena variação com o aumento da temperatura, tornam vantajosas sua utilização como aditivos aos óleos minerais e como óleos lubrificantes em equipamentos industriais (HONARY *apud* ALUYOR; KESSINGTON; UDIAKEOGHENE, 2009).

4.4.2 Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL)

A técnica de MQL baseia-se no princípio de utilização de baixo fluxo de fluido de corte sem resíduos misturado ao ar comprimido a elevadas pressões. A função lubrificação é dada pelo óleo e a de refrigeração, pelo ar comprimido. Uma pequena quantidade de óleo é suficiente para reduzir o atrito no corte. Inúmeras vantagens resultam da comparação dessa metodologia com a lubri-refrigeração convencional. Entre todos os apelos para adoção de alternativas, as vantagens econômicas tem sido o principal motivo para redução ou renúncia aos fluidos de corte convencionais. Esse potencial de economia é avaliado de diferentes modos pelos usuários. Uma análise de custo na fábrica da Mercedes Benz AG (Alemanha) relativa às peças mostrou que, em casos extremos, até 17% dos custos de fabricação com a produção de cavaco eram referentes aos fluidos de corte. Comparativamente nestes casos os custos de ferramentas somavam de 2% a 3% dos custos da produção. Pelos motivos citados, acredita-se que o fluido de corte deve ser melhor gerenciado. Terminou a época em que o fluido de corte era considerado como um item barato do processo, e sua escolha não deve ser feita unicamente com base em seu custo inicial por litro. São necessários estudos de custo-benefício do processo para justificar a melhor escolha, em função das tecnologias disponíveis e exigências ambientais. Sendo assim, o fluido de corte precisa ser constantemente monitorado

em suas propriedades e possuir características que propiciem o melhor rendimento das ferramentas, melhor acabamento das peças e durabilidade das máquinas e equipamentos. Logicamente os grandes fabricantes de lubrificantes têm se empenhado muito no esforço de melhorar a cada dia a qualidade de seus produtos e dos seus serviços de atendimento técnico em todo o Brasil, visando evitar trocas desnecessárias e custos de descarte dos fluidos de corte (SAHM e SCHNEIDER, 1996; KLOCKE e EISEMBLATTER, 1997; SILVA et al., 2011).

O conceito de mínima quantidade de lubrificante (MQL) tem sido sugerido nas últimas décadas, como uma forma de abordar as questões ambientais e os riscos profissionais associados a partículas de fluidos de corte suspensas no ar, no chão de fábrica, que podem abordar também os efeitos negativos da usinagem a seco, podendo ser uma saída para as empresas do ramo, principalmente no processo de torneamento (KHAN e DHAR, 2006).

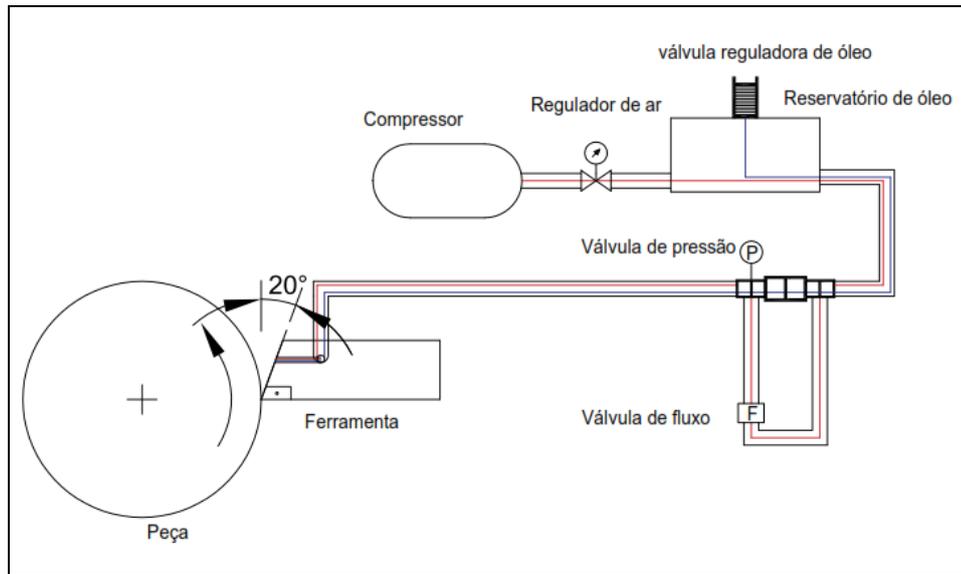
Segundo Bandyopadhyay e Endapally (2009), um estudo aponta que o consumo anual de fluido de corte usado em usinagem de metais é de aproximadamente 600 milhões de galões em todo o mundo. Os Estados Unidos consomem 175 milhões de galões. Apesar dos benefícios desses fluidos na usinagem, recentemente o uso tem sido questionado. O descarte inadequado pode resultar em danos do solo e dos cursos d'água, causando sérios problemas para o meio ambiente; os operadores de máquinas podem ser afetados com problemas respiratórios e doenças de pele e o custo da utilização é de aproximadamente 15% do custo operacional de um processo de usinagem. Como o corte totalmente a seco é menos eficaz para a usinagem de maior eficiência e quando se exige melhor acabamento superficial, a usinagem com MQL está sendo considerada por várias empresas, pois permite cortes nos custos com lubri-refrigeração e protege os trabalhadores e o meio ambiente.

Segundo Obikawa, Kamata e Shinozuka (2006), a técnica de mínima quantidade de lubrificação consiste numa mistura de óleo e ar comprimido, que formando uma névoa, é aplicada na região do corte, no lugar da convencional inundação de fluidos de corte, miscíveis ou imiscíveis em água.

De acordo com Klocke et al. (2001), os sistemas de Mínima Quantidade de Lubrificante podem ser classificados de três formas distintas. A primeira delas consiste no sistema de pulverização de baixa pressão, em que o fluido é aspirado por uma corrente de ar e levado até a superfície. Esses sistemas mostram um fluxo volumétrico de fluido entre 0,5 a 10L/h. O segundo modelo utiliza bombas dosadoras com alimentação pulsatória de uma quantidade definida de lubrificante até a superfície sem a presença de um fluxo de ar comprimido. Estes sistemas são utilizados em processos intermitentes, com taxas de fluxo definidas entre 0,1 e 1mL por ciclo, podendo atingir 260 ciclos por minuto. O terceiro e o mais empregado sistema de Mínima Quantidade de Lubrificante é o de pressão, que será utilizada neste trabalho, em que o fluido é bombeado por meio de uma tubulação distinta da do ar comprimido. Somente no bocal este fluido é misturado ao fluxo de ar e, então direcionado a interface de contato peça-ferramenta. Este modelo é bastante interessante pelo fato de permitir um ajuste independente das vazões de ar e de lubrificante. O consumo de fluido neste método é reduzido, definido entre 10mL/h e 100mL/h, já que o mesmo conta com o desempenho refrigerante do ar comprimido. Outro aspecto positivo deste sistema se concentra no fato da mistura coaxial de fluido e ar no bocal prevenir em grande escala a nebulosidade.

Obikawa, Kamata e Shinozuka (2006), mostram esquematicamente, um sistema de Mínima Quantidade de Lubrificante baseado no princípio de pressão, conforme Figura 4.10.

Figura 4.10 - Sistema de Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL)



Fonte: adaptado de OBIKAWA; KAMATA; SHINOZUKA, 2006

4.5 Ferramentas de corte

Nos processos de usinagem o excesso de material das peças é removido com a utilização de ferramentas de corte. Essas ferramentas devem ser fabricadas em materiais mais duros que os das peças e resistentes a altas temperaturas. Na usinagem de ligas de difícil usinabilidade, as ferramentas de corte devem ter dureza mais elevadas, resistindo ao calor na região de corte e ao desgaste por abrasão inerente ao processo de usinagem desses materiais, e aos desgastes por oxidação e difusão quando se aumenta a velocidade de corte e/ou o avanço. A fabricação de ferramentas com diferentes composições químicas, refinamento de grãos e revestimentos diversos trouxe um avanço nesse setor, se tornando possível a usinagem de peças de elevadas durezas (MACHADO et al., 2009).

4.5.1 Ferramentas de metal duro

Fabricado pela metalurgia do pó, é composto de carboneto de tungstênio (WC) e cobalto (Co), ou com adições de carbonetos de titânio (TiC), tântalo (TaC), e/ou nióbio (NbC). Os carbonetos de titânio, tântalo e nióbio por ter maior dureza que os carbonetos de tungstênio proporcionam ao metal duro maior resistência ao desgaste

abrasivo, por ter menor solubilidade diminui a difusão, e têm maior estabilidade química reduzindo a dissolução (MACHADO et al., 2009).

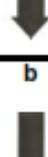
Os metais duros são classificados da seguinte forma, segundo a Norma ISO 513 (2004).

- classe P para materiais que formam cavacos longos, como os aços;
- classe M para usinagem de aços inoxidáveis austeníticos;
- classe K para materiais que formam cavacos curtos, como os ferros fundidos;
- classe N para materiais não ferrosos;
- classe S para superligas e titânio;
- classe H para materiais endurecidos.

As ferramentas de metal duro da classe K contêm WC+Co, as da classe P contêm adições de TiC, TaC e/ou NbC, e as da classe M contêm adições dos carbonetos citados pela classe P em menores quantidades. Em um sistema de cores de especificação internacional, a classe K tem coloração vermelha, a P azul, a M amarela, a N verde, a S marrom e a H cinza (MACHADO et al., 2009).

A letra de designação das classes do metal duro é sempre seguida de um número que representa a tenacidade e a resistência ao desgaste. Quanto maior o número, maior a tenacidade e menor a resistência ao desgaste e vice-versa. Normalmente, os números menores são de ferramentas indicadas para acabamento, números médios para usinagem média, e números maiores para desbaste, sendo que estes variam de 01 a 50. A Tabela 4.5 aponta essa designação.

Tabela 4.5 - Classificação dos metais duros segundo Norma ISO 513 (2004)

Principais classes			Classes de aplicação			
Letra de identificação	Cor de identificação	Materiais a serem usinados	Metais duros		Dureza X Tenacidade	
P	Azul	Aços: Todas as ligas de aços e aços fundidos, exceto aços inoxidáveis com estrutura austenítica.	P01	P05		
			P10	P15		
			P20	P25		
			P30	P35		
M	Amarelo	Aço inoxidável: Aço inoxidável austenítico e aço duplex (austenítico/ferrítico) e aço fundido.	M01	M05		
			M10	M15		
			M20	M25		
			M30	M35		
K	Vermelho	Ferro fundido: Ferro fundido cinzento, ferro fundido com grafita esferoidal, ferro fundido maleável.	K01	K05		
			K10	K15		
			K20	K25		
			K30	K35		
N	Verde	Metais não ferrosos: Alumínio e outros metais não ferrosos, materiais não metálicos.	N01	N05		
			N10	N15		
			N20	N25		
			N30			
S	Marrom	Superligas e titânio: Ligas especiais resistentes ao calor à base de ferro, níquel e cobalto, titânio e ligas de titânio.	S01	S05		
			S10	S15		
			S20	S25		
			S30			
H	Cinza	Materiais duros: Aços endurecidos, ferros fundidos endurecidos, ferros fundidos resfriados.	H01	H05		
			H10	H15		
			H20	H25		
			H30			

a - Aumento da velocidade de corte, aumento da resistência ao desgaste do material da ferramenta.
b - Aumento do avanço, aumento da tenacidade do material da ferramenta.

Fonte: MACHADO et al., 2009

4.5.2 Tipos de revestimentos

Conforme Santos e Sales (2007), as primeiras referências sobre aplicação de revestimentos surgiram na década de 1930 onde fabricantes de relógios suíços queriam prolongar a vida útil dos seus componentes. O início da utilização de revestimentos com a finalidade de melhorar o desempenho das ferramentas de corte iniciou-se na mesma época onde começaram a usinagem com ferramentas de metal duro, já que as mesmas mostravam acentuadas tendências à formação do desgaste de cratera. Foram utilizados revestimentos com a aplicação de TiC (carbeto de titânio), TaC (carbeto de tântalo), e NbC (carbeto de Nióbio).

A deposição de revestimento é um procedimento utilizado para alterar as propriedades de uma superfície onde se destacam como características que se modificam as propriedades ópticas, magnéticas, eletrônicas, químicas, resistências mecânica e ao desgaste (HOGMARK *apud* SANTOS e SALES, 2007).

Segundo Santos e Sales (2007), a deposição em ferramentas de corte tem como objetivo principal prolongar a vida útil das ferramentas onde também é possível obter outros pontos que beneficiem a ferramenta como o aumento da velocidade de corte, diminuição de esforços, e redução de tendência a adesão. Na década de 1970 surgiu o processo de deposição física PVD (*Physical Vapor Deposition*), com a deposição de TiN (nitreto de titânio) sobre ferramentas de aço rápido, onde dez anos mais tarde foi adaptado ao metal duro. O processo PVD traz benefícios como a possibilidade de revestir substratos de aço-rápido (devido à temperatura relativamente mais baixa em torno de 500°C), obtenção de revestimentos com granulometria mais fina (possibilidade de revestir cantos vivos).

No processo PVD, a deposição ocorre por meio de vapores gerados no interior da câmara de baixa pressão. Essa pressão permite que, por meio de aquecimento, os materiais sólidos que participarão da formação dos revestimentos passem diretamente para o estado gasoso. Os vapores, que constituem o material do revestimento, são obtidos a partir de gases reativos ou de sólidos sublimados no interior da câmara por descarga elétrica (SANTOS e SALES, 2007).

Principais revestimentos depositados pelo processo PVD:

- TiN: Nitreto de Titânio;
- TiAlN: Nitreto de Titânio Alumínio;
- WC/C: Carbetos de Tungstênio/Carbetos;
- CrN: Nitreto de Cromo;
- MoS₂: Dissulfeto de Molibdênio.

O processo CVD (*Chemical Vapor Deposition*) consiste em depositar material sólido a partir de uma fase gasosa. O processo é similar ao PVD, mas naquele caso o material de revestimento (precursor) é originalmente sólido. Neste processo o substrato é colocado num reator que recebe alimentação de gases. O princípio do processo é uma reação química entre os gases. O produto desta reação é um material sólido que condensa sobre todas as superfícies dentro do reator, formando a película de revestimento desejada sobre o substrato (MACHADO et al., 2009).

Principais revestimentos depositados pelo processo CVD:

- SiC: Carbetos de Silício;
- Al₂O₃: Óxido de Alumínio;
- TiC: Carbetos de Titânio;
- TiN: Nitreto de Titânio;
- DLC : Carbono Tipo Diamante.

Um importante aspecto na evolução dos revestimentos foi sua aplicação em ferramentas de corte. No princípio era utilizado o processo de deposição química CVD onde as reações químicas aconteciam numa faixa de temperatura entre 900°C e 1100°C. Esse processo exibe duas variantes: O processo CVD a médias temperaturas (MTCVD) e a deposição CVD assistida por plasma (PACVD). No processo MTCVD, a deposição é feita a partir da acetonitrila (CH₃CN) entre 750°C e 900°C. O processo PACVD ocorre entre 600°C e 900°C e utiliza uma descarga pulsada para catalisar a reação (MACHADO et al., 2009).

Por demonstrar elevada faixa de temperaturas o processo por meio de CVD era responsável pelo surgimento da camada “eta” onde não o tornava indicado para a aplicação em aço-rápido (SANTOS e SALES, 2007).

Propriedades dos revestimentos

Segundo Santos e Sales (2007) as principais propriedades dos revestimentos são:

Essenciais:

- estabilidade química; a inércia química a propensão de se ter difusão entre o material da peça e do revestimento, na faixa de temperatura atingida na usinagem;
- dureza a quente;
- boa adesividade com substrato.

Desejáveis :

- espessura ótima;
- tensões residuais de compressão;
- baixa condutividade térmica;
- pequena adesividade com o material da peça.

Especifica também cada uma dessas propriedades como se descreve a seguir:

- dureza: os revestimentos de dureza elevada, e que a mantém a altas temperaturas, contribuem para o aumento da resistência ao desgaste, reduzindo a tendência de surgimento do desgaste abrasivo;
- microestrutura e morfologia: o tipo e os parâmetros do processo de deposição são determinantes para a formação da microestrutura (o tamanho, estrutura e contorno do grão);

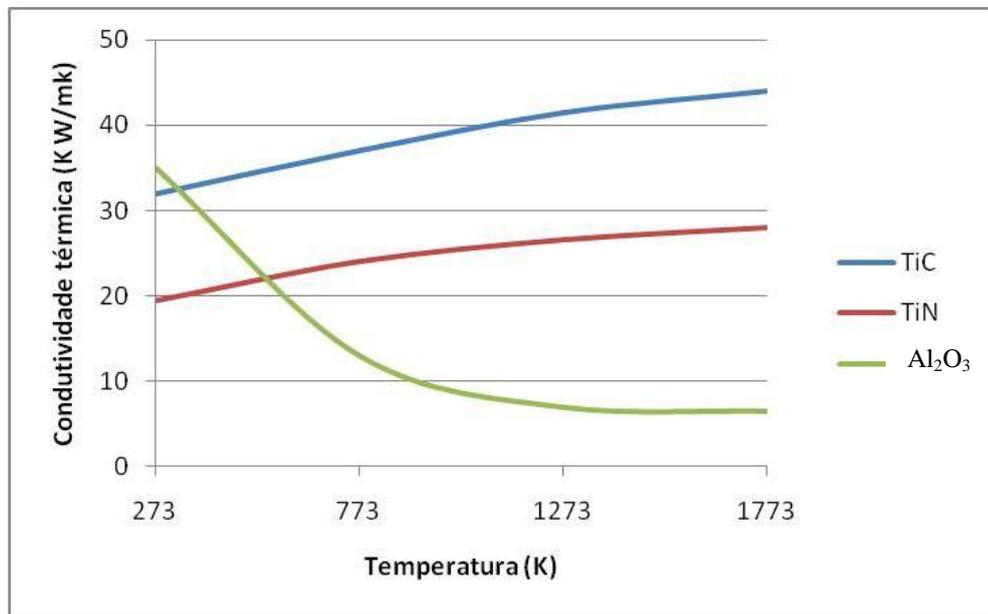
- adesividade: o bombardeio de elétrons da deposição assistida por plasma gera defeitos na estrutura cristalina do substrato, o que favorece a difusão do material;
- condutividade térmica: a elevada temperatura que surge na interface cavaco-ferramenta é o fator limitante da velocidade de corte adotada para um par ferramenta-peça.

Conforme Ramesh, Karunamoorthy e Palanikumar (2012), os materiais de revestimento tais como o TiN, TiC e Al_2O_3 agem como uma camada protetora contra o desgaste a abrasão, corrosão e oxidação na superfície da ferramenta. Hoje em dia, a maior parte dos materiais de revestimentos contém uma combinação de multicamadas de TiN, TiC, Ti (C, N) e Al_2O_3 , que para melhorar a vida da ferramenta são depositados em diferentes sequências.

De acordo com Quinto *apud* Machado et al. (2009), os revestimentos em ferramentas de corte podem ser uma única camada de TiC ou, mais comumente, um triplo revestimento de TiC, TiCN e TiN, e de TiC, Al_2O_3 e TiN, mas existem, registros de até doze camadas de diferentes revestimentos. Cada camada tem uma função específica e a sua associação permite oferecer um material com todas as vantagens possíveis de se obter com a técnica. Normalmente, o TiC ou o TiCN são revestimentos muito utilizados como primeira camada, pois garante uma coesão muito boa como substrato. Além disso, o TiC é um dos mais duros revestimentos utilizados, o que garante alta resistência ao desgaste.

Segundo Machado et al. (2009), o Al_2O_3 é outro revestimento muito empregado com grandes vantagens de apresentar maior inércia química e elevada dureza, portanto, resistência ao desgaste, e redução da condutividade térmica, diminuindo a quantidade de calor que chega ao substrato. A condutividade térmica do TiC e do TiN demonstra comportamentos inversos do Al_2O_3 , como mostra a Figura 4.11.

Figura 4.11 - Influência da temperatura na condutividade térmica dos principais revestimentos utilizados nas ferramentas de corte



Fonte: adaptado de MACHADO et al., 2009

O TiN se encontra, normalmente, como a camada externa, pois proporciona baixos coeficientes de atrito entre a ferramenta e o cavaco. Esse material garante menores comprimentos de contato ferramenta/cavaco, devido à menor tendência de adesão dos materiais ferrosos (MACHADO et al., 2009).

4.5.3 Ferramentas de diamante sintético policristalino

De acordo com Prakash (1991), PCD é uma massa sintetizada, extremamente dura, de cristais de diamantes orientados ao acaso, e ligados a um substrato de metal duro. É produzido pela sinterização conjunta de partículas de microns diamantes em temperaturas e altas pressões na presença de um metal ligante que geralmente é o cobalto. Portanto, o PCD pode ser considerado como um material composto que combina a dureza, resistência à abrasão e alta condutividade térmica de diamante com a possibilidade de soldar-se do metal duro. Ambos, camada do PCD, pela virtude do conteúdo de cobalto, e substrato de metal duro, são eletricamente condutores. Isto permite a usinagem por eletroerosão EDM (*Electrical Discharge Machine*) ou EDG (*Electrical Discharge Grinding*), sendo de uma importância crucial na fabricação e condicionamento de ferramentas de PCD, particularmente aquelas

com perfis complexos ou insertos múltiplos, por exemplo, serras circulares, onde a retificação convencional seria frequentemente difícil e consumiria muito tempo.

Na Tabela 4.6 são indicadas as principais propriedades mecânicas das ferramentas de metal duro e de PCD.

Tabela 4.6 – Propriedades mecânicas de ferramentas de metal duro e de PCD

Propriedades Mecânicas	Metal duro (K10)	PCD
Resistência à ruptura transversal (MPa)	1634	1256
Resistência à fratura (MPa)	10,48	8,81
Dureza Knoop (GPa)	17	50
Coefficiente de desgaste	1,15	3.89
Módulo de Young (GPa)	593	776
Expansão térmica (10^{-6} K ⁻¹)	5,4	4,2
Condutividade térmica (Wm ⁻¹ K ⁻¹)	100	540

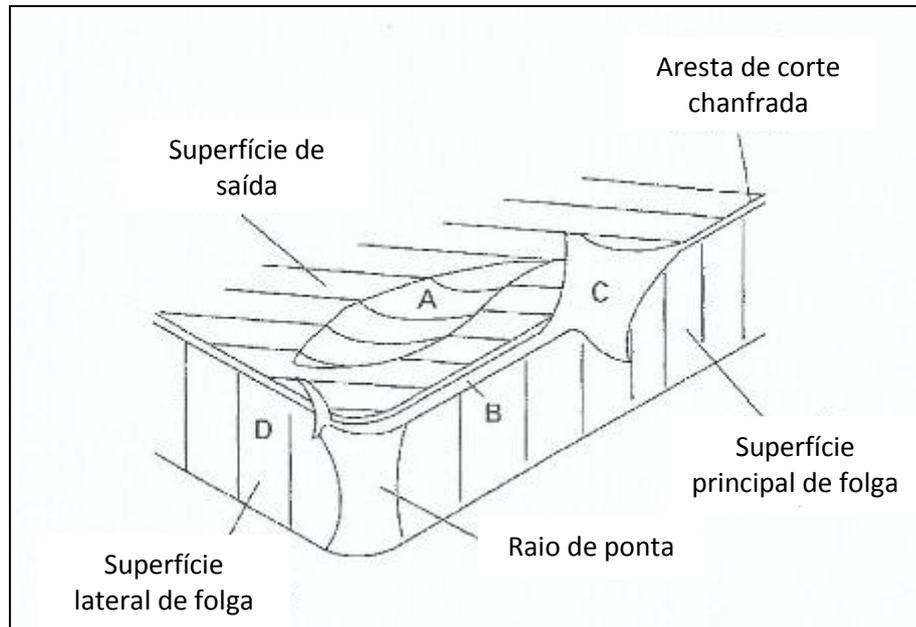
Fonte: PRAKASH, 1991

4.5.4 Desgaste em ferramentas de corte

Segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2003), nos processos de usinagem, um dos fatores que afetam a produtividade, aumentando os tempos de usinagem, são os desgastes das ferramentas. Estes acontecem, às vezes prematuramente, sempre que a perda de material da ferramenta ultrapasse um limite pré-estabelecido, que é favorecido pelas altas temperaturas de corte, inerentes a esses processos. Quando este limite de desgaste é ultrapassado, a ferramenta deve ser substituída, estabelecendo assim a vida-útil da ferramenta. Esses desgastes acontecem tanto na superfície de folga quanto na superfície de saída das ferramentas.

A Figura 4.12 exibe as principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte.

Figura 4.12 - Principais formas de desgaste de uma ferramenta de corte

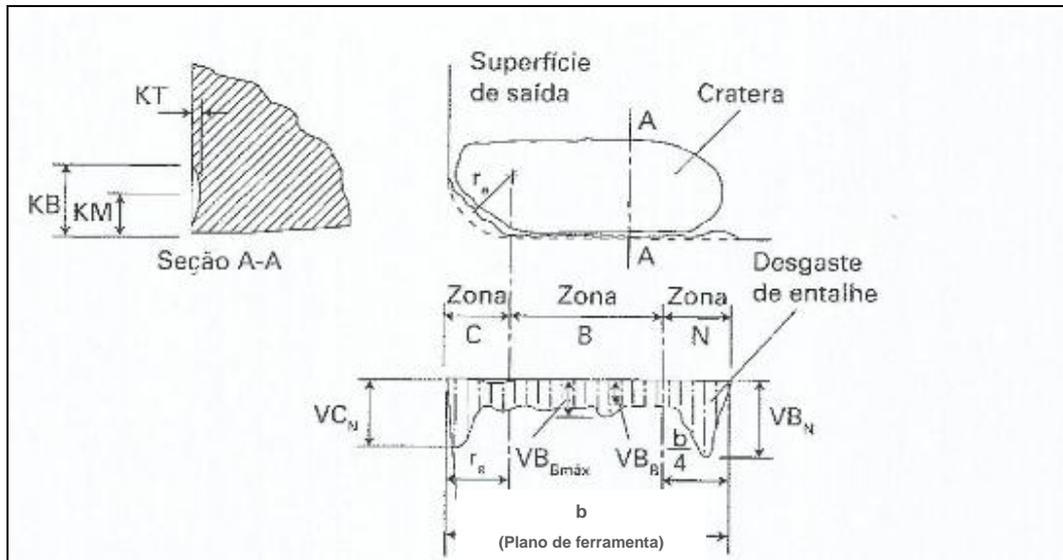


Fonte: DEARNLEY & TRENT, 1982 In: MACHADO et al., 2009

A Figura 4.13 aponta as formas de desgaste e os parâmetros utilizados pela Norma ISO 3685 (1993), para quantificar esses desgastes. Os principais são:

- Desgaste de cratera (área A).
- Desgaste de flanco (área B).
- Desgaste de entalhe (*notchwear*, áreas C e D).
- KT = Profundidade de cratera.
- VB_B = desgaste de flanco médio.
- $VB_{Bmáx}$ = desgaste de flanco máximo.
- VB_N = desgaste de entalhe.

Figura 4.13 - Parâmetros utilizados para medir os desgastes das ferramentas de corte

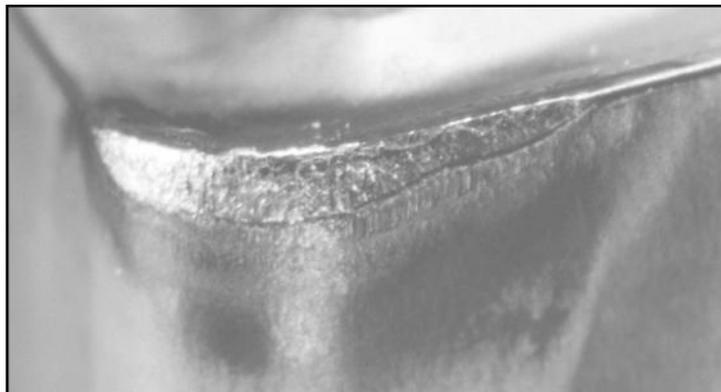


Fonte: MACHADO et al., 2009

Conforme Diniz, Marcondes e Coppini (2003), entre as principais formas de desgaste em ferramentas de corte são:

- desgaste frontal ou de flanco - ocorre na superfície de folga da ferramenta causado pelo contato com a peça durante a usinagem, tornando o tipo mais comum de desgaste que se pode encontrar. Esse tipo de desgaste ocasiona deterioração do acabamento superficial da peça, e por auto-modificar sua forma de aresta, também faz com que a peça mude suas dimensões (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2003). A Figura 4.14 ilustra o desgaste de flanco.

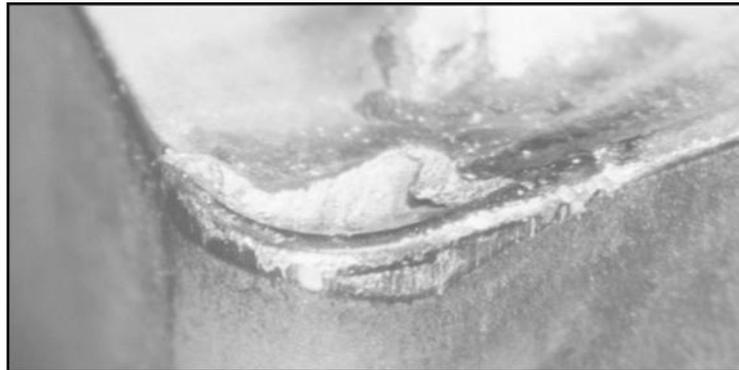
Figura 4.14 - Desgaste de flanco



Fonte: SANDVIK COROMANT, 2012

- desgaste de cratera - ocorre na superfície de saída da ferramenta, causado pelo contato entre a ferramenta e o cavaco. O crescimento do desgaste de cratera resulta na quebra da ferramenta quando esse desgaste se encontra com o desgaste frontal ou de flanco (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2003). A Figura 4.15 traz um exemplo de desgaste de cratera

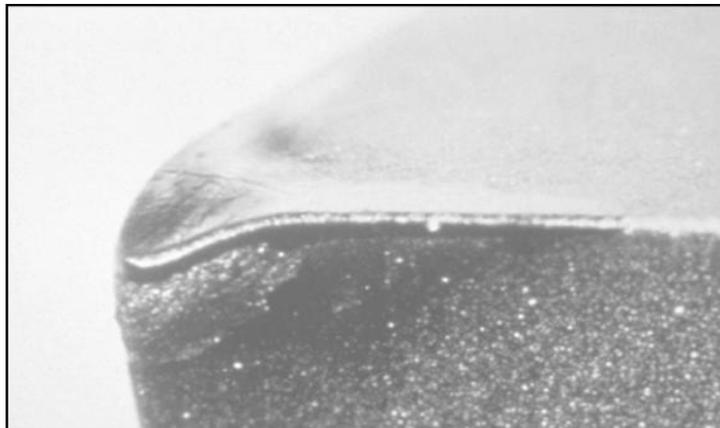
Figura 4.15 - Desgaste de cratera



Fonte: SANDVIK COROMANT, 2012

- deformação plástica da aresta de corte - é um tipo de avaria muitas vezes ocasionado pela pressão aplicada à ponta da ferramenta, somada a alta temperatura gera deformação da aresta de corte. Essa deformação provoca deficiência no controle de cavacos e deterioração do acabamento superficial da peça (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2003). Na Figura 4.16 é exemplificado o tipo de desgaste por meio da deformação plástica da aresta de corte.

Figura 4.16 - Deformação plástica da aresta de corte



Fonte: SANDVIK COROMANT, 2012

- lascamento - ao contrario do desgaste frontal e de cratera o lascamento é uma avaria que não consiste em perda de pequenas partículas e sim partículas maiores são retiradas de uma só vez. Esse tipo de desgaste ocorre quando se usa ferramentas com material frágil ou quando a aresta de corte é pouco reforçada (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2003). Na Figura 4.17 é mostrado o tipo de desgaste por lascamento.

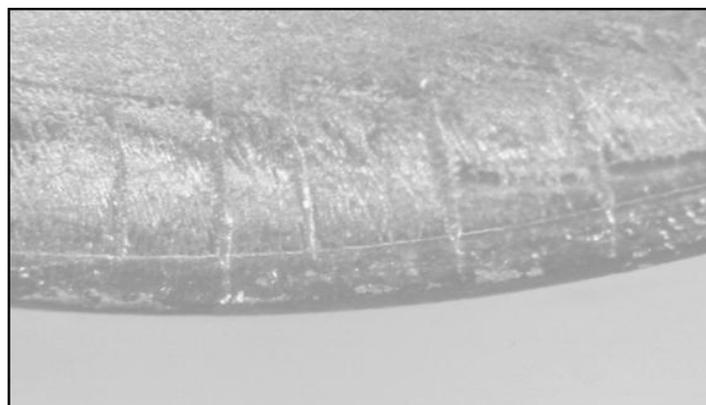
Figura 4.17 - Desgaste por lascamento



Fonte: SANDVIK COROMANT, 2012

- trincas - este tipo de avaria ocorre por causa da elevação da temperatura e pela variação de esforços mecânicos. Quando o motivo da trinca é pela elevação da temperatura a mesma ocorre perpendicularmente à aresta de corte e quando ocorre por esforços mecânicos ocorre paralela a aresta (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2003). Na Figura 4.18 é mostrado o desgaste por trincas térmicas.

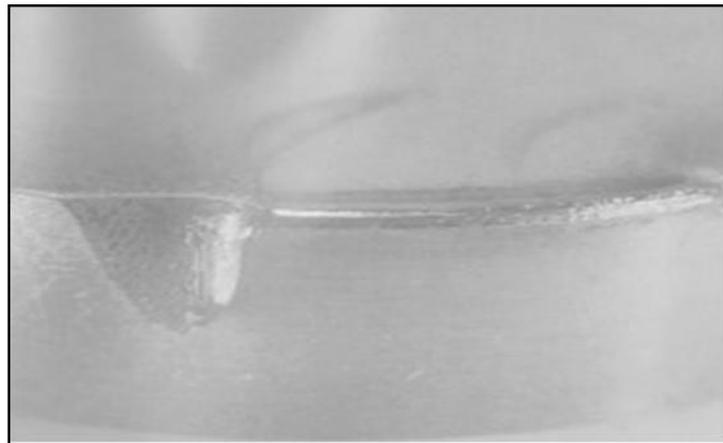
Figura 4.18 - Trincas térmicas



Fonte: SANDVIK COROMANT, 2012

- entalhe - é considerado como desgaste de entalhe a avaria formada na aresta principal de corte aparecendo nas extremidades do flanco da ferramenta, tendo como prováveis características: concentrações, tensões na ferramenta e uma camada abrasiva de óxido na superfície a ser usinada (SHAW, 1984). Na Figura 4.19 é mostrado o desgaste por entalhe.

Figura 4.19 - Desgaste por entalhe



Fonte: SANDVIK COROMANT, 2012

Em usinagem, normalmente, as arestas de corte se desgastam seguindo uma curva padrão, mostrada na Figura 4.20. Na ordenada, o desgaste pode ser mostrado por qualquer um dos parâmetros que identificam as formas de desgaste: flanco, cratera ou entalhe.

Segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2003), verificam-se a evolução do desgaste, onde podem se distinguir três estágios:

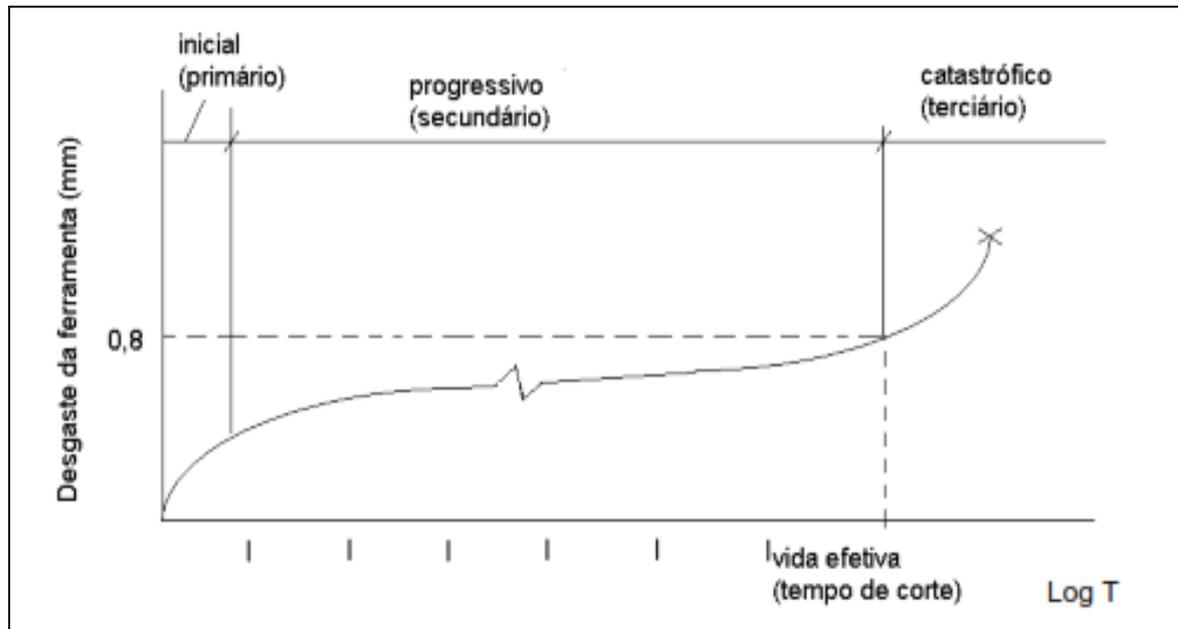
Estágio I, onde a ferramenta sofre um desgaste acelerado de adequação ao sistema tribológico envolvido, com posterior acomodação da cunha cortante e desaceleração do desgaste.

Estágio II, com taxa de desgaste constante com a ferramenta totalmente adequada ao processo.

Estágio III, em que um início de aceleração do desgaste é observado com acentuado aumento até a quebra, devido às altas temperaturas e tensões. A

evolução desta curva deve ser observada a fim de se evitar o estágio III, que leva a ferramenta à quebra muito rapidamente.

Figura 4.20 - Comportamento do desgaste de uma ferramenta em função do tempo de corte



Fonte: MACHADO et al., 2009

Os critérios de fim de vida recomendados pela ISO 3685 (1993) para ferramentas de aço rápido, metal duro e cerâmica, em operações de desbaste, são:

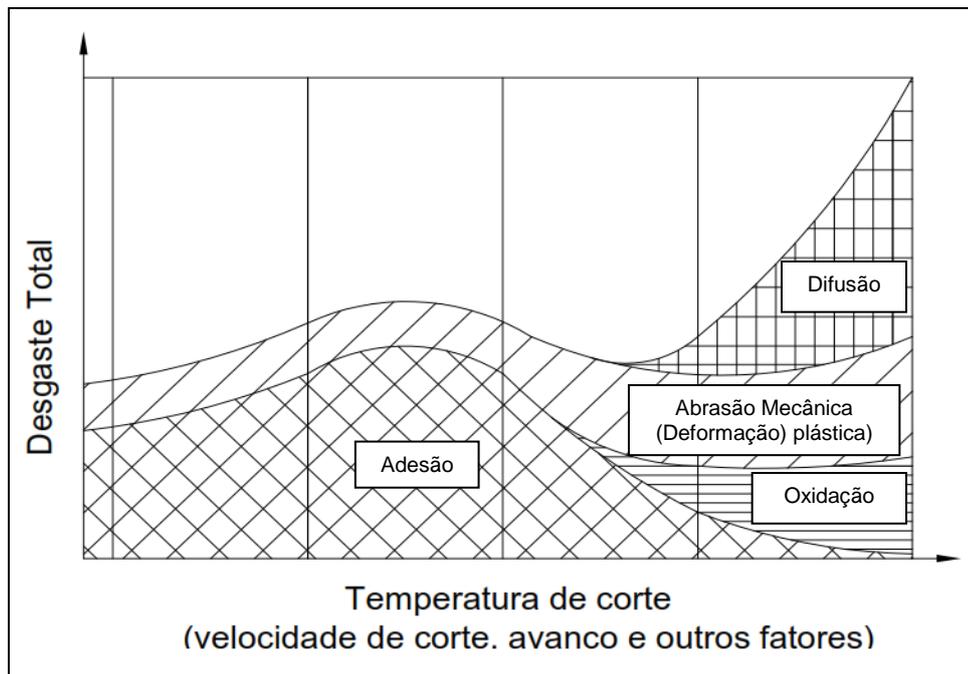
- desgaste de flanco médio ($VB_B=0,3\text{mm}$);
- desgaste de flanco máximo ($VB_{Bmáx}=0,6\text{mm}$);
- profundidade de cratera ($KT=0,06+0,3f$), onde f é o avanço em mm/rev;
- desgaste de entalhe (VB_N e $VC_N=1\text{mm}$);
- falha catastrófica.

Em operações de acabamento, a norma recomenda critérios baseados em parâmetros de rugosidade, como o desvio aritmético médio. Na indústria, esses parâmetros podem assumir valores diferentes, podendo estabelecer o fim da vida-útil da ferramenta levando-se em consideração os limites de tolerância e acabamento superficial.

4.6 - Mecanismos de desgaste

Segundo Trent e Wright (2000), considera-se como mecanismo de desgaste, todo fenômeno distinto capaz de provocar ou causar um desgaste de uma ferramenta de corte. A Figura 4.21 representa o diagrama clássico dos mecanismos de desgaste no processo de usinagem em função da temperatura de corte ou parâmetros que influenciam o desgaste.

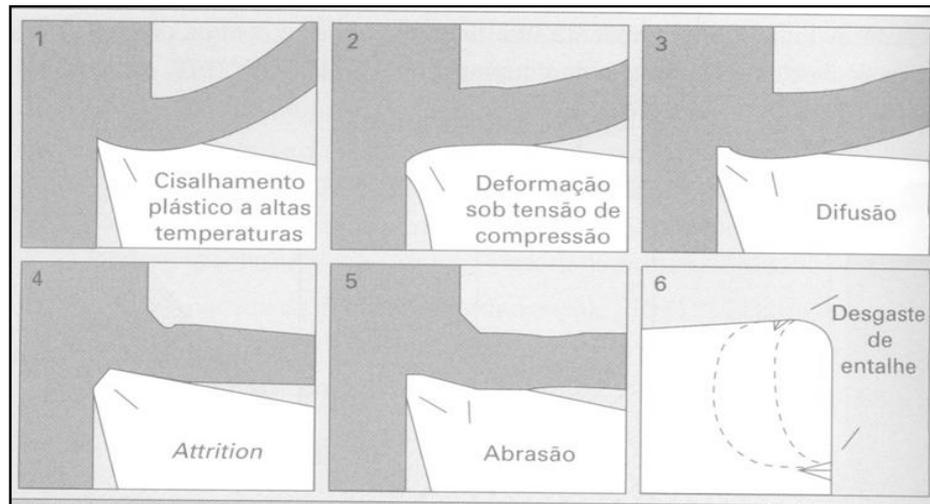
Figura 4.21 - Diagrama clássico dos mecanismos de desgaste



Fonte: adaptado de MACHADO et al., 2009

Segundo Machado et al. (2009), a classificação dos mecanismos de desgaste apresenta variações, porém grande parte dos trabalhos existentes considera pelo menos seis mecanismos diferentes, conforme representa a Figura 4.22.

Figura 4.22 - Principais mecanismos de desgaste



Fonte: MACHADO et al., 2009

- **cisalhamento plástico a altas temperaturas:**

O cisalhamento plástico a altas temperaturas ocorre mais provavelmente na usinagem de metais com alto ponto de fusão, como ferramentas de aço rápido, devido altas temperaturas de corte na interface ferramenta/cavaco que reduzem a resistência ao escoamento do material da ferramenta que é cisalhado com o cavaco formando uma cratera.

- **deformação plástica sob tensão de compressão:**

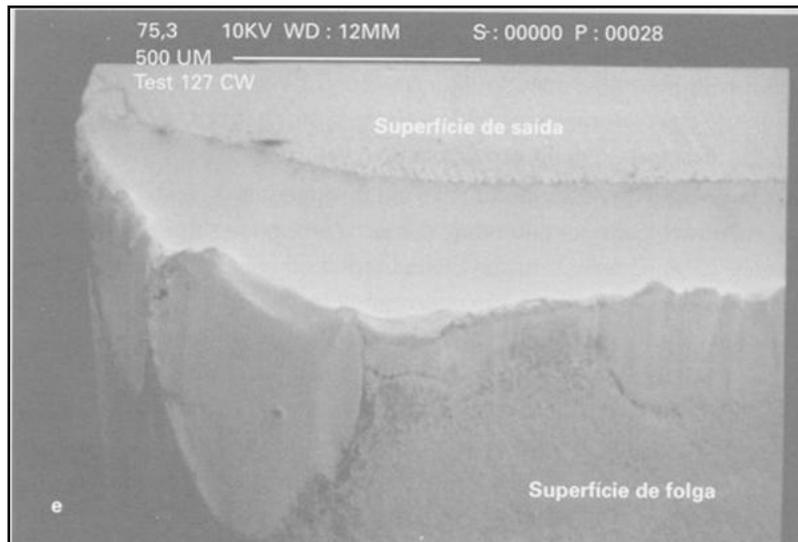
A deformação plástica sob tensões de compressão ocorre na usinagem de materiais de elevada dureza. Ocorre normalmente a altas velocidades de corte e de avanço, principalmente quando o material da peça é muito resistente e o da ferramenta pouco resistente, e leva a uma falha catastrófica.

- **difusão:**

O processo de difusão é um fenômeno microscópico ativado pela temperatura na zona de corte. É um processo característico de altas velocidades, responsável pelo desgaste da cratera. A difusão do estado sólido consiste na transferência de átomos de um metal a outro. Depende da temperatura, da duração do contato e da afinidade físico/química dos dois metais envolvidos. As temperaturas associadas ao desgaste difusivo situam-se em torno de 850°C a 1200°C que não promove a fusão do

material (TRENT e WRIGHT, 2000). A Figura 4.23 nos mostra as áreas desgastadas por difusão durante a usinagem da liga Ti-6Al-4V com uma ferramenta de metal duro classe K20. Como se processa em nível atômico, no microscópio, as áreas desgastadas por difusão tem uma aparência lisa.

Figura 4.23 - Desgaste por difusão



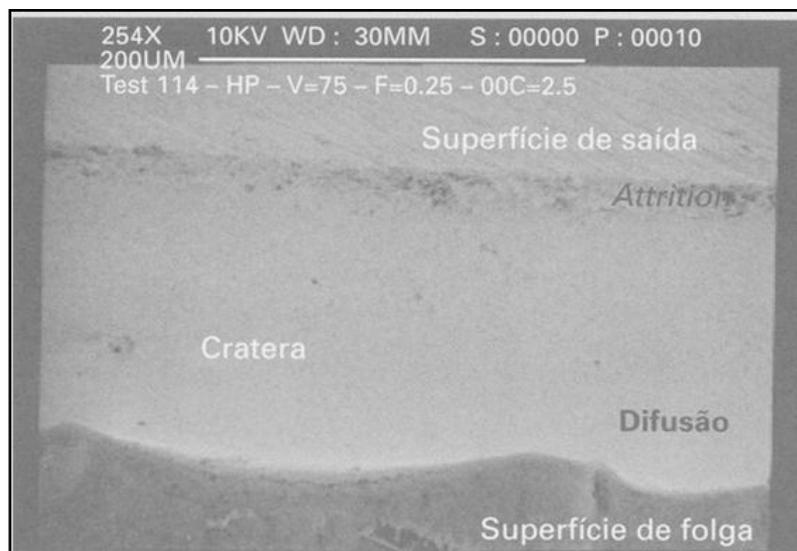
Fonte: MACHADO et al., 2009

- ***attrition* - Aderência e arrastamento:**

O diagrama mostrado na Figura 4.21 apresenta a contribuição no desgaste total, do desgaste por *attrition*, que lá é denominado “adesão”, por meio do aumento da velocidade de corte. Ele é portanto, considerado um mecanismo de desgaste característico de baixas velocidades de corte, nas quais o fluxo de material sobre a superfície de saída da ferramenta se torna irregular. Fragmentos microscópicos são arrancados da superfície da ferramenta e arrastados junto ao fluxo de material adjacente à interface, favorecidos pela presença de APC (arestas postças de corte). Entretanto se o fluxo de material que ocorre na superfície de saída, ou na de folga for irregular, também a altas velocidades, isso pode favorecer o *attrition*. O que pode ocorrer nessa situação é a predominância de mecanismos mais fortemente dependentes da temperatura que o *attrition* a altas velocidades (difusão ou deformações) ofuscando a contribuição desse mecanismo de desgaste caso ele esteja presente.

Ao contrário do processo de difusão, o mecanismo de *attrition* deixa uma aparência áspera na ferramenta. A Figura 4.24 ilustra a área desgastada de uma ferramenta de metal duro classe K20 a 75m/min utilizada para usinar a liga Ti-6Al-4V. Na superfície de saída onde esteve presente a zona de aderência, prevalece a difusão, com o desgaste apresentando um aspecto liso, enquanto na região de escorregamento esteve presente, observa-se o aspecto áspero, característico de *attrition*.

Figura 4.24 - Detalhe do desgaste por *attrition*



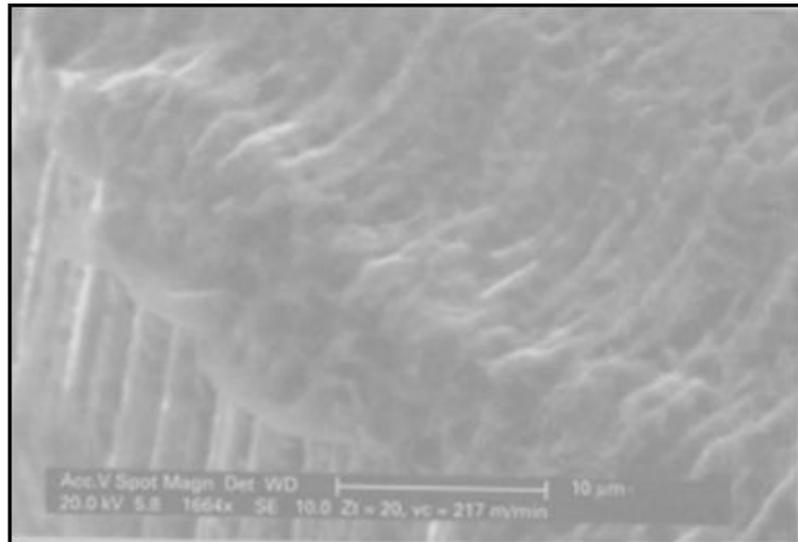
Fonte: MACHADO et al., 2009

- **abrasão:**

Mecanismos como abrasão são dados como uma das principais causas de desgaste da ferramenta, tanto o flanco quanto o desgaste de cratera. Este desgaste é mais provável de ocorrer em baixas velocidades de corte tendo a peça alta dureza. Em sistemas tribológicos de um modo geral, o desgaste abrasivo ocorre quando o material é removido ou deslocado da superfície por partículas duras que podem estar soltas entre duas superfícies com movimento relativo, ou que pertencem a uma das superfícies. Ambos podem ocorrer em usinagem. No primeiro caso as partículas abrasivas são precipitados duros (óxidos, carbonetos, nitretos ou carbonitretos) que, se pertencentes ao material da peça ou do cavaco, desgastam a ferramenta. No segundo caso as partículas abrasivas podem pertencer a ambos, peça e cavaco, que se desprendem por *attrition* e são mergulhadas no fluxo

de material. Este mecanismo resulta em microssulcamento, microcorte e microlascamento, sendo muito comum em ferramentas de aço rápido, ferramentas revestidas, cerâmicas puras e mistas. A Figura 4.25 apresenta a aparência deste desgaste.

Figura 4.25 - Desgaste por abrasão



Fonte: MACHADO et al., 2009

Numerosos estudos sobre desgaste da ferramenta na usinagem de ligas de titânio têm sido realizados. Hartung e Kramer (1982), observaram que na usinagem da liga Ti-6Al-4V com ferramentas de diamante e metal duro uma camada TiC estável foi formado entre a ferramenta e o cavaco, que eliminou deslizamento relativo que ocorre na interface. Esta camada rapidamente tornou-se saturado com componentes de ferramentas, reduzindo o desgaste por difusão.

Dearnley e Grearson (1986), investigaram os principais mecanismos de desgaste na usinagem da liga Ti-6Al-4V quando se utiliza ferramentas a base de materiais cerâmicos e metal duro. Os resultados mostraram que ocorreram os mecanismos de desgaste adesivo, e difusão em todas ferramentas testadas.

Wang e Zhang (1988) estudaram o processo de desgaste por meio de difusão na usinagem de ligas de titânio. Foi relatado que a difusão de carbono produz a formação de uma camada rica em carbono na superfície da ferramenta, e uma camada de carbono deficiente na subsuperfície, o que resulta no enfraquecimento

da superfície e subsuperfície com a fragilização da ferramenta de metal duro, provocando assim o desgaste da ferramenta.

Jawaid, Che-Haron e Abdullah (1999), observaram que, na usinagem a seco da liga de titânio Ti-6246, ferramentas de metal duro com um tamanho de grão de $1,0\mu\text{m}$ exibiram uma melhor resistência ao desgaste de flanco devido à menor solubilidade do WC em ligas de titânio do que aqueles com um tamanho de grão de $0,68\mu\text{m}$. A liga de titânio Ti-6246 também é uma liga do tipo $\alpha+\beta$ que após tratada termicamente possui resistência mecânica superior a liga Ti-6Al-4V e excelente resistência a corrosão.

Diante do fresamento de liga de titânio, Jawaid, Sharif e Koksai (2000), compararam o desempenho dos revestimentos obtidos pelos processos PVD-TiN e CVD TiCN + (Al_2O_3). Os resultados indicaram que, em geral, as ferramentas revestidas de CVD superaram as ferramentas revestidas por PVD. O mecanismo de desgaste de ambas as ferramentas revestidas foram promovidos por meio de adesão e difusão.

Narutaki et al. (1982), após estudos realizados de desgaste em diversas ferramentas, tais como: metal duro, cermets, cerâmicas e diamantes, constatou que a ferramenta de diamante mostrou excelente desempenho na usinagem de ligas de titânio por causa de sua alta condutividade térmica, e a velocidade de corte pode ser aumentado até 3m/s em relação a velocidade de corte convencional quando aplicado lubri-refrigeração por meio de jorro.

Brookes, James e Nabani (1991), relataram que, durante a usinagem de ligas de titânio com ferramentas de PCD, a difusão de titânio e carbono resultou na formação de uma camada de carboneto de titânio sobre a superfície da ferramenta. Esta camada aderiu às ferramentas de PCD impedindo maior difusão.

4.7 - Integridade superficial

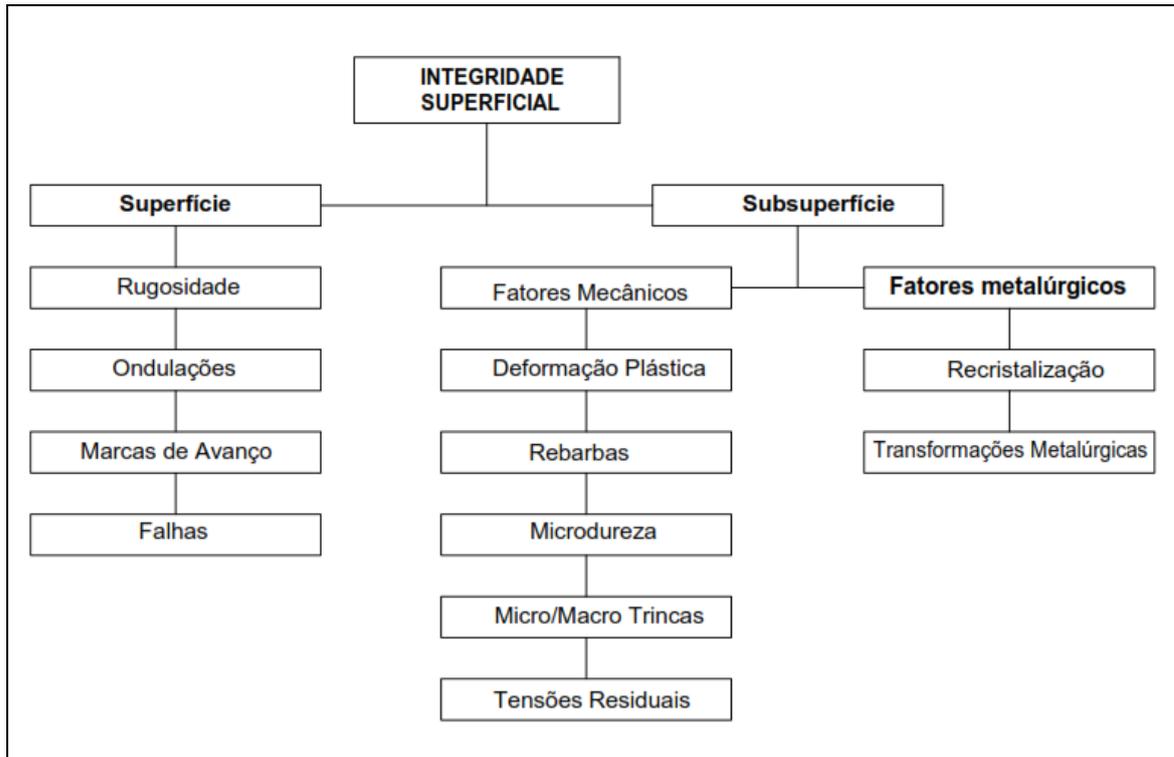
O estudo da integridade superficial do material após o processo de fabricação tenta explicar, por meio do máximo de informações possíveis retiradas do próprio material, qualquer alteração ocorrida na superfície e subsuperfície da peça, visando prever a vida útil deste material pós-manufatura.

A fabricação e especificação de superfícies acabadas requerem um entendimento de áreas inter-relacionadas, como a metalurgia, usinabilidade e ensaios mecânicos. Por meio desta área de pesquisa conhecida como integridade superficial tem sido cada vez mais aceita e estudada no cenário mundial da Engenharia de Fabricação e Materiais, pois teoricamente vem preencher uma lacuna existente entre estas áreas.

Segundo Kahles et. al., (1985), o conhecimento da integridade superficial descreve e controla possíveis alterações superficiais sofridas pela peça durante o seu processo de fabricação, incluindo seus efeitos sobre as propriedades e desempenho dos materiais em serviço. Eles ainda relatam a importância do estudo da integridade superficial citando como exemplo as falhas por fadiga, que geralmente nucleiam-se próximas ou na superfície do componente.

Para Chevrier et al. (2003) a integridade superficial mede a qualidade da superfície usinada, por meio da interpretação da estrutura da superfície e da subsuperfície do material, analisando a influência dos parâmetros de corte em algumas variáveis como tensão residual, rugosidade e força de corte. Assim, a integridade superficial pode ser estudada conforme a estrutura exibida na Figura 4.26.

Figura 4.26 - Classificação da integridade superficial



Fonte: adaptado de MACHADO e SILVA, 2004

No presente trabalho foram abordados somente os aspectos referentes a rugosidade e microdureza.

4.7.1 Rugosidade

Segundo Machado et al. (2009), a rugosidade pode ser entendida como irregularidades finas, de menor espaçamento, resultantes da ação inerente ao processo de corte causado pela ferramenta. Elas geralmente são medidas em um pequeno intervalo de comprimento, denominado *cut-off* (comprimento de rugosidade da amostra), que varia de 0,25mm a 2,5mm.

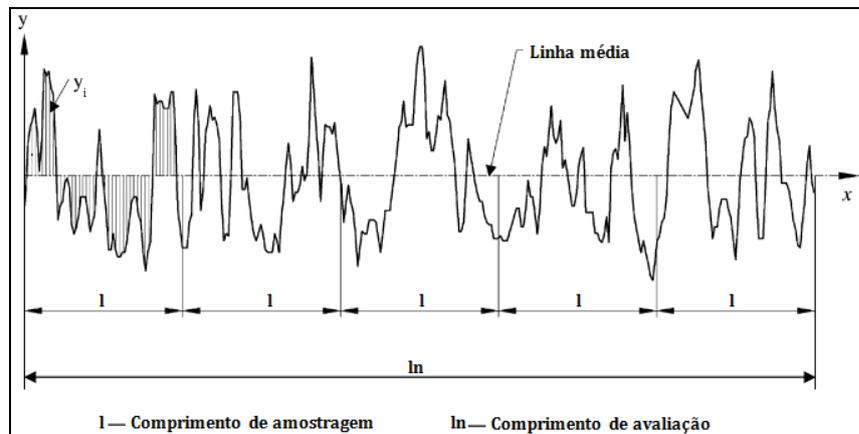
As ondulações são irregularidades superficiais cujos espaçamentos são maiores que o *cut-off*. Em geral, vibrações, deflexões da peça ou da ferramenta devido à força ou temperatura de corte representam as fontes causadoras e indesejáveis de ondulações.

As marcas de avanço, como o próprio nome sugere, indicam a relação de movimento relativo entre a peça e a ferramenta, durante o processo de usinagem. São marcas que denotam as direções predominantes das irregularidades

superficiais. As falhas são interrupções não-intencionais, inesperadas e indesejáveis da topografia típica da superfície de uma peça. Geralmente, surgem por meio de defeitos no material da peça, como inclusões, vazios, bolhas ou trincas.

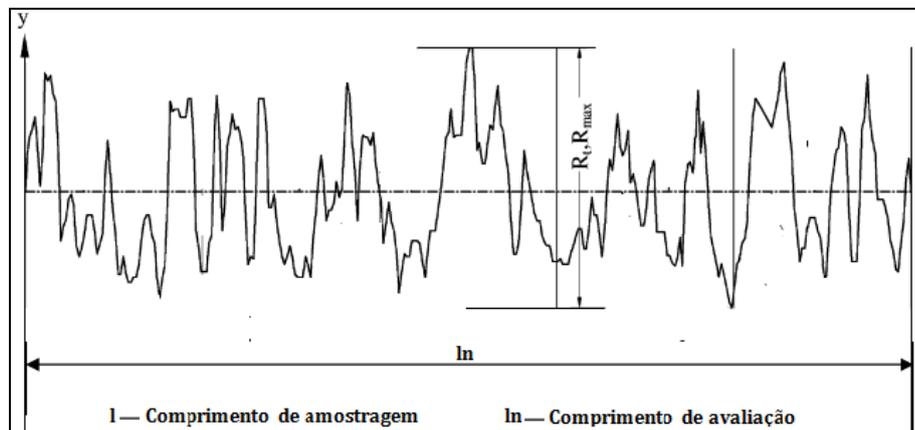
Silva (2004), analisou a influência de alguns parâmetros de usinagem na rugosidade para as operações de fresamento e retificação. Para o fresamento, eles avaliaram a contribuição da velocidade de corte, avanço por dente, profundidade de usinagem e o uso de fluido de corte no acabamento superficial. Já para a retificação, observaram a influência da velocidade da peça, da penetração de trabalho e da classe do rebolo (CBN e alumina). O material utilizado neste trabalho foi o aço ABNT H13 temperado e revenido (47 HRc). Para o fresamento, o avanço foi o parâmetro que mais influenciou na rugosidade, possuindo efeito negativo à medida que seu valor era aumentado. A mesma tendência foi evidenciada pela profundidade de usinagem. Para o acréscimo da velocidade de corte, inicialmente notou-se uma queda nos níveis de rugosidade, porém valores maiores prejudicaram o acabamento. O fluido de corte não apresentou benefícios para a rugosidade da superfície usinada. Quanto aos resultados obtidos na retificação, percebeu-se que a penetração de trabalho não apresentou influência significativa no acabamento da peça. Contudo, o aumento da velocidade da peça resultou em um pior acabamento.

Conforme estudos de Dong, Sullivan e Stout (1994) e Gadelmawla (2002), a análise superficial é afetada por um elevado número de parâmetros, que podem ser agrupados quanto a sua funcionalidade. Estes grupos são definidos como parâmetros de amplitude, parâmetros de espaço, parâmetros híbridos e parâmetros funcionais. Os parâmetros de amplitude são os mais utilizados para caracterização topográfica dos materiais. Dentre eles o mais conhecido e utilizado para o controle da rugosidade é o parâmetro universal R_a , definido como desvio médio absoluto da rugosidade a partir da linha média sobre um comprimento de amostragem como é mostrado na Figura 4.27.

Figura 4.27 - Parâmetro de rugosidade R_a 

Fonte: GADELMAWLA, 2002

Já o parâmetro R_t ou $R_{máx}$, é utilizado quando se pretende determinar a altura máxima da rugosidade. Este parâmetro é muito sensível aos picos mais altos e mais baixos da superfície e é, portanto, definido como a distância vertical entre o pico mais alto e o vale mais profundo do perfil avaliado conforme representado na Figura 4.28.

Figura 4.28 - Parâmetro de rugosidade R_t 

Fonte: GADELMAWLA, 2002

Ramesh, et al. (2009), usando a liga Ti-6Al-4V em operação de torneamento a seco com a ferramenta RCMT10T300-MT classe TT3500 (cobertura CVD, TiN, TiCN, Al_2O_3 , TiN), com 6 posições de indexação no porta ferramentas foram substituídas a cada 160mm de comprimento de corte. As condições de corte foram: Profundidade de usinagem 0,5mm, avanço 0,06mm/rot, velocidade de corte

80m/min, 180m/min e 280m/min obteve as seguintes rugosidades (parâmetro R_a): 0,34 μ m, 0,43 μ m e 0,51 μ m respectivamente.

De acordo com Fadare et. al. (2009), usinando a liga Ti-6Al-4V concluíram que uma boa qualidade superficial pode ser obtida com altas velocidades de corte e profundidade de usinagem e avanços baixos. Os testes foram realizados sob as seguintes condições: torneamento com lubri-refrigeração por jorro a uma taxa de 2,7L/min. Ferramenta de corte CNMG120412 sem revestimento, classe K10. Barra cilíndrica de diâmetro 200mm x 300mm. As condições de corte foram: Profundidade de usinagem de 0,5mm, avanço de 0,10mm/rot, velocidades de corte de 100m/min, 110m/min e 120m/min. Os resultados de rugosidades (parâmetro R_a) obtidos foram : 0,33 μ m, 0,37 μ m e 0,43 μ m respectivamente.

Segundo Rotella, et. al. (2009), usinando a liga Ti-6Al-4V com dureza de 354HV em operação de torneamento (faceamento radial) e utilizando o meio de lubri-refrigeração por MQL, concluiu que a rugosidade diminui com aumento da velocidade de corte e a taxa de avanço tem menor influência em relação a velocidade de corte. Os experimentos foram realizados nas seguintes condições: Ferramenta de corte utilizada TNGG220408-FS classe KCU10, revestimento PVD com cobertura TiAlN, fluido de corte de base vegetal a taxa de 60mL/h e pressão de 4bar. As condições de corte foram: Avanço de 0,10mm/rot e 0,05mm/rot, velocidades de corte 70m/min, 110m/min e 150m/min. Os resultados obtidos em relação a rugosidade (parâmetro R_a) foram:

Com avanço de 0,10mm/rot: 0,27 μ m, 0,18 μ m e 0,10 μ m respectivamente.

Com avanço de 0,05mm/rot: 0,19 μ m, 0,15 μ m e 0,10 μ m respectivamente.

Magalhães e Ferreira (2005), realizaram experimentos usinando a liga Ti-6Al-4V em operação de torneamento utilizando lubri-refrigeração por meio de jorro com ferramentas de metal duro e PCD. Os testes foram realizados nas seguintes condições: torno CNC com 7,5kW de potência e rotação máxima de 6000 RPM. Fluido de corte sintético syntilo 920 solúvel em água com concentração de 7 a 10%. Ferramenta de metal duro VBGT 160404-UM classe H10A e ferramenta de PCD VBMW-160404. Para finalização dos testes foi adotado o critério do acabamento superficial, que devido às necessidades construtivas da peça, não pode ultrapassar

valores de rugosidade média (R_a) superiores a $0,8\mu\text{m}$, de modo a eliminar operações de retificação na fase final de acabamento. Com ferramenta de metal duro a profundidade de usinagem foi de $0,25\text{mm/rot}$, avanço de $0,07\text{mm/rot}$ e velocidade de corte de 100m/min . O comprimento de corte obtido foi de 956m . Com a ferramenta de PCD a velocidade de corte foi de 160m/min e os demais parâmetros foram os mesmos da ferramenta de metal duro. O comprimento de corte foi de 10266m . Em relação a rugosidade foi concluído que a ferramenta de diamante (PCD) foi a que assegurou por mais tempo a rugosidade (R_a) abaixo do patamar de $0,8\mu\text{m}$, apresentando maior vida que a ferramenta de metal duro.

4.7.2 Microdureza

Segundo Souza (1982), a dureza é uma propriedade largamente utilizada na especificação de materiais, nas pesquisas mecânicas e metalúrgicas e na comparação de diversos materiais. A avaliação de dureza depende da experiência de cada profissional em estudar um assunto. O ensaio de dureza pode ser dividido em três tipos principais, que dependem da maneira com que o ensaio é conduzido: por penetração, por choque e por risco. O terceiro tipo é raramente utilizado, mas retrata uma das escalas de dureza mais antigas, a escala de Mohs (1822) que relaciona vários materiais quanto a possibilidade de um riscar o outro.

A microdureza é a medida da dureza de formações microscópicas. Com ele, podemos definir o perfil de variação de dureza em relação à distância na amostra, e com isso podemos traçar suas propriedades mecânicas. Além disso, podemos determinar:

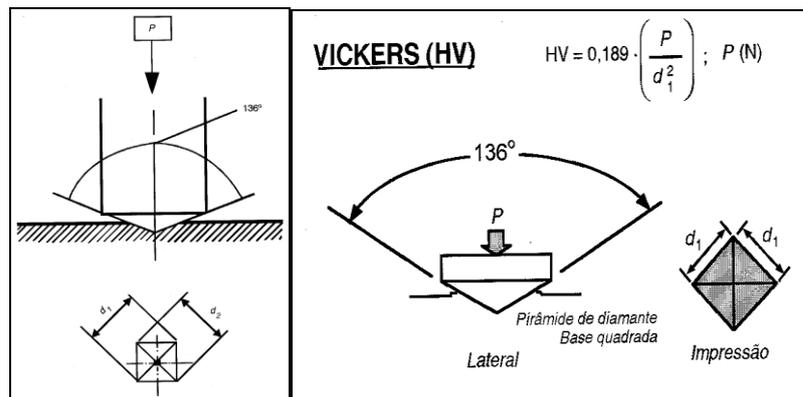
- Levantamento de curvas de profundidade de tempera, cementação ou outro tratamento superficial.
- Determinação da dureza de micro constituintes individuais de uma microestrutura.
- Determinação da dureza de materiais frágeis.
- Determinação da dureza de peças pequenas e finas.

A dureza Vickers, introduzida por Smith e Sandland (1925) mostra um penetrador em forma de pirâmide de diamante de base quadrada, com ângulo de 136° entre faces

opostas. Quando o teste utiliza cargas de 1 a 120Kgf o numero de dureza é o mesmo qualquer que seja a carga em materiais homogêneos, entretanto, para cargas muito pequenas a dureza Vickers pode variar de uma carga para outra, devendo então sempre ser mencionada a carga utilizada.

O cálculo e a forma do endentador da dureza Vickers estão exibidos na Figura 4.29

Figura 4.29 - Endentador Vickers e cálculo da dureza HV



Fonte: disponível em: < <http://www.cimm.com.br>>. Acesso em 12 ago. 2015

Para a realização dos testes de dureza e microdureza Vickers existem normas internacionais e nacionais que definem alguns padrões para realização dos testes. A norma ABNT NBR NM ISO 6507-1 (1997), define o método de ensaios e procedimentos necessários a execução dos testes em materiais metálicos.

Conforme a norma ASTM E-384-99 (2000), determina que no ensaio de microdureza Vickers as cargas variam de 1gf até 1000gf. O tempo mínimo de endentação deve ser de 10 a 15 segundos. A velocidade do endentador deve estar de 15 e 70 $\mu\text{m/s}$. A distância entre as endentações deve-se deixar uma margem de segurança para não ocorrer sobreposições das marcas sendo que a distância mínima entre as medições é de duas vezes e meia a diagonal média da impressão.

5 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Os ensaios e procedimentos foram realizados nos laboratórios de Usinagem por Comando Numérico, Metrologia, Metalografia e Caracterização de Materiais do Departamento de Engenharia de Materiais do Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais CEFET-MG.

5.1 Materiais e equipamentos

O material utilizado para realização dos ensaios foi a liga de titânio Ti-6Al-4V na forma de barra cilíndrica trefilada adquirida da empresa Sandinox Comércio, Importação e Exportação LTDA, nas dimensões de 25,4mm e comprimento de 3.000mm, com tratamento térmico de recozimento. A Tabela 5.1 exibe as principais propriedades mecânicas e composição química da liga Ti-6Al-4V fornecidas pelo distribuidor.

Tabela 5.1- Propriedades mecânicas e composição química da liga Ti-6Al-4V

Composição Química em Peso (%) - Propriedades Mecânicas							
C	V	Al	Ti	O	Fe	H	N
0,03	4,18	6,12	Saldo	0,12	0,16	0,0019	0,01
Alongamento: 17%				Escoamento: 876 MPa			
Resistência a Tração: 925 MPa				Redução de Área: 49%			

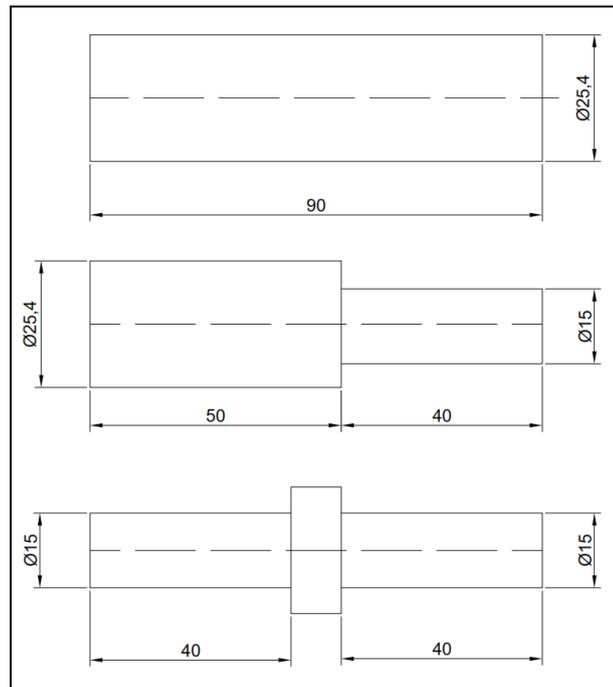
Fonte: elaborado pelo autor, baseado em dados do fornecedor Sandinox, 2016

Foi utilizado o espectrômetro de emissão ótica modelo Foundry - MasterXpert (Oxford Instruments), para realização dos testes de comprovação da análise química, sendo que os resultados encontrados estão de acordo com o certificado emitido pelo fornecedor da liga Ti-6Al-4V.

Os corpos de prova para desenvolvimento da pesquisa foram serrados e faceados com comprimento de 90 mm e usinados conforme sequência exibida na Figura 5.1. O comprimento usinado durante os testes foi de 40mm, sendo que para cada teste

realizado foi usinado uma réplica para comprovação dos resultados. O menor diâmetro usinado foi de 15mm com comprimento de corte de 40mm, a relação entre comprimento e diâmetro ficou sendo de 2,67mm com o objetivo de manter a estabilidade do processo.

Figura 5.1 - Corpo de prova e sequência de usinagem



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

5.1.1 Ferramentas de corte

O critério para escolha das ferramentas a serem utilizadas foram por meio de pesquisas realizadas em vários artigos e também indicadas pelo fabricante de ferramentas como melhor opção de mercado.

Foram utilizadas ferramentas de corte do fabricante Sandvik Coromant conforme descrição:

- Inserto de metal duro sem revestimento com geometria ISO VBMT 110304-KF classe H13A com duas arestas de corte. A classe de metal duro H13A sem cobertura possui boa resistência ao desgaste abrasivo e tenacidade para usinagem de ligas resistentes ao calor com avanços e velocidades de corte moderadas.

- Inseto de metal duro com revestimento, geometria ISO VBMT 110304-PF classe GC4215 ISO P15 com duas arestas de corte. A Classe GC4215 de metal duro com cobertura MTCVD com $Ti(C,N) + Al_2O_3 + TiN$, indicada pelo fabricante para acabamento e desbaste de aços e aços fundidos em cortes contínuos a levemente interrompidos, com e sem refrigeração.
- Inseto de diamante policristalino PCD com geometria ISO VCMW 110304-FP classe CD10 com uma aresta de corte. A classe CD10 com ponta de diamante policristalino para usinagem de materiais não ferrosos e não metálicos. A classe CD10 conforme informações do fabricante resistem melhor à formação de arestas postiças do que as classes de metal duro.
- Porta ferramenta externo ISO SVJBR 2525M11-B1.

5.1.2- Equipamentos

A máquina ferramenta utilizada foi o torno Romi Centur 30D com placa e contraponto pneumático, torre elétrica de oito posições, potência de 10kW e comando Siemens 802 conforme Figura 5.2. Trabalhou-se com velocidade de corte constante utilizando a programação da função G96. Observou-se até qual diâmetro poderia ser usinado sem ultrapassar a rotação máxima do equipamento.

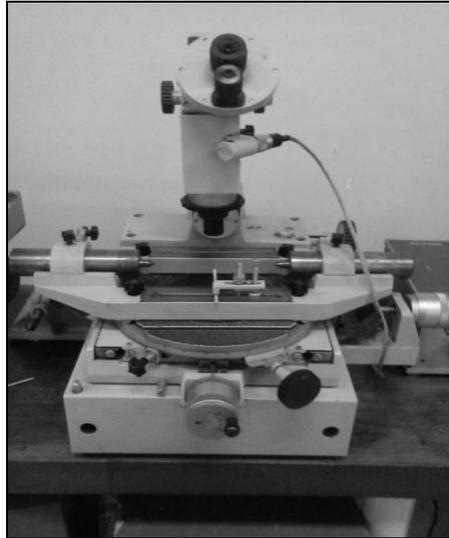
Figura 5.2 - Torno Romi C.N.C. Centur 30D



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Para medição de desgaste de flanco das ferramentas de corte foi utilizado o microscópio ferramenteiro com aumento de 30X e resolução de 0,01mm conforme Figura 5.3.

Figura 5.3 - Microscópio ferramenteiro



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

A rugosidade foi medida utilizando rugosímetro portátil Mitutoyo SJ 301, calibrado conforme norma JIS B0601-1994 representado na Figura 5.4. O rugosímetro foi ajustado para um *cut-off* (comprimento de amostragem) de 0,8mm. Foram medidos os parâmetros das rugosidades em (R_a , R_t e R_q) em quatro posições 0° , 90° , 180° , 270° . Em seguida foi calculada a média aritmética dos valores encontrados.

Figura 5.4 - Rugosímetro portátil



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Para medição da concentração do fluido de corte foi utilizado um refratômetro portátil ATAGO série MASTER- α , *Brix* 0.0 a 33,0% conforme a Figura 5.5.

Figura 5.5 - Refratômetro portátil



Fonte: catálogo Atago Brasil, 2009

Para avaliação dos mecanismos de desgaste das ferramentas de corte foi utilizado o Microscópio Eletrônico de Varredura marca SHIMADZU SSX-550, conforme Figura 5.6. Em cada ferramenta de corte analisada, foi feita uma imagem com ampliação de 60x, indicada por (A), em seguida uma ampliação de 120x indicada por (B) procurando visualizar da melhor forma a região do desgaste.

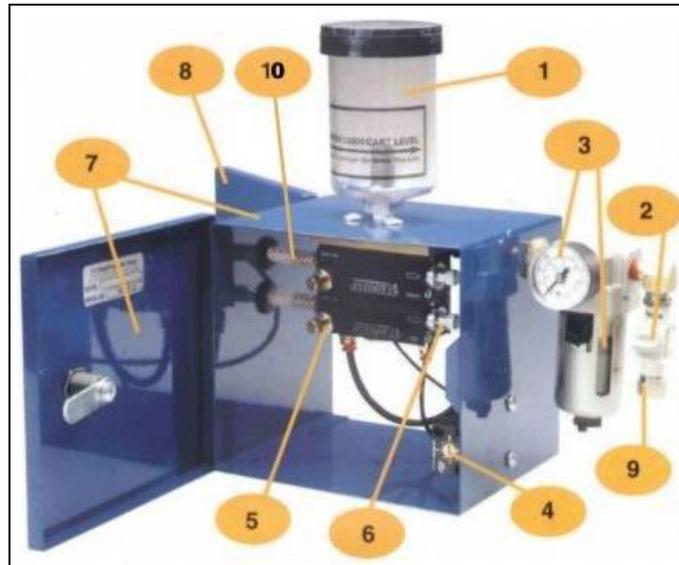
Figura 5.6 - Microscópio Eletrônico de Varredura - MEV



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Para a aplicação da técnica de mínima quantidade de lubrificante (MQL) foi utilizado um equipamento aplicador *Accu-Lube* fornecido pela *ITW-Chemical Products Ltda*, conforme Figura 5.7.

Figura 5.7 - Equipamento utilizado com a técnica de MQL



Fonte: catálogo ITW Chemical Products LTDA, 2012

1. reservatório 300 ml;
2. registro de acionamento;
3. manômetro e filtro de ar (regime de atuação entre 80 e 150 Psi ou 5,6 e 10,5 Kgf/cm²);
4. gerador de frequência;
5. bomba pneumática de ajuste individual;
6. ajuste do fluxo de lubrificante;
7. caixa metálica;
8. furos de montagem ou bases magnéticas para fixação rápida;
9. entrada de ar (mínimo 80 Psi ou 5,6 Kgf/cm²);
10. saída para o bocal aplicador.

Para o sistema de ar comprimido do processo de MQL foi montado um cavalete com a finalidade de acoplar o medidor de vazão de ar comprimido e o transporte do mesmo. A medição da vazão de ar comprimido foi executada por meio de um medidor tipo turbina 1/2" - gás SVTG com indicador de vazão ligado ao equipamento utilizado com a técnica de MQL conforme Figura 5.8.

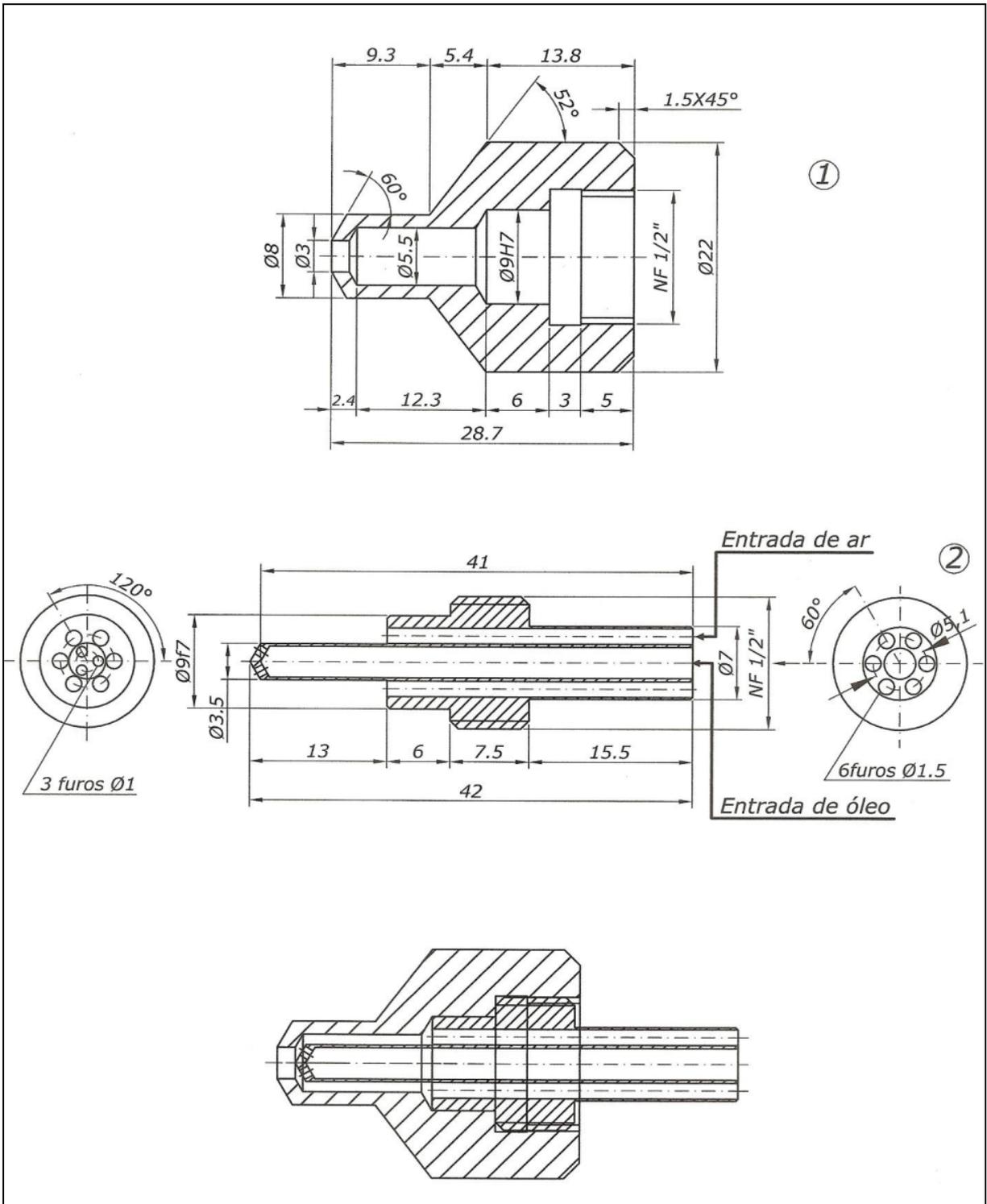
Figura 5.8 - Medidor de vazão do ar comprimido



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Para a utilização da técnica de MQL, também foi necessário utilizar um bocal com entradas distintas de ar e óleo, conforme representado na Figura 5.9.

Figura 5.9 - Projeto do bocal utilizado na técnica MQL

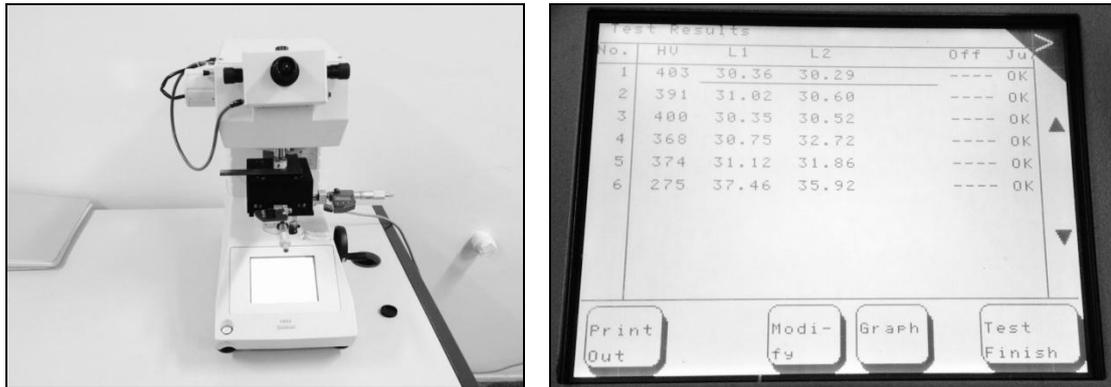


Fonte: PAULA, 2012

O bocal fabricado em latão é constituído de duas partes distintas montadas. Este projeto permitiu um jato (ar + lubrificante) com o controle da névoa durante a usinagem, gerando economia do óleo e facilidade de visualização da operação.

A microdureza foi medida com microdurômetro da marca SHIMADZU ilustrado na Figura 5.10.

Figura 5.10 - Microdurômetro Vickers



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

5.2 Metodologia

Antes de iniciar os testes definitivos, avaliou-se a rigidez do torno C.N.C., por meio de pré testes bem como o desgaste da ferramenta de metal duro. Os parâmetros e condições de lubri-refrigeração utilizados foram baseados em pesquisas realizadas por outros autores e mediante pré-testes.

Os pré-testes foram feitos com corpos de prova idênticos aos utilizados nos testes definitivos, porém com comprimento usinado de 50mm. A ferramenta utilizada foi a VBMT 110304-KF H13A. Após cada passada, foi analisado visualmente o estado das ferramentas, interrompendo os testes quando desgaste ficou evidente ou estado de acabamento das peças ficou comprometido. Retira-se então a ferramenta para medição do desgaste no microscópio ferramenteiro.

Iniciou-se os testes com velocidade de corte de 70m/min dobrou-se este valor até chegar a 280m/min, com avanço de 0,10mm/rot e profundidade de usinagem de 0,25mm. Utilizando estes parâmetros realizou-se os testes a seco e com lubri-

refrigeração por jorro. Na condição de 280m/min tanto a seco quanto refrigerado por jorro o desgaste foi muito rápido sendo que a seco com apenas duas passadas no comprimento de 50mm o cavaco pegou fogo. Devido a esta situação, optou-se em reduzir o comprimento usinado para 40mm.

Nas mesmas condições também utilizou-se a ferramenta VBMT 110304-PF GC4215. Os testes foram interrompidos com esta ferramenta devido ao desgaste excessivo mesmo com velocidade de corte de 70m/min. Isso ocorreu possivelmente devido a reatividade química dos mesmos elementos existentes no material e na ferramenta de corte.

Nos testes definitivos o critério adotado para fim de vida da ferramenta foi o desgaste de flanco máximo $VB_{Bmáx}=0,6\text{mm}$ conforme recomendação da Norma ISO 3685, (1993) ou o tempo de corte aproximado de 30 minutos, sendo aplicado o que ocorresse primeiro.

O rugosímetro foi ajustado para um comprimento de amostragem de 0,8mm. Com altas velocidades de corte, após cada passada (comprimento usinado de 40mm) foi feito a medição de desgaste e da rugosidade, parâmetros R_a , R_q e R_t .

Com ferramenta de PCD interrompeu-se o teste pouco antes de alcançar o fim de vida estabelecido por precaução de manter a integridade e não soltar o PCD.

Em relação aos testes experimentais iniciais com ferramenta de metal duro, optou-se em reduzir a velocidade de corte máxima de 280m/min para 240m/min devido ao desgaste excessivo.

As velocidades de corte para ferramenta de metal duro foram testadas numa faixa de velocidade de transição entre condição convencional e de alta velocidade de corte, ou seja (60m/min a 240m/min).

As ferramentas de PCD foram testadas somente na alta velocidade (240m/min e 300m/min), e com avanço de 0,05mm/rot devido ao seu elevado custo. Enquanto uma ferramenta de metal duro com duas arestas de corte custa em torno de

US\$10,00 dólares, uma ferramenta de PCD com uma aresta de corte custa em torno de US\$160,00 dólares.

A profundidade de usinagem de 0,25mm foi mantida constante e a mesma é justificada por ser operação de acabamento. O avanço de 0,05mm/rot foi amplamente usado em pesquisas como avanço de acabamento, e foi adotado nos testes definitivos. O avanço de 0,10mm/rot foi utilizado como avanço máximo para não prejudicar a rugosidade, e verificar a influência do avanço nas variáveis de saída analisadas e também obter melhor desempenho.

O corpo de prova foi fixado na placa pneumática de três castanhas com um batente no fundo da placa para manter constante o posicionamento de todas as peças.

Não houve necessidade de utilização da contra ponta giratória, pois o menor diâmetro usinado foi de 15mm. Assim nesta condição a relação comprimento x diâmetro foi de 2,67 garantindo uma boa estabilidade do sistema máquina ferramenta.

No teste utilizando ferramenta de PCD, com velocidade de corte de 300m/min., utilizamos 25 corpos de prova, dando somente uma passada em cada corpo de prova e deixando o material com diâmetro de 24,9mm. O motivo deste procedimento foi a limitação da rotação máxima permitida no torno CNC.

Após a usinagem, cada corpo de prova e cada aresta das ferramentas foram identificados com uma numeração e seus parâmetros de corte, método de lubri-refrigeração e ferramenta utilizada, para análise dos resultados e discussões. Para cada teste foi feita uma réplica para assegurar a confiabilidade dos resultados.

Os métodos de lubri-refrigeração utilizados nos experimentos definitivos foram:

- A seco;
- Com fluido de corte por jorro;
- Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL).

Para o método com fluido de corte por jorro foi utilizado o fluido syntilo 9902, fabricado pela Castrol na concentração de 7% em volume com a vazão de aproximadamente 25L/min. O fluido Syntilo 9902 é um fluido sintético bioestável, com propriedades anti-corrosivas, isento de parafina clorada, nitritos e fenóis, para uso em usinagem em geral de metais ferrosos, ligas de níquel e de titânio.

No método de MQL foi utilizado o lubrificante LB 1000 fornecido pelo fabricante do equipamento, sendo que a vazão do ar foi regulada para 20m³/h a uma pressão de 5kgf/cm². A vazão do lubrificante foi regulada para 30mL/h.

O fluido de corte LB1000 é de base vegetal, lubrificante natural e biodegradável, contendo aditivos de extrema pressão para corte indicado para usinagem de metais.

Os parâmetros de usinagem e condições de lubri-refrigeração para os testes definitivos com ferramentas de metal duro e PCD foram realizados conforme Tabela 5.2.

Tabela 5.2 - Parâmetros de corte e condições de lubri-refrigeração.

Ferramenta	Lubri-refrigeração	v_c (m/min)	f (mm/rot)
MD - H13A	SECO	60	0,10
MD - H13A	SECO	120	0,10
MD - H13A	SECO	180	0,10
MD - H13A	SECO	240	0,10
MD - H13A	JORRO	60	0,10
MD - H13A	JORRO	120	0,10
MD - H13A	JORRO	180	0,10
MD - H13A	JORRO	240	0,10
MD - H13A	MQL	60	0,10
MD - H13A	MQL	120	0,10
MD - H13A	MQL	180	0,10
MD - H13A	MQL	240	0,10
MD - H13A	SECO	60	0,05
MD - H13A	SECO	120	0,05
MD - H13A	SECO	180	0,05
MD - H13A	SECO	240	0,05
MD - H13A	JORRO	60	0,05
MD - H13A	JORRO	120	0,05
MD - H13A	JORRO	180	0,05
MD - H13A	JORRO	240	0,05
MD - H13A	MQL	60	0,05
MD - H13A	MQL	120	0,05
MD - H13A	MQL	180	0,05
MD - H13A	MQL	240	0,05
PCD - CD10	JORRO	240	0,05
PCD - CD10	JORRO	300	0,05
PCD - CD10	MQL	240	0,05
PCD - CD10	SECO	240	0,05

Fonte: elaborado pelo autor, 2016

5.3 Medição da microdureza

O ensaio de microdureza Vickers foi realizado nas amostras usinadas nas condições de lubri-refrigeração por jorro, MQL e a seco. O avanço de 0,05mm/rot foi escolhido em função de melhor desempenho de desgaste e rugosidade em relação ao avanço de 0,10mm/rot em todas as condições de lubri-refrigeração.

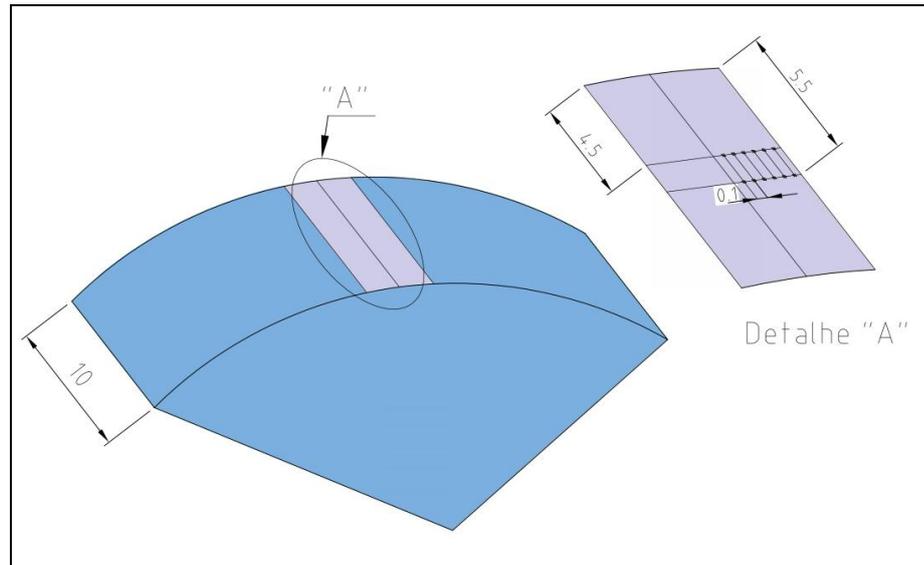
A Figura 5.11 apresenta o detalhe da amostra utilizada para caracterização de microdureza Vickers.

Para a medição da microdureza foi utilizada uma carga de 200 gramas aplicada durante 15 segundos. As amostras para análise de microdureza foram embutidas em acrílico auto polimerizante, lixadas com lixa de granulometria 600 μ m, polidas com pasta de diamante grão 9 μ m e 3 μ m. Nesta preparação as amostras foram lixadas o mínimo possível em torno de 0,06mm para possibilitar a realização do ensaio uma vez que o objetivo foi medir a microdureza subsuperficial.

A distância entre as impressões foi definida após medição da diagonal média, adotando-se um valor superior que duas vezes e meia conforme a norma ASTM E384 – 10, (2010). A diagonal média das endentações ficou na faixa de 30 μ m, duas vezes e meia esse valor corresponde a 75 μ m. Foi adotado então um valor de 100 μ m para as distâncias entre as endentações sendo que a distância da primeira endentação foi de 70 μ m a partir da borda.

Foram realizadas 12 medições distantes de 4,5mm e 5,5mm a partir da borda superior conforme indicado na Figura 5.11. Em seguida calculou-se a média aritmética entre os dois pontos na mesma profundidade para elaboração dos gráficos. A cada medida a impressão afastava-se da superfície torneada em direção ao centro da superfície lixada. Desta forma, quanto mais afastado da superfície torneada em direção ao centro, mais abaixo da camada usinada era realizada a medição.

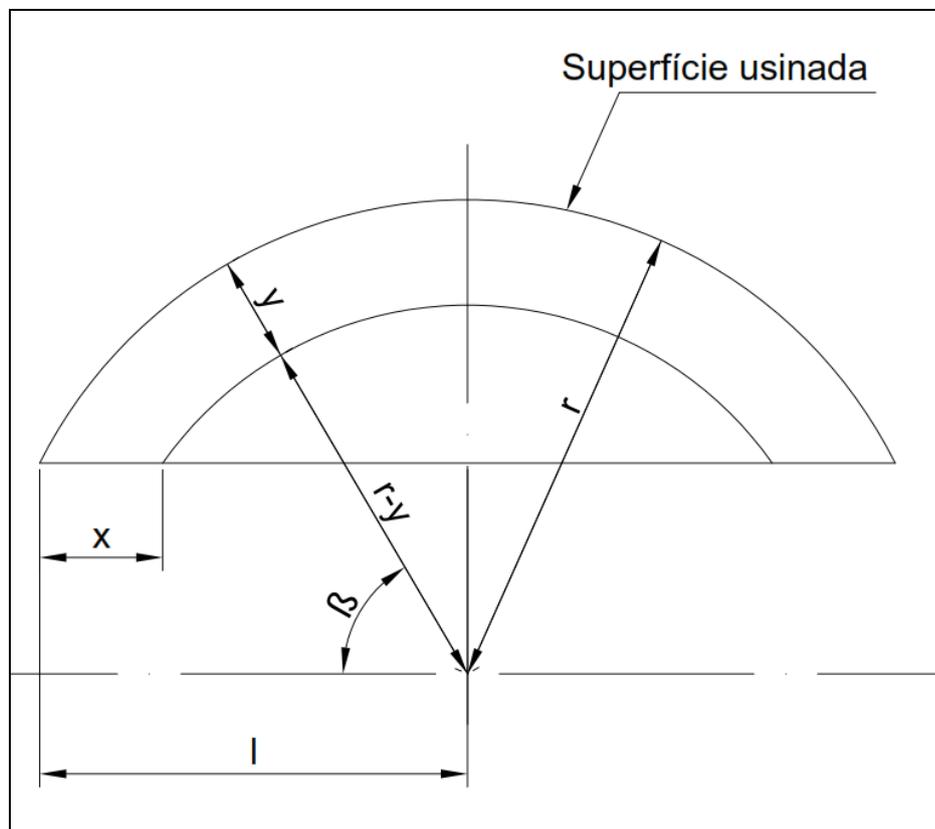
Figura 5.11 - Detalhe da amostra para ensaio de microdureza



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Para determinar a distância da superfície utilizou-se a Equação 1 obtida por meio de cálculos trigonométricos a partir da Figura 5.12.

Figura 5.12 - Método utilizado para calcular a distância subsuperficial



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Da lei dos cossenos tem-se que:

$$(r-y)^2 = r^2 + x^2 - 2rx \cos\beta$$

Como $\cos\beta = l/r$, tem-se:

$$(r-y)^2 = r^2 + x^2 - 2xl$$

$$r^2 - 2ry + y^2 = r^2 + x^2 - 2xl$$

$$y^2 - 2ry + (2lx - x^2) = 0$$

Finalmente,

$$y = r - \sqrt{r^2 - (2lx - x^2)}; \tag{1}$$

onde x/y representa a taxa de ampliação da área a ser observada. O deslocamento de x , em cada medição, foi de 70 a 570 μm , o que proporciona, após o cálculo de y , uma profundidade de 10 a 70 μm aproximadamente.

6. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Após avaliação dos testes preliminares e análise dos resultados, foi possível definir os critérios de trabalho a serem adotados e iniciar a série de ensaios definitivos. Isto permitiu obter resultados que possibilitaram a compreensão dos experimentos realizados.

6.1 Desgaste de flanco e mecanismos de desgaste

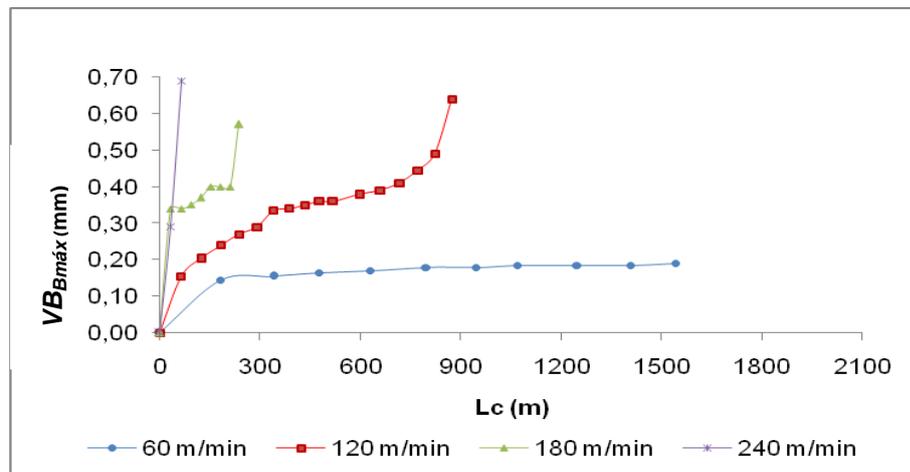
As características das ligas de titânio (elevadas temperaturas de fusão, alta dureza a quente, excelentes propriedades mecânicas conforme indicadas na Tabela 5.1 e alta resistência à corrosão), ocasionaram intenso desgaste nas ferramentas de metal duro e PCD proporcionando um tempo de vida reduzido, principalmente com velocidades de corte acima de 60m/min, nos diferentes métodos de lubri-refrigeração. A baixa condutividade térmica da liga Ti-6Al-4V, faz com que a grande parte do calor gerado fique retida na interface peça-ferramenta de corte impedindo a dissipação, ocasionando intenso desgaste e proporcionando tempo de vida reduzido principalmente nas velocidades de corte acima de 120m/min.

No geral, em todas as condições de lubri-refrigeração e parâmetros de corte, os desgastes que ocorreram nas ferramentas de metal duro e PCD, não são provenientes de um único mecanismo de desgaste, mas sim de uma combinação de vários deles. Os mecanismos de desgaste predominantes foram adesão, *attrition* (adesão com arrastamento) e abrasão. É também possível que nas velocidades de corte de 240m/min e 300m/min tenha ocorrido difusão, devido a altas temperaturas geradas, com a formação do TiC, entretanto este mecanismo não foi comprovado.

6.1.1 Condição de corte a seco

Na Figura 6.1 é mostrado o desgaste de flanco da ferramenta de metal duro em função do comprimento de corte, com velocidades de corte de 60m/min, 120m/min, 180m/min e 240m/min na condição a seco e com avanço de 0,10mm/rot.

Figura 6.1. Desgaste de flanco ($VB_{B\text{M}\text{Á}\text{X}}$) da ferramenta de metal duro em função do comprimento de corte na condição a seco utilizando avanço de 0,10mm/rot



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Observa-se que na velocidade de corte de 60m/min, não foi atingido o desgaste de flanco máximo de 0,6mm. O teste foi interrompido após tempo aproximado de 30min.

Nas demais velocidades de 120m/min, 180m/min e 240m/min, o critério de desgaste de flanco máximo ($VB_{B\text{m}\text{á}\text{x}}=0,6\text{mm}$) foi atingido. Nota-se que na velocidade de corte de 120m/min, e 180m/min o comportamento do desgaste é semelhante ao descrito na literatura conforme está representado na Figura 4.19. Na condição de corte de 240m/min com apenas duas passadas o desgaste atingiu rapidamente 0,69mm e comprimento de corte de apenas 63m. A vida útil da ferramenta diminui drasticamente com consequente redução do comprimento de corte, à medida que a velocidade de corte aumenta. A Tabela 6.1 mostra os dados obtidos a partir da Figura 6.1.

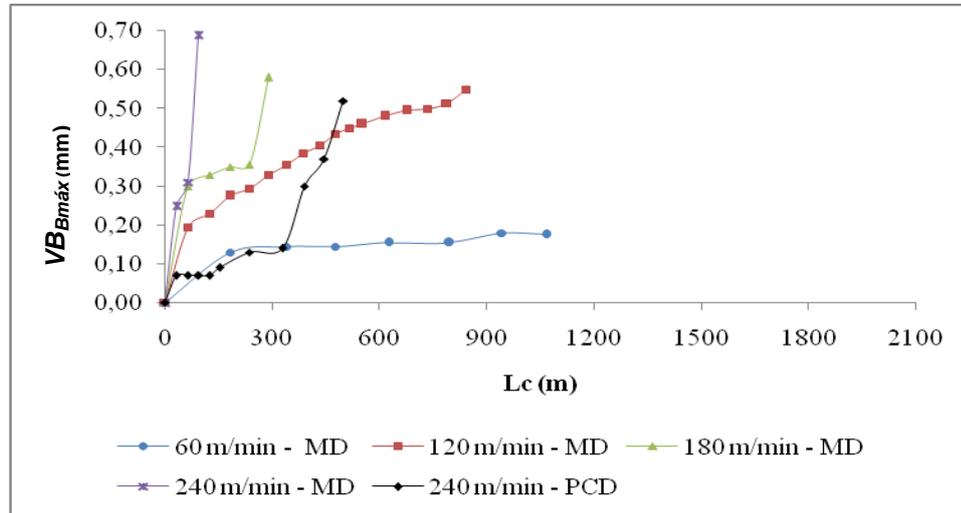
Tabela 6.1 - Dados obtidos na condição a seco com avanço de 0,10mm/rot

Velocidade de Corte (m/min)	Tempo de Usinagem (min)	Comprimento usinado (m)	Desgaste de flanco (mm)
60 - MD	26,7	1600	0,19
120 - MD	7,3	873	0,64
180 - MD	1,3	236	0,57
240 - MD	0,26	63	0,69

Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Na Figura 6.2, é mostrado o desgaste de flanco da ferramenta de metal duro e PCD em função do comprimento de corte na condição a seco, e avanço de 0,05mm/rot.

Figura 6.2 - Desgaste de flanco ($VB_{B\text{M}\acute{A}X}$) da ferramenta de metal duro e PCD em função do comprimento de corte e condição a seco utilizando avanço de 0,05mm/rot



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Novamente na velocidade de corte de 60m/min, o desgaste é praticamente linear e critério de fim de vida foi o tempo de corte aproximado de 30 minutos.

Nas demais velocidades de 120m/min, 180m/min e 240m/min, o critério de desgaste de flanco máximo foi atingido. Observa-se que na velocidade de corte de 240m/min utilizando o PCD o desgaste durante o processo é menor em relação ao metal duro nas velocidades de 180m/min e 240m/min. A Tabela 6.2, mostra os dados obtidos a partir da Figura 6.2.

Tabela 6.2 - Dados obtidos na condição a seco com avanço de 0,05mm/rot

Velocidade de corte (m/min)	Tempo de usinagem (min)	Comprimento usinado (m)	Desgaste de flanco (mm)
60 - MD	35,5	1068	0,18
120 - MD	14,3	842	0,56
180 - MD	3,2	289	0,58
240 - MD	0,77	93	0,69
240 - PCD	4,11	499	0,52

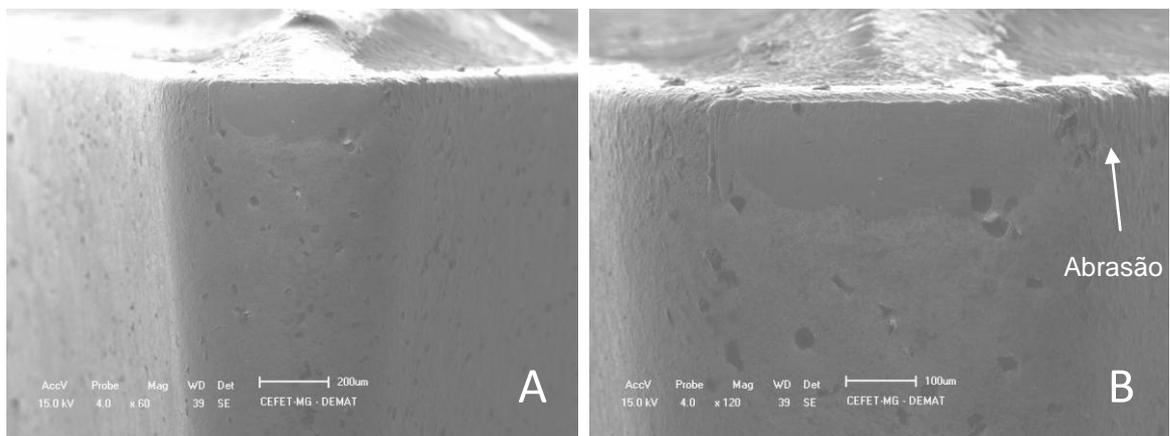
Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Na condição de corte de 240m/min, utilizando ferramenta de metal duro, foram realizadas apenas três passadas com tempo de corte de apenas 0,77min e comprimento de corte de 93m. Entretanto, com ferramenta de PCD na velocidade de corte de 240m/min, obteve-se um comprimento de 499m e tempo de corte de 4,11min. Nessa situação a ferramenta de PCD obteve-se um desempenho superior de 436,6% em relação à ferramenta de metal duro a 240m/min e de 72,6% em relação à ferramenta de metal duro a 180m/min.

Em relação aos avanços, 0,05mm/rot propicia menor desgaste de flanco, principalmente utilizando a ferramenta de PCD, conforme pode ser verificado nas Tabelas 6.1 e 6.2

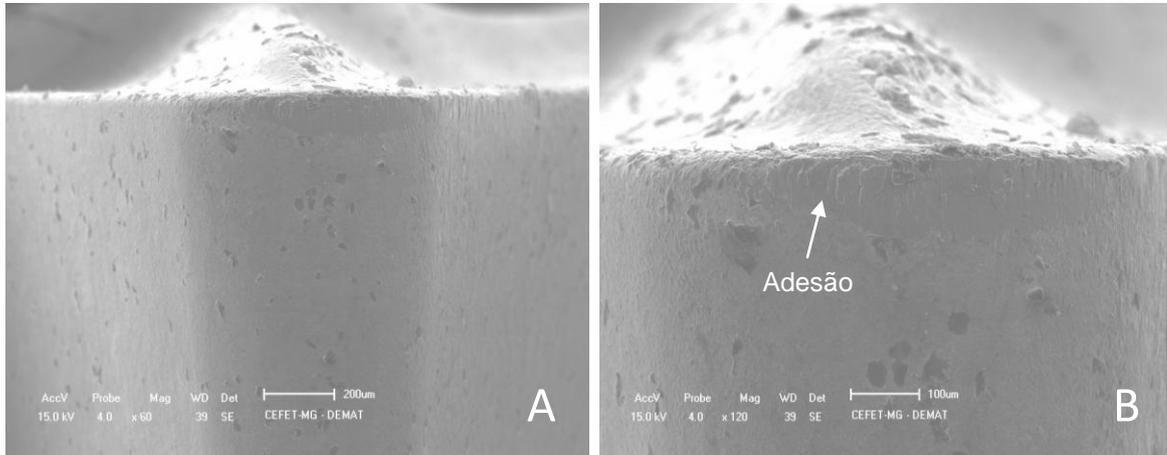
Nas Figuras 6.3 e 6.4 apresenta as imagens de desgaste na velocidade de corte de 60m/min, utilizando ferramenta de metal duro. Os mecanismos de desgaste predominantes foram: abrasão e adesão.

Figura 6.3 - Aspectos do desgaste da ferramenta de metal duro H13A, a seco, $v_c=60\text{m/min}$, $f=0,10\text{mm/rot}$, A) ampliação de 60x, B) ampliação de 120x



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Figura 6.4 - Aspectos do desgaste da ferramenta de metal duro H13A, a seco $v_c=60\text{m/min}$, $f=0,05\text{mm/rot}$, A) ampliação de 60x, B) ampliação 120X

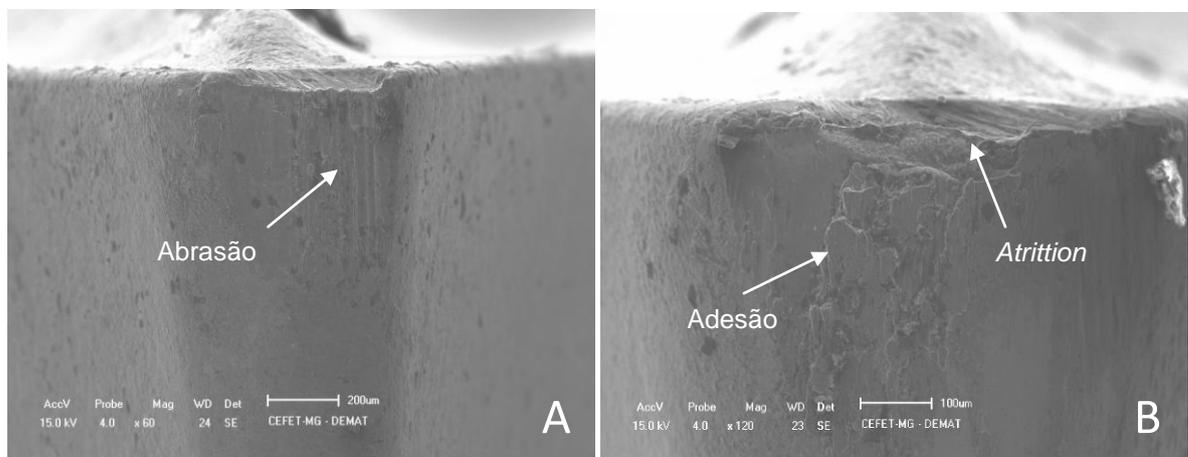


Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Verifica-se que o desgaste de flanco na velocidade de corte de 60m/min, em ambos os avanços não é muito intenso e o critério de fim de vida foi atingido pelo tempo aproximado de 30min. Nesta velocidade, a condição de corte é considerada convencional.

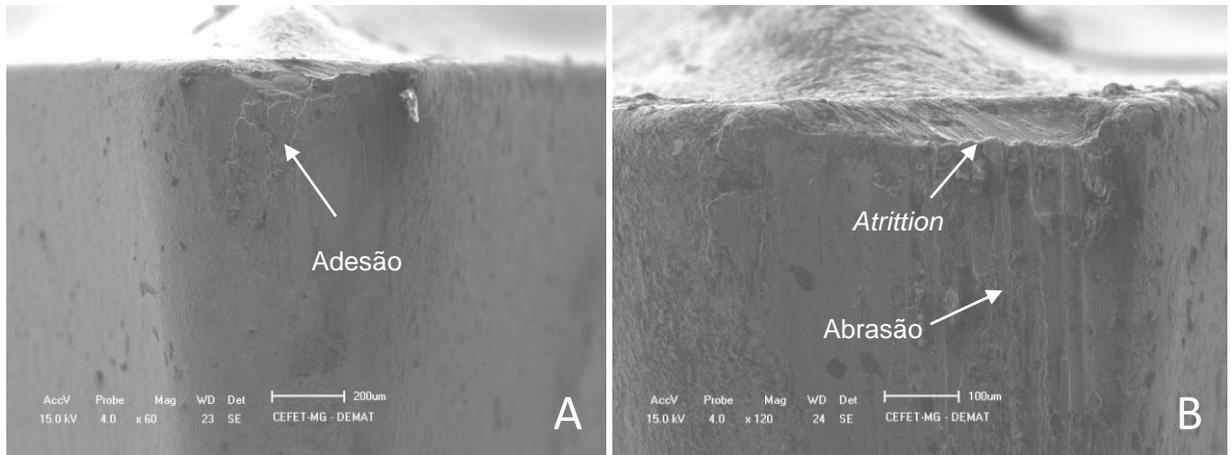
Nas Figuras 6.5 e 6.6 são ilustrados os mecanismos de desgastes abrasão, adesão e *attrition*, na velocidade de corte de 120m/min utilizando ferramenta de metal duro.

Figura 6.5 - Aspectos do desgaste da ferramenta de metal duro H13A, a seco $v_c=120\text{m/min}$, $f=0,10\text{mm/rot}$, A) ampliação de 60x, B) ampliação 120X



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Figura 6.6 - Aspectos do desgaste da ferramenta de metal duro H13A, a seco $v_c=120\text{m/min}$, $f=0,05\text{mm/rot}$, A) ampliação de 60x, B) ampliação 120X

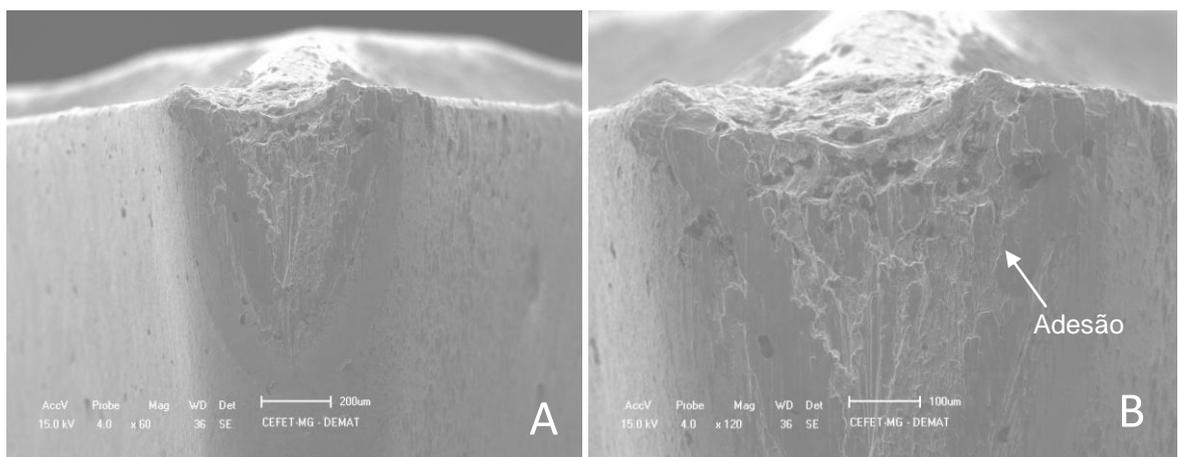


Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Verifica-se que o desgaste na velocidade de corte de 120m/min, em ambos os avanços é bem mais intenso que na velocidade de corte de 60m/min.

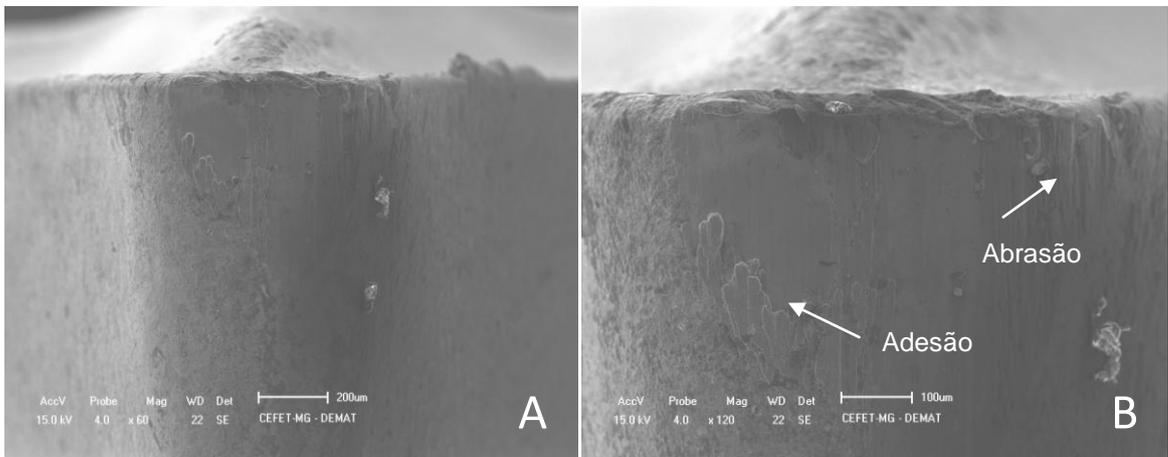
As Figuras 6.7 e 6.8 apontam os mecanismos de desgaste adesão, e abrasão na velocidade de corte de 180m/min. O desgaste foi bem mais intenso com avanço de 0,10mm/rot em relação ao avanço de 0,05mm/rot.

Figura 6.7 - Aspectos do desgaste da ferramenta de metal duro H13A, a seco $v_c=180\text{m/min}$, $f=0,10\text{mm/rot}$, A) ampliação de 60x, B) ampliação 120X



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

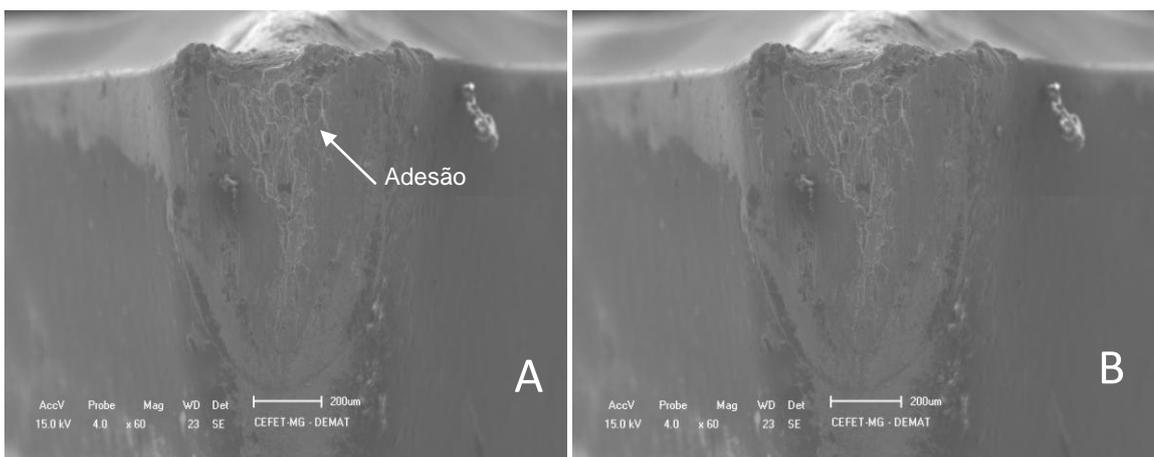
Figura 6.8 - Aspectos do desgaste da ferramenta de metal duro H13A, a seco $v_c=180\text{m/min}$, $f=0,05\text{mm/rot}$, A) ampliação de 60x, B) ampliação 120X



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

As Figuras 6.9 e 6.10 ilustram os mecanismos de desgaste adesão, e abrasão na velocidade de corte de 240m/min. Observa-se que na velocidade de corte de 240m/min, o desgaste de flanco é mais intenso em relação as demais velocidades e atinge o fim de vida da ferramenta rapidamente dificultando o controle do desgaste. Em relação aos avanços $f=0,10\text{mm/rot}$, e $f=0,05\text{mm/rot}$, nota-se que os desgaste de flanco é idêntico nessa condição e os comprimentos de corte foram apenas 63m e 93m respectivamente.

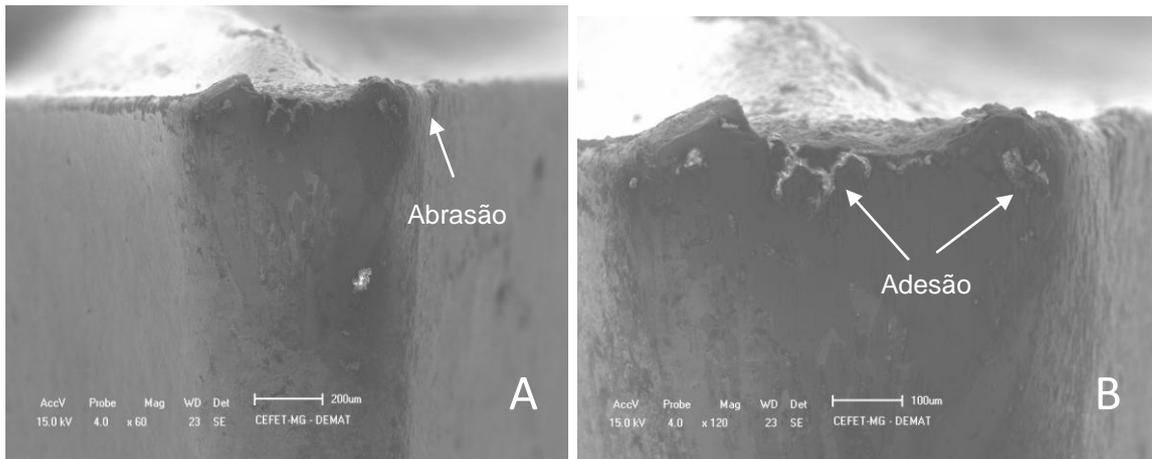
Figura 6.9 - Aspectos do desgaste da ferramenta de metal duro H13A, a seco $v_c=240\text{m/min}$, $f=0,10\text{mm/rot}$, A) ampliação de 60x, B) ampliação 120X



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Figura 6.10 - Aspectos do desgaste da ferramenta de metal duro H13A, a seco

$v_c=240\text{m/min}$, $f=0,05\text{mm/rot}$, A) ampliação de 60x, B) ampliação 120X

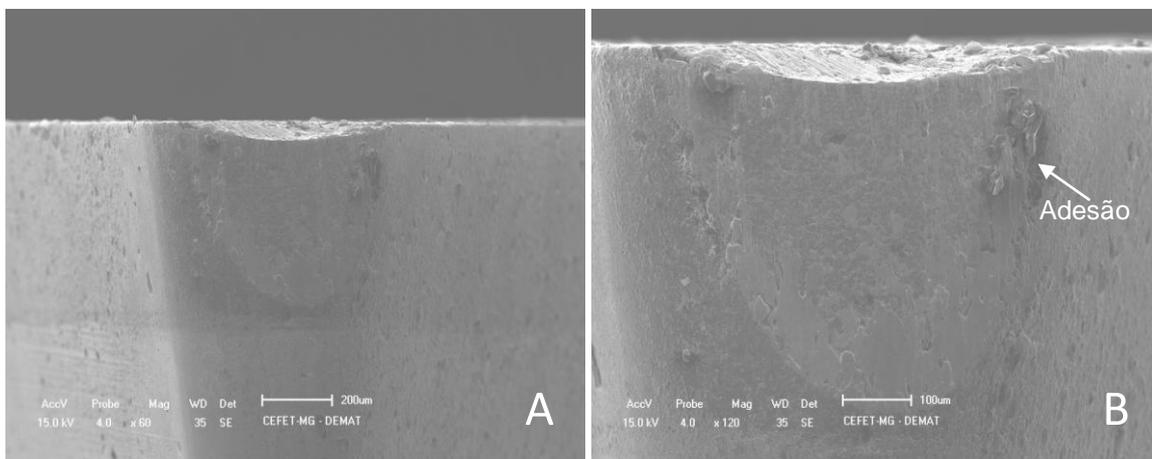


Fonte: elaborado pelo autor, 2016

A Figura 6.11 exibe os aspectos do desgaste na condição a seco com avanço de 0,05mm/rot, utilizando a ferramenta de PCD, classe CD10. Nota-se que o mecanismo de desgaste predominante foi adesão.

Figura 6.11 - Aspectos do desgaste da ferramenta de PCD CD10, a seco

$v_c=240\text{m/min}$, $f=0,05\text{mm/rot}$, A) ampliação de 60x, B) ampliação 120X



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

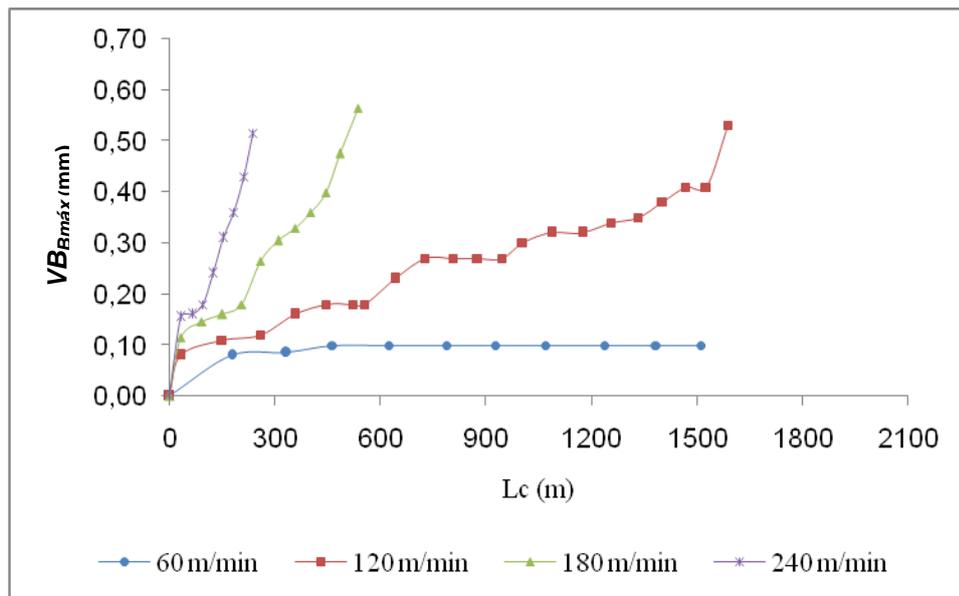
Em relação a ferramenta de metal duro nas mesmas condições o comprimento de corte da ferramenta de PCD foi de 499m enquanto a ferramenta de metal duro foi somente 93m. Além disso, observa-se melhor controle do desgaste da ferramenta de PCD, sendo que os testes foram interrompidos por questões de segurança quanto a integridade da ferramenta ao atingir 0,52mm.

6.1.2- Método de lubri-refrigeração por MQL

A Figura 6.12 exibe o desgaste de flanco da ferramenta de metal duro em função do comprimento de corte, com velocidades de corte de 60m/min, 120m/min, 180m/min e 240m/min, utilizando a técnica de Mínima Quantidade de lubrificante (MQL), com avanço de 0,10mm/rot. Observa-se novamente que a medida que a velocidade de corte aumenta o comprimento de corte diminui e o desgaste aumenta.

Verifica-se que na velocidade de corte de 60m/min o critério de fim de vida foi o tempo de corte e nas demais velocidades 120m/min, 180m/min e 240m/min foi o desgaste de flanco máximo de 0,6mm.

Figura 6.12 - Desgaste de flanco ($VB_{Bmáx}$) da ferramenta de metal duro em função do comprimento de corte na condição de MQL utilizando avanço de 0,10mm/rot



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

A Tabela 6.3, mostra os dados obtidos a partir da Figura 6.12 com os tempos de corte, comprimentos e desgaste de flanco.

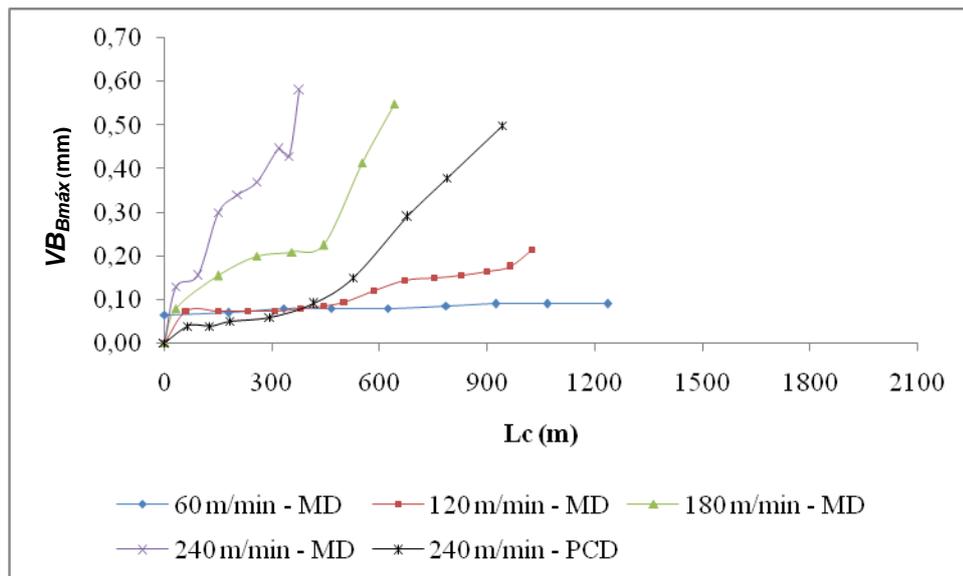
Tabela 6.3- Dados obtidos na condição MQL utilizando avanço de 0,10mm/rot

Velocidade de corte (m/min)	Tempo de corte (min)	Comprimento de corte (m)	Desgaste de flanco (mm)
60 - MD	25,1	1509	0,10
120 - MD	12,7	1527	0,53
180 - MD	3,0	534	0,57
240 - MD	1,0	236	0,52

Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Na Figura 6.13, apresenta o desgaste de flanco da ferramenta de metal duro e de PCD em função do comprimento de corte utilizando a técnica de MQL e avanço de 0,05mm/rot. Observa-se que na velocidade de corte de 60m/min e 120m/min, o critério de fim de vida foi o tempo de corte de aproximadamente 30min. Observa-se que utilizando a ferramenta de PCD com 240m/min o comprimento de corte é maior em relação aos comprimentos de corte obtidos nas velocidades de corte de 180m/min e 240m/min utilizando a ferramenta de metal duro.

Figura 6.13 - Desgaste de flanco ($VB_{Bm\acute{a}x}$) da ferramenta de metal duro e PCD em função do comprimento de corte na condição MQL utilizando avanço de 0,05mm/rot



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

A Tabela 6.4, mostra os dados obtidos a partir da Figura 6.13 com os tempos de corte, comprimentos e desgaste de flanco.

Tabela 6.4 - Dados obtidos na condição MQL utilizando avanço de 0,05mm/rot

Velocidade de corte (m/min)	Tempo de corte (min)	Comprimento de corte (m)	Desgaste de flanco (mm)
60 - MD	33,5	1006	0,09
120 - MD	26,4	1527	0,40
180 - MD	7,1	642	0,55
240 - MD	3,1	377	0,58
240 - PCD	7,8	948	0,50

Fonte: elaborado pelo autor, 2016

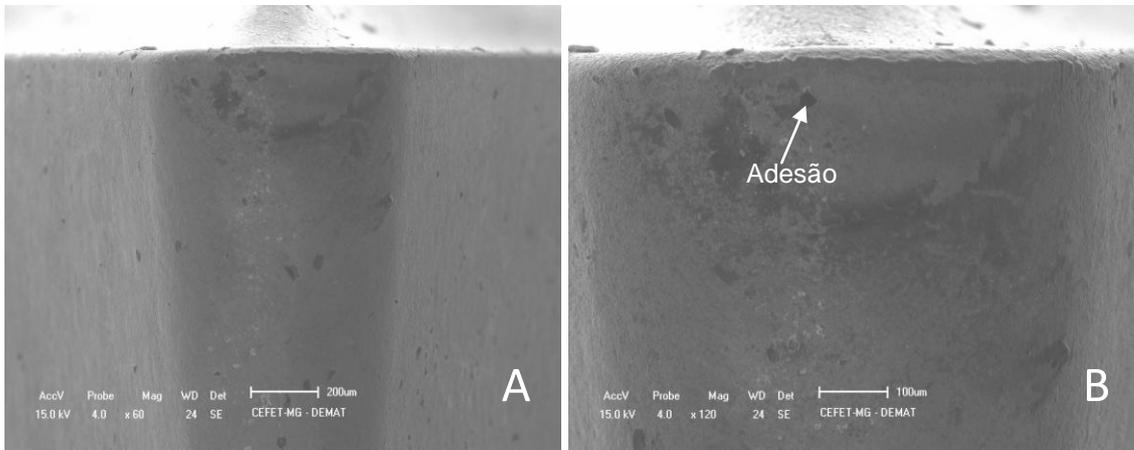
Com velocidade de corte de 60m/min., o desgaste de flanco foi bastante uniforme em torno de 0,09mm. Observa-se que na velocidade de 240m/min, o PCD foi superior em 151,5% em relação ao metal duro e superior em 47,7% em relação a velocidade de corte de 180m/min.

Verifica-se também conforme exibido nas Figuras 6.12 e 6.13 que utilizando o avanço de 0,05mm/rot, os comprimentos de corte nas velocidades de 180m/min e 240m/min, foram maiores em relação ao avanço de 0,10mm/rot quando as ferramentas atingiram desgaste de flanco máximo de 0,6mm.

Nas Figuras 6.14 e 6.15 são ilustrados o mecanismo de desgaste predominante que foi adesão. Observa-se que na velocidade de corte de 60m/min, que é a velocidade de corte especificada pelo fabricante da ferramenta o desgaste de flanco é uniforme e de baixa intensidade (0,09mm).

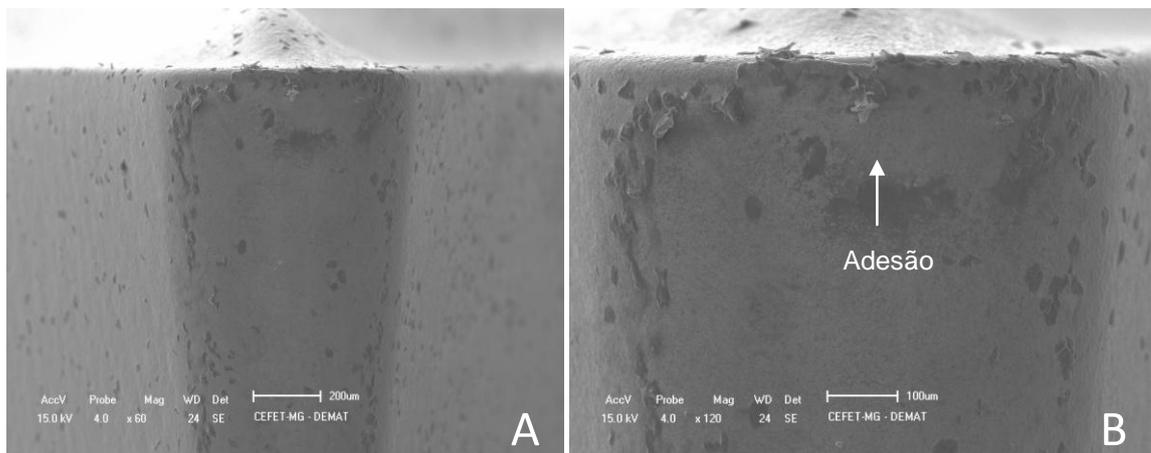
Em relação a condição a seco nota-se que utilizando a técnica de lubri-refrigeração por MQL em ambos os avanços obtivemos menor desgaste de flanco e maiores comprimentos de corte conforme está indicado nas Tabelas 6.3 e 6.4.

Figura 6.14 - Aspectos do desgaste da ferramenta de metal duro H13A, com MQL $v_c=60\text{m/min}$, $f=0,10\text{mm/rot}$, A) ampliação de 60x, B) ampliação 120x



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

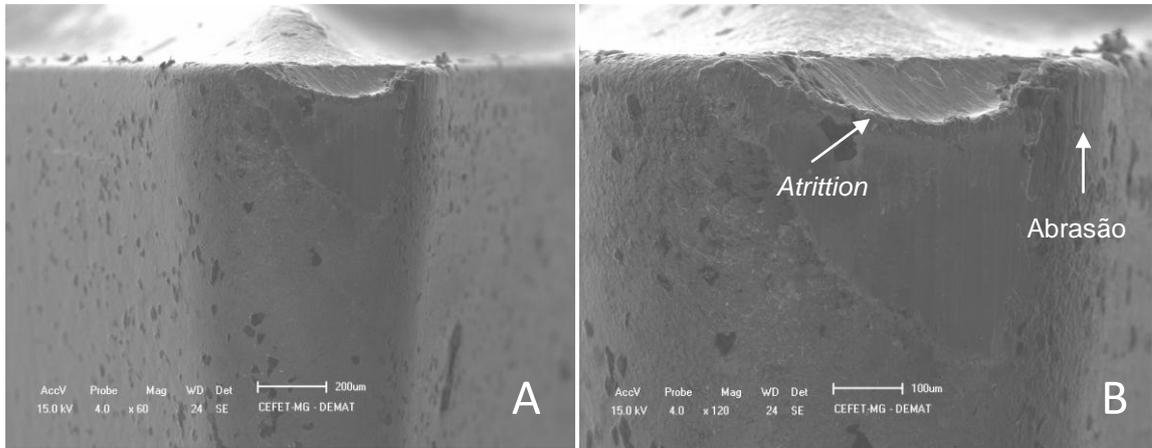
Figura 6.15 - Aspectos do desgaste da ferramenta de metal duro H13A, com MQL $v_c=60\text{m/min}$, $f=0,05\text{mm/rot}$, A) ampliação de 60x, B) ampliação 120x



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

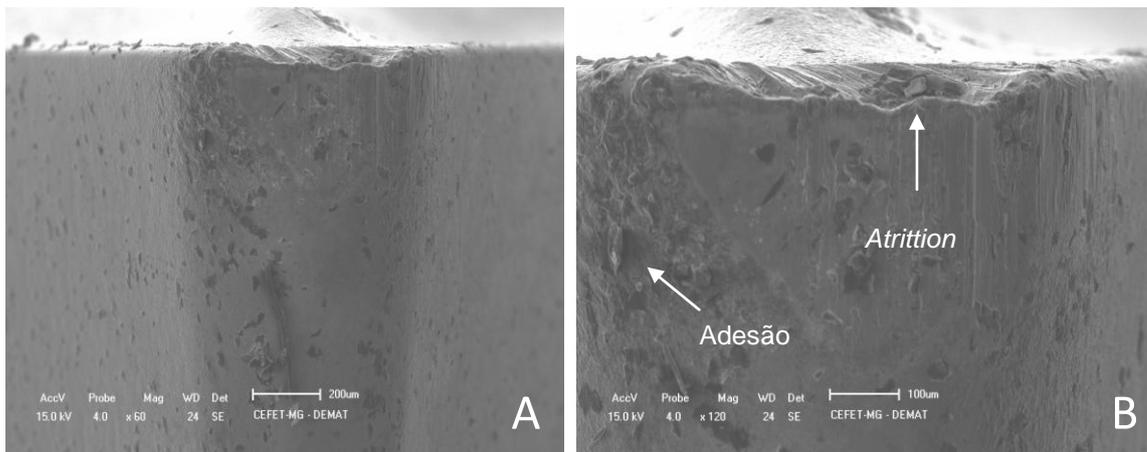
Nas Figuras 6.16 e 6.17 são ilustrados os mecanismos de desgaste predominantes que foram adesão, abrasão e *attrition*.

Figura 6.16 - Aspectos do desgaste da ferramenta de metal duro H13A, com MQL $v_c=120\text{m/min}$, $f=0,10\text{mm/rot}$, A) ampliação de 60x, B) ampliação 120x



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

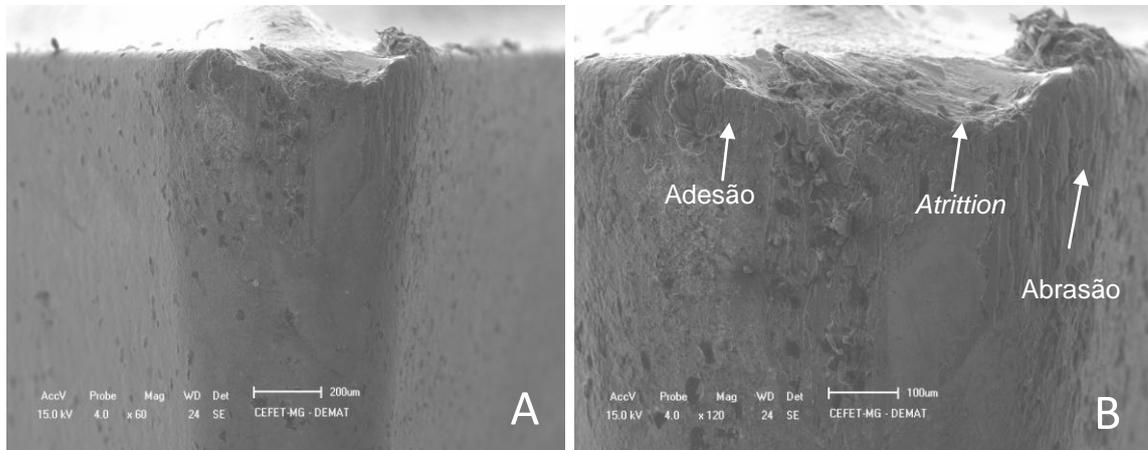
Figura 6.17- Aspectos do desgaste da ferramenta de metal duro H13A, com MiQL $v_c=120\text{m/min}$, $f=0,05\text{mm/rot}$, A) ampliação de 60x, B) ampliação 120x



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

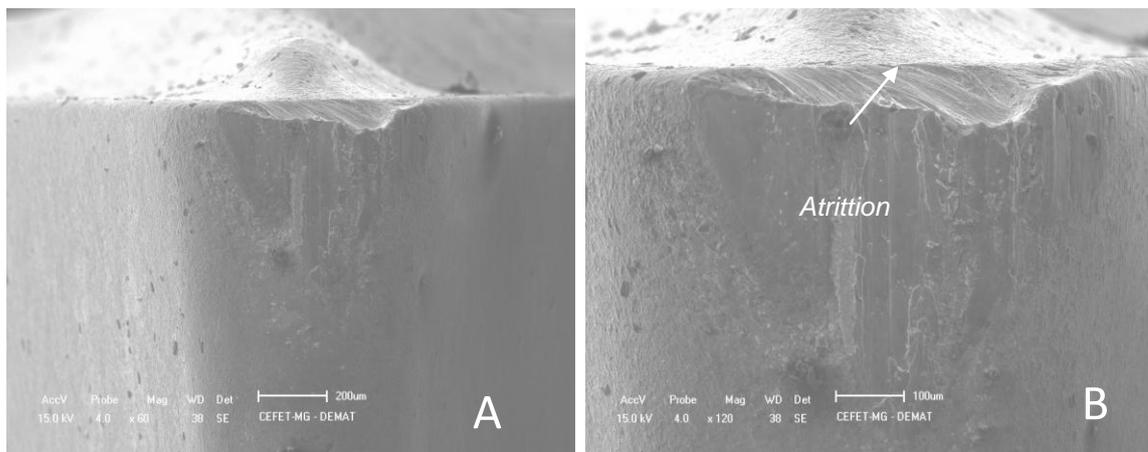
Nas Figuras 6.18 e 6.19 são ilustrados os mecanismos de desgaste por adesão, abrasão, e *atritition* na velocidade de corte de 180m/min com avanços de $0,10\text{mm/rot}$ e $0,05\text{mm/rot}$ utilizando a técnica MQL.

Figura 6.18 - Aspectos do desgaste da ferramenta de metal duro H13A, com MQL $v_c=180\text{m/min}$, $f=0,10\text{mm/rot}$, A) ampliação de 60x, B) ampliação 120x



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Figura 6.19 - Aspectos do desgaste da ferramenta de metal duro H13A, com MQL $v_c=180\text{m/min}$, $f=0,05\text{mm/rot}$, A) ampliação de 60x, B) ampliação 120x

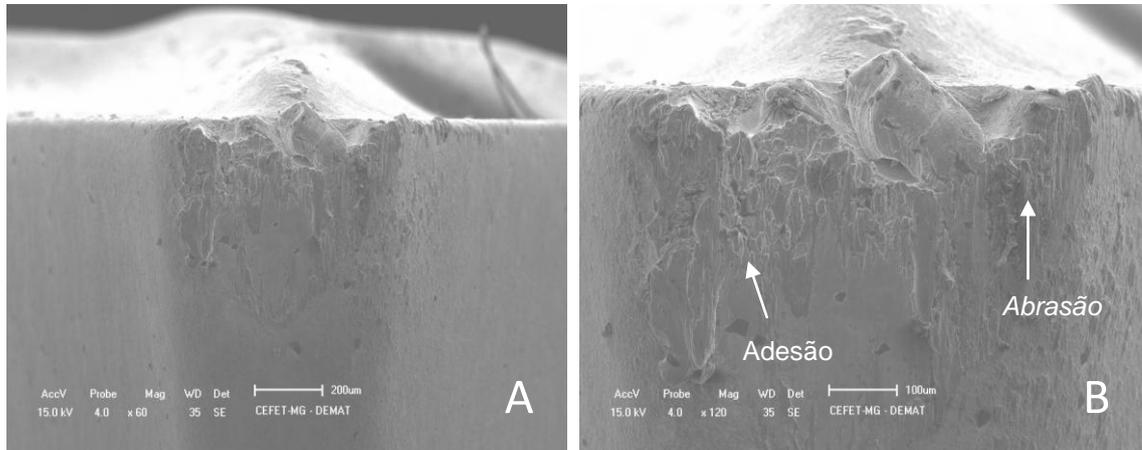


Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Observa-se que com aumento da velocidade de corte, a intensidade dos desgastes aumenta consideravelmente.

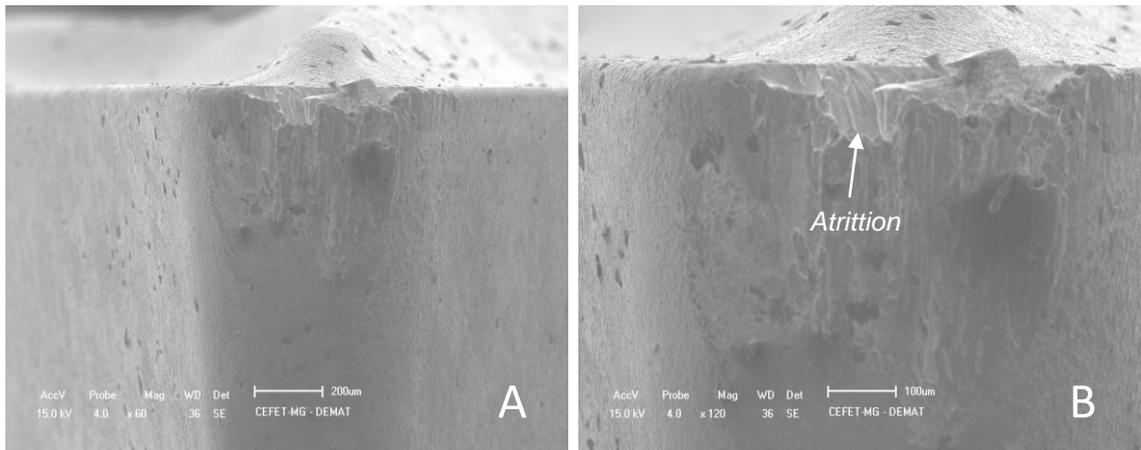
Nas Figuras 6.20 e 6.21 são ilustrados os mecanismos de desgastes da ferramenta na velocidade de corte de 240m/min. Os desgastes são mais excessivos em relação as velocidades de corte anteriores, atingindo rapidamente o fim de vida da ferramenta e prevalecendo os mecanismos de desgaste adesão e *atritition*.

Figura 6.20 - Aspectos do desgaste da ferramenta de metal duro H13A, com MQL $v_c=240\text{m/min}$, $f=0,10\text{mm/rot}$, A) ampliação de 60x, B) ampliação 120x



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

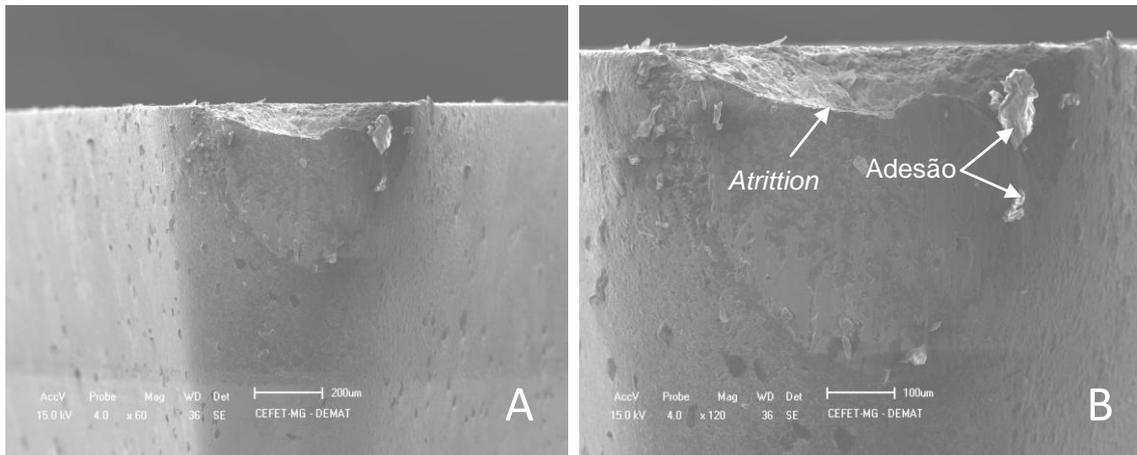
Figura 6.21- Aspectos do desgaste da ferramenta de metal duro H13A, com MQL $v_c=240\text{m/min}$, $f=0,05\text{mm/rot}$, A) ampliação de 60x, B) ampliação 120x



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Na Figura 6.22 são apresentados os mecanismos de desgaste da ferramenta de PCD na velocidade de corte de 240m/min. Nota-se que estão presentes os mecanismos de desgaste por adesão e *atrittion*. Observa-se que o desgaste por *atrittion* foi intenso e os testes foram interrompidos ao atingir o desgaste de flanco de 0,50mm a fim de manter a integridade da ferramenta de PCD.

Figura 6.22 - Aspectos do desgaste da ferramenta de PCD - CD10, com MQL $v_c=240\text{m/min}$, $f=0,05\text{mm/rot}$, A) ampliação de 60x, B) ampliação 120x

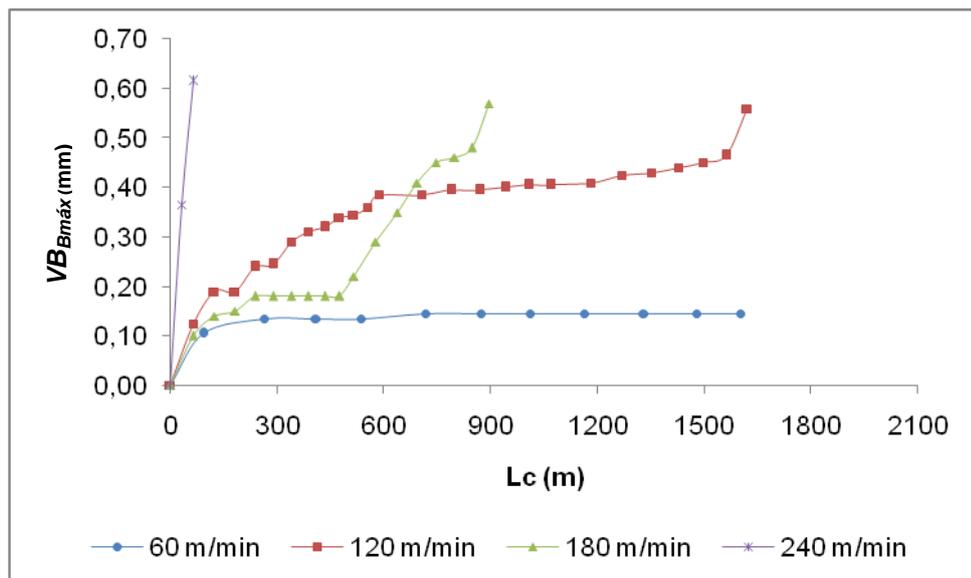


Fonte: elaborado pelo autor, 2016

6.1.3- Método de lubri-refrigeração por Jorro

A Figura 6.23 exibe o desgaste de flanco da ferramenta de metal duro em função do comprimento de corte, com velocidades de corte de 60m/min, 120m/min, 180m/min e 240m/min, utilizando a técnica de lubri-refrigeração por jorro, com avanço de 0,10mm/rot.

Figura 6.23 - Desgaste de flanco ($VB_{Bm\acute{a}x}$) da ferramenta de metal duro em função do comprimento de corte na condição com jorro utilizando avanço de 0,10mm/rot



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Observa-se que na velocidade de corte de 60m/min o desgaste foi uniforme (0,13mm) e o tempo de corte foi de 26,7min. A Tabela 6.5, mostra os dados obtidos a partir da Figura 6.23 com os tempos de corte, comprimentos e desgaste de flanco.

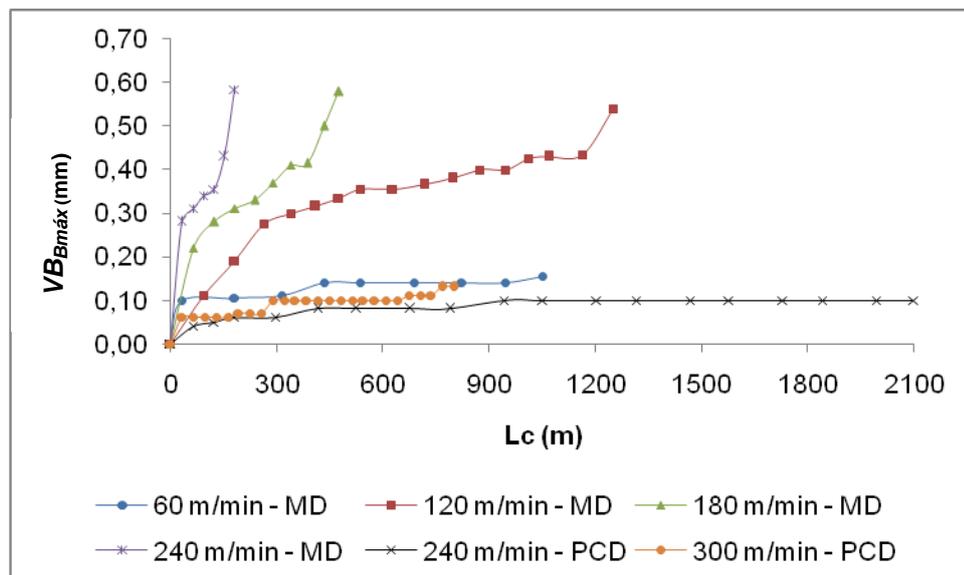
Tabela 6.5 - Dados obtidos na condição jorro utilizando avanço de 0,10mm/rot

Velocidade de corte (m/min)	Tempo de corte (min)	Comprimento de corte (m)	Desgaste de flanco (mm)
60 - MD	26,7	1600	0,13
120 - MD	13,6	1621	0,56
180 - MD	4,9	893	0,57
240 - MD	0,26	63	0,62

Fonte: elaborado pelo autor, 2016

A Figura 6.24 representa o desgaste de flanco da ferramenta de metal duro e de PCD com avanço de 0,05mm/rot. Observa-se também que na velocidade de corte de 60m/min o desgaste foi uniforme, média de 0,16mm.

Figura 6.24 - Desgaste de flanco ($VB_{Bm\acute{a}x}$) da ferramenta de metal duro e PCD em função do comprimento de corte utilizando jorro e avanço de 0,05mm/rot



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

A Tabela 6.6, mostra os dados obtidos a partir da Figura 6.24 com os tempos de corte, comprimentos e desgaste de flanco.

Tabela 6.6 - Dados obtidos na condição jorro utilizando avanço de 0,05mm/rot

Velocidade de corte (m/min)	Tempo de corte (min)	Comprimento de corte (m)	Desgaste de flanco (mm)
60 - MD	34,8	1049	0,16
120 - MD	21,2	1249	0,54
180 - MD	5,2	475	0,58
240 - MD	1,5	181	0,59
240 - PCD	17,4	2104	0,10
300 - PCD	5,2	800	0,13

Fonte:elaborado pelo autor, 2016

Em ambos os avanços com velocidade de corte de 60m/min observa-se que o critério de fim de vida foi atingido pelo tempo aproximado de 30min, com comportamento semelhante em relação ao desgaste. Nas velocidades de corte de 120m/min e 180m/min com avanço de 0,10mm/rot, o desempenho foi melhor em relação a mesma velocidade de corte com avanço de 0,05mm/rot conforme está detalhado nas Tabelas 6.5 e 6.6.

Observa-se o excelente desempenho da ferramenta de PCD nas velocidades de corte de 240m/min e 300m/min em relação a ferramenta de metal duro com valores de comprimentos de corte bem maiores conforme apresentado na Tabela 6.6.

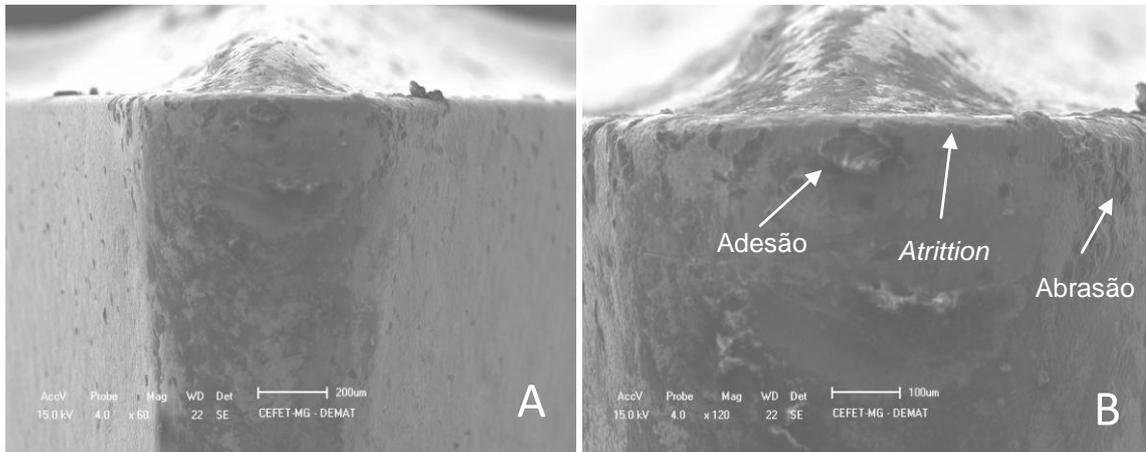
Na condição de velocidade de corte de 300m/min, foram usinados 25 corpos de prova dando somente uma passada no diâmetro de 25,4mm, pois nesta condição, a rotação atinge 3800rpm que está próximo ao limite da máquina.

Em relação as condições de lubri-refrigeração, e utilizando ferramenta de metal duro nota-se que utilizando o meio de lubri-refrigeração por MQL o desgaste de flanco da ferramenta é menor, seguido do jorro e depois a seco. Utilizando a ferramenta de PCD o desgaste é menor utilizando meio de lubri-refrigeração por jorro, seguido de MQL e depois a seco.

Nas Figuras 6.25 e 6.26 são ilustrados os mecanismos de desgaste que foram adesão, abrasão e *attrition* na velocidade de corte de 60m/min. Nota-se que em relação aos avanços os desgastes são idênticos e de baixa intensidade (média de 0,16µm) sendo

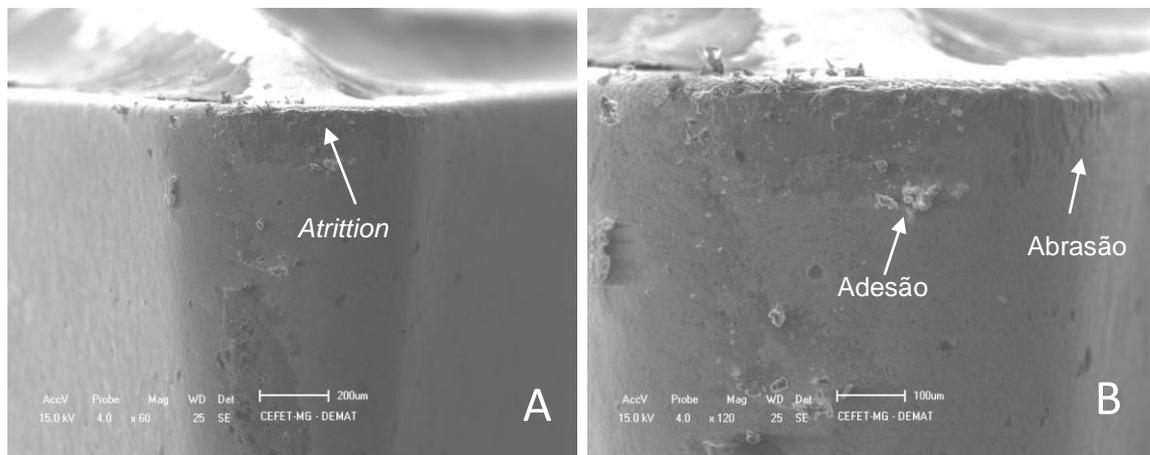
que nas duas condições os testes foram interrompidos ao atingirem o tempo estabelecido em torno de 30 minutos.

Figura 6.25 - Aspectos do desgaste da ferramenta de metal duro H13A, com jorro $v_c=60\text{m/min}$, $f=0,10\text{mm/rot}$, A) ampliação de 60x, B) ampliação 120x



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

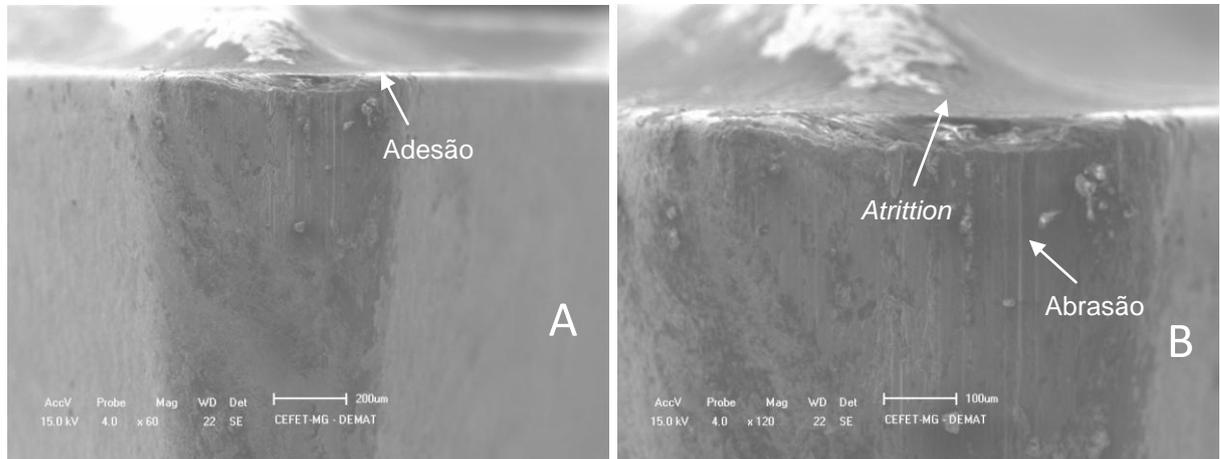
Figura 6.26 - Aspectos do desgaste da ferramenta de metal duro H13A, com jorro $v_c=60\text{m/min}$, $f=0,05\text{mm/rot}$, A) ampliação de 60x, B) ampliação 120x



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

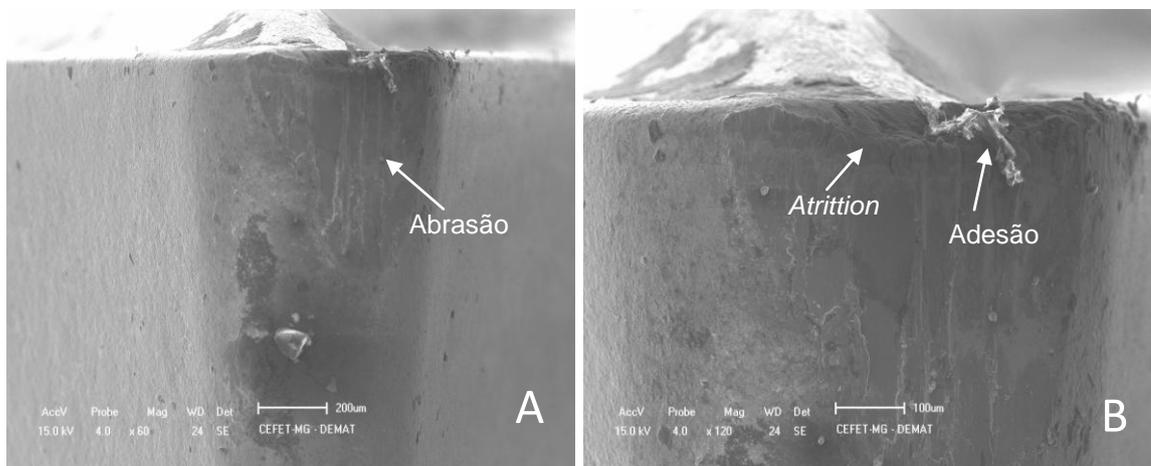
Nas Figuras 6.27 e 6.28 são ilustrados os mecanismos de desgaste prevalecendo os desgastes por adesão, abrasão e atrition, com método de lubri-refrigeração por jorro e velocidade de corte de 120m/min. Verifica-se novamente que o aumento da velocidade de corte aumenta consideravelmente a intensidade dos desgastes.

Figura 6.27- Aspectos do desgaste da ferramenta de metal duro H13A, com jorro $v_c=120\text{m/min}$, $f=0,10\text{mm/rot}$, A) ampliação de 60x, B) ampliação 120x



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

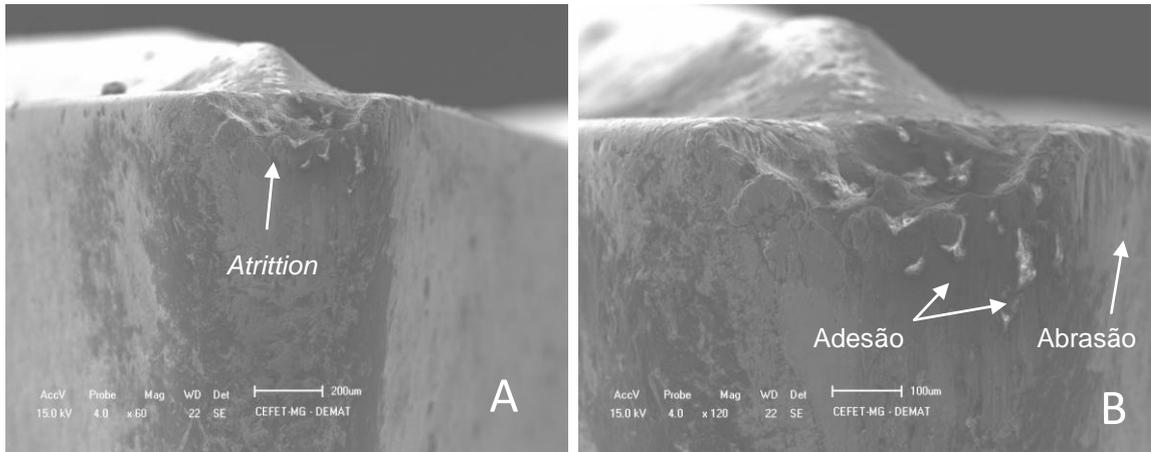
Figura 6.28 - Aspectos do desgaste da ferramenta de metal duro H13A, com jorro $v_c=120\text{m/min}$, $f=0,05\text{mm/rot}$, A) ampliação de 60x, B) ampliação 120x



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

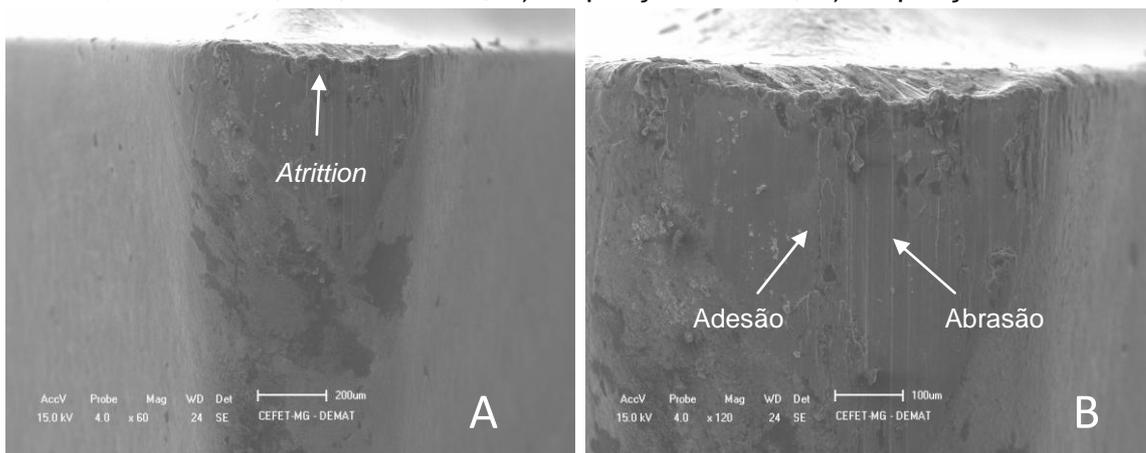
Nas Figuras 6.29 e 6.30 são ilustrados os mecanismos de desgaste na velocidade de corte de 180m/min , prevalecendo os desgastes por adesão, abrasão e *attrition*. Observa-se que com avanço de $0,05\text{mm/rot}$ a intensidade do desgaste é menor em relação ao avanço de $0,10\text{mm/rot}$.

Figura 6.29 - Aspectos do desgaste da ferramenta de metal duro H13A, com jorro $v_c=180\text{m/min}$, $f=0,10\text{mm/rot}$, A) ampliação de 60x, B) ampliação 120x



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

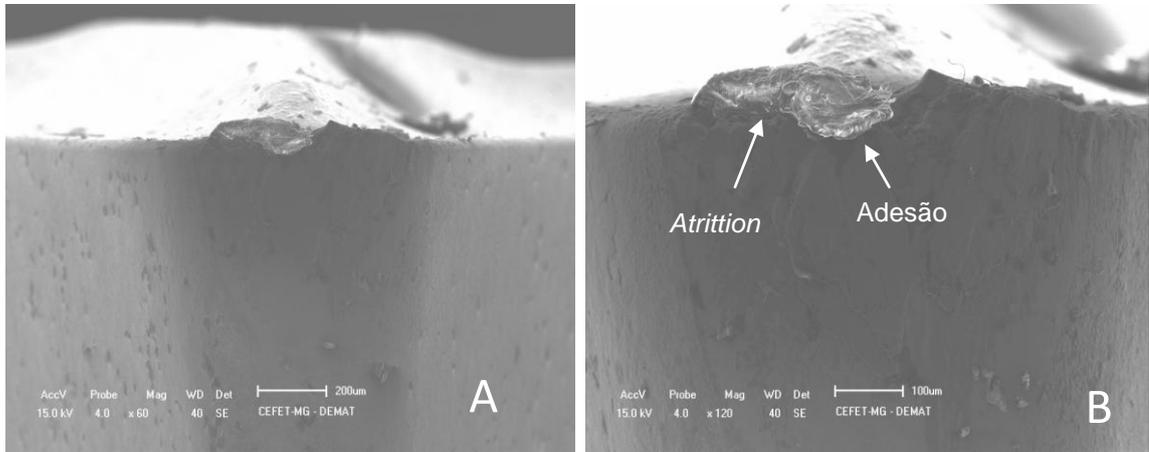
Figura 6.30 - Aspectos do desgaste da ferramenta de metal duro H13A, com jorro $v_c=180\text{m/min}$, $f=0,05\text{mm/rot}$, A) ampliação de 60x, B) ampliação 120x



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

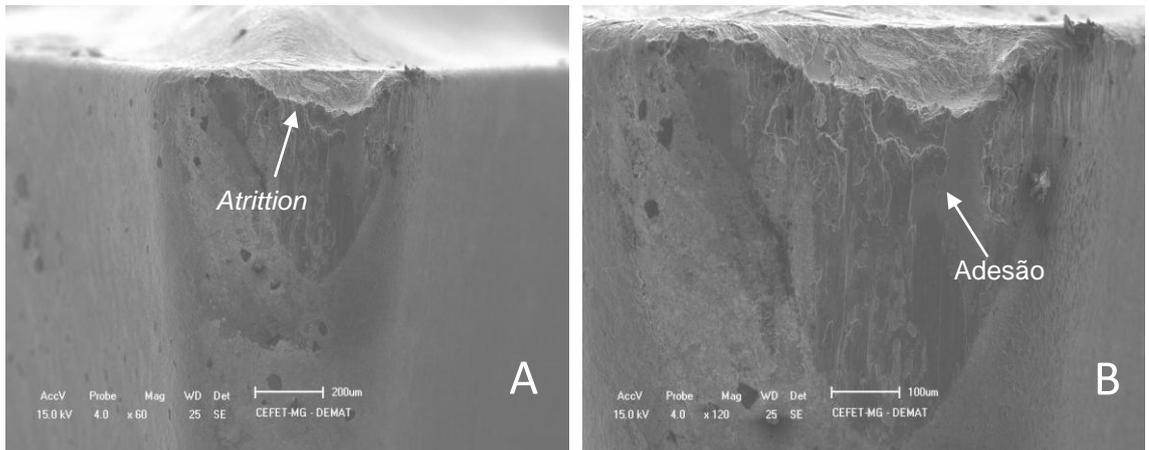
Nas Figuras 6.31 e 6.32 são representados os mecanismos de desgaste na velocidade de corte de 240m/min , prevalecendo os mecanismos por adesão e *atrition*. Observe novamente que com avanço de $0,05\text{mm/rot}$, a intensidade do desgaste é menor em relação ao avanço de $0,10\text{mm/rot}$.

Figura 6.31 - Aspectos do desgaste da ferramenta de metal duro H13A, com jorro $v_c=240\text{m/min}$, $f=0,10\text{mm/rot}$, A) ampliação de 60x, B) ampliação 120x



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

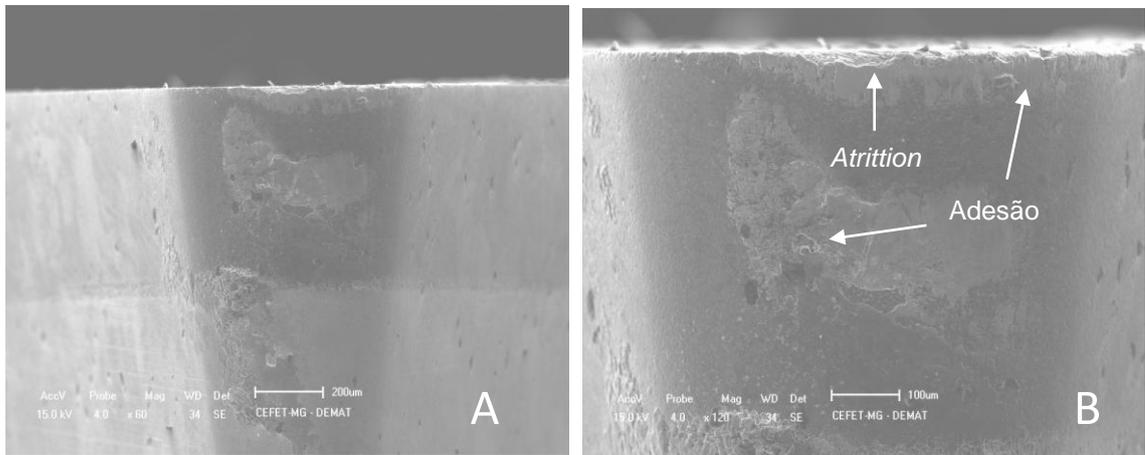
Figura 6.32 - Aspectos do desgaste da ferramenta de metal duro H13A, com jorro $v_c=240\text{m/min}$, $f=0,05\text{mm/rot}$, A) ampliação de 60x, B) ampliação 120x



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Nas Figuras 6.33 são representados os mecanismos de desgaste na velocidade de corte de 240m/min , utilizando ferramenta de PCD prevalecendo os mecanismos por adesão e *atrittion*.

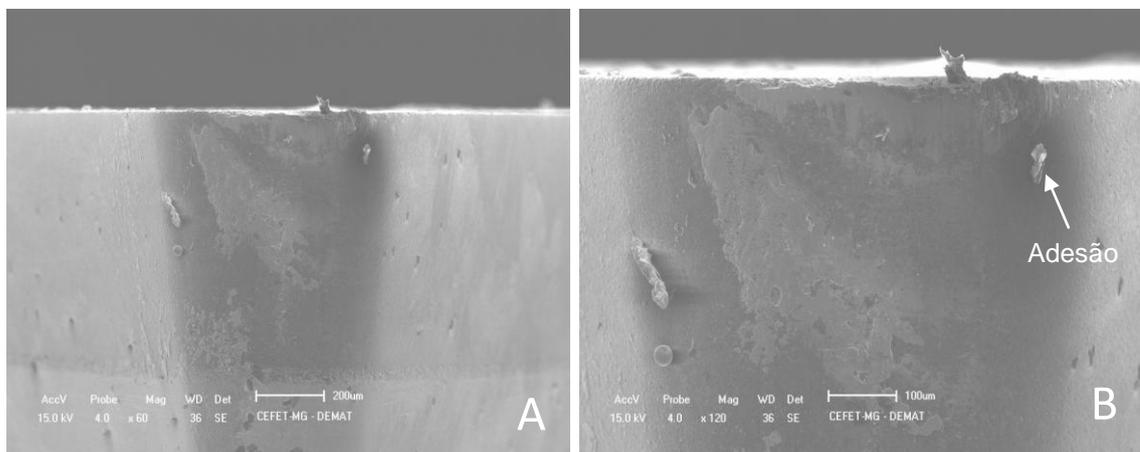
Figura 6.33 - Aspectos do desgaste da ferramenta de PCD-CD10, com jorro $v_c=240\text{m/min}$, $f=0,05\text{mm/rot}$, A) ampliação de 60x, B) ampliação 120x



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Nas Figuras 6.34 são representados os mecanismos de desgaste na velocidade de corte de 300m/min ., utilizando ferramenta de PCD, prevalecendo o mecanismo de desgaste por adesão.

Figura 6.34 - Aspectos do desgaste da ferramenta de PCD-CD10, com jorro $v_c=300\text{m/min}$, $f=0,05\text{mm/rot}$, A) ampliação de 60x, B) ampliação 120x



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Observa-se que na velocidade de corte de 240m/min e 300m/min , com avanço de $0,05\text{mm/rot}$ utilizando ferramentas de PCD o desgaste é menor em relação a velocidade de corte de 240m/min e avanço de $0,05\text{mm/rot}$ utilizando ferramentas de metal duro.

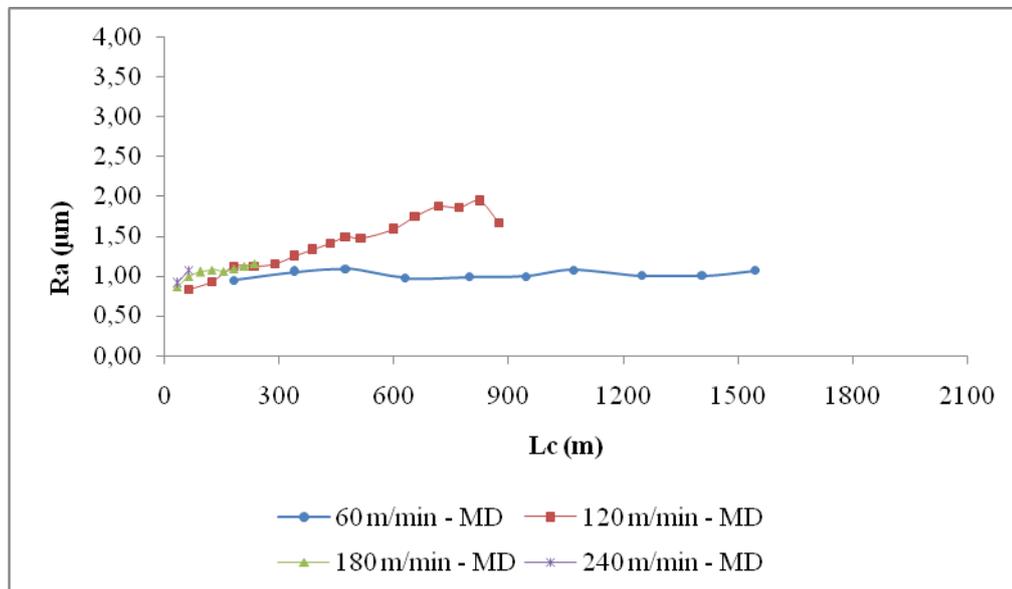
6.2- Rugosidade

Observa-se que o aumento da velocidade de corte proporcionou redução drástica na vida da ferramenta de corte, com conseqüente redução do comprimento de corte. Entretanto, este aumento não apresentou um comportamento padrão na avaliação de rugosidades.

6.2.1- Condição de corte a seco

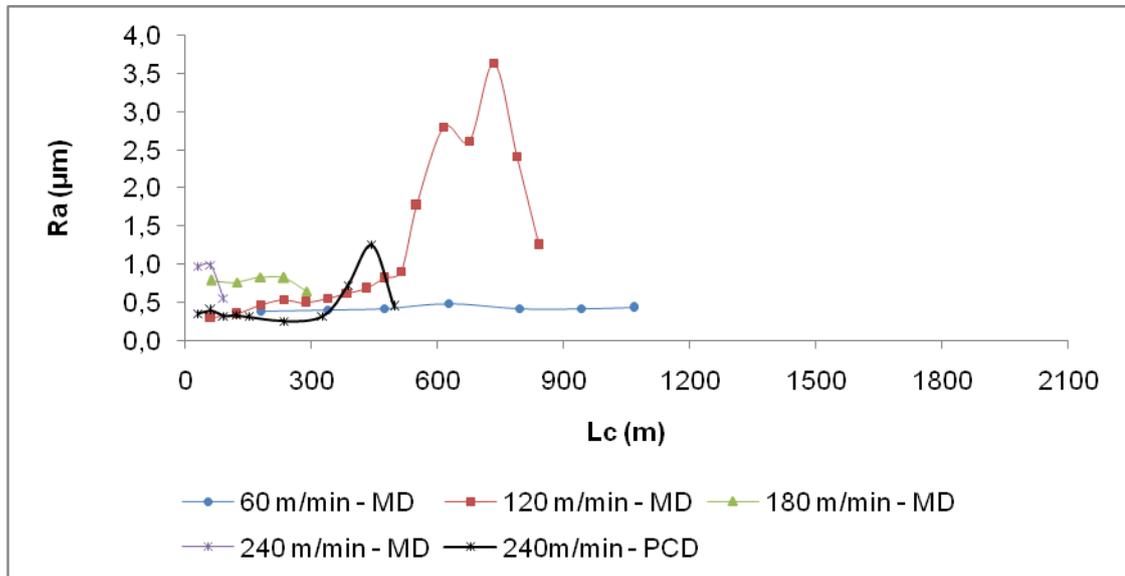
Nas Figuras 6.35 e 6.36 são mostrados os valores de rugosidade (parâmetro R_a) em função do comprimento de corte utilizando ferramentas de metal duro com velocidades de 60m/min, 120m/min, 180m/min, 240m/min, avanços de 0,10mm/rot e 0,05mm/rot na condição de corte a seco. Na Figura 6.36 mostra também a rugosidade em função do comprimento de corte utilizando ferramenta de PCD com velocidade de 240m/min e avanço de 0,05mm/rot.

Figura 6.35 - Rugosidade R_a em função do comprimento de corte, com avanço de 0,10mm/rot e condição a seco utilizando ferramenta de metal duro



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Figura 6.36 - Rugosidade R_a em função do comprimento de corte, com avanço de 0,05mm/rot e condição a seco utilizando ferramenta de metal duro e de PCD



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Observa-se que para velocidade de corte 60m/min e avanço de 0,05mm/rot o valor de R_a ficou na média de 0,42 μ m, enquanto que utilizando o avanço de 0,10mm/rot o R_a ficou na média de 1,02 μ m. Este resultado já era esperado, pois, a rugosidade é afetada diretamente pelo avanço.

Na velocidade de corte de 120m/min e avanço de 0,05mm/rot, após comprimento de corte atingir 515m a rugosidade aumenta drasticamente sendo que nesta fase o desgaste de flanco já se encontra com 0,45mm. A rugosidade atinge um pico com valor do parâmetro R_a de 3,64 μ m e comprimento de corte 734m, sendo esse o pior acabamento obtido na condição a seco. No mesmo comprimento de corte e com avanço de 0,10mm/rot, a rugosidade R_a foi de 1,87 μ m. O resultado insatisfatório no acabamento pode ser explicado pelo desgaste excessivo da ferramenta durante o processo de usinagem que influenciou os valores de rugosidade.

Na velocidade de corte de 180m/min com avanço de 0,05mm/rot a rugosidade (parâmetro R_a) foi de 0,76 μ m e com avanço de 0,10mm/rot a rugosidade foi de 1,05 μ m. Com avanço de 0,05mm/rot o acabamento superficial foi melhor em 38%.

Já para a velocidade de 240m/min em ambos os avanços, utilizando ferramenta de metal duro H13A o resultado foi idêntico. Nesta condição a rugosidade R_a ficou próximo de $1\mu\text{m}$ porém os comprimentos de corte foram muito pequenos (63m com avanço de 0,10mm/rot e 93m com avanço de 0,05mm/rot). Nota-se que utilizando ferramenta de PCD na velocidade de corte de 240m/min, e avanço de 0,05mm/rot o acabamento superficial foi superior ao metal duro na mesma velocidade de corte em 212,5%. Em relação a velocidade de corte de 180m/min o PCD também foi superior em 137,5%. Conforme está representado na Figura 6.36 até o comprimento de corte de 329m a rugosidade (parâmetro R_a) foi de $0,32\mu\text{m}$. A partir daí a rugosidade aumenta consideravelmente atingindo um pico máximo de $1,25\mu\text{m}$, acompanhando o desgaste de flanco que atinge 0,37mm. Em seguida a rugosidade diminui e chega a $0,44\mu\text{m}$ entretanto a ferramenta atinge o fim de vida com desgaste de flanco de 0,52mm.

Nas Figuras 6.37 e 6.38 são mostrados os valores de rugosidade (parâmetro R_t) em função do comprimento de corte utilizando ferramentas de metal duro com velocidades de 60m/min, 120m/min, 180m/min, 240 m/min, avanços de 0,10mm/rot e 0,05mm/rot na condição de corte a seco. A Figura 6.38 exibe também a rugosidade em função do comprimento de corte utilizando ferramenta de PCD com velocidade de 240 m/min e avanço de 0,05mm/rot.

Figura 6.37- Rugosidade R_t em função do comprimento de corte, com avanço de 0,1mm/rot e condição a seco utilizando ferramentas de metal duro

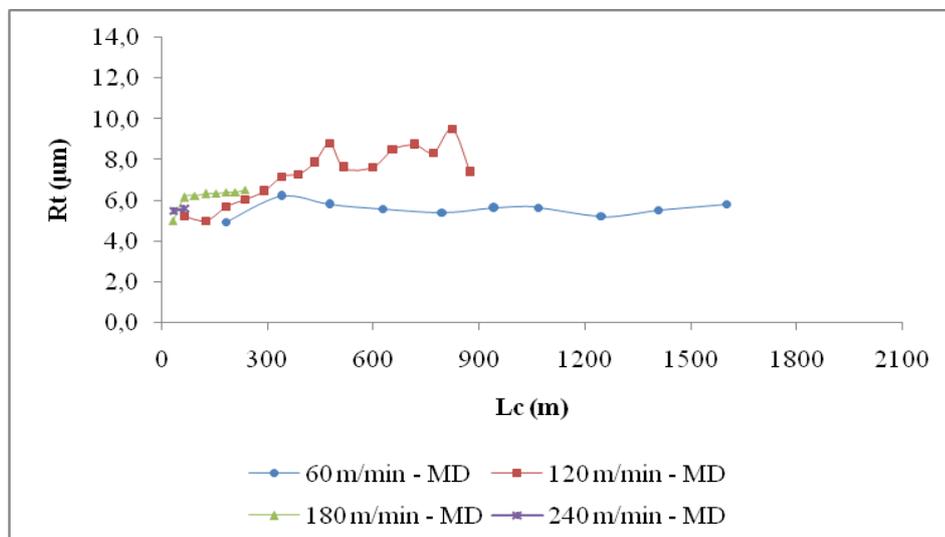
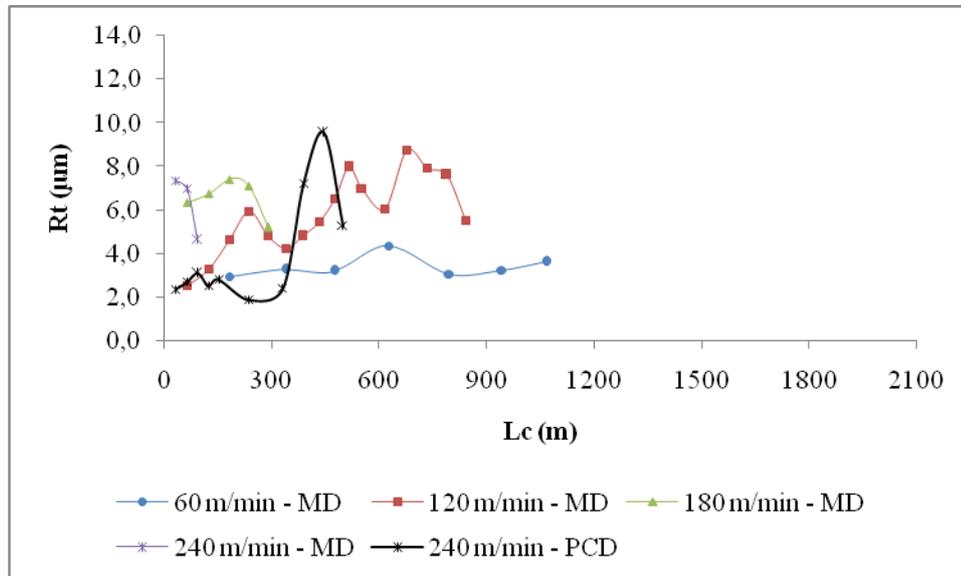


Figura 6.38 - Rugosidade R_t em função do comprimento de corte, com avanço de 0,05mm/rot e condição a seco utilizando ferramentas de metal duro e de PCD



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Tanto a rugosidade R_a quanto a rugosidade R_t , não tiveram um comportamento padrão. De um modo geral observa-se oscilações de queda e depois aumento da rugosidade. Esta variação possivelmente se deve a formação de aresta postiça que durante um intervalo de tempo se desprende da ferramenta em seguida acontece nova formação. A frequência desse fenômeno decresce com o aumento da velocidade de corte até atingir uma velocidade que não existe mais a incidência de aresta postiça.

Na condição de velocidade de corte de 60m/min, que é a velocidade de corte recomendada pelo fabricante em ambos os avanços, observa-se que a rugosidade (R_t) é mais uniformes em relação as demais velocidades de corte e o avanço de 0,05mm/rot produz índice de rugosidade de 3,4 μm e com avanço de 0,10mm/rot a rugosidade (R_t) é de 5,6 μm . Novamente verifica-se a influência do avanço no acabamento superficial.

Com velocidade de corte de 120m/min em ambos os avanços aumenta a oscilação da rugosidade (R_t). Com avanço de 0,10mm/rot a rugosidade aumenta linearmente até atingir o comprimento de corte de 475m, com R_t igual 8,8 μm . Com avanço de 0,05mm/rot a rugosidade aumenta linearmente até atingir o comprimento de corte de 236m, com R_t igual 5,9 μm . Observa-se também que durante o processo mesmo

havendo oscilações o avanço de 0,05mm/rot produz índices menores de rugosidade em média de 25,9%.

Com velocidade de corte de 180m/min em ambos os avanços o desgaste é intenso atingindo o fim de vida com comprimento de corte em torno de 289m para avanço de 0,05mm/rot e 236m para avanço de 0,10mm/rot. Observa-se que utilizando o avanço de 0,10mm/rot a rugosidade foi mais constante em torno de 6,5 μ m.

Nota-se que utilizando metal duro na velocidade de corte de 240m/min em ambos os avanços, o desgaste foi ainda mais intenso afetando a rugosidade que atingiu rapidamente 7,0 μ m com avanço de 0,05mm/rot e 5,6 μ m com avanço de 0,1mm/rot. Entretanto, utilizando PCD com avanço de 0,05mm/rot tivemos melhor desempenho em relação a rugosidade ao atingir 2,4 μ m com comprimento usinado de 329m.

Verifica-se que na velocidade de corte de 240m/min o resultado utilizando PCD é superior ao metal duro na mesma velocidade embora tenha ocorrido bastante oscilação conforme está representado na Figura 6.38.

6.2.2- Método de lubri-refrigeração por MQL

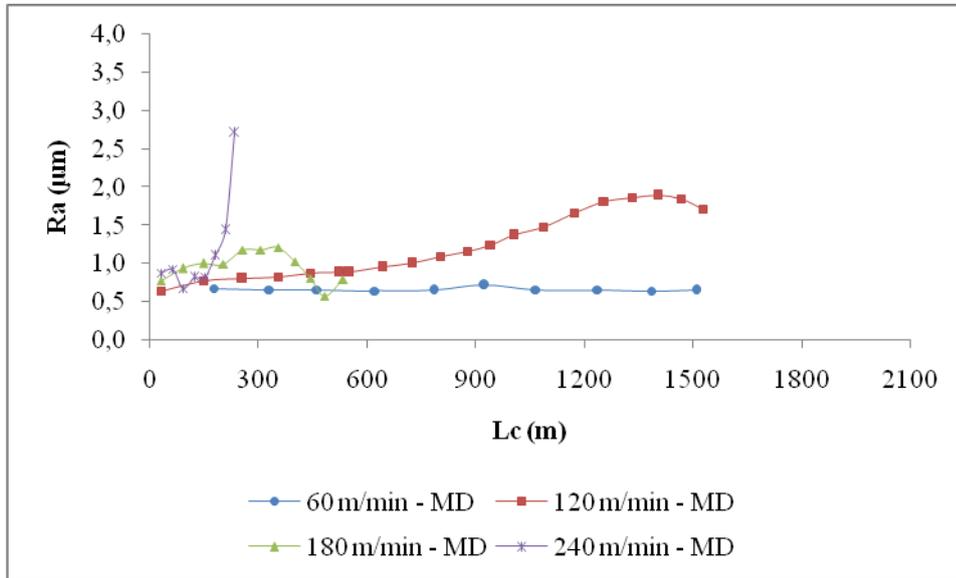
Em geral o método de lubri-refrigeração por MQL, foi mais eficiente em relação a condição a seco em todas as velocidades de corte testadas principalmente quando se utilizou avanço de 0,05mm/rot.

Nas Figuras 6.39 e 6.40 é mostrado os valores de rugosidade (parâmetro R_a) em função do comprimento de corte utilizando ferramenta de metal duro com velocidades de 60m/min, 120m/min, 180m/min e 240 m/min, avanços de 0,10mm/rot e 0,05mm/rot na condição de corte por MQL. Na Figura 6.40 também é exibido a rugosidade R_a em função do comprimento de corte utilizando ferramenta de PCD com velocidade de 240m/min e avanço de 0,05mm/rot.

Os resultados de rugosidade obtidos com avanço de 0,05mm/rot, são equivalentes a operações realizadas em processos de retificação convencional, para as condições de velocidade de 60m/min, 120m/min, utilizando ferramenta de metal duro e 240m/min, utilizando ferramenta de PCD. Nos processos de retificação

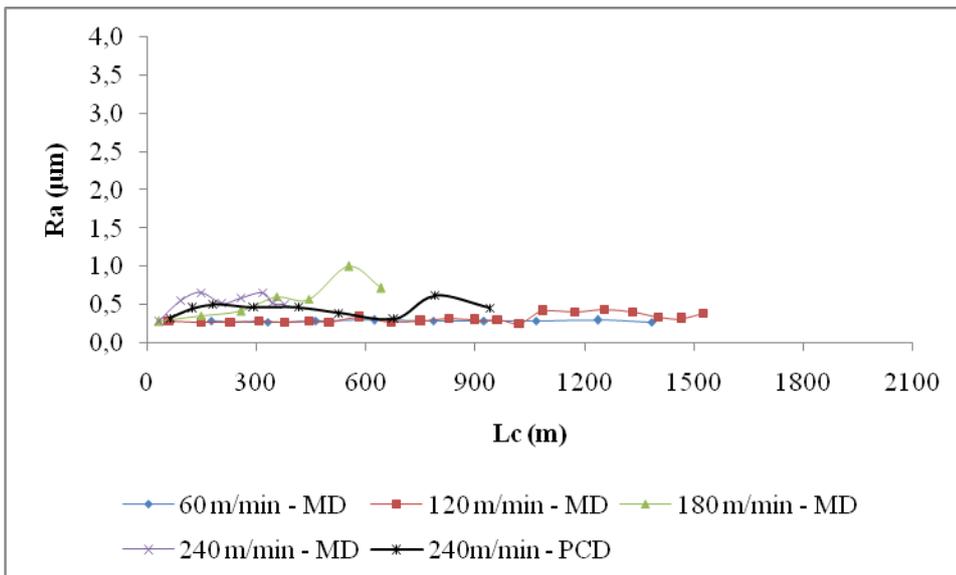
convencional geralmente são obtidos rugosidades na faixa de (R_a de $0,2\mu\text{m}$ a $1,6\mu\text{m}$), dentro de apertados índices de tolerâncias.

Figura 6.39 - Rugosidade R_a em função do comprimento de corte, com avanço de $0,10\text{mm/rot}$ e condição MQL utilizando ferramenta de metal duro



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Figura 6.40 - Rugosidade R_a em função do comprimento de corte, com avanço de $0,05\text{mm/rot}$ e condição MQL utilizando ferramenta de metal duro e de PCD



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Novamente observa-se que a velocidade de corte de 60m/min , em ambos os avanços os testes foram interrompidos após 30 minutos de corte, com baixo índice

de desgaste de flanco (0,1mm) produzindo ótimos resultados de rugosidade em média de $0,29\mu\text{m}$ com avanço de 0,05mm/rot e $0,66\mu\text{m}$ com avanço de 0,10mm/rot.

Na condição de corte de 120m/min e avanço de 0,05mm/rot a rugosidade ficou em média de $0,32\mu\text{m}$ enquanto que utilizando avanço de 0,10mm/rot a média foi de $1,27\mu\text{m}$. Nota-se também a influência do avanço na condição de lubri-refrigeração por MQL.

Novamente na velocidade de corte de 180m/min utilizando avanço de 0,05mm/rot a rugosidade foi superior em 69,6% em relação ao avanço de 0,10mm/rot. Com avanço de 0,05mm/rot a média foi de $0,56\mu\text{m}$, e com avanço 0,10mm/rot $0,95\mu\text{m}$.

Na condição de velocidade de corte 240m/min utilizando ferramenta de metal duro H13A em ambos os avanços, os testes foram interrompidos ao atingirem o desgaste de flanco máximo e a rugosidade media para avanço de 0,10mm/rot foi de $1,17\mu\text{m}$, comprimento de corte usinado de 236m e para avanço de 0,05mm/rot a rugosidade foi de $0,54\mu\text{m}$ e comprimento de corte de 377m.

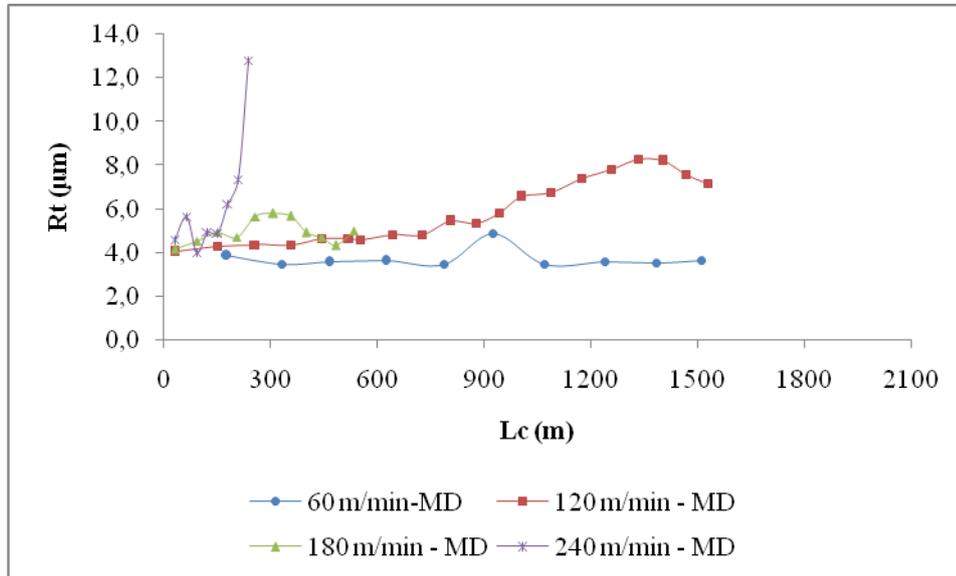
A rugosidade obtida utilizando ferramenta de PCD com 240m/min e avanço de 0,05mm/rot também foi bem superior em relação a ferramenta de metal duro em ambos os avanços com uma média de $0,45\mu\text{m}$ e comprimento de corte de 941m.

Nota-se que a rugosidade (R_a) utilizando meio de lubri-refrigeração por MQL foi superior a condição a seco em ambos os avanços. Novamente observa-se que o avanço de 0,05mm/rot propiciou melhor rugosidade e que a ferramenta de PCD nas velocidades de corte acima de 120m/min é superior a ferramenta de metal duro em relação a rugosidade.

As Figuras 6.41 e 6.42 apresentam os valores de rugosidade (parâmetro R_t) em função do comprimento de corte utilizando ferramenta de metal duro com velocidades de 60m/min, 120m/min, 180m/min e 240 m/min, avanços de 0,10mm/rot e 0,05mm/rot na condição de corte por MQL. A Figura 6.42 exhibe também a

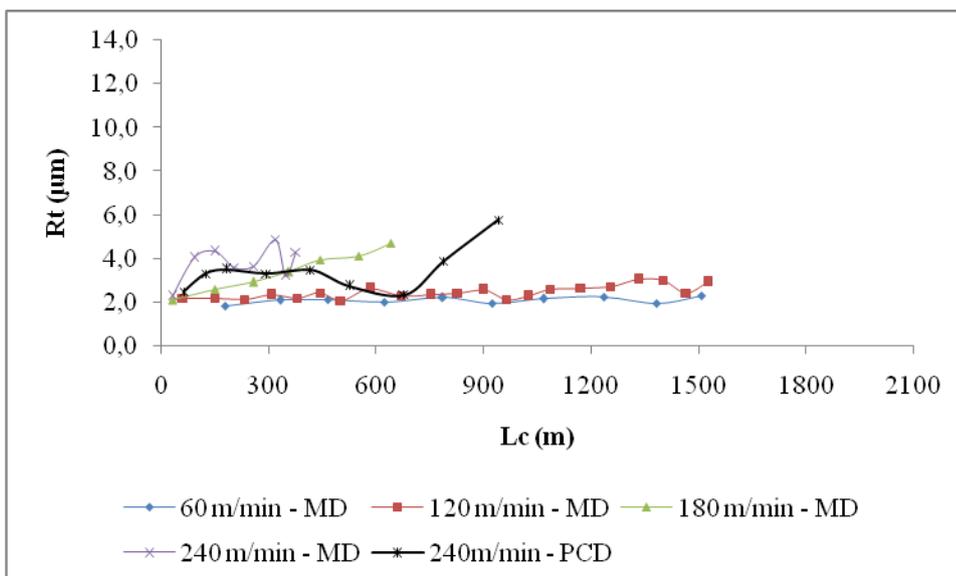
rugosidade em função do comprimento de corte utilizando ferramenta de PCD com velocidade de 240 m/min.

Figura 6.41 - Rugosidade R_t em função do comprimento de corte, com avanço de 0,10mm/rot e condição MQL utilizando ferramenta de metal duro



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Figura 6.42 - Rugosidade R_t em função do comprimento de corte, com avanço de 0,05mm/rot e condição MQL utilizando ferramenta de metal duro e de PCD



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Observa-se novamente que a rugosidade R_t com avanço de 0,05mm/rot, mostrou resultados melhores em relação ao avanço de 0,10mm/rot.

Na condição de corte de 60m/min e com avanço de 0,05mm/rot tivemos a média de rugosidade de 2,09 μ m enquanto que utilizando o avanço de 0,10mm/rot a media de rugosidade foi de 3,71 μ m, cerca de 77,5% a mais em relação ao avanço de 0,05mm/rot.

Na velocidade de corte de 120m/min com avanço de 0,10mm/rot a rugosidade aumentou ainda mais em relação ao avanço de 0,05mm/rot, enquanto a media com avanço de 0,10mm/rot, foi de 5,85 μ m a média com avanço de 0,05mm/rot foi de 2,45 μ m, cerca de 138,7% maior para avanço de 0,10mm/rot.

Na condição de corte de 180m/min com avanço de 0,05mm/rot a rugosidade também foi superior em 44% atingindo media de 3,3 μ m enquanto que utilizando avanço de 0,10mm/rot a media foi de 5,9 μ m.

Na velocidade de corte de 240 m/min utilizando metal duro com avanço de 0,10mm/rot a rugosidade foi maior em torno de 66,7% em relação ao avanço de 0,05mm/rot. Com avanço de 0,10mm/rot a ferramenta sofreu desgaste mais rapidamente e sua vida útil foi menor.

Em relação a velocidade de 240m/min e avanço de 0,10mm/rot utilizando ferramenta de PCD os resultados também foram bem superiores em relação ao metal duro nas mesmas condições. A rugosidade foi de 3,4 μ m utilizando PCD, enquanto que utilizando metal duro H13A foi de 6,3 μ m. Além disso a vida útil da ferramenta utilizando PCD foi maior 149,6% em relação ao metal duro com avanço de 0,05mm/rot.

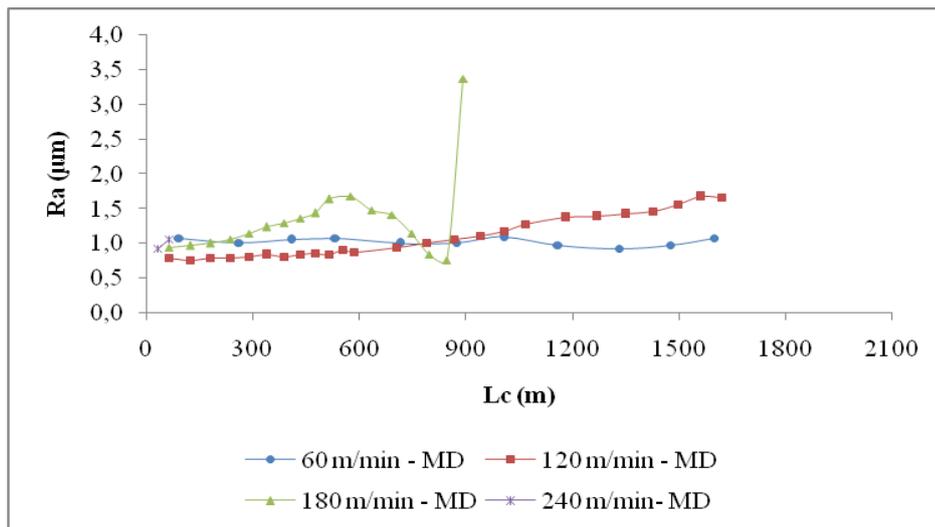
6.2.3 - Método de lubri-refrigeração por jorro

Em geral o método de lubri-refrigeração por Jorro, foi mais eficiente em relação a condição MQL e a seco, principalmente na usinagem com alta velocidade de corte, utilizando ferramenta de PCD.

As Figuras 6.43 e 6.44 apresentam os valores de rugosidade (parâmetro R_a) em função do comprimento de corte utilizando ferramenta de metal duro com

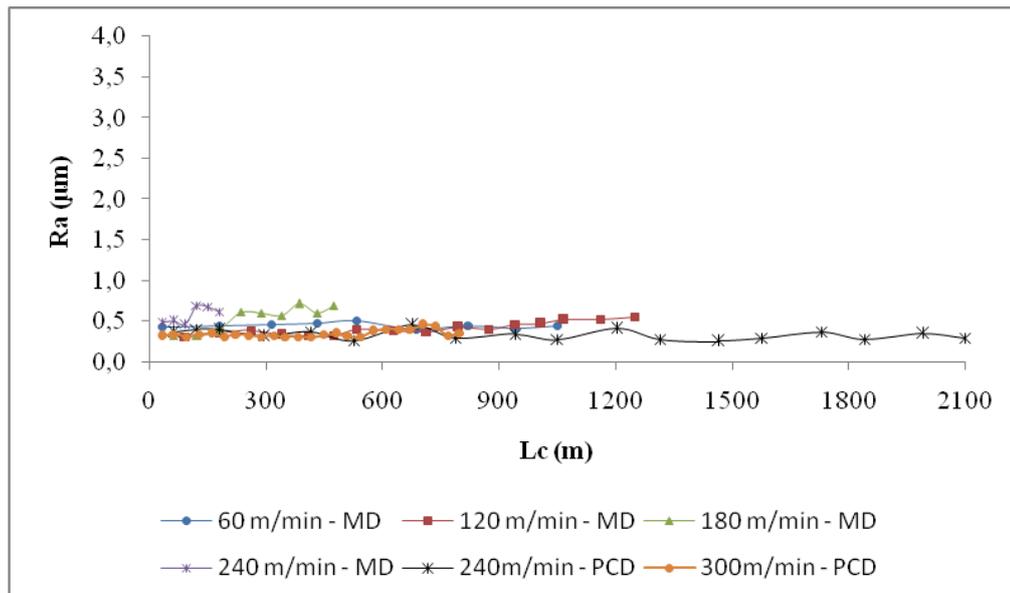
velocidades de 60m/min, 120m/min, 180m/min e 240m/min, avanços de 0,10mm/rot e 0,05mm/rot, na condição de lubri-refrigeração por jorro. A Figura 6.44 exibe também a rugosidade em função do comprimento de corte utilizando ferramenta de PCD com velocidade de 240m/min e 300m/min com avanço de 0,05mm/rot.

Figura 6.43 - Rugosidade R_a em função do comprimento de corte, com avanço de 0,10mm/rot e condição com jorro utilizando ferramenta de metal duro



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Figura 6.44 - Rugosidade R_a em função do comprimento de corte, com avanço de 0,05mm/rot e condição com jorro utilizando ferramenta de metal duro e de PCD



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Conforme comentado no item 6.1.3, em ambos os avanços nas velocidades de 60m/min os testes foram interrompidos após tempo aproximado de 30min de corte com excelentes resultados em ambas as situações, prevalecendo melhor desempenho o avanço de 0,05mm/rot onde a rugosidade ficou em torno de 0,45 μ m.

Em relação a velocidade de corte de 120m/min novamente o avanço de 0,05mm/rot proporcionou rugosidade (parâmetro R_a) superior em 134% em relação ao avanço de 0,10mm/rot. Com avanço de 0,05mm/rot a rugosidade média foi de 0,41 μ m e com avanço de 0,10mm/rot foi de 0,96 μ m.

Observa-se um comportamento irregular utilizando a ferramenta de metal duro na velocidade de corte de 180m/min com avanço de 0,10mm/rot. Até o comprimento usinado de 515m a rugosidade aumenta linearmente até atingir 1,64 μ m, depois estabiliza e começa a diminuir até usinar um comprimento de 847m atingindo neste ponto 0,47 μ m, daí em diante a rugosidade aumenta rapidamente e com apenas uma passada atinge o fim de vida com comprimento de corte de 893m e rugosidade de 3,37 μ m. Este comportamento ocorreu em função da variação do desgaste durante a usinagem que não foi linear até o fim da vida. Quando a ferramenta atingiu o comprimento de corte de 847m o desgaste de flanco já era intenso (0,48 μ m). Em relação ao avanço de 0,05mm/rot a rugosidade teve o comportamento praticamente linear em média de 0,54 μ m porém o fim de vida da ferramenta foi atingido com apenas 475m de comprimento de corte.

Com velocidade de corte de 240m/min utilizando ferramenta de metal duro e avanço de 0,05mm/rot a rugosidade também foi superior em 71,9% em relação ao avanço de 0,10mm/rot embora o comprimento de corte também tenha sido de apenas 180m evidenciando que mesmo utilizando refrigeração por meio de jorro nessa velocidade de corte o desgaste é muito rápido e intenso.

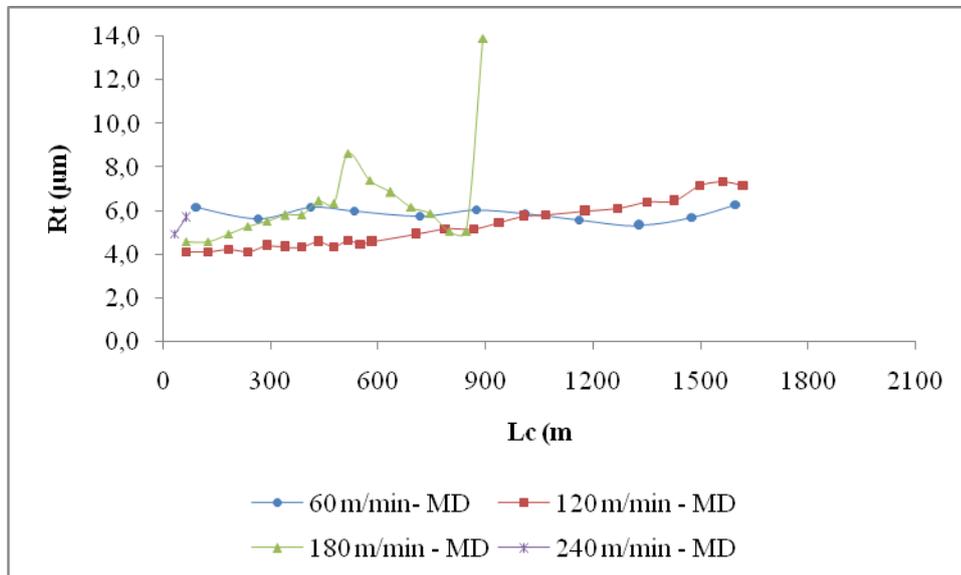
Os testes com PCD, na velocidade de corte 240m/min e avanço de 0,05mm/rot foram bem superiores a ferramenta de metal duro em todas as velocidades testadas. A rugosidade foi de 0,33 μ m superior em 36,4% a velocidade de corte de 60m/min que foi de 0,45 μ m. Além disso, o desgaste no PCD foi de apenas 0,1mm com comprimento de corte de 2100m.

Utilizando PCD com velocidade de corte de 300m/min e avanço de 0,05mm/rot a rugosidade foi de 0,35 μ m com desgaste de apenas 0,13mm sendo também superior em 28,6% na velocidade de corte de 60m/min utilizando metal duro.

Observa-se que no geral a rugosidade utilizando meio de lubri-refrigeração por jorro foi superior a condição de MQL, principalmente com avanço de 0,05mm/rot. A ferramenta de PCD propiciou excelente resultado com rugosidade de 0,33 μ m , compatível com acabamento de retífica.

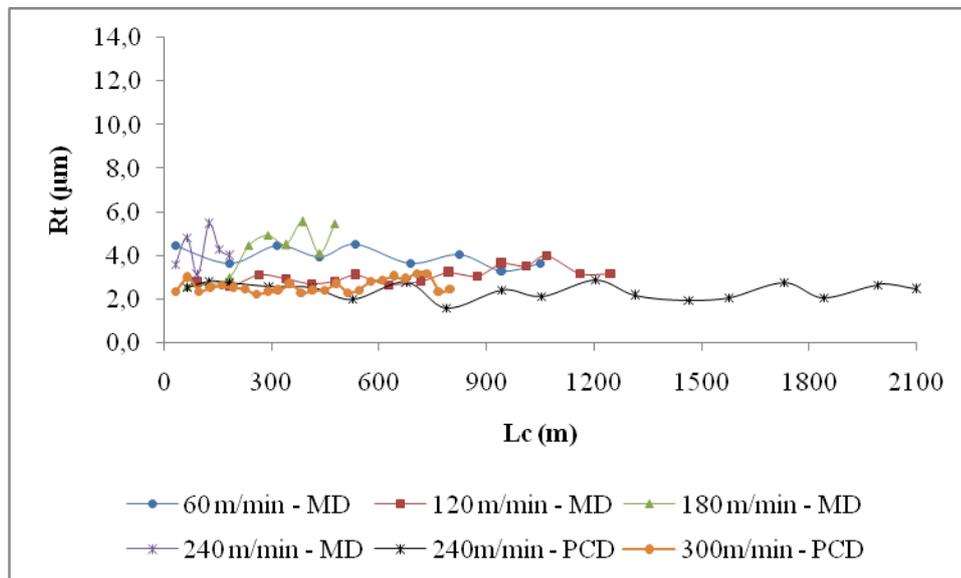
As Figuras 6.45 e 6.46 apresentam os valores de rugosidade (parâmetro R_t) em função do comprimento de corte utilizando ferramenta de metal duro com velocidades de 60m/min, 120m/min, 180m/min e 240 m/min, avanços de 0,10mm/rot e 0,05mm/rot na condição de corte por jorro. A Figura 6.46 exibe também a rugosidade (R_t) em função do comprimento de corte utilizando ferramenta de PCD com velocidades de corte de 240 m/min, 300m/min e avanço de 0,05mm/rot.

Figura 6.45 - Rugosidade R_t em função do comprimento de corte, com avanço de 0,10mm/rot e condição com jorro utilizando ferramenta de metal duro



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Figura 6.46 - Rugosidade R_t em função do comprimento de corte, com avanço de 0,05mm/rot e condição com jorro utilizando ferramenta de metal duro e de PCD



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Em relação a velocidade de corte de 60m/min novamente o avanço de 0,05mm/rot foi superior 47,5% em relação ao avanço de 0,10mm/rot. Com avanço de 0,05mm/rot a rugosidade foi de 4,0 μ m e com avanço de 0,10mm/rot foi de 5,9 μ m.

Observa-se novamente que em relação a velocidade de corte 120m/min utilizando o avanço de 0,05mm/rot a rugosidade foi superior em 70,5% em relação ao avanço de 0,10mm/rot.

Em relação a velocidade de corte de 180m/min e avanço de 0,10mm/rot nota-se um comportamento semelhante ao padrão de rugosidade R_a , em função das oscilações de rugosidade que atinge 8,6 μ m com comprimento de corte de 515m, depois diminui até atingir 5,0 μ m com comprimento de corte de 847m, aumentado novamente até atingir o fim de vida com 13,9 μ m e comprimento de corte de 893m. Com avanço de 0,05mm/rot as oscilações são bem menores em relação ao avanço de 0,10mm/rot chegando ao fim de vida com 5,5 μ m e comprimento de corte de 475m.

Em relação a velocidade corte de 240m/min o avanço de 0,05mm/min é superior em 26,2% em relação ao avanço de 0,10mm/rot com rugosidade de 4,2 μ m para avanço de 0,05mm/rot e 5,3 μ m para avanço de 0,10mm/rot.

Observa-se novamente que a ferramenta de PCD com 240m/min e avanço de 0,05mm/rot foi superior a todas as condições de corte testadas utilizando o metal duro com rugosidade de 2,4 μ m e comprimento de corte de 2100m. Em relação a velocidade de corte de 60m/min e avanço de 0,05mm/rot o PCD foi superior em 28,3%. Em relação a velocidade de corte de 240m/min e avanço de 0,05mm/rot e utilizando metal duro o PCD foi superior em 75,4%.

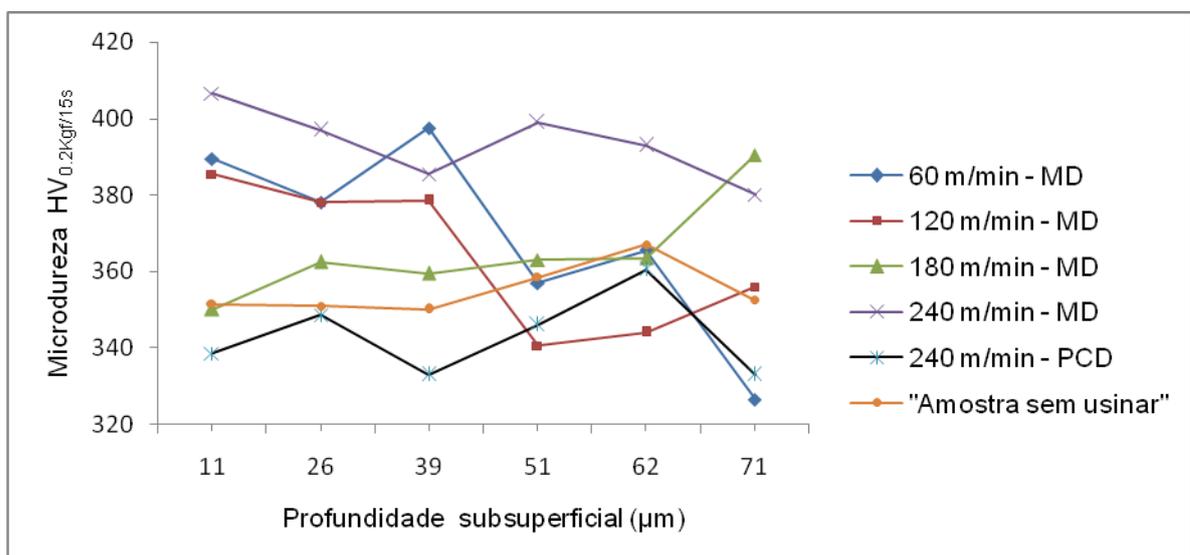
Utilizando a ferramenta de PCD a 300m/min e avanço de 0,05mm/rot o resultado também foi excelente ficando a rugosidade em 2,6 μ m superando o metal duro em todas as velocidades de corte.

6.3 - Análise de microdureza

A análise de microdureza foi realizada em todos os parâmetros de corte, velocidades e ferramentas testadas, com avanço de 0,05mm/rot. Em geral, a microdureza não apresentou um comportamento padrão principalmente em relação a velocidade de corte.

A Figura 6.47 exibe os valores de microdureza na subsuperfície na condição de usinagem a seco e velocidades de corte de 60m/min, 120m/min, 180m/min, e 240m/min, utilizando ferramenta de metal duro e de PCD com 240m/min.

Figura 6.47- Microdureza em função da distancia subsuperficial na condição a seco e avanço de 0,05mm/rot utilizando ferramenta de metal duro e de PCD



Observa-se que em todas as condições apresentadas a queda de microdureza em relação ao centro não foi contínua.

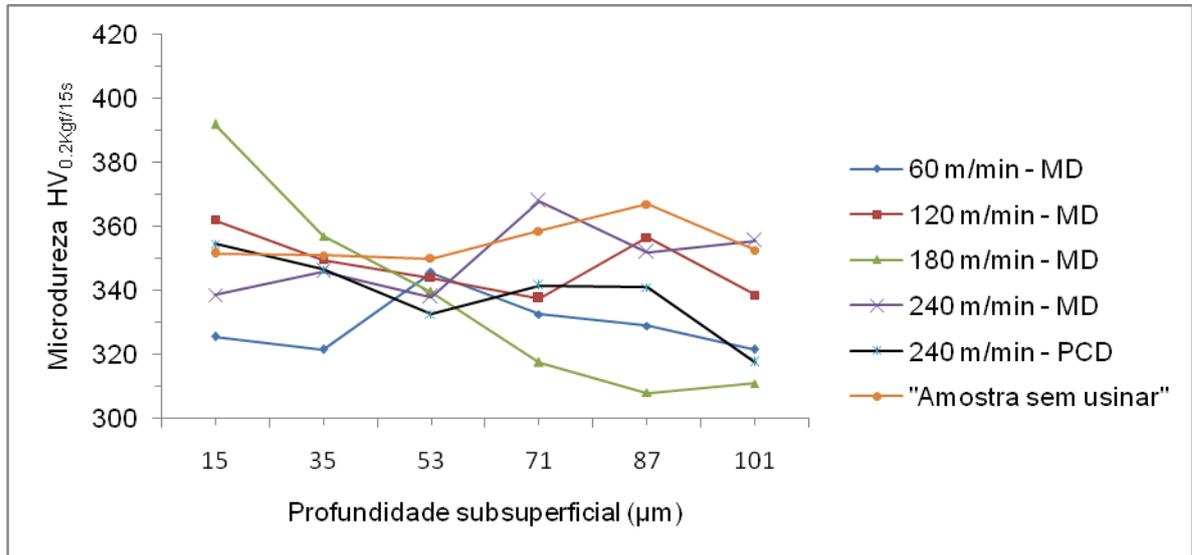
Observa-se que em todas as velocidades de corte, exceto 240m/min utilizando PCD todas amostram aumentam a microdureza em relação a amostra não usinada. A ferramenta de PCD propiciou um corte mais suave e constante durante o corte, onde provavelmente a temperatura atingida foi menor em relação a ferramenta de metal duro.

A maior alteração com aumento da dureza sub superficial é em relação a velocidade 240m/min com ferramenta de metal duro em que a microdureza subsuperficial variou de 380HV a 406 HV.

A Figura 6.48 exhibe os valores de microdureza na subsuperfície na condição de usinagem com MQL e velocidades de corte de 60m/min, 120m/min, 180m/min e 240m/min, utilizando ferramenta de metal duro e 240m/min com ferramenta de PCD.

No processo utilizando a técnica de MQL, praticamente não ocorre aumento da microdureza subsuperficial em relação a amostra sem usinar em todas as velocidades de corte testadas, não existindo um comportamento padrão em relação as durezas subsuperficiais, distancias e velocidade de corte.

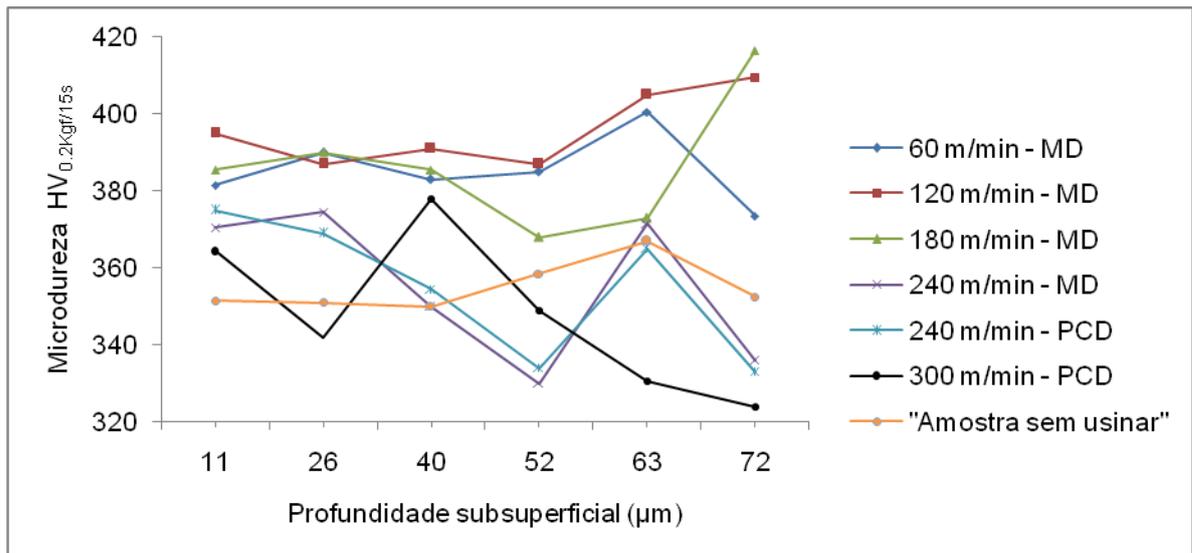
Figura 6.48 - Microdureza em função da distancia subsuperficial na condição com MQL e avanço de 0,05mm/rot utilizando ferramenta de metal duro e de PCD



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

A Figura 6.49 exibe os valores de microdureza na subsuperfície na condição de usinagem com jorro e velocidades de corte de 60m/min, 120m/min, 180m/min e 240m/min, utilizando ferramenta de metal duro e velocidades de 240m/min, 300m/min com ferramenta de PCD.

Figura 6.49 - Microdureza em função da distância subsuperficial na condição com Jorro e avanço de 0,05mm/rot



Fonte: elaborado pelo autor, 2016

Observa-se que em todas as velocidades de corte houve aumento da microdureza em relação a amostra que não foi usinada.

Na condição de lubri-refrigeração por jorro a maior alteração na dureza subsuperficial foi a amostra usinada com velocidade de corte de 120m/min que atingiu 410HV.

Em todas as situações apresentadas o aumento de dureza subsuperficial também não foram proporcionais ao aumento da velocidade de corte.

O aumento da microdureza subsuperficial pode ser benéfica ou não, dependendo de cada aplicação, e sua especificação. O encruamento da camada superficial pode aumentar significativamente a resistência ao desgaste da superfície da peça. Entretanto, um aumento excessivo da microdureza pode causar o arrancamento da camada endurecida. Falhas destrutivas de peças metálicas sob carregamentos alternados iniciam na camada superficial, ou numa certa profundidade nas superfícies endurecidas. Consequentemente, a resistência à fadiga de uma peça depende da qualidade da superfície. Sob carregamentos alternados, os vales podem tornar-se pontos de concentração de tensão, que podem resultar na falha da peça.

7. CONCLUSÕES

De acordo com a análise dos resultados e discussões, conclui-se para estudo da usinabilidade da liga Ti-6Al-4V no torneamento com alta velocidade de corte com diferentes condições de lubri-refrigeração que:

- À medida que se aumenta a velocidade de corte reduz-se consideravelmente a vida útil da ferramenta, com o aumento do desgaste e reduzindo também o comprimento de corte;
- A velocidade de corte de 60m/min proporciona em ambos os avanços (0,05mm/rot e 0,10mm/rot) boa estabilidade, ou seja menor dispersão dos valores nos parâmetros avaliados;
- De uma forma geral o avanço de 0,05mm/rot apresentou melhor desempenho em relação ao avanço de 0,1mm/rot em relação ao desgaste e a rugosidade;
- Os métodos de lubri-refrigeração interferiram de maneira significativa nas variáveis analisadas. Nota-se na maioria dos experimentos um melhor desempenho de vida da ferramenta para o método com fluido de corte por jorro seguida por MQL;
- A técnica de lubri-refrigeração por MQL apresentou melhor desempenho em relação a condição a seco na maioria das condições testadas de parâmetros de corte, sendo uma boa alternativa ao torneamento a seco em operações de acabamento;
- De uma forma geral, a ferramenta de metal duro possui bom desempenho até velocidade de corte de 120m/min em ambos os avanços testados e condições de lubri-refrigeração;
- A rugosidade não apresentou um comportamento padrão em relação a velocidade de corte e avanços. Quanto aos métodos de lubri-refrigeração, a condição por jorro apresenta menor dispersão das variáveis analisadas;

- As ferramenta de metal duro não apresentou desempenho satisfatório com velocidades de corte superiores a 120m/min;
- A condição que apresentou pior desempenho em relação a vida útil da ferramenta foi com velocidade de corte de 240m/min e avanço de 0,10mm/rot a seco utilizando ferramenta de metal duro;
- A ferramenta de PCD com as maiores velocidades de corte testadas (240m/min e 300m/min) apresentou bons resultados em relação ao desgaste, rugosidade e comprimento de corte. Os valores registrados para o parâmetro R_a equiparam a resultados de operações obtidos em processo de retificação;
- O custo inicial da ferramenta de PCD é cerca de 15 vezes maior em relação a ferramenta de metal duro, entretanto o desempenho com alta velocidade de corte é bem superior a ferramenta de metal duro, podendo ainda ser reafiadas;
- Os mecanismos de desgaste ocorridos nas ferramentas não são provenientes de um único mecanismo, mas a combinação de vários deles predominando os mecanismos por adesão, abrasão e *attrition*;
- Os resultados obtidos na medição da microdureza para as diferentes condições de lubri-refrigeração e tipo de ferramenta de corte indicaram alterações em todas as amostras em relação a amostra que não foi usinada. Entretanto, não existe um padrão definido quanto o aumento da dureza em relação a velocidade de corte, avanço e condições de lubri-refrigeração.

8 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Análise de tensões residuais para diferentes métodos de lubri-refrigeração;
- Medição de forças de usinagem com alta velocidade;
- Medição de temperatura da ferramenta durante o processo;
- Estudo da morfologia do cavaco na usinagem com alta velocidade de corte sob diferentes condições de lubri-refrigeração e materiais de ferramentas.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALMEIDA, D. O. et al. Como a direção do fluido de corte interfere na temperatura da interface cavaco-ferramenta. **Máquinas e Metais**, n. 515, p.70-87, Dez. 2008.

ALUYOR, E. O.; KESSINGTON, O. O.; MUDIACHEOGHENE, O. Biodegradation of vegetable oils: a review. **Scientific Research and Essay**, v. 4, n. 6, p. 543-548, Jun. 2009.

ANTONIALLI, A. I. S. **Uma contribuição ao fresamento frontal da liga de titânio Ti-6Al-4V**. 2009. 116p. Dissertação (Mestrado) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2009.

ASM INTERNACIONAL HANDBOOK. **Fatigue and fracture properties of titanium alloys**. Ohio: ASM International, 1996. v.19, p. 829-953.

ASM METALS HANDBOOK. **Machining**. 9th ed. Ohio: American Society for Metals, 1989. v. 16, p. 597-606.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 6507:1997 - Metallic materials** - Vickers hardness test - Part 1: Test method - Part 2: Verification of testing machines - Part 3: Calibration of reference blocks. Rio de Janeiro, 1997.

ASTM E 384-99: Standard Teste Method for Microindentation Hardness of Materials. **ASTM Annual Book of Standard**, v. 3.01, p. 406-429, 2000.

AUGUR, E. O.; WANG Z. M. Titanium alloys and their machinability: a review. **Journal of Material Processing Technology**, v. 68, n. 3, p.262-274, 1997.

BANDYOPADHYAY, B. P.; ENDAPALLY, K. R. Experimental evaluation of the effect of minimum quantity lubrication in turning AISI-4140 steel. **COMPUTER & INDUSTRIAL ENGINEERING**, 2009. **INTERNATIONAL CONFERENCE**, Grand Forks, USA, p. 1905-1910, 6-9 Jul. 2009.

BANIA, P. J. Beta titanium alloys and their role in the titanium industry. **Journal of Metals**, v.46, n. 7, p.16-19, July 1994.

BROOKES, C. A.; JAMES, R. D.; ABBANI, F. Turning aerospace titanium alloys. **Industrial Diamond Review**, v. 36, p.89–893, 1991.

CALLISTER, W. D. J. **Ciência e engenharia de materiais**. Rio de Janeiro: LTC, 2008.

CAMPANELLA, A. et al. Lubricants from chemically modified vegetable oils. **Bioresource Technology**, v. 101, n. 1, p. 245-254, Jan. 2010.

CHEVRIER, P. et al. Investigation of surface integrity in high speed end milling of a low-alloyed steel. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 43, n. 11, p.1135-1142, Sept. 2003.

COELHO, R. T. et al. Até onde evoluiu e quais são as limitações da HSM. **Máquinas e Metais**, n. 519, p.192-229, abr. 2009.

COLLINGS, EW. **The physical metallurgy of titanium alloys**. Ohio: American Society for Metals, 1984. 261p.

DANIELSON, P.; WILSON, R.; ALMAN, D. Microstructure of titanium welds. **Struers: Journal of Materialography**, n. 3. p. 1-7, 2004.

DEARNLEY, P. A.; GREARSON, A. N. Evaluation of principal wear mechanisms of cemented carbides and ceramics used for machining titanium alloy IMI 318. **Materials Science and Technology**, v.2, n. 1, p.47-58, 1986.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da usinagem dos materiais**. 4. ed. São Paulo: Artilibier, 397p. 2003.

DONACHIE JR., M. J. **Titanium: a technical guide**. Ohio: ASM International, 2000.

DONG, W. P.; SULLIVAN, P. J.; STOUT, K. J. Comprehensive study of parameters for characterizing three III: parameters for characterizing amplitude and some functional properties. **Wear**, v. 178, n. 1-2, p. 29-43, Dec.1994.

DUAN, C.; DOU, T.; WANG, M. Research on influence of material hardness and cutting conditions on serrated chip formation during high speed machining of AISI 1045 Hardened steel. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON COMPUTER ENGINEERING AND TECHNOLOGY, 2, 2010, Dalian. **Proceedings of the...** Dalian: ICCET, 2010. v. 5, p.552-555, 2010.

EZUGWU, E. O. et al. The Effect of argon enriched environment in high speed machining of titanium alloy. In: SOCIETY OF TRIBOLOGISTS AND LUBRIFICATION ENGINEERS, n.59, 2004, Toronto. **Annual meeting**. Toronto: Sheraton Centre: 2004a. p. 16-20, 2004.

EZUGWU, E. O. et al. Wear prediction of uncoated carbide tool during high-speed turning of Ti-6Al-4V alloy using artificial neural network. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON MANUFACTURING, 2, 2004, Sheffield Hallam. **Proceedings of the...** Sheffield Hallam: ICMR, 2004b. p. 36-41, 2004.

EZUGWU, E. O.; YAMANE Y. An overview of the machinability of aeroengine alloys. **Journal of Material Processing Technology**, v. 134, n. 2, p.233-253, Mar. 2003.

EZUGWU, E. O.; WANG, Z. M. Titanium alloys and their machinability: a review. **Journal of Material Processing Technology**, v. 68, n. 3, p. 262-274, Aug. 1997.

FADARE, D. A. et. al. Effects of Cutting Parameters on Surface Roughness During High-Speed Turning of Ti-6Al-4V alloy. **Journal of Applied Sciences Research**, v.5, n.7, p. 757-764, 2009.

FLOM, D. G.; KOMANDURI, R. High speed machining. In: Davis, J. R. (Ed.). **ASM Handbook**. Ohio: ASM, v. 16: Machining, p. 597-606, 1989.

GADELMAWLA, E. S. et al. Roughness parameters. **Journal of Materials Processing Technology**, v.123, n. 1, p.133-145, Apr. 2002.

HARTUNG, P. D.; KRAMER, B. M. Tool wear in titanium machining. **CIRP Annals Manufacturing Technology**, v. 31, n. 1, p.75–80, 1982.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. **ISO 3685:1993 - Tool life testing with single-point turning tools**. Geneva: ISO, 1993.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. **ISO 513:2004 - Classification and application of hard cutting materials for metal removal with defined cutting edges**: designation of the main groups and groups of application. Geneva: ISO, 2004.

JAPANESE INDUSTRIAL STANDARD. **JIS B0601**: Rugosidade superficial. 1994

JAWAID, A.; CHE-HARON, C. H.; ABDULLAH, A. Tool wear characteristics in turning of titanium alloy Ti-6246. **Journal of Materials Processing Technology**, v.92-93, p.329-334, Aug. 1999.

JAWAID, A.; SHARIF,S.; KOKSAL, S. Evaluation of wear mechanisms of coated carbide tools when face milling titanium alloy. **Journal of Materials Processing Technology**, v.99, n. 1-3, p.266-274, Mar. 2000.

KAHLES, J. F. et al. Machining of titanium alloys. **Physical and Mechanical Metallurgy**, v. 37, n. 4, p. 27-35, Apr. 1985.

KHAN, M. M. A.; DHAR, N. R. Performance evaluation of minimum quantity lubrication by vegetable oil in terms of cutting force, cutting zone temperature, tool wear, job dimension and surface finish in turning AISI 1060 steel. **Journal of Zhejiang University SCIENCE A**, v. 7, n. 11, p. 1790-1799, Nov. 2006.

KLOCKE, F.; EISENBLATTER, G.; “Dry Cutting”, **Annals of CIRP**, Vol.46, n^o2, pp.519-526, 1997.

KLOCKE, F. et al. Dry Cutting. *Annals of CIRP*, vol.46, n^o 2, pp. 519-526, 1997.

KLOCKE, F. et al. Applications of minimal quantity lubrication (MQL) in cutting and grinding. Aachen: **Institute of Machine Tools and Production Engineering**, University of Technology, 2001.

KLOCKE, F.; HOPPE, S. Mechanisms of chip formation in high-speed cutting. In: SCHULZ, H. (Ed.) **Scientific fundamentals of HSC**. Munique, Hansen, 2001. p. 1-10, 2001.

KOBAYASHI, E. et al. Mechanical Properties and corrosion resistance of Ti-6Al-7-Nb alloy dental castings. **Journal of Materials Science: Materials in Medicine**, v.9, n. 10, p. 567-574, Oct. 1998.

KONIG, W. Structural and materials panel. In: MEETING OF AGARD, 47, 1978, Florence. **Proceedings of the...** Florence, AGARD, 1979.

LEYNS, C.; PETERS, M. **Titanium and titanium alloys**. Weinheim: Wiley-VCH GmbH & Co.KGaA, Ed. By Christoph Leyns and Manfred Peters, 2003. 499p.

LIMIDO, J. et al. SPH method applied to high speed cutting modelling. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 49, n. 7, p. 898-908, 2007.

LONG, M.; RACK, H. J. Titanium alloys in total joint replacement - a materials science perspective. **Biomaterials, School of Chemical and Materials Engineering**, v.19, n. 18, p. 1621-1639, Sept. 1998.

LUTJERING, G.; WILLIAMS, J. C. **Titanium springer**.Germany: Verlag, 2007.

MACHADO, A. R. et al. **Teoria da usinagem dos materiais**. São Paulo: Blucher, 2009. 397p.

MACHADO, A. R.; SILVA, M. B. **Usinagem dos metais**, 8. ed. Uberlândia: Universidade Federal de Uberlândia, 2004.

MACHADO, A. R.; ZLATIN, N. Machining of titanium and its alloys: a review. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B. **Journal of Engineering Manufacture**, v. 204, n. 1, p.53-60, Feb. 1990.

MAGALHÃES, C. A.; FERREIRA, J. R. Usinagem por torneamento em acabamento da liga de titânio 6Al-4V. In: USINAGEM 2004: FEIRA E CONGRESSO, 2004, São Paulo. **Anais...** São Paulo: Expo Center Norte, p.18, 2004.

MAGALHÃES, C. A.; FERREIRA, J. R. Torneamento da liga ti-6al-4v em operação de acabamento com ferramentas de metal duro e PCD. FEIRA E CONGRESSO, COBEF, **Anais cobef/2005/COF_013003214** , p.10, Joinville, Santa Catarina, 2005.

MARGOLIN, H. Titanium alloys fatigue and fracture: fatigue data book: light structural alloys. **ASM International**, v. A279, p. 207-216, 1995.

MELLO, G. M. R. Efeito de elementos betagênicos na estabilidade de fases e propriedades de ligas de titânio para implantes ortopédicos. 2004. 164p. Tese (Doutorado) - Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2004.

MOREIRA, M. R. V. et al. Torneamento da liga Ti6Al4V. **O Mundo da Usinagem**, São Paulo, v. 20, n. 4, p.16-19, 2004.

NARUTAKI, N. et al. Study on machining titanium alloys. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 32, n. 1, p. 65-69, 1982.

NIINOMI, M. Mechanical properties of biomedical titanium alloys. **Materials Science Engineering: A**, v. 243, n. 1-2, p. 231-236, Mar. 1998.

OBIKAWA, T.; KAMATA, Y.; SHINOZUKA, J. High-speed grooving with applying MQL. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 46, n. 14, p. 1854-1861, Nov. 2006.

OKAZAKI, Y.; GOTOH, E. Comparison of metal release from various metallic biomaterials in vitro. **Biomaterials, National Institute of Advanced Industrial Science and Technology**, v. 26, n. 1, p. 11-21, Jan. 2005.

PAWADE, R. S.; JOSHI, S. S.; BRAHMANKAR, P. K. Effect of machining parameters and cutting edge geometry on surface integrity of high-speed turned inconel 718. **International Journal of Machine Tools and manufacture**, v. 48, n. 1, p.15-28, Jan. 2008.

PAULA, A. R. Estudo da usinabilidade do aço ABNT4340 endurecido no torneamento com alta velocidade de corte sob diferentes condições de lubri-refrigeração. 2012. 167f. Dissertação (Mestrado), Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais - CEFET-MG, Belo Horizonte, Minas Gerais , 2012.

PRAKASH, L. H., Polycrystalline comparison and carbide tools Bonded wood. **Proc. Super Abrasives**, Chicago, p. 11-13, Jun. 1991.

RAHMAN, M.; WONG, Y. S.; ZAREENA, A. R. An overview of the machinability of aero engine alloys. **Journal of Material Processing Technology**, v. 134, p.233-253, 2003.

RAMESH S. et al. Surface Finish Investigation on Ti-6Al-4V machining using CVD coated carbide round inserts with RSM analysis, in: **Proceedings of 2nd International Conference on Recent Advances in Material Processing Technology** (RAMPT 2009), National Engineering College, Kovilpatti, India, p. 720-726, February 25-26, 2009.

RAMESH, S.; KARUNAMOORTHY, K.; PALANIKUMAR, K. Measurement and analysis of surface roughness in turning of aerospace titanium alloy (GR5) **Measurement**, v. 45, n.5, p.1266-1276, June 2012.

RIBEIRO, M. V.; MOREIRA, M. R. V.; FERREIRA, J. R. Optimization of titanium alloy (Ti-6Al-4V) machining. **Journal of Materials Processing Technology**, n.143-144, p. 458-463, 2003.

RODRÍGUEZ, C. A et al. High-speed machining of cast iron and alloy steels for die and mold manufacturing. **Journal of Material Processing Technology**. v.98, p104-115, Jan. 2000

ROTELLA, G. et al. The effects of cooling conditions on surface integrity in machining of Ti-6Al-4V alloy. **Int. J. Adv. Manuf. Technol.** v.71, p.47-55, 2009.

RUFFINO, R. T. Fluidos de corte. In **Fundamentos da usinagem dos metais**. São Paulo: Blucher, 1977. 751p.

SAHM, D.; SCHNEIDER, T. A produção sem refrigerante é interessante e deve ser mais conhecida. *Revista Máquinas e Metais*, N.367, pp.38-55, 1996.

SANDVIK COROMANT. **Ferramentas para torneamento**. 2012. Disponível em: <<http://www.sandvik.coromant.com/>>. Acesso em: abr. 2016.

SANTOS, A. V. **Usinagem em altíssimas velocidades**: como os conceitos HSM/HSC podem revolucionar a indústria metalmeccânica. São Paulo: Érica, 2003

SANTOS, S. C.; SALES, W. F. **Aspectos tribológicos da Usinagem dos materiais**. São Paulo: Artliber, 246p., 2007.

SCHNEIDER, S. G. **Obtenção e caracterização da liga Ti-13Nb-13Zr para aplicação como biomaterial**. 2001. 139f. Tese (Doutorado) - Universidade de São Paulo, Escola de Engenharia de Lorena, Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, São Paulo, 2001.

SCHULZ, H. The history of high-speed machining. In: INTERNATIONAL SCIENTIFIC CONFERENCE ON PRODUCTION ENGINEERING, **Proceedings of the...** v5., p.2-12, Opatija Croatia, 1999.

SCHULZ, H.; MORIWAKI, T. High-speed machining of aluminum using diamond endmills. **Annals of the CIRP**, v. 41, n. 2, p. 637-643, 1992.

SHAM, D., SCHNEIDER, T. A Produção sem refrigerante é interessante e deve ser mais conhecida. Revista Máquinas e Metais, nº367, pp. 38-55, Ago 1996.

SHAW, M. C. **Metal cutting principles**. New York: Oxford University Press, 1984.

SHAW, M. C. The effect of the cutting fluid upon chip-tool interface temperature. **Transactions of the ASME**, v. 73, n. 1, p. 45-56, 1951.

SHUKLA, A. K.; BALASUBRAMANIAM, R.; BHARGAVA, S. Properties of passive film formed on CP titanium, Ti-6Al-4V and Ti-13.4Al-29Nb alloys in simulated human body conditions. **Intermetallics**, v. 13, n. 6, p. 631-637, June 2005.

SILVA, L.R. et al. Manufatura ecologicamente correta: análise do comportamento da Mínima Quantidade de Lubrificante *MQL* no processo de retificação cilíndrica externa de mergulho. In: CONGRESSO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO, 6, 2011, CAXIAS DO Sul, RS. **Anais...** Caxias do Sul, RS: Associação Brasileira de Engenharia e Ciências Mecânicas, 2011.

SILVA, M. M. Integridade superficial de peças fresadas e retificadas. In: COLÓQUIO DE USINAGEM, 10, 2004, Belo Horizonte, MG. **Anais...** Belo Horizonte, MG: CEFET-MG, 2004. p.1-13.

SILVA, R. B. Desempenho de diferentes materiais de ferramentas de corte no torneamento de acabamento da liga de titânio Ti-6Al-4V com a tecnologia de aplicação de fluido de corte à alta pressão. 2006. 299f. Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica, Uberlândia, 2006.

SOUZA, S. A. **Ensaio mecânicos de materiais metálicos**: fundamentos teóricos e práticos. 5. ed. São Paulo: Edgard Blucher, 286p., 1982.

STEMMER, C. E. **Ferramentas de corte I**. 4. ed. Florianópolis: Editora da UFSC, 1995.

TONSHOFF, H. K. et al. High-speed or high-performance cutting: a comparison of new machining technologies. **Production Engineering**, v. 8, n.1, p. 5-8, 2001.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. **Metal cutting**. 4. ed. Oxford: Butterworths-Heinemann, 446p. 2000.

VIGNEAU, J. Obtendo alta produtividade na usinagem de ligas de titânio e superligas. **Máquinas e Metais**, n. 380, p.16-32, set. 1997.

WANG, M.; ZHANG, Y. Z. Diffusion wear in milling titanium alloys. **Materials Science and Technology**, v. 4, n. 6, p.548–553, 1988.

YOUSEFI, R.; ICHIDA, Y. A study on ultra-high-speed cutting of aluminium alloy: formation of welded metal on the secondary cutting edge of the tool and its effects on the quality of finished surface. **Precision Engineering**, v.24, n. 4, p. 371-376, Oct. 2000.

ZHANG, Y. Z. et al. A literature review of titanium metallurgical processes. **Hydrometallurgy**, v. 108, n. 3-4, p. 177-188, July 2011.

ZIMMERMAN, C.; BOPPANA, S. P.; KATBI, K. Machinability test methods. In: DAVIS, J. R. (Ed.). **Metals handbook: machining**. 9. ed. Ohio: ASM, 1989. v.16, p. 639-647.