

RICARDO RIBEIRO MOURA

**USINAGEM DA LIGA Ti6Al4V COM APLICAÇÃO DE
LUBRIFICANTES SÓLIDOS NO TORNEAMENTO**



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

2017

RICARDO RIBEIRO MOURA

USINAGEM DA LIGA Ti6Al4V COM APLICAÇÃO DE LUBRIFICANTES SÓLIDOS NO TORNEAMENTO

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

Área de Concentração: Materiais e Processo de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva

Uberlândia – MG

2017

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)
Sistema de Bibliotecas da UFU, MG, Brasil.

M929t Moura, Ricardo Ribeiro, 1986-
2017 Usinagem da liga Ti6Al4V com aplicação de lubrificantes sólidos
no torneamento / Ricardo Ribeiro Moura. - 2017.
 131 f. : il.

Orientador: Márcio Bacci da Silva.
Tese (doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Programa
de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
Inclui bibliografia.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Usinagem - Teses. 3. Ligas de
titânio - Teses. 4. Ferramentas para cortar metais - Teses. I. Silva, Márcio
Bacci da, 1964- II. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-
Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

CDU: 621

RICARDO RIBEIRO MOURA

**USINAGEM DA LIGA Ti6Al4V COM APLICAÇÃO DE LUBRIFICANTES SÓLIDOS
NO TORNEAMENTO**

Tese **APROVADA** pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia.
Área de Concentração: Materiais e Processo de Fabricação

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva – UFU - Orientador

Prof. Dr. Washington Martins da Silva Junior

Prof. Dr. Eder Silva Costa

Prof. Dr. Amauri Hassui

Prof. Dr. Marcos Valério Ribeiro

Uberlândia, 24 de Fevereiro de 2017

“Nunca te orgulhes de haver vencido a um adversário, ao que venceste hoje poderá derrotar-te amanhã. A única vitória que perdura é a que se conquista sobre a própria ignorância. “

(Jigoro Kano)

AGRADECIMENTOS

À Universidade Federal de Uberlândia/Faculdade de Engenharia Mecânica/Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem – LEPU, pela infraestrutura essencial à realização desta tese.

Ao Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva pelo incentivo, amizade e orientação, imprescindíveis à realização do presente trabalho.

Aos professores Dr. Álisson Rocha Machado e Wisley Falco Sales pelos conselhos e ajuda necessárias para evolução desta pesquisa.

Aos amigos do Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem – LEPU.

À Quimatic Tapmatic do Brasil, nas pessoas dos Srs. Marcelo Francoso e Marcos Pacheco, que forneceu os fluidos de corte para realização deste trabalho.

À Nacional do Grafite Ltda., na pessoa do Sr. Carmelo Jonas Cook, que foi de grande ajuda ao fornecer as amostras de grafite em pó para essa pesquisa.

À CAPES, à FAPEMIG e ao CNPq pelo suporte financeiro.

Aos meus pais Moacir Ribeiro de Moura e Maria Terezinha Lopes Moura, importantes incentivadores durante todo o período do doutorado.

MOURA, R. R. **Usinagem da liga Ti6Al4V com Aplicação de Lubrificantes Sólidos no Torneamento.** Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia. 2017. 131f.

Resumo

O processo de usinagem de materiais de difícil corte, tais como o titânio e suas ligas, tem um papel importante no desenvolvimento de novas técnicas de usinagem, tais como ferramentas de corte e revestimentos, com o objetivo de aumentar a usinabilidade destes materiais. Devido às propriedades térmicas do titânio, como a baixa condutividade térmica e elevada resistência à fluência., a ferramenta de corte sofre um desgaste acelerado que afeta a vida útil da ferramenta. Este trabalho descreve um estudo sobre o uso de lubrificante sólido durante a usinagem da liga Ti6Al4V em uma operação de torneamento. Foram utilizadas ferramentas de metal duro revestidas com TiAlN (classe S15). Foram realizados ensaios a seco, com jorro e com Mínima Quantidade de Lubrificante – MQL, e soluções contendo 20% em peso de lubrificantes sólidos: GR325 (grafite com tamanho máximo de partícula de 40 μm), GR625 (20 μm), GR1000 (5 μm) e bissulfeto de molibdênio (MoS_2 , 5 μm). Os parâmetros avaliados foram: vida da ferramenta de corte, acabamento da superfície usinada (R_a e R_t), as forças de usinagem, análise do cavaco, grau de recalque (R_c) e a temperatura de corte (termopar-ferramenta-peça). O desgaste de flanco foi o maior problema na usinagem da liga de titânio, mas foi significativamente reduzida devido à ação dos lubrificantes sólidos. Os resultados experimentais mostraram a superioridade do bissulfeto de molibdênio em relação ao grafite no processo de torneamento, reduzindo o desgaste da ferramenta de corte e prolongando a vida da ferramenta, melhorando a rugosidade da superfície, diminuindo as forças de corte, o grau de recalque (R_c) e a temperatura do processo. O lubrificante sólido pode ser uma alternativa viável em relação a usinagem a seco e em jorro. Assim, pode-se concluir que a aplicação apropriada de lubrificantes sólidos na usinagem da liga Ti6Al4V resultou na redução no desgaste da ferramenta, que pode levar a aumento de produtividade.

Palavras-chave: *Liga de Titânio, Metal duro, Rugosidade, Vida da ferramenta, Bissulfeto de molibdênio, Grafite, Força de corte, Temperatura de usinagem.*

MOURA, R. R. **Ti6Al4V Alloy Machining with Application of Solid Lubricants in Turning.** Doctoral Thesis, Federal University of Uberlândia, Uberlândia. 2017. 131 f.

Abstract

The process of machining of difficult to cut materials such as titanium and its alloys has an important role in the development of new machining techniques, such as cutting tools and coatings, with the aim to increase the machinability of these materials. Due to the thermal properties of titanium, such as low thermal conductivity and high creep resistance, the cutting tool suffers accelerated wear, which affects the tool life. This paper describes a study of the use of solid lubricant during the machining of Ti6Al4V in a turning operation. TiAlN coated cemented carbide tool (grade S15) was used. Dry tests, flood, Minimum Quantity of Lubricant – MQL, and tests with lubricant with 20% by weight of solid lubricants: GR325 (graphite, maximum particle size of 40µm), GR625 (20µm), GR1000 (5µm) and molybdenum disulphide (MoS_2 , 5µm) were carried out. The parameters evaluated are: tool life, surface roughness, cutting forces, analysis of chips, chip thickness ratio and temperature of the interface (tool-work thermocouple). Tool flank wear, a major problem in machining of titanium alloys, was significantly reduced due to the action of the solid lubricants. Experimental results showed the superiority of molybdenum disulphide in relation to graphite in the turning process: reducing the tool wears, prolonging tool life, reducing cutting forces, improving surface roughness, reducing degree of chip deformation and decreasing the cutting temperature. The solid lubricant may be a viable alternative to dry and flood turning. Thus, it may be inferred that proper application of solid lubricants in machining of Ti6Al4V alloy results in reduction in tool wear, which can lead to enhancement of productivity.

Keywords: *Titanium alloy, Carbide tools, Surface roughness, Tool life, Molybdenum disulphide, Graphite, Cutting forces, Cutting temperature.*

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

Letras Latinas

A'α.....	Superfície secundária de folga
a _e	Penetração de trabalho (mm)
a _f	Penetração de avanço (mm)
Al ₂ O ₃	Alumina
AlCrN.....	Nitreto de Cromo-Alumínio
a _p	Profundidade de corte (mm)
APC.....	Aresta postiça de corte
Aα.....	Superfície principal de folga
Aγ.....	Superfície de saída
CBN.....	Nitreto de boro cúbico
CNC.....	Controle Numérico Computadorizado
Co.....	Cobalto
CV.....	Cavalo vapor
CVD.....	Chemical Vapor Deposition
D.....	Diâmetro da Fresa (mm)
ddp.....	Diferença de potencial elétrico (mV)
EDS.....	Espectroscopia de Energia Dispersiva
f.....	Avanço (mm/rev)
F _{ap}	Força de apoio
F _c	Força de corte
F _e	Força efetiva de corte
F _f	Força de avanço
F _p	Força passiva
F _t	Força ativa
F _u	Força de usinagem
f _z	Avanço por dente (mm/dente)
h.....	Espessura calculada do cavaco
h'.....	Espessura calculada do cavaco
HB.....	Dureza Brinell (Kgf/mm ²)
HRC.....	Dureza Rockwell

HV.....	Dureza Vickers (Kgf/mm^2)
$\text{HV}_{\text{média}}$	Dureza Vickers média (Kgf/mm^2)
k.....	Condutividade térmica (W/m.k)
kB	Largura do desgaste de cratera
KM.....	Distância do centro desta à aresta de corte
KT.....	Profundidade de cratera
MoS_2	Bissulfeto de molibdênio
n.....	Rotação da ferramenta (rpm)
PCBN.....	Nitreto de boro cúbico policristalino
PCD.....	Diamante policristalino
P_f	Plano admitido de trabalho
P_o	Plano ortogonal da ferramenta
P_p	Plano dorsal da ferramenta
P_r	Plano de referência da ferramenta
P_s	Plano de corte da ferramenta
PTFE.....	Politetrafluoretileno
PVD.....	Physical Vapour Deposition
R_a	Desvio aritmético médio da Rugosidade
R_c	Grau de recalque do cavaco
R_q	Desvio médio quadrático da Rugosidade
R_t	Altura total do perfil da Rugosidade
R_z	Altura máxima do perfil da Rugosidade
S.....	Aresta principal de corte
S'	Aresta secundária de corte
SEM.....	Microscópio Eletrônico de Varredura
SiC.....	Carbeto de silício
T.....	Temperatura ($^{\circ}\text{C}$)
t_c	Tempo de corte (min)
Ti.....	Titânio
TiC.....	Carbeto de titânio
TiN.....	Nitreto de titânio
TiNAI.....	Nitreto de titânio-alumínio
TRM.....	Taxa de Remoção de Material (mm^3/min)
VB_B	Desgaste de flanco médio
$\text{VB}_{B\text{máx}}$	Desgaste de flanco máximo
VB_c	Desgaste de entalhe no flanco secundário

VB_n	Desgaste de entalhe no flanco principal
v_c	Velocidade de corte
v_e	Velocidade efetiva de corte
v_f	Velocidade de avanço
WC	Carbeto de tungstênio
x_r	Ângulo de posição
z	Número de dentes da fresa
α_0	Ângulo de folga
β_0	Ângulo de cunha
γ_0	Ângulo de saída
γ_n	Ângulo de saída normal
φ	Ângulo de cisalhamento do plano primário

Abreviaturas

- ABNT- Associação Brasileira de Normas Técnicas
 AISI - American Iron and Steel Institute
 ASME - American Society of Mechanical Engineers
 ASTM - American Society for Testing and Materials
 DIN - Deutsche Institut für Normung
 FEMEC – Faculdade de Engenharia Mecânica
 ISO - International Organization for Standardization
 LEPU – Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem
 SAE - Society of Automotive Engineers
 UFU – Universidade Federal de Uberlândia

SUMÁRIO

CAPÍTULO I – Introdução.....	01
1.1. Objetivo.....	03
1.2. Justificativa.....	04
1.3. Organização da tese.....	04
CAPÍTULO II – Revisão Bibliográfica.....	06
2.1. O processo de torneamento.....	06
2.1.1. Ferramenta de corte.....	07
2.1.2. Vida da ferramenta de corte.....	13
2.1.3. Forças de corte.....	15
2.1.4. Rugosidade.....	17
2.1.5. Formação do cavaco.....	20
2.1.6. Temperatura de usinagem.....	27
2.1.7. Desgaste da ferramenta.....	30
2.2. O titânio e suas ligas.....	33
2.2.1. Microestrutura do Ti6Al4V.....	35
2.2.2. Aplicação da liga Ti6Al4V.....	39
2.2.3. Usinabilidade da liga Ti6Al4V.....	42
2.3. As técnicas de lubri-refrigeração.....	46
2.3.1. Tipos de fluidos de corte.....	48
2.4. Lubrificantes sólidos.....	49
2.4.1. Grafite.....	50
2.4.2. Bissulfeto de Molibdênio (MoS_2).....	51
2.4.3. Nitreto de Boro.....	52
2.4.4. Politetrafluoretileno (PTFE).....	53
CAPÍTULO III – Metodologia.....	54
3.1. Caracterização do material (Ti6Al4V).....	55
3.2. Procedimento experimental.....	56

3.2.1. Equipamentos utilizados.....	60
3.2.2. Metodologia dos ensaios.....	60
3.3. Calibração termopar-ferramenta-peça.....	63
CAPÍTULO IV – Resultados e Discussões.....	66
4.1. Testes de vida.....	66
4.1.1. Tempo de usinagem.....	66
4.1.2. Desgaste de flanco.....	68
4.1.3. Desgaste de Cratera.....	69
4.1.4. Acabamento da superfície usinada.....	70
4.1.5. Forças de usinagem.....	74
4.1.6. Mecanismos de desgaste.....	77
4.1.7. Grau de recalque.....	82
4.1.8. Análise do cavaco.....	85
4.2. Testes específicos.....	93
4.2.1. Temperatura de usinagem.....	93
4.2.2. Acabamento da superfície usinada.....	96
4.2.3. Forças de usinagem.....	100
4.2.4. Grau de recalque.....	106
4.2.5. Análise do cavaco.....	108
CAPÍTULO V – Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros.....	117
5.1. Conclusões.....	117
5.2. Sugestões para trabalhos futuros.....	119
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	120
ANEXO.....	130

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

Uma análise geral das operações de usinagem, considerando os aspectos ecológicos, pode identificar nestas operações várias fontes agressoras do meio ambiente, entre elas, os fluidos de corte ou fluidos lubri-refrigerantes. Em distintos processos os fluidos são utilizados em grandes quantidades para aumentar a vida das ferramentas e melhorar a qualidade das peças produzidas, consequentemente, influindo nos custos industriais. Os fluidos lubri-refrigerantes introduzem uma série de melhorias funcionais e econômicas no processo de usinagem de metais. As melhorias de caráter funcional são aquelas que facilitam o processo de usinagem, conferindo a este um melhor desempenho, com redução do coeficiente de atrito entre a ferramenta e o cavaco, expulsão do cavaco da região de corte, refrigeração da ferramenta, refrigeração da peça em usinagem, melhor acabamento da peça usinada e refrigeração da máquina-ferramenta. Entre as melhorias de caráter econômico distinguem-se a redução do consumo de energia, redução do custo da ferramenta na operação e proteção contra corrosão da peça usinada (ARAUJO JUNIOR, 2013).

Para a obtenção destas melhorias, diversas formas de aplicação e tipos de fluidos de corte são utilizados. Entre os meios auxiliares de lubri-refrigeração, os principais métodos utilizados são os de aplicação com fluido em abundância (jorro) e atualmente também a Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL).

A tendência mundial visa à usinagem sem fluido de corte (a seco), que objetiva reduzir de forma significativa custos com a compra de fluidos de corte e sua destinação final, bem como problemas ocupacionais, tais como doenças de pele (dermatites) e variações de sintomas respiratórios, e relacionados ao meio ambiente, onde os fluidos de corte tornam-se graves poluentes da água, solo e ar.

A usinagem a seco é relatada por muitos pesquisadores como a "usinagem do futuro", eliminando o uso de fluidos de corte, devido ao avanço dos materiais para ferramentas de corte (SREEJITH; NGOI, 2000; DINIZ; OLIVEIRA, 2004; REDDY; NOUARI, 2010; MARQUES, 2015). No entanto, em casos com condições de usinagem mais severas, como na furação e fresamento (corte intermitente), a usinagem a seco tem algumas restrições

devido a maiores tensões térmicas e mecânicas envolvidas no processo. Como em muitos casos, se não é possível abster completamente de assistência auxiliar, o método de aplicação chamado mínima quantidade de lubrificante (MQL) tem mostrado ser uma boa alternativa (COSTA et al., 2006).

Os pesquisadores têm trabalhado com o uso de "eco-lubrificantes" em processos de usinagem utilizando a Mínima Quantidade de Lubrificante – MQL, com bissulfeto de molibdênio (MoS_2) em pó, solução contendo grafite em pó misturado com água e óleo SAE20 em várias proporções, em vez de apenas fluidos refrigerantes convencionais em sua composição (RAO; KRISHNA, 2008; MARQUES, 2015). Os resultados são encorajadores, incluindo uma redução significativa na taxa de desgaste da ferramenta, melhor precisão dimensional e rugosidade da superfície pela utilização do MQL, especialmente pela redução da temperatura da zona de corte e por proporcionar uma interação mais amigável da interface cavaco-ferramenta-peça (KHAN; DHAR, 2006).

Pesquisas recentes investigaram o uso de grafite como um meio lubrificante no processo de usinagem para reduzir o calor gerado. O papel efetivo do grafite como lubrificante foi evidente a partir da melhoria global do processo. Vários trabalhos (VENUGOPAL; RAO, 2004; SHAJI; RADHAKRISHNAN, 2003; MARQUES, 2015) mostraram influência em diferentes parâmetros do processo, como forças de corte, temperatura, energia específica e rugosidade superficial, que foram relatados como inferiores quando comparados a usinagem com refrigeração convencional. A utilização de grafite e bissulfeto de molibdênio (MoS_2) utilizados no processo de usinagem, relatados por Reddy e Rao (2006), mostram melhoria considerável no desempenho do processo, em comparação com a de usinagem com fluido de corte convencional em termos de forças de corte, rugosidade da superfície e energia específica.

Safian et al. (2009) compararam a aplicação de óleo vegetal utilizando a técnica de MQL com as estratégias de refrigeração a seco e jorro utilizando fluido em emulsão. O estudo mostrou os efeitos significativos do fluido de corte e do tipo de estratégia de refrigeração adotada na vida da ferramenta e no desgaste, onde o MQL produziu os melhores resultados em termos de vida da ferramenta.

Lawal et al. (2013) pesquisaram várias técnicas de lubrificação para os processos de usinagem e afirmou que era impossível classificá-las com base na variedade de materiais disponíveis, materiais de ferramentas e do próprio processo. A técnica MQL com óleo vegetal como lubrificante, aparentemente ofereceu a melhor solução ambiental juntamente com o melhor desempenho como observado pelos pesquisadores.

A usinagem da liga de titânio é dificultada pela sua alta reatividade, baixa condutividade térmica e esforços elevados, que levam a elevada temperatura de corte e

vibração. Por se tratar de um material amplamente utilizando na indústria aeronáutica e de alto valor agregado, qualquer avanço que leve a melhoria do processo é de extrema importância industrial e científica.

As altas temperaturas de corte, são uma das principais razões para o desgaste rápido da ferramenta e, portanto, pobre usinabilidade das ligas de titânio (TRENT; WRIGHT, 2000). Essas ligas exigem uma eficiente estratégia de refrigeração para reduzir a temperatura na zona de contato cavaco-ferramenta-peça. A este respeito, o MQL com lubrificantes sólidos é potencialmente uma boa escolha, pela sua excelente capacidade de refrigeração e por ser ecologicamente correto.

Diversos pesquisadores estão trabalhando com lubrificantes sólidos, por exemplo grafite (REDDY; RAO, 2006; KRISHNA; RAO, 2007; VENUGOPAL; RAO, 2004; KRISHNA; RAO; SRIKANT, 2007; MOURA; SILVA, 2014a; SHAJI; RADHAKRISHNAN, 2002), MoS₂ (MOURA; SILVA, 2015b; REEDY; RAO, 2006; REDDY; NOUARI, 2011; MUKHOPADHYAY; BANERJEE; REDDY, 2007; BAGCHI; MUKHARJEE; BASU, 1972), boro (RAO; KRISHNA, 2008; KRISHNA; RAO,; SRIKANT, 2010) e grafeno (SAMUEL et al., 2011; SRIKANT; et al., 2011), que tornam possível manter e fornecer lubrificação ao longo uma ampla faixa de temperaturas. Podendo ser um método eficaz para reduzir o atrito entre duas superfícies de contato, dependendo das condições de trabalho.

A presente pesquisa concentra-se na usinagem com participação de lubrificação sólida, contribuindo para uma usinagem sustentável, ecologicamente correta, de materiais avançados de engenharia. Além disso, esta pesquisa passa a ser uma alternativa à tradicionais técnicas de usinagem. Os resultados obtidos com essa pesquisa podem ser aplicados diretamente na indústria, em diversos processos de usinagem e em outras ligas metálicas, contribuindo para aumentar a produtividade, consequentemente a competitividade da indústria nacional no cenário global.

1.1. Objetivo

O principal objetivo deste trabalho é aumentar a usinabilidade da liga de titânio Ti6Al4V no torneamento, através da aplicação de lubrificantes sólidos. Como lubrificantes serão utilizados o grafite e o bisulfeto de molibdênio (MoS₂) aplicados através do sistema MQL (Mínima Quantidade de Lubrificante). O desempenho do processo será avaliado em termos de:

- forças de usinagem;
- desgaste da ferramenta de corte;
- vida da ferramenta;

- acabamento da superficial da peça de trabalho;
- temperatura de usinagem;
- grau de recalque;
- e análise do cavaco.

1.2. Justificativa

Este trabalho faz parte de uma pesquisa que se concentra em usinagem com participação de lubrificação sólida, contribuindo para uma usinagem sustentável de materiais avançados de engenharia. Além disso, esta pesquisa torna-se uma alternativa às técnicas tradicionais de usinagem. Com os resultados obtidos, será possível analisar a viabilidade do uso de lubrificantes sólidos na usinagem de uma liga de baixa usinabilidade como a Ti6Al4V.

A usinagem da liga Ti6Al4V é difícil, essa liga possui características específicas que a torna amplamente utilizada na indústria aeronáutica, aeroespacial, naval, biomédica e em situações onde seja exigida resistência mecânica a elevas temperaturas. Por se tratar de um material amplamente utilizado na indústria e de alto valor agregado, qualquer avanço que leve a melhoria do processo é de extrema importância industrial e científica.

1.3. Organização da tese

Este trabalho foi estruturado em VI capítulos, ilustrados na Fig. 1.1.

- Capítulo I – Trata-se do capítulo referente à introdução, onde o tema principal do trabalho é abordado. Os objetivos, motivações e justificativa para realização deste trabalho são expostos neste capítulo.
- Capítulo II – Apresenta a revisão bibliográfica. Os principais tópicos relacionados ao tema desta pesquisa são abordados.
- Capítulo III – Neste capítulo a metodologia utilizada é apresentada, bem como os equipamentos, materiais, ferramentas e máquinas utilizados.
- Capítulo IV – Apresenta os resultados obtidos e a análise destes resultados.
- Capítulo V – Traz as conclusões obtidas com este trabalho e sugestões para trabalhos futuros.
- Referências Bibliográficas – Lista todas as referências bibliográficas utilizadas na elaboração deste trabalho.
- Anexo I – São listados todos os trabalhos publicados oriundos desta tese até a data de defesa.

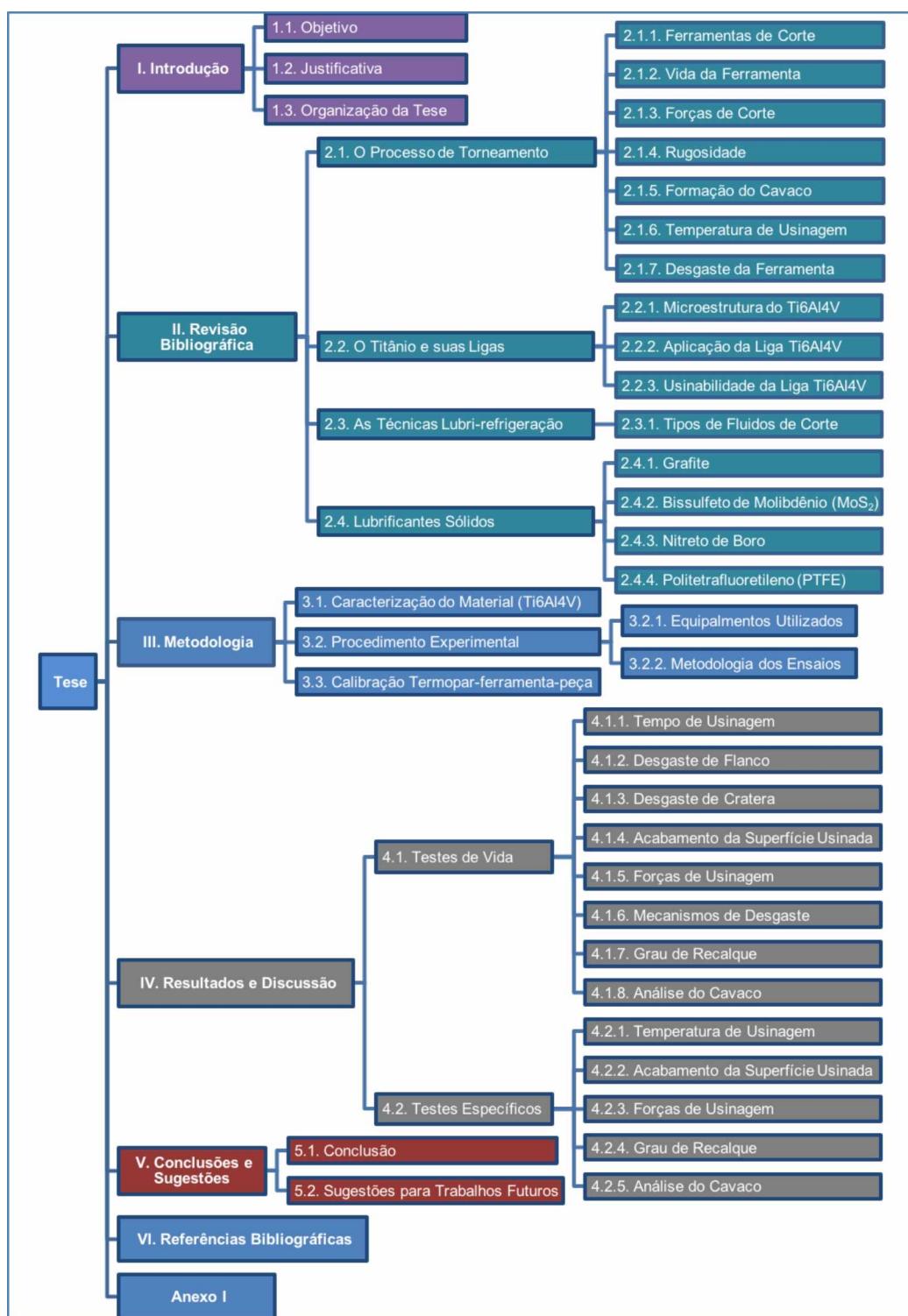


Figura 1.1 – Fluxograma da organização da tese.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo tem como finalidade apresentar uma revisão da literatura sobre a usinagem das ligas de titânio, reuniu-se o maior número de informações necessárias para o embasamento teórico do trabalho, com ênfase nos seguintes tópicos: o processo de torneamento, o titânio e suas ligas, os lubrificantes sólidos e as técnicas de lubri-refrigeração na usinagem.

2.1. O processo de torneamento

O termo usinagem compreende todo processo mecânico onde a peça é o resultado de um processo de remoção de material. Existem vários processos de usinagem, entre eles serramento, aplanaamento, torneamento, fresamento, furação, brochamento, eletroerosão entre outros.

Torneamento é o processo de usinagem usado para fabricar peças de revolução cilíndricas, no qual a ferramenta desenvolve um deslocamento linear, enquanto a peça exerce um movimento rotacional. Normalmente executada por uma máquina-ferramenta chamada torno, o torneamento usina o diâmetro da peça até certa dimensão especificada dando-lhe o formato escolhido.

Segundo Ávila (2003) o torneamento compreende um dos processos de fabricação mais utilizados desde os mais remotos tempos. Neste processo está presente uma gama de variáveis de complexa análise. Vários trabalhos técnico-científicos são desenvolvidos com base neste processo devido à facilidade de visualização do mecanismo de formação do cavaco que pode ser entendido como uma das primeiras etapas para melhor entendimento do fenômeno. Basicamente três variáveis são tidas como as mais importantes neste processo: velocidade de corte (v_c), avanço (f) e profundidade de corte (a_p). Conforme ilustrados na Fig. 2.1. Os conceitos destes parâmetros de corte são encontrados na Norma ABNT NBR 6162 (1989):

- Velocidade de corte (v_c) [m/min] - velocidade linear relativa entre a ponta da ferramenta e a peça em rotação;
- Avanço (f) [mm/rotação] - distância percorrida pela ferramenta por revolução da peça. Permite remoção contínua de material;
- Profundidade de corte (a_p) [mm] - espessura ou profundidade de penetração da ferramenta medida perpendicularmente ao plano de trabalho;
- Taxa de remoção de material [mm^3/min] - volume de material removido por unidade de tempo.

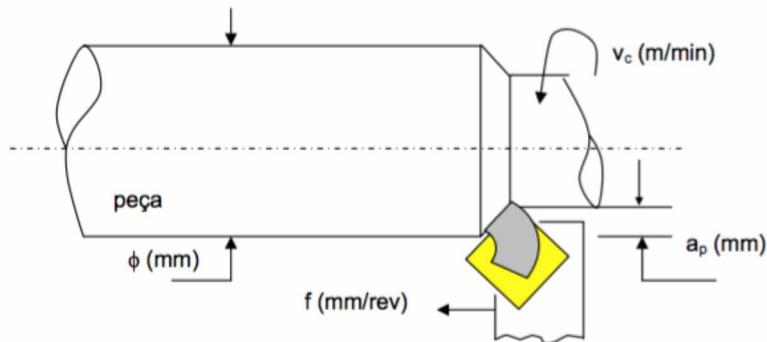


Figura 2.1 – Parâmetros de corte de torneamento (ÁVILA, 2003).

Segundo Machado et al. (2015), basicamente duas operações podem ser executadas, desbaste e acabamento. Em operação de desbaste geralmente são utilizadas menores velocidades de corte e maiores avanços e profundidade de corte resultando em maior taxa de remoção de material com um pior acabamento superficial da peça usinada. Na operação de acabamento são utilizadas maiores velocidades de corte, com menores avanços e profundidades de corte, e consequentemente menor taxa de remoção de material e melhor acabamento superficial da peça usinada.

2.1.1. Ferramenta de corte

Segundo Machado et al. (2015), o processo de usinagem baseia-se na remoção de material, utilizando como ferramenta um material mais duro e mecanicamente mais resistente que a peça. Partindo-se do princípio da dureza relativa, o surgimento de novos materiais e ligas estruturais com excelentes propriedades de resistência mecânica e elevada dureza contribuíram para o aparecimento de novos materiais para confecção de ferramentas mais resistentes. Para seleção do material da ferramenta uma série de fatores devem ser analisados, entre eles podem ser mencionados:

- Material a ser usinado;

- Processo de usinagem;
- Condição da máquina utilizada;
- Forma e dimensões da ferramenta;
- Custo da ferramenta;
- Condições de usinagem;
- Condições de operação.

As principais propriedades desejáveis em uma ferramenta de corte são:

- Dureza a quente;
- Resistência ao desgaste;
- Estabilidade química (ser inerte quimicamente);
- Alta dureza;
- Tenacidade suficiente para evitar falha por fratura;
- Alta resistência à compressão;
- Alta resistência ao cisalhamento;
- Resistência ao choque térmico.

Machado et al. (2015) ilustram uma relação entre os materiais das ferramentas e suas propriedades de dureza (Fig. 2.2) desde o aço carbono (material tenaz) até o diamante natural (material duro e frágil). Segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2012) os materiais usados para confecção das ferramentas de corte podem ser divididos com base nas suas características químicas da seguinte forma:

- Aço-rápido;
- Aço-rápido com cobertura;
- Metal duro;
- Metal duro com cobertura;
- Material cerâmico;
- Nitreto cubico de boro (CBN);
- Diamante (PCD – Polycrystalline Diamond).

O segundo grande impulso na área dos materiais de ferramenta de corte aconteceu com o aparecimento do metal duro. O primeiro foi com o surgimento do aços-rápidos. Com os metais duros, novamente, as velocidades de corte puderam ser aumentadas em praticamente uma ordem de grandeza (de 35 m/min com os aços-rápidos para 250~300 m/min com os metais duros). O advento desta classe aconteceu no final da década de 20,

na Alemanha, quando Schröter conseguiu produzir em laboratório o WC (carboneto de tungstênio) em pó pela primeira vez. A mistura deste pó principalmente com o cobalto, também em pó (admitindo-se ainda o níquel ou o ferro, mas com resultados inferiores), trouxe ao mercado, na década de 30, um dos mais fantásticos grupos de materiais de ferramentas de corte: o metal duro (MACHADO et al., 2015).

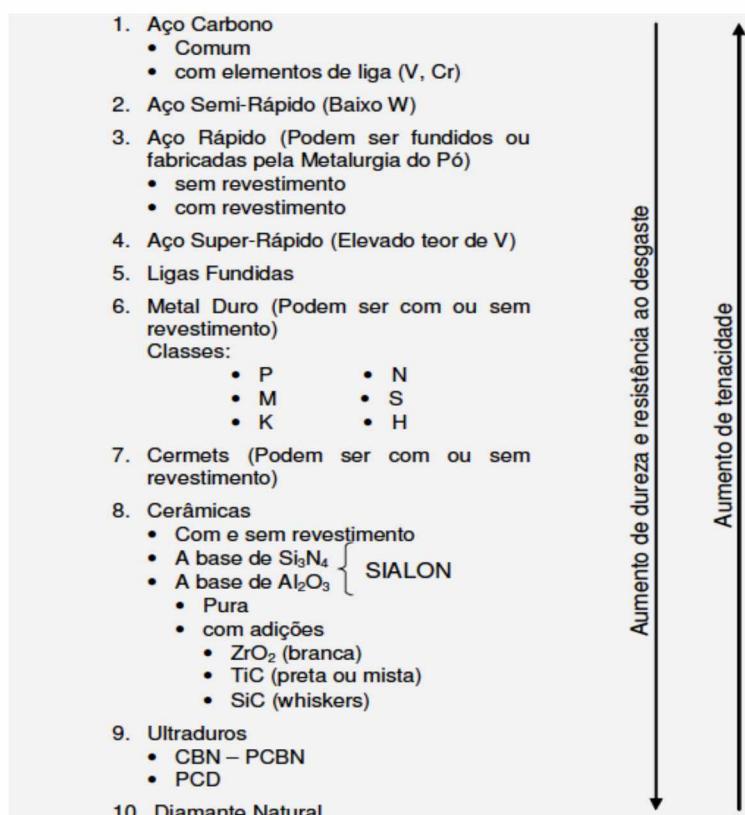


Figura 2.2 - Lista dos materiais para ferramentas de corte (MACHADO et al., 2015).

Os alemães batizaram esse novo metal de “Widia” (do alemão “Wie Diamond”, que significa: “como o diamante”), fazendo referência à semelhança das propriedades desse material com as do diamante. Em pouco tempo o metal duro se popularizou entre os materiais para ferramentas de corte devido a combinação de resistência ao desgaste, resistência mecânica e tenacidade em altos níveis. Outra de suas características é a manutenção da dureza a quente, em torno de 400 HV a 1000 °C.

Trent e Wright (2000) citam que este material pode apresentar a adição de elementos como TiC (carboneto de titânio), TaC (carboneto de tântalo) ou NbC (carbeto de nióbio) no conjunto WC + Co (carboneto de tungstênio + cobalto). Esses elementos possibilitaram a redução do desgaste por cratera e segundo Machado et al. (2015) as razões para isso são:

- Os carbonetos adicionados têm maiores durezas que o WC, apresentando assim maior resistência ao desgaste;
- A solubilidade dos carbonetos adicionados no ferro é muito menor que o WC. Isto inibe a difusão, que é um dos mecanismos de desgaste mais importante a altas temperaturas;
- A estabilidade dos carbonetos adicionados é maior que os WC. Isto implica em maiores dificuldades de dissolução e difusão desses elementos.

A “International Organization for Standardization”, na ISO 513 (2013) determina a divisão das ferramentas de metal duro em classes. São seis classes denominadas pelas letras P, M, K, N, S e H em função de suas aplicações básicas. Estas classes citadas anteriormente têm por definição:

- Classe P – compreendem os metais duros com elevado teor de TiC e TaC, o que confere elevada dureza a quente e resistência ao desgaste. São aplicados na usinagem de metais e ligas ferrosas que apresentam cavacos contínuos (ou longos) e dúcteis. As ferramentas desta classe são empregadas na usinagem de aços não ligados; aços de alta liga; aços fundidos e ferros maleáveis de cavacos longos. Por formarem uma grande área de atrito entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta desenvolvem temperaturas elevadas e grande desgaste de cratera. Não são indicadas para aços inoxidáveis com estrutura austenítica.
- Classe M – neste grupo encontram-se os metais duros com propriedades intermediárias, destinados a ferramentas que tenham múltiplas aplicações. São aplicados na usinagem de metais e ligas ferrosas que apresentam tanto cavacos contínuos como cavacos curtos. São empregados na usinagem de aços inoxidáveis austeníticos, ferríticos e martensíticos; aços fundidos; aços-manganês; ferros fundidos e ferros fundidos maleáveis.
- Classe K – este grupo foi o primeiro a ser desenvolvido, e é composto principalmente por carboneto de tungstênio aglomerado por cobalto. Como este metal duro não é resistente ao desgaste de cratera, são aplicados na usinagem de metais frágeis e ligas ferrosas que apresentam cavacos curtos e ainda em materiais não-metálicos.
- Classe N – os metais duros e PCD, deste grupo, são aplicados em vários tipos de alumínio e outros metais não-ferrosos; plásticos e madeira.
- Classe S – neste grupo se encontram os metais duros e cerâmicas ($\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{SiC}$), indicados para a usinagem de ligas resistentes ao calor; ligas especiais à base de

níquel ou cobalto; titânio e suas ligas; aços de alta liga e demais materiais de difícil remoção de cavacos.

- Classe H – metais duros e cerâmicas ($\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiC}$ e PCBN), para aplicações que incluem os materiais endurecidos como aço temperado; ferro fundido temperado; ferro fundido coquilhado e aço manganês.

Segundo Ávila (2003), a engenharia de superfície vem sendo apontada em diversos trabalhos técnico científicos como sendo uma inovadora e competitiva alternativa para produção de ferramentas de corte mais resistentes e confiáveis. Particularmente nos processos de usinagem espera-se obter para uma ferramenta de corte não somente um aumento de sua vida, mas também um determinado grau de confiabilidade no seu desempenho em processo.

O revestimento de ferramentas de metal duro ganhou uma importância muito grande, pois o revestimento pode garantir um desempenho bem superior à ferramenta sem revestimento na usinagem de materiais ferrosos, sendo estes os materiais mais utilizados na indústria mecânica. Entre todo o metal duro utilizado na indústria, os revestidos representam, atualmente, mais de 95%, com tendência a crescimento contínuo. Outro fator que contribuiu muito para o crescimento da aplicação do metal duro revestido é o maior domínio das técnicas de revestimento, bem como um custo mais acessível. Os revestimentos são aplicados em substratos de quaisquer classes de metal duro (MACHADO et al., 2015).

Independente do processo de recobrimento a ser utilizado (CVD ou PVD) deverão ser tomados os devidos cuidados quanto à preparação do substrato que irá receber a cobertura. A peça a ser recoberta deverá estar completamente acabada, retificada e polida, pois devido à pequena espessura da camada dura, elas tenderão a seguir as características do acabamento superficial da peça. Por isso, quanto mais fino for o acabamento superficial, melhores serão os coeficientes de atrito da peça recoberta. A limpeza da peça também é muito importante, pois a presença de impurezas, corrosão ou oxidação não permitirão a perfeita aderência do recobrimento ao substrato. Basicamente, antes de a peça ser recoberta ela deverá passar pelos seguintes tratamentos: desengraxate limpeza ultrassônica, rinsagem, enxágue e secagem com ar quente. O material do substrato deve seguir dois critérios básicos para que possa ser aplicado no processo. O primeiro critério é que o substrato deve possuir ponto de fusão (na pressão do processo) acima da temperatura necessária para a deposição do revestimento. O segundo critério é que o material do substrato possua um coeficiente de expansão térmica comparável ao do revestimento. Com o resfriamento, o substrato contrai-se até que atinja as dimensões da temperatura ambiente

e, caso o revestimento possua baixo coeficiente de dilatação térmica, o mesmo pode ser afetado. Podem ser geradas tensões compressivas no substrato, causando empenamento da amostra, trincas ou delaminação (MAY, 1995).

A análise de desempenho de ferramentas e/ou revestimentos em processos de usinagem por meio de indicativos de usinabilidade, tais como vida e desgaste de ferramenta, temperatura de corte e integridade superficial da peça usinada dentre outros correspondem à forma mais realística utilizada para constatação e verificação de tendências. Desta maneira são criadas bases de dados que posteriormente analisados de forma qualitativa e quantitativa, ainda que para processos e condições específicas de corte, oferecem importantes informações técnico-científicas para tomadas de decisões, que podem otimizar tanto o processo de corte (escolha mais adequada de parâmetros de corte) quanto o tipo e espessura de revestimentos a serem adotados (ÁVILA, 2003).

Um acentuado aumento na vida de ferramentas de corte para usinagem com corte interrompido foram observados quando aplicados inicialmente revestimentos de TiN, por volta da década de 70 do século passado, por deposição química de vapor (CVD), sendo posteriormente na década de 80, aplicados por deposição física de vapor (PVD) em substratos de aço rápido (HOLMBERG; MATTHEWS, 1994, apud ÁVILA, 2003).

As técnicas de PVD são utilizadas num amplo campo de aplicação: produção de revestimentos ópticos, lubrificantes, supercondutores, decorativo e ultraduros. A espessura dos revestimentos pode variar de poucos angstrons até dezenas de micron conforme aplicações específicas, com limites máximos determinados pela microestrutura e valores de tensões residuais, que podem comprometer o seu desempenho (ÁVILA, 2003).

O processamento PVD é feito sob alto vácuo, a temperaturas que variam na ordem de 150 e 500°C. O material de revestimento sólido de alta pureza (metais como titânio, cromo e alumínio) pode ser evaporado pelo calor ou então bombardeado com íons (pulverização catódica). Ao mesmo tempo, é introduzido um gás reativo (por exemplo, nitrogênio ou um gás que contenha carbono); formando um composto com o vapor metálico que se deposita nas ferramentas ou nos componentes na forma de um revestimento fino e altamente aderente. Para atingir uma espessura de revestimento uniforme, as peças devem girar várias vezes a uma velocidade constante. As propriedades do revestimento (como dureza, estrutura, resistência química e resistência à temperatura, aderência) podem ser desta forma controladas com rigor. Os processos PVD contemplam evaporação por arco voltaico, pulverização catódica, galvanização iônica e pulverização iônica incrementada (BALZERS, 2011).

Segundo Machado et al. (2009) o processo PVD garante a mesma tenacidade do substrato, enquanto que o processo CVD diminui essa propriedade, o que causa problemas

para a aplicação de ferramentas revestidas pelo processo CVD em cortes interrompidos. A causa dessa redução de tenacidade está na tensão residual de tração deixada pelo método CVD, enquanto, no método PVD, a tensão residual é de compressão, igual à conseguida no substrato após a retificação. Portanto, é a tensão residual de tração que reduz a resistência ao lascamento da aresta de corte.

Diversos tipos de revestimentos estão disponíveis atualmente, o TiN é indicado para aplicações com necessidade de um baixo coeficiente de atrito e boa dureza. O TiCN é indicado para aplicações onde o mecanismo de desgaste abrasivo é predominante, devido a sua alta dureza. E o filme de TiAlN é apontado como um revestimento para aplicações que envolvam altas temperaturas devido a sua resistência à oxidação, tendo o processo de início de oxidação a temperaturas acima de 700°C (ÁVILA, 2003).

Segundo Moura (2012) O Nitreto de Cromo-Alumínio (AlCrN), faz parte da nova geração de revestimentos, sendo caracterizado substancialmente pelo aumento na resistência ao desgaste abrasivo. Em algumas séries de testes em operações de fresamento, ocorreu o aumento surpreendente do tempo de vida em comparação aos revestimentos já existentes. São estáveis sobre condições superiores de temperatura, tendo em geral um desempenho melhor. Estes revestimentos são aplicáveis em ferramentas de metal duro e aço rápido. Possui dureza de 3.200 HV 0,05 (BALZERS, 2016).

O AlCrN é um revestimento monocamada de alto rendimento isento de titânio. É recomendado para operações onde exige alta resistência à oxidação e dureza, sendo resistente a elevadas temperaturas de trabalho, atingindo níveis de 1.200°C. Estas propriedades conferem a este produto uma incomparável resistência ao desgaste, tanto em condições normais como sob esforços mecânicos elevados (MOURA; MACHADO, 2013).

2.1.2. Vida da ferramenta

Segundo Ferraresi (2006) a vida da ferramenta pode ser definida como o tempo que a mesma trabalha efetivamente, até perder sua capacidade de corte, dentro de um critério de vida previamente estabelecido. Geralmente o grau de desgaste é o fator que determinará o fim de vida. São vários os fatores que determinam o fim da vida da ferramenta e por consequência o valor máximo do desgaste. Entre eles pode-se citar:

- receio de quebra da aresta de corte;
- temperaturas elevadas atingidas nas superfícies de contato da ferramenta;
- impossibilidade de manter tolerâncias dimensionais especificadas;
- acabamento superficial obtido é insatisfatório;
- aumento das forças de usinagem a níveis muito elevados;
- aumento excessivo no nível dos ruídos e vibrações.

Segundo Milan (1999), controlando estes fatores é possível determinar quando a ferramenta deve ser substituída ou reafiada. Porém, muitas vezes é necessária a habilidade do operador para detectar estes sintomas de fim de vida e evitar um possível dano maior, da ferramenta, da peça ou até mesmo da máquina-ferramenta, causado por uma falha catastrófica da ferramenta. Para evitar este problema, após fixado o critério é possível utilizar alguns parâmetros para expressar a vida da ferramenta, tais como:

- tempo total de trabalho (min);
- percurso de corte (km);
- percurso de avanço (mm);
- número de peças produzidas;
- volume de material removido;
- tempo de vida para uma determinada v_c .

As curvas de vida de uma ferramenta expressam a vida da ferramenta, em T (tempo efetivo) geralmente expresso em minutos em função da velocidade de corte. A vida da ferramenta também pode ser expressada por outros fatores tais como:

- tempo total;
- o percurso de corte;
- o percurso de avanço.

Esta curva possibilitará que se determine o tempo de trabalho de uma ferramenta até que o nível crítico de desgaste seja atingido. Para obtenção das curvas $T \times v_c$ para uma determinada ferramenta, é necessário que primeiramente sejam construídos gráficos auxiliares, que forneçam o desgaste da ferramenta para diferentes velocidades de corte e tempos de trabalho, em determinadas condições de usinagem do par ferramenta-peça:

- geometria da ferramenta;
- avanço;
- profundidade de corte;
- penetração de trabalho.

As Figuras 2.3a e 2.3b ilustram, respectivamente, as curvas (auxiliares) de desgaste em função do tempo de usinagem, para diferentes velocidades de corte, em determinadas condições de usinagem e a curva de vida de uma ferramenta para um dado desgaste de flanco, determinadas a partir das curvas de desgaste.

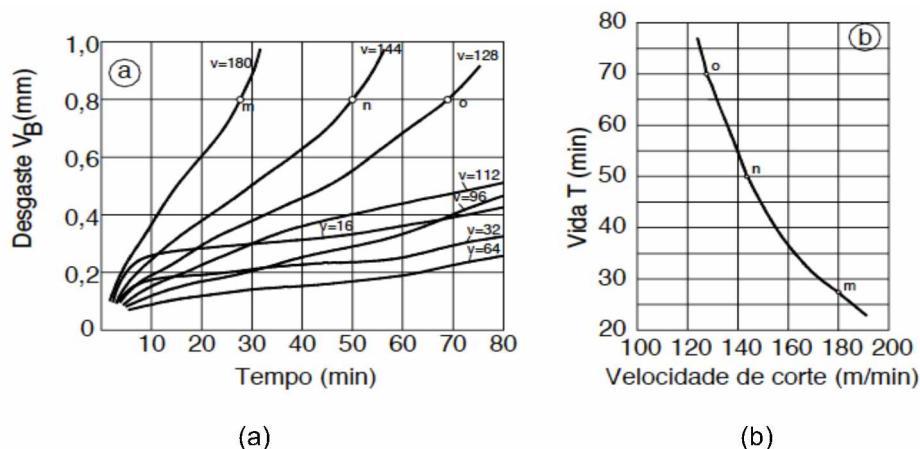


Figura 2.3 – Determinação da curva de vida de uma ferramenta $T \times V_c$ (FERRARESI, 2006).

A norma ISO 3685 (1993) sugere como critério de fim de vida para ferramentas de aço rápido, metal duro e cerâmicas em operações de desbaste os seguintes valores:

- Desgaste de flanco médio, $VB_B = 0,30$ mm;
- Desgaste de flanco máximo, $VB_{\max} = 0,60$ mm;
- Profundidade de cratera, $KT = 0,60 + 0,3f_c$;
- Desgaste de entalhe, VB_N e $VB_C = 1,00$ mm;
- Falha catastrófica.

2.1.3. Forças de corte

Durante o processo de usinagem a ferramenta fica submetida a um conjunto de forças. O estudo das forças de usinagem permite otimizar parâmetros de corte e assim assegurar menor gasto de energia, melhor acabamento e maior vida da ferramenta. Além disso, as forças de usinagem são determinantes para a qualidade geométrica e dimensional da superfície usinada, uma vez que suas componentes podem induzir deflexões em ferramentas ou peças mais esbeltas.

Segundo Ribeiro et al. (2006), o material a ser usinado e seu estado de dureza; a velocidade de corte, o avanço e a profundidade de corte; o material da ferramenta; o material de recobrimento; a geometria da ferramenta escolhida; o uso ou não de fluido de corte; o desgaste da ferramenta; os efeitos térmicos; o atrito e as tensões geradas na remoção do cavaco são fatores que, em maior ou menor grau, afetam as componentes das forças de corte. Dessa forma, pode-se afirmar que o monitoramento destas forças é útil para prever ou acompanhar o desempenho global do processo.

A força total resultante do processo é chamada de força de usinagem (F_u). Como é difícil se saber adequadamente a direção desta força, optou-se por avaliar as suas componentes nos três eixos. Fatores como a geometria e material da ferramenta, o material da peça usinada, e condições de usinagem afetaram os valores dos esforços necessários à correta usinagem.

A Norma DIN 6584 (1982) descreve os termos técnicos de usinagem como força, energia, trabalho e potência. A decomposição da Força de usinagem (F_u) ilustradas na Fig. 2.4, está de acordo com a Norma DIN 6584, onde F_u pode ser decomposta em:

- Força ativa (F_t) – componente que está no plano de trabalho.
- Força passiva ou de profundidade (F_p) – componente perpendicular ao plano de trabalho.
- A Força ativa (F_t) por sua vez pode ser decomposta em:
 - Força de corte (F_c) – projeção de F_u sobre a direção de corte.
 - Força de avanço (F_f) – projeção de F_u sobre a direção de avanço.
 - Força de apoio (F_{ap}) – projeção de F_u sobre a direção perpendicular à direção de avanço, situada no plano de trabalho.
 - Força efetiva de corte (F_e) – projeção de F_u sobre a direção efetiva de corte.

Segundo Machado et al. (2015) a força de usinagem depende fortemente das condições da interface cavaco-ferramenta. De uma maneira simples e clara, pode-se afirmar que todos os fatores que contribuem para facilitar a movimentação do cavaco sobre a superfície de saída, atuam no sentido de diminuir a força de usinagem F_u e vice-versa. Se as condições da interface se apresentarem como uma restrição ao escoamento livre do cavaco, a ação da ferramenta sobre a superfície inferior da cunha do cavaco tem que ser suficiente para vencer esta restrição. Se a restrição é grande, a força também é grande. Dentro deste raciocínio, a força de usinagem pode ser considerada dependente de dois fatores principais: áreas dos planos de cisalhamento primário e secundário e da resistência ao cisalhamento do material da peça, nos planos de cisalhamentos primário e secundário.

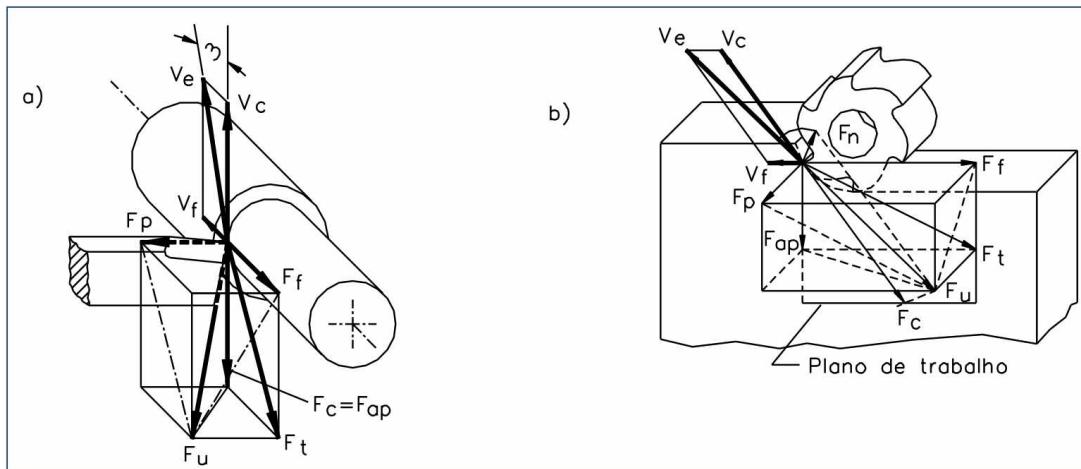


Figura 2.4 – Força de usinagem e seus componentes para os processos de torneamento e de fresamento (MACHADO et al., 2015).

De uma forma geral o aumento da velocidade de corte, fora da região de formação da aresta postiça de corte (APC), acarreta redução da força de corte para todos os metais. Dentro da região de formação da APC a atenuação das forças ocorre rapidamente a baixas velocidades de corte, até um ponto mínimo a partir do qual a força de corte inicia o crescimento. O fenômeno da APC pode correr em todos os metais que possuam segunda fase, causando a diminuição acentuada de F_c devido ao aumento do ângulo de saída efetivo. Esse efeito desaparece à velocidade de corte elevadas.

Segundo Shaw (1984) o aumento do avanço e da profundidade de corte geram maiores esforços, a medida que ocorre a queda da pressão específica de corte, especialmente devido ao aumento do fluxo lateral de cavaco, que é formado por parte do material deformado durante a usinagem e não se transforma em cavaco.

O uso de fluido de corte pode influir nas forças de usinagem dependendo do efeito predominante deste fluido. A ação lubrificante do fluido de corte atua no sentido de diminuir os esforços através da redução do atrito entre o cavaco e a ferramenta. A ação refrigerante causa um aumento na resistência ao cisalhamento do material usinado devido a redução da temperatura na interface cavaco-ferramenta, levando ao aumento dos esforços.

2.1.4. Rugosidade

Integridade superficial é o termo utilizado para denotar as condições e a qualidade de superfícies usinadas, e resulta da combinação do processo de deformação plástica, propagação de trincas, reações químicas e forma de energia empregada para a remoção do cavaco (ALMEIDA, 2010).

Segundo Almeida (2010), as irregularidades podem ser classificadas de acordo com a superfície ou acabamento superficial da seguinte forma:

- Rugosidade são finas irregularidades resultantes de ação inerente do processo de corte, ou seja, marcas de avanço. A altura ou profundidade média dessas irregularidades são medidas em pequeno comprimento chamado “cut-off” (comprimento de amostragem). Pode-se dizer que a rugosidade e ondulações constituem a textura de uma superfície apesar de apresentarem outras caracterizações;
- Ondulações consistem de irregularidades superficiais, cujos espaçamentos são maiores em aproximadamente 1 mm que o cutt-off, causado por deflexões e vibrações da ferramenta ou da peça;
- Marcas de avanço denotam as direções das irregularidades superficiais, dependendo da orientação da peça e ferramenta de corte na máquina, ou do movimento relativo da peça e ferramenta;
- Falhas são interrupções na topografia típica da superfície de um componente, sendo inesperadas e indesejáveis, causadas por defeitos tais como trincas, bolhas, inclusões, que podem surgir durante o processo de corte.

A rugosidade de uma superfície é composta de irregularidades finas ou de erros micrométricos resultantes da ação inerente ao processo de corte (marcas de avanço, aresta postiça de corte, desgaste das ferramentas, etc.). A rugosidade pode ser medida por vários parâmetros, que serão tratados posteriormente. Em muitos casos, a rugosidade é utilizada como parâmetro de saída para controlar um processo de usinagem. De fato, a rugosidade de uma superfície depende de vários parâmetros, como máquina-ferramenta, propriedades do material da peça, geometria e material da ferramenta, e operação de usinagem (MACHADO et al., 2015).

Segundo Gama (2014), o acabamento da superfície usinada é de relevante importância na fabricação de peças e componentes no que diz respeito a sua vida em fadiga. A rugosidade pode influenciar no limite de resistência a fadiga e assim comprometer a vida da peça ou componente. Deste modo se torna imprescindível a obtenção de rugosidades (R_a e R_t) o mais baixo possível de modo a garantir a confiabilidade das peças e componentes produzidos com a liga Ti6Al4V.

De acordo com a Norma ABNT NBR 4287 (2002), os parâmetros para avaliação de rugosidade de superfícies podem ser definidos como na Tab. 2.1.

O comprimento de amostragem é definido pela norma ABNT NBR ISO 4287 (2002), como sendo o comprimento na direção do avanço da ferramenta de corte, usado para

identificar as irregularidades características do perfil sob avaliação. O comprimento de avaliação pode conter um ou mais comprimentos de amostragem e é utilizado para estabelecer o perfil a ser avaliado. Utiliza-se normalmente um comprimento de avaliação equivalente a cinco vezes o de amostragem. A Tabela 2.2 relaciona os valores da norma ISO 4288 (1996).

Tabela 2.1 – Alguns parâmetros de rugosidade (MACHADO et al., 2015).

Símbolo	Nome	Definição
R_a	Desvio aritmético médio	Media aritmética dos valores absolutos das ordenadas no comprimento de amostragem.
R_q	Desvio médio quadrático	Raiz quadrada da media dos valores das ordenadas no comprimento de amostragem.
R_t	Altura total do perfil	Soma da maior altura de pico do perfil e da maior profundidade de vale do perfil no comprimento de avaliação.
R_z^*	Altura máxima do perfil	Soma da altura máxima dos picos e a maior das profundidades dos vales no comprimento de amostragem.
R_{sk}	Fator de assimetria do perfil	Quociente entre o valor médio dos valores das ordenadas e Rq ao cubo, no comprimento de amostragem.
R_{ku}	Fator de achataamento do perfil	Quociente entre o valor médio dos valores das ordenadas à quarta potência e o valor de Rq à quarta potência no comprimento de amostragem.

*A Norma DIN define o parâmetro Rz como sendo a média das cinco alturas máximas detectadas em cada comprimento de amostragem.

Tabela 2.2 – Valores recomendados para comprimentos de amostragem para perfis de rugosidade não periódicos (ISO 4288, 1996).

Faixa de R_a (μm)	Comprimento de amostragem (mm)	Comprimento de avaliação (mm)
Até 0,02	0,08	0,40
de 0,02 a 0,1	0,25	1,25
de 0,1 a 2	0,80	4,00
de 2 a 10	2,50	12,50
de 10 a 80	8,00	40,00

O levantamento das irregularidades da superfície pode ser realizado através de um apalpador, que percorre todas as irregularidades da superfície e envia um sinal para um transdutor que transforma o sinal mecânico em eletrônico. O sinal transformado é manipulado segundo um algoritmo que, ao ser quantificado, atribui-se ao mesmo um valor equivalente a uma unidade de comprimento, geralmente na ordem de μm (micrometro). Uma vez conhecido este valor, ele é colocado de forma gráfica e/ou manuseado

estatisticamente para gerar todos os parâmetros de controle de uma superfície (ALMEIDA, 2010).

Diversos são os custos envolvidos no processo de usinagem e podem ser divididos entre as ferramentas, equipamento, fluidos de corte (quando utilizado) entre outros. Mesmo o custo com ferramentas representando neste caso apenas 3% do total do custo da produção cabe lembrar que as ferramentas influenciam indiretamente outros custos como, por exemplo, retrabalho caso a peça apresente rugosidade fora da especificação (GAMA, 2014).

A rugosidade é a grandeza que quantifica o grau de acabamento e está diretamente relacionada à geometria da ferramenta e aos parâmetros de usinagem (MOURA; SILVA, 2015b). A rugosidade pode ser medida por vários parâmetros. Em muitos casos a rugosidade é utilizada como parâmetro de saída para controlar um processo de usinagem. De fato, a rugosidade de uma superfície depende de vários parâmetros, como máquina-ferramenta, propriedades do material da peça, geometria e material da ferramenta, e operação de usinagem (MOURA et al., 2014b).

Diversos trabalhos (EZUGWU; WANG, 1997; MOURA et al., 2015c; VENUGOPAL; RAO, 2004; MOURA et al., 2014b; RAO; KRISHNA 2008; REDDY; RAO, 2006; SHAJI; RADHAKRISHNAN, 2002; MOURA; Da SILVA, 2014a; MUKHOPADHYAY; BANERJEE; REDDY, 2007; MOURA et al., 2015b; GUOCHEN; CHEN; ZHIZHEN, 2012; MOURA et al., 2015a; REDDY; NOUARI, 2010; REDDY; NOUARI, 2011), mostram que o avanço de corte (f) é também uma variável que influencia diretamente o valor da rugosidade teórica, pois quanto menor o avanço, menores tendem a ser as marcas deixadas na superfície da peça pela passagem da ferramenta. Estes resultados mostram que o aumento do avanço de corte proporcionou maiores valores de rugosidade.

Alguns trabalhos (OLIVEIRA, 2003; SCHULZ, 1989; MOURA et al., 2015b; MOURA et al., 2015c), também constataram que além das questões relativas à geometria de corte, o acabamento superficial é influenciado pela velocidade de corte (v_c).

2.1.5. Formação do cavaco

O material removido da superfície da peça durante a usinagem é denominado cavaco, que é o principal ponto em comum entre os processos de usinagem, pois é o subproduto final presente em todos eles, e pode variar (em tipo, forma e extensão) para cada operação de usinagem ou mesmo em uma única operação como o torneamento (SOUZA et al., 2006).

Apesar de bastante conhecido, o mecanismo de formação do cavaco não é um processo óbvio, pois as velocidades e as deformações que ocorrem são muito grandes comparadas com aquelas tratadas na teoria da plasticidade (FERRARESI, 2006). Por

conseguinte, o corte ortogonal é utilizado para simplificar o estudo do mecanismo. No corte ortogonal o fenômeno de formação do cavaco é visto através de um ponto de vista bidimensional, que ocorre no plano de trabalho, onde a aresta cortante é reta, normal à direção de corte e à direção de avanço. Através deste modelo, pode-se determinar as forças atuantes e os fenômenos envolvidos no processo de formação do cavaco e estender os resultados ao corte tridimensional, às vezes, com algumas ressalvas (MACHADO et al., 2015).

A formação do cavaco é capaz de persuadir em vários aspectos que estão ligados a usinagem, como o desgaste da ferramenta, esforços de corte, calor provocado no processo, penetração do fluido de corte (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2012). Além disso, o cavaco possui diferentes formas que podem colocar em risco a segurança do trabalhador, danificar a ferramenta e também a peça, dificuldade em armazenar/manusear cavacos longos.

Segundo Ávila (2003), a ocorrência da zona de aderência deve ser assumida como inevitável para a usinagem de praticamente todos os materiais com qualquer tipo de ferramenta de corte (TRENT; WRIGHT, 2000). A esta região está associada altas taxas de compressão, deformação e difusão de materiais (ferramenta/revestimento e peça). Em condições de altas velocidades de corte, como as utilizadas neste trabalho, as deformações cisalhantes ficam confinadas em estreitas bandas de cisalhamento termoplástico adiabático que caracterizam a zona de fluxo com espessuras que podem variar de 0,01 a 0,08 mm da interface cavaco-ferramenta. Condições de altas temperaturas associadas a altas taxas de deformação plástica ocorridas nesta região não só ditam o mecanismo e as condições de deformação na zona de aderência, mas influenciam diretamente os mecanismos de desgaste da ferramenta (MACHADO et al., 2015). As condições de aderência e escorregamento dependem basicamente dos seguintes fatores: afinidade química entre os materiais da peça e da ferramenta de corte (ou revestimento), tempo de usinagem, velocidades de corte, condições atmosféricas (utilização ou não de fluidos de corte).

O processo de formação do cavaco pode ser dividido esquematicamente em quatro partes: deformação elástica (recalque); deformação plástica; ruptura (parcial ou completa) e escorregamento do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta.

Através do diagrama proposto por Trent e Wright (2000), mostrado na Fig. 2.5, o mecanismo de formação do cavaco é representado, considerando o volume de material “Klmn” se movendo em direção à aresta cortante.

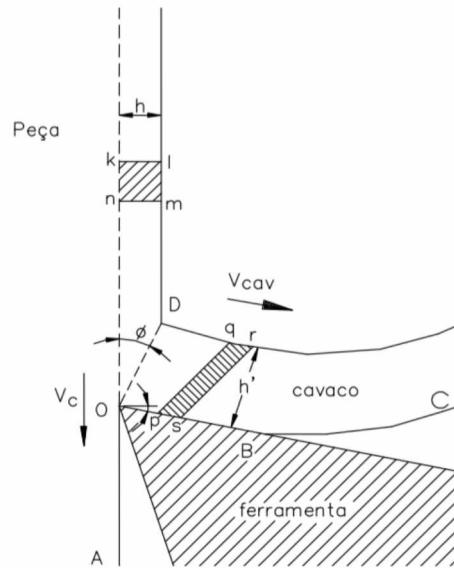


Figura 2.5 - Diagrama da cunha cortante (TRENT; WRIGHT, 2000).

Segundo Silva (2007), o material se move até que a ferramenta comece a recalcar a porção de material "klmn", que passa a sofrer deformações elásticas neste ponto. Como o processo é contínuo, o limite de escoamento do material é ultrapassado, de tal forma que o material começa a se deformar plasticamente. As deformações plásticas continuam ocorrendo de forma que as tensões não são mais suficientes para manter esse regime. Neste ponto, define-se a zona de cisalhamento primária, que na Fig. 2.5 é representada pelo segmento "OD". Devido ao avanço da ferramenta, as tensões ultrapassam o limite de resistência do material dentro da zona de cisalhamento primária. Desta forma, inicia-se uma trinca no ponto "O", que pode se estender até o ponto "D". A ductilidade ou fragilidade do material irá determinar a propagação da trinca e, consequentemente, se o tipo de cavaco será contínuo ou descontínuo. Quando a porção "klmn" atravessa a zona de cisalhamento primária, ela se move sobre a superfície de saída da ferramenta, e as consequentes deformações plásticas que ela continua sofrendo fazem se transformar no volume "pqrs". Essa nova porção de material desliza sobre a superfície de saída da ferramenta ainda sofrendo altíssimas deformações plásticas cisalhantes (MACHADO et al., 2015). Essa região é definida como a zona de cisalhamento secundária, que na Fig. 2.5 está definida pelo segmento "OB".

Ao se completar todo esse ciclo de transformações sofrido por cada porção de material que adentra a zona de cisalhamento primária, tem-se a formação de uma lamela de cavaco. E como depois de cada porção vem seguindo outra, similar, que atravessa todo o

ciclo novamente, dá-se, assim, o mecanismo de formação do cavaco (MACHADO et al., 2015).

O estudo da formação do cavaco em ligas metálicas e não metálicas tem sido discutido amplamente nas duas ultimas décadas com maior interesse devido aos relativos avanços na simulação numérica. As ligas de titânio, em especial a liga Ti6Al4V, possuem um mecanismo de formação de cavacos diferenciado onde durante a usinagem cavacos do tipo dente de serra são basicamente formados e não raramente temos a formação de cavacos contínuos durante a mesma usinagem.

Alguns trabalhos (KOMANDURI; VON TURKOVICH, 1981; KOMANDURI; BROWN, 1982; KOMANDURI, 1982; KOMANDURI et al., 1981) na década de 80 conduziram uma série de experimentos que alavancaram o estudo da formação do cavaco na usinagem de titânio, ele apresenta uma dinâmica de eventos associados ao evento unitário de remoção de cavaco. De acordo com estudos o evento unitário é composto de duas etapas:

- A primeira etapa envolve uma instabilidade plástica, levando a uma tensão localizada ao longo de uma superfície de cisalhamento. Esta superfície origina-se na ponta da ferramenta e quase paralela ao vetor de velocidade de corte e gradualmente se inclina em uma superfície côncava para cima. O cisalhamento do cavaco pela sua superfície externa aparece como uma trinca e o interior permanece como uma banda fortemente deformada que, quando metalurgicamente atacado, aparece como uma camada branca, ilustrado na Fig. 2.6.
- A segunda etapa envolve o achatamento gradual de uma suave meia-cunha (a superfície inclinada de cisalhamento do segmento anterior), com deformação muito pequena, devido compactação da ponta da ferramenta (isto durante o avanço da ferramenta). O resultado é que a espessura do cavaco será aproximadamente a mesma da profundidade de corte para usinagem ortogonal.

Segundo Vyas e Shaw (1999) a formação segmentada de cavacos se dá: ou devido o crescimento de trincas da superfície exterior do cavaco, ou da formação de banda adiabática de cisalhamento, que é causada pela deformação de cisalhamento localizada resultante do coalescimento térmico sobre o encruamento (BARRY et al, 2001).

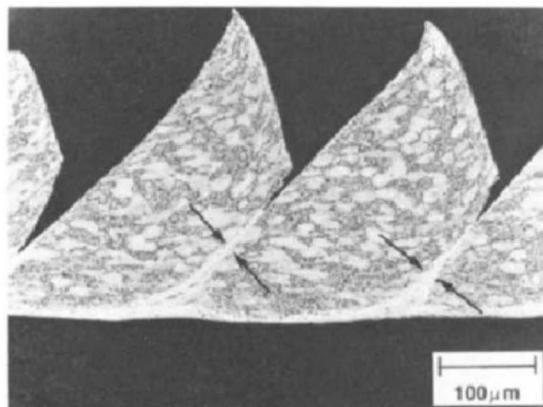


Figura 2.6 - Micrografia da secção de cavaco segmentado de material Ti6Al4V (KOMANDURI; VON TURKOVICH, 1981).

O início da formação do cisalhamento de material na ponta da ferramenta é determinado pela velocidade de corte, que é muito baixa para a usinagem convencional de ligas de titânio. A acentuada localização de cisalhamento na ponta da ferramenta leva a uma variação cíclica de forças (tanto de corte como de avanço), com uma variação de magnitude significativa gerando vibração. Esta vibração no processo de corte de metal limita a taxa de remoção de material e desempenha um papel importante no desgaste da ferramenta. Na usinagem da liga de titânio, a formação de cavacos segmentados envolve processos de cisalhamentos localizados, que estão associados com a geração de forças cíclicas e emissão acústica (KOMANDURI; HOU, 2002).

O grau de recalque do cavaco é a razão entre a espessura do cavaco (h') e a espessura de corte (h). No corte ortogonal ele é uma medida da quantidade de deformação sofrida pelo cavaco e pode ser usado, entre outras coisas, para calcular o ângulo de cisalhamento e a velocidade de saída do cavaco (TRENT; WRIGHT, 2000; MACHADO et al., 2015).

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

Obtém-se o valor do grau de recalque através de medição direta da espessura do cavaco h' juntamente com a grandeza h , obtida pelas condições de usinagem ($h = f \cdot \text{sen}x_r$, onde f é o avanço de corte e x_r , o ângulo de posição principal; FERRARESI, 2006). O ângulo de cisalhamento ϕ pode ser calculado através da medição da espessura do cavaco, h' , assim:

$$\operatorname{tg}\varphi = \frac{\cos\gamma_n}{R_c - \operatorname{sen}\gamma_n} \quad (2.2)$$

onde γ_n é o ângulo de saída normal, neste caso igual ao ângulo de saída γ_0 .

Na Equação 2.2 também é mostrado que o conhecimento do ângulo de cisalhamento permite estimar a espessura do cavaco através das condições de corte pré-ajustadas. Os valores do grau de recalque, R_c , e do ângulo de cisalhamento, φ , fornecem uma boa indicação da quantidade de deformação dentro da zona de cisalhamento primária. Pequenos valores de φ (altos valores de R_c) significam grande quantidade de deformação no plano de cisalhamento primário, e vice-versa (MACHADO et al., 2015).

A zona de cisalhamento secundária está localizada dentro da interface cavaco-ferramenta. Nessa região, ocorre uma grande resistência ao escoamento do cavaco e, desta forma, é consumida uma grande quantidade de energia. Logo, a zona de cisalhamento secundária também exerce influência no valor do grau de recalque e ângulo de cisalhamento, ou seja, quando o cavaco sofre maior resistência ao seu movimento e o comprimento da zona de cisalhamento secundária é maior, tem-se um menor valor do ângulo de cisalhamento e o grau de recalque maior, sendo estes também indicadores da energia consumida pelo cavaco nesta região (BOOTHROYD, 1989).

Os cavacos podem implicar em diversos problemas práticos no dia a dia do processo de usinagem como, por exemplo: segurança do operador, possibilidade de dano à ferramenta ou a peça, dificuldade no manuseio e armazenagem do cavaco, forças de corte, temperatura e vida da ferramenta. Segundo Machado et al. (2015) existem 4 tipos de cavacos:

- Cavaco contínuo: Serão formados na usinagem de materiais dúcteis, como aços de baixa liga, alumínio e cobre. O metal cisalha na zona de cisalhamento primário com grande quantidade de deformações (da ordem de 2 a 5 mm/mm), permanecendo em uma forma homogênea, sem se fragmentar. Apesar da forma de fita desses cavacos não apresentam, normalmente, nenhuma evidência de fratura ou trinca, uma nova superfície está sendo gerada na peça e isto tem que envolver fratura. A tensão normal no plano de cisalhamento primário será, portanto, uma importante variável para determinar se o cavaco será contínuo ou descontínuo, e ela é fortemente influenciada pelo ângulo de cisalhamento, φ , e pelas condições da interface cavaco-ferramenta (zona de cisalhamento secundária).

- Cavaco parcialmente contínuo: É um tipo intermediário entre os cavacos contínuos e descontínuos, onde a trinca se propaga só até uma parte do plano de cisalhamento primário. É muitas vezes denominado de cavaco de cisalhamento. Sugere-se que dois fatores são importantes: (i) a energia elástica acumulada na ferramenta pode não ser suficiente para continuar a propagação da trinca. O cavaco perderá contato com a ferramenta, interrompendo assim, o crescimento (propagação) da trinca; (ii) a presença de grande tensão de compressão no plano de cisalhamento primário, um pouco além da ponta da ferramenta, que supressa a propagação da trinca.
- Cavaco descontínuo: Os cavacos descontínuos são mais comuns quando usinando materiais frágeis, como o bronze e os ferros fundidos cinzentos, que não são capazes de suportarem grandes quantidades de deformações sem fratura. Entretanto, baixas velocidades, ângulo de saída pequeno e grandes avanços podem também gerar cavacos descontínuos em certos materiais semi-dúcteis. Com o aumento da velocidade de corte o cavaco tende a se tornar mais contínuo, primeiro porque a geração de calor é maior e o material, por conseguinte mais dúctil, segundo porque é mais difícil a penetração de “contaminantes” na interface cavaco-ferramenta ou plano de cisalhamento secundário (pois o tempo disponível diminui) para reduzir a tensão normal ao plano de cisalhamento primário que permitiria a propagação da trinca.
- Cavaco segmentado: Os cavacos segmentados são caracterizados por grandes deformações continuadas em estreitas bandas entre segmentos com muito pouca, ou quase nenhuma deformação no interior destes segmentos. É um processo totalmente diferente daquele verificado na formação do cavaco contínuo. A taxa de diminuição na resistência do material, devido ao aumento local da temperatura (devido às deformações plásticas) iguala ou excede a taxa de aumento da resistência devido ao encruamento, no plano de cisalhamento primário. Isto é peculiar a certos materiais com pobres propriedades térmicas, como o titânio e suas ligas. O cisalhamento para formar o cavaco começa a ocorrer em um plano de cisalhamento primário particular, quando as tensões impostas pelo movimento da ferramenta contra a peça excedem o limite do escoamento do material. A energia associada com esta deformação é convertida em calor imediatamente, e devido as pobres propriedades térmicas do material, altas temperaturas são desenvolvidas, localmente. Isto vai provocar o amolecimento localizado do material e, portanto, as deformações continuam na mesma faixa (plano) de material, ao invés de se mudarem para novo plano de material adjacente, à medida que o

material se movimenta, como ocorre na formação dos cavacos contínuos. Com o prosseguimento da deformação, existe uma rotação no plano de cisalhamento, que começa a se afastar da ponta da ferramenta e se movimenta por sobre a superfície de saída. Esta rotação vai prosseguindo até que o aumento de força devido a esta rotação excede a força necessária para deformar plasticamente material mais frio, em outro plano mais favorável. Este processo já foi referido como “cisalhamento termoplástico catastrófico” ou “cisalhamento adiabático” e resulta num processo cíclico de produção de cavacos na forma de um dente de serra.

Quanto à forma dos cavacos, os mesmos são classificados em fita, helicoidal, espiral, lascas ou pedaços (FERRARESI, 2006). Estes também podem ser classificados conforme a Norma ISO 3685, Santos (2012) exemplifica essa classificação na Fig. 2.7.



Figura 2.7 – Formatos de cavaco classificados pela Norma ISO 3685 (SANTOS, 2012).

2.1.6. Temperatura de usinagem

Na usinagem boa parte da energia mecânica associada à formação do cavaco se transforma em energia térmica (calor). As principais fontes geradoras de calor no processo de usinagem são: a deformação e o cisalhamento do cavaco nos planos de cisalhamento, o atrito do cavaco com a ferramenta e o atrito da ferramenta com a peça (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2012).

Segundo Silva (2007) alguns dos mecanismos de desgaste são de origem térmica, e os mecanismos de origem mecânica também são influenciados pela temperatura. Desta forma, as altas temperaturas atingidas na interface cavaco-ferramenta e no contato da ferramenta com a peça são uma das principais causas do desgaste das ferramentas de corte, e isto limita a aplicação de regimes de corte mais altos, fixando, portanto, as

condições máximas de produtividade e duração das ferramentas. Logo, é de extrema importância a tentativa de conhecer as temperaturas envolvidas no corte, a fim de se obter dados para redimensionar a ferramenta, para que ela tenha uma vida prolongada, gerando economia no processo.

Altas temperaturas de corte são geradas quando as ligas de titânio são usinadas, essas elevadas temperaturas atuam perto da aresta de corte da ferramenta, sendo assim, esta é uma das principais razões para o rápido desgaste da aresta de corte. Como ilustrados na Fig. 2.8, uma grande porcentagem (cerca de 80%) do calor gerado na usinagem de liga de titânio Ti6Al4V, é conduzida para a ferramenta, porque não pode ser removido com o cavaco ou dissipado para a peça de trabalho, devido à baixa condutividade térmica das ligas de titânio, que é aproximadamente 1/6 dos aços. Cerca de 50% do calor gerado é absorvido pela ferramenta durante a usinagem dos aços, vide Fig. 2.8. A investigação da distribuição da temperatura de corte tem mostrado que os gradientes de temperatura são muito mais acentuados e a zona afetada pelo calor é muito menor e mais perto da aresta de corte durante a usinagem das ligas de titânio, porque os cavacos gerados são mais finos e a presença de uma zona de fluxo muito fina entre o cavaco e a ferramenta (aproximadamente 8 µm, enquanto que para os aços é de 50 µm sob as mesmas condições de corte), que provoca altas temperaturas na ponta da ferramenta, que pode chegar até 1100°C (EZUGWU; WANG, 1997).

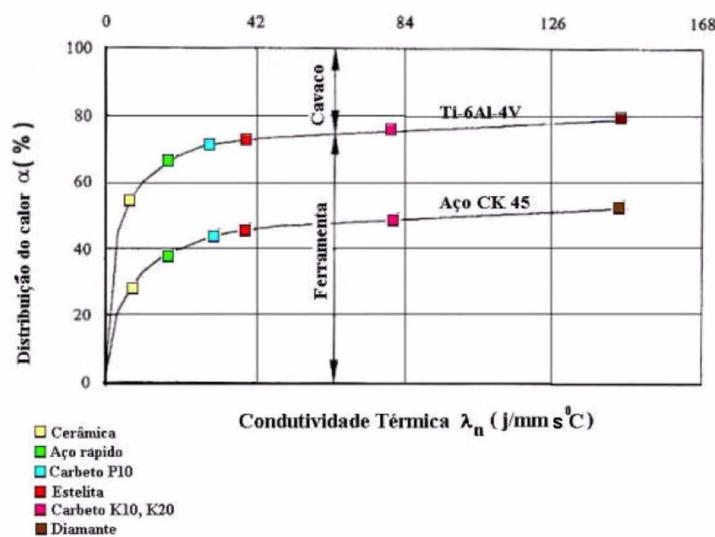


Figura 2.8 - Distribuição da temperatura quando se usina titânio e aço (adaptada de EZUGWU; WANG, 1997).

Na usinagem das ligas de titânio, além de altas temperaturas na ferramenta, as tensões mecânicas se concentram próximo à aresta de corte. Segundo Konig e Schroder (1980) ocorrem maiores tensões sobre a ferramenta durante a usinagem do Ti6Al4V (liga de titânio) do que na usinagem do Nimonic 105 (liga à base de níquel) e três a quatro vezes as observadas na usinagem de aço CK53N. Isto se deve ao fato da área de contato ser muito pequena (cerca de um terço da área de contato do aço com mesmo avanço e profundidade de corte), e também em função da elevada resistência mecânica das ligas de titânio em altas temperaturas.

As condições de corte influenciam as temperaturas na usinagem. O aumento da velocidade de corte gera um aumento na temperatura de corte, pois aumenta a geração de calor. Esse aumento de temperatura acelera com o aumento do desgaste da ferramenta, o que, consequentemente, faz aumentar o contato entre a peça e a ferramenta, e resulta num aumento da força de corte (SILVA, 2007). Os demais parâmetros de corte, avanço e profundidade de corte influenciam tanto a geração de calor quanto a área para dissipação do calor. Assim o efeito destes na temperatura de corte é relativo.

Por exemplo, na Fig. 2.9 é ilustrado o efeito da variação dos parâmetros de corte na temperatura de usinagem durante o torneamento do aço AISI 1552 (60 – 65 Rc), utilizando insertos cerâmicos. Observa-se na Fig. 2.9a que o aumento da velocidade de corte influência diretamente no aumento da temperatura de usinagem, com o aumento do avanço também ocorre o aumento da temperatura de corte, mas é possível observar na Fig. 2.9b que esse aumento na temperatura é inferior ao gerado pela velocidade de corte. A Figura 2.9c mostra que com o aumento da profundidade de corte também ocorreu o aumento da temperatura de usinagem. Dentre os parâmetros avaliados na Fig. 2.9, nota-se que a velocidade de corte foi o mais influente na variação da temperatura de usinagem.

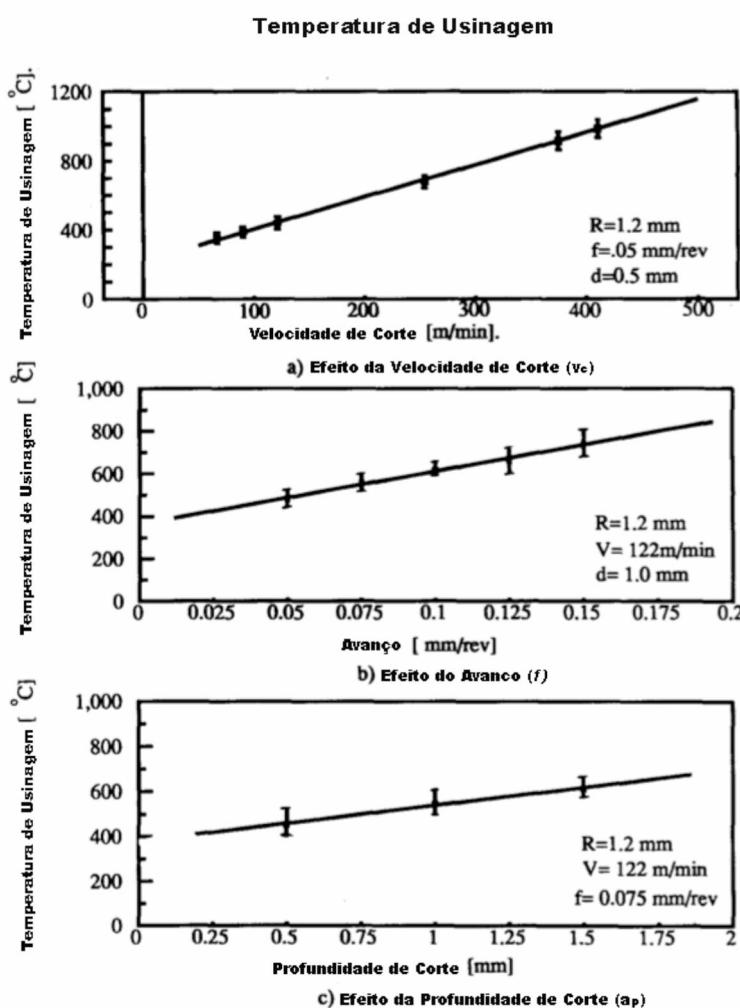


Figura 2.9 – Efeito dos parâmetros de corte na temperatura de usinagem: Efeito da velocidade de corte (a); Efeito do avanço (b) e efeito da profundidade de Corte (c) (adaptada de EL-WARDANY; MOHAMMED; ELBESTAWI, 1996).

2.1.7. Desgaste da ferramenta

Podem-se distinguir três fenômenos pelos quais uma ferramenta de corte perde sua eficácia na usinagem: avaria, desgaste e deformação plástica (MACHADO et al., 2015). Pode-se definir estes fenômenos da seguinte maneira:

- Avaria – fenômeno que ocorre de maneira repentina e inesperada, causado pela quebra, lascamento ou trinca da aresta de corte. A quebra e o lascamento levam à destruição total ou à perda de uma quantidade considerável de material da aresta de forma repentina e imprevisível;

- Desgaste – a Norma ISO 3685 (1993) define desgaste em ferramentas como a “mudança de sua forma original durante o corte, resultante da perda gradual de material”;
- Deformação Plástica – mudança da geometria da aresta de corte pelo deslocamento de material, que ocorre devido às altas tensões atuantes na superfície da ferramenta de corte.

Segundo Machado et al. (2015), mesmo se a ferramenta de corte possuir tenacidade suficiente para evitar uma avaria, estará sujeita ao desgaste. Desgaste é a perda continua e microscópica de partículas da ferramenta devido à ação do corte. Verifica-se, assim, um desgaste progressivo tanto na superfície de folga quanto na superfície de saída da ferramenta. Os três tipos de desgaste mais comuns segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2012) são:

- Desgaste de cratera (A) – ocorre na superfície de saída da ferramenta, causada pelo atrito entre a ferramenta e o cavaco;
- Desgaste de flanco (B) – ocorre na superfície de folga da ferramenta, causado pelo contato entre ferramenta e peça;
- Desgaste de entalhe (C e D) – ocorre na região de interface entre peça, ferramenta e cavaco, no lado exposto da superfície de corte. A formação do entalhe envolve um mecanismo de aderência e arrancamento em regiões onde ocorre uma alta taxa de encruamento e consequentemente se tornando uma região de dureza mais elevada.

A Fig. 2.10 ilustra os tipos de desgaste descritos anteriormente.

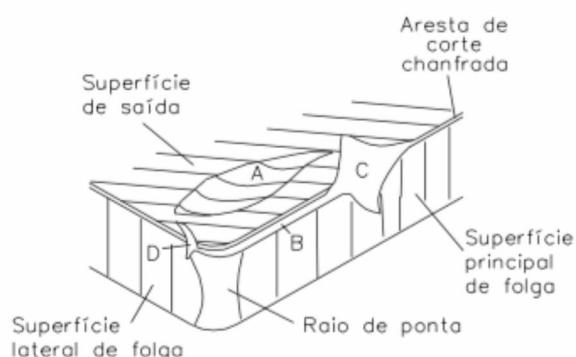


Figura 2.10 - Esquema dos tipos de Desgaste da ferramenta de corte: Desgaste de cratera (A); Desgaste de flanco (B); Desgaste de entalhe (C e D) (MACHADO et al., 2015, adaptado).

Localizado na área "A" da Fig. 2.10, o desgaste de cratera ocorre na superfície de saída da ferramenta, devido ao atrito entre o cavaco e a ferramenta. Este desgaste é menos comum em alguns processos de usinagem, principalmente quando se utilizam ferramentas de metal duro com cobertura, ferramentas cerâmicas e quando o material a ser usinado é frágil. O crescimento do desgaste de cratera resulta na quebra da ferramenta, quando tal desgaste se encontra com o desgaste frontal.

Na Figura 2.11 é ilustrada a padronização dada pela Norma ISO 3685 (1993) para quantificar as formas de desgaste das ferramentas de aço rápido (High Speed Steel - HSS) e metal duro. Os principais são: o desgaste médio de flanco (VB_B), o desgaste máximo de flanco ($VB_{máx}$), o desgaste de entalhe no flanco secundário ou desgaste de ponta (VB_c), o desgaste de entalhe no flanco principal (VB_N). Na superfície de saída da ferramenta mede-se a profundidade de cratera (KT), e a distância do centro desta à aresta de corte (KM).

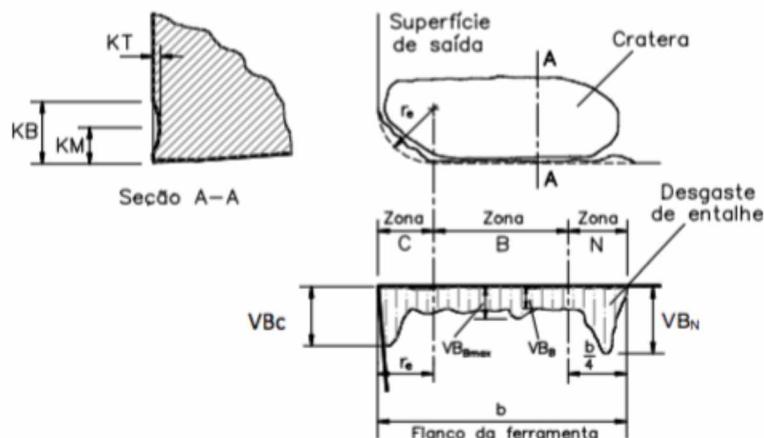


Figura 2.11 - Desgaste padronizado para ferramentas de metal-duro ou HSS (ISO 3685, 1993).

Segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2012), os desgastes das ferramentas podem ser causados por vários fenômenos. Os principais mecanismos causadores do desgaste da ferramenta são: aresta postiça de corte, difusão, aderência, abrasão mecânica e oxidação:

- Adesão – se duas superfícies metálicas são postas em contato sob cargas moderadas, baixas temperaturas e baixas velocidades de corte forma-se entre elas um extrato metálico que provoca aderência. A resistência desse extrato é elevada a tal ponto que, na tentativa de separar as superfícies, ocorre ruptura em um dos metais e não na superfície de contato. Assim, partículas da superfície de

um metal migram para a superfície do outro, este fenômeno é conhecido como Attrition. A aderência está presente na formação da aresta postiça de corte (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2012);

- Abrasão – é uma das principais causas do desgaste da ferramenta. Tanto o desgaste frontal quanto o de cratera podem ser gerados pela abrasão. O desgaste é gerado pela presença de partículas duras no material da peça e pela temperatura de corte que reduz a dureza da ferramenta, essas partículas são responsáveis pelo deslocamento de material da superfície da ferramenta de corte;
- Difusão – A difusão é um fenômeno influenciado diretamente pela temperatura na zona de corte e consiste na transferência de átomos de um material para outro. A solubilidade dos materiais envolvidos também deve ser levado em consideração;
- Oxidação – Segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2012), altas temperaturas e presença de ar e água (contida nos fluidos de corte) geram oxidação para a maioria dos metais. O desgaste gerado pela oxidação se forma especialmente nas extremidades do contato cavaco-ferramenta devido ao acesso do ar nessa região;
- Areata Postiça de Corte (APC): É uma camada de cavaco que permanece aderida à aresta de corte, na superfície de contato entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta, ou seja, a APC é constituída de partículas do material que está sendo usinado e que se acumulam na superfície de saída da ferramenta. A APC altera as relações geométricas da ferramenta e consequentemente a formação do cavaco, fazendo o papel da aresta de corte, e esse efeito é possível devido ao forte encruamento das partículas aderidas do material que formam a APC.

Segundo Silva (2007), devido aos mecanismos de desgaste das ferramentas de corte resultante do processo de usinagem, dada uma determinada condição de corte, as formas de desgaste podem evoluir, resultando em maiores forças de usinagem, acabamentos superficiais não satisfatórios, entre outras alterações. Para não ter perdas econômicas significativas na produção de peças, deve haver um critério de parada para troca da ferramenta.

2.2. O titânio e suas ligas

As ligas de titânio se destacam devido a duas propriedades, elevada resistência a fluência e excelente resistência à corrosão. Isso também explica o seu uso preferencial no setor aeroespacial, indústria química e engenharia médica. Apenas a temperaturas abaixo

de 300 °C, plásticos reforçados com fibras de carbono têm uma maior resistência mecânica do que as ligas de titânio. À temperaturas mais altas, destaca-se a resistência mecânica das ligas de titânio. No entanto, a temperatura máxima de aplicação é limitada pelo seu comportamento de oxidação. Os Aluminetos de titânio, em parte, superam esta desvantagem, tornaram-se objeto de intensos esforços no desenvolvimento de ligas leves. Enquanto as ligas convencionais de titânio são utilizadas apenas para temperaturas ligeiramente acima de 500 °C, as ligas a base de TiAl podem competir diretamente com os aços especiais (resistentes a elevadas temperaturas) e as superligas a base de níquel (DONACHIE, 1988).

O titânio é um metal que fornece excelente relação de resistência/peso e boas propriedades para trabalho em alta temperatura. Titânio puro é um material alotrópico, com estrutura cristalina hexagonal compacta (fase α) em baixas temperaturas e uma estrutura cristalina cúbica de corpo centrado (fase β) acima de 882 °C. As adições de elementos de liga provocam o efeito de fortalecimento em soluções sólidas com o titânio e alteram a temperatura de transformação alotrópica. A liga Ti6Al4V é um exemplo de sistema bifásico ($\alpha+\beta$) e é a liga mais utilizada na indústria aeroespacial onde sua relação de resistência/peso elevada é uma grande vantagem para economia de combustível (REED, 2006).

O titânio comercialmente puro – Ticp, apresenta limite de resistência à tração variando entre 240 e 690 MPa, com ductilidade variando de um alongamento de 20 a 40%, a redução de área varia entre 45 e 65% (dependendo dos teores de elementos intersticiais). Possuem um modulo de elasticidade de 103 GPa, nas ligas de titânio o módulo de elasticidade é mais alto podendo chegar a 124 GPa, para efeito de comparação o do alumínio é de 70 GPa, magnésio 43 GPa e dos aços 205 GPa. Já o módulo de cisalhamento do titânio e de suas ligas atinge valores intermediários entre os do alumínio e do aço, variando entre 34 e 48 GPa (DONACHIE, 1988).

A tenacidade ao impacto do titânio e suas ligas é boa, enquanto sua resistência à fadiga pode ser considerada muito boa. O titânio comercialmente puro não apresenta boa resistência à fluência, porém as ligas de titânio melhoradas pelo trabalho mecânico a frio podem apresentar melhor resistência à fluência. O trabalho a frio aumenta a resistência mecânica/dureza. O aumento de temperatura de trabalho, que provoca rápida queda de resistência mecânica no alumínio, apresenta este efeito, porém de modo mais lento, no titânio e suas ligas (ASM HANDBOOK, 2005).

As ligas de titânio são classificadas de acordo com a concentração de elementos de liga adicionados para modificar sua microestrutura e propriedades mecânicas. Os elementos

estabilizadores de liga são divididos em α e β , de acordo com a sua influência sobre a temperatura de transformação alotrópica do titânio (LÜTJERING; WILLIAMS, 2003).

Segundo Boyer, Welsch e Collings (1994), cada fase formada dentro da liga de titânio possui características distintas e por isso é que se deve selecionar os materiais pensando nas características microestruturais obtidas por cada fase. As propriedades das ligas de titânio são determinadas principalmente pelo arranjo, fração de volume e das propriedades individuais das duas fases α e β . Em comparação com o β CCC, a estrutura HC α é mais densa e possui uma estrutura de cristal anisotrópico. Comparado com β , α é caracterizado pelas seguintes propriedades:

- Maior resistência à deformação plástica;
- Ductilidade reduzida;
- Propriedades anisotrópicas mecânicas e físicas;
- A taxa de difusão que é de pelo menos 2 vezes inferior.

A capacidade de deformação mais limitada e a grande capacidade de encruamento da fase α implica que as ligas α e $\alpha+\beta$ só podem ser deformadas em altas temperaturas. A temperatura de deformação diminui com o aumento da fração de volume de β . Algumas ligas metaestáveis β podem eventualmente ser deformadas à temperatura ambiente. Deformação superplástica requer uma microestrutura equiaxial fina, incorporado em uma fase contínua β .

2.2.1. Microestrutura do Ti6Al4V

Alguns autores (DONACHIE; 1988; LEYENS; PETERS, 2003; MOISEYEV, 2006) afirmam que a microestrutura tem uma influência substancial sobre as propriedades das ligas de titânio. Nas ligas de titânio convencionais a microestrutura é descrita com o tamanho e arranjo das duas fases α e β . Os dois casos extremos de arranjos de fase são a microestrutura lamelar, que é gerado durante o resfriamento a partir da fase β , e a microestrutura equiaxial, o que é um resultado de um processo de recristalização.

Segundo Osório et al. (2005), a estrutura equiaxial é caracterizada pelo crescimento de grãos em diferentes direções e os grãos vizinhos não são necessariamente paralelos uns aos outros. Ambos os tipos de microestrutura podem ter um arranjo fino ou grosso das suas duas fases. A influência das microestruturas diferentes sobre o comportamento mecânico da liga de titânio tem sido objeto de inúmeras investigações. Na Tabela 2.3 são ilustras as características de cada tipo de microestrutura formada nas ligas de titânio.

Em particular, microestruturas grosseiras e lamelares apresentam valores mais elevados de resistência a fratura do que as finas e equiaxiais. A tenacidade elevada das

microestruturas lamelares pode ser explicada pela capacidade da estrutura para desviar trincas que se propagam ao longo das lamelas orientadas de modo diferente. Isso faz com que uma fenda consuma energia extra para sua propagação (OSÓRIO et al., 2005).

Tabela 2.3 – Influencia das microestruturas nas propriedades das ligas de titânio (adaptada de LEYENS; PETERS, 2003).

Propriedade	Grão fino	Grão grosso	Lamelar	Equiaxial
Modulo de elasticidade	O	O	O	±
Resistência	+	-	-	+
Ductilidade	+	-	-	+
Resistência à fratura	-	+	+	-
Formação de trinca por fadiga	+	-	-	+
Propagação de trinca por fadiga	-	+	+	-
Resistência à fluência	-	+	+	-
Superelasticidade	+	-	-	+
Oxidação	+	-	+	-

*Sem efeito (O);

*Intermediário (±);

*menor (-);

*maior (+).

Leyens e Peters (2003) explicam alguns dos diferentes tipos de microestruturas que podem ser geradas por tratamentos termomecânicos. Estes são considerados como uma complexa sequência de tratamento térmico, recristalização, deformação, envelhecimento e recozimento para alívio de tensões.

Um ponto central de tratamento termomecânico é a temperatura β -transus, $T\beta$, uma vez que separa o domínio monofásico β a partir de duas fases $\alpha+\beta$. Microestruturas lamelares são um resultado do resfriamento simples a partir de temperaturas acima da temperatura de β -transus. Uma vez que a temperatura cai abaixo da temperatura transus, uma fase α nucleia nos contornos de grão e depois cresce como lamelas dentro do grão β . Um exemplo desta estrutura é mostrada para a liga de Ti6Al4V em uma sequência de microscopia realizado por Leyens e Peters (2003), ilustrado na Fig. 2.12.

Dependendo da velocidade de resfriamento, as lamelas são finas ou grosseiras. O resfriamento lento da fase β resulta em puras microestruturas lamelares (Fig. 2.12a), com as lamelas se tornando mais grossas com velocidade de resfriamento reduzida. Têmpera rápida conduz a uma transformação martensítica de fase β , proporcionando uma microestrutura em forma de agulha (Fig. 2.12b). Ao contrário da martensita conhecida em

aços, que conduz a uma distorção forte da estrutura cristalina que é acompanhada de aumento acentuado na dureza e resistência, o efeito observado para o endurecimento de ligas de titânio na transformação martensítica é apenas moderado.

As composições químicas das fases α e β mudam no campo de duas fases com temperatura decrescente sob condições de equilíbrio. Na presença de altos valores de vanádio, a fase β é estabilizada a temperaturas mais baixas. Os valores de todas as amostras metalográficas que foram lentamente resfriadas mostram a fase β como uma pequena costura em torno das lamelas grossas e de cor clara α (Fig. 2.12a, c, d). Com elevadas taxas de resfriamento a partir de temperaturas acima da temperatura de início martensítica (MS) e através do campo de duas fases, β se transforma em martensita (Fig. 2.12d). À temperatura de início martensítica varia em função da estrutura inicial e da homogeneidade da microestrutura. A temperaturas mais baixas, a fração de volume da fase β diminui ainda mais e não se transformam em martensita à temperaturas inferiores a MS (Fig. 2.12f).

Ao contrário de microestruturas lamelares, microestruturas equiaxiais são o resultado de um processo de recristalização. Assim, a primeira liga tem de ser altamente deformada no campo $\alpha+\beta$ para introduzir bastante trabalho a frio para dentro do material. Após o tratamento térmico no campo das duas fases, uma microestrutura recristalizada e equiaxial é gerada (Fig. 2.13).

Segundo Donachie (1988) e Leyens e Peters (2003), as várias microestruturas têm uma forte influência sobre o comportamento mecânico das ligas de titânio. Microestruturas com grãos finos, Fig. 2.13a, aumentam a resistência bem como a ductilidade, além disso, retardam a nucleação de uma trinca e são um pré-requisito para a deformação superplástica. Microestruturas grosseiras (grão grosso, Fig. 2.13b), por outro lado, são mais resistentes à fluência e ao crescimento da trinca de fadiga. Microestruturas equiaxiais costumam ter ductilidade elevada, bem como resistência à fadiga e são os preferidos para a deformação superplástica, enquanto que as estruturas lamelares têm elevada resistência à fratura e mostram resistência superior a fluência e crescimento de trincas por fadiga. As microestruturas bimodais, ilustradas nas Fig. 2.13c e 2.13d, combinam as vantagens de estruturas lamelares e equiaxial, exibem assim um perfil de propriedades equilibradas.

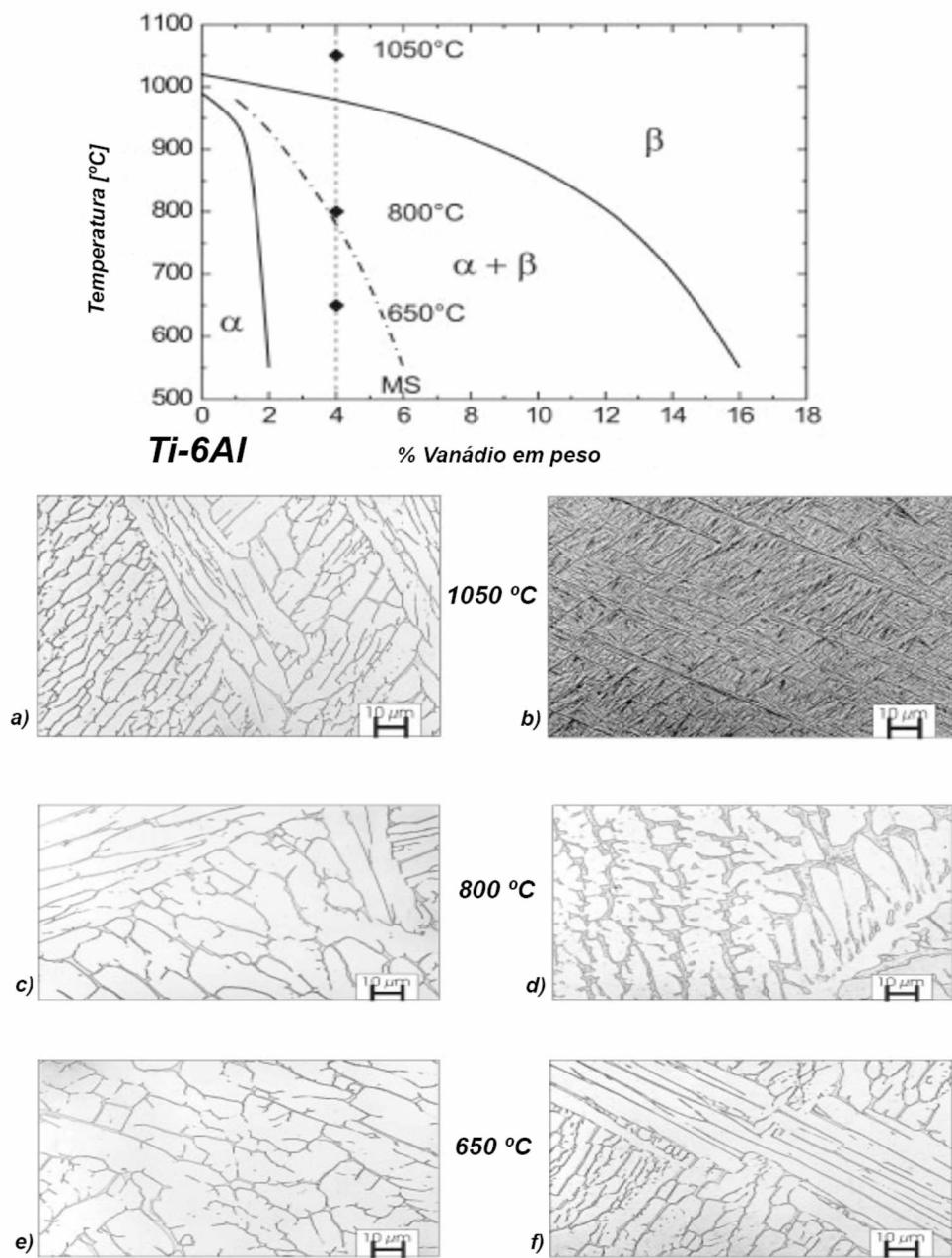


Figura 2.12 – Resfriamento da fase β da liga Ti6Al4V (adaptada de LEYENS; PETERS, 2003).

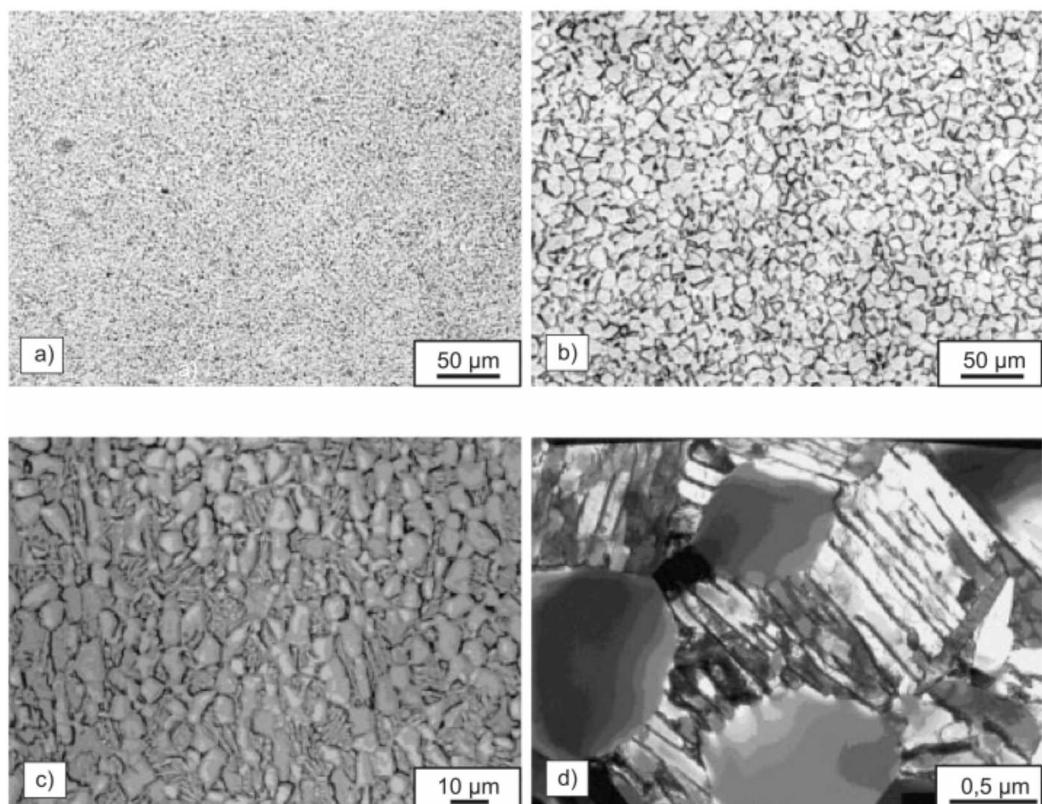


Figura 2.13 – Microestrutura equiaxial da liga Ti6Al4V, obtida por recristalização: equiaxial fino (a); equiaxial grosso (b); bimodal (c e d) (LEYENS; PETERS, 2003).

2.2.2. Aplicação da liga Ti6Al4V

São conhecidas mais de 100 diferentes ligas de titânio, das quais, apenas 20 a 30 atingiram estado comercial. Entre estas podemos citar a liga Ti6Al4V, que cobre mais de 50% da utilização das ligas de titânio no mundo, outros 20 a 30% são de titânio puro. A composição química frequentemente é usada na nomenclatura das ligas (DONACHIE, 1988)

Embora possuam menor resistência em altas temperaturas do que as superligas de níquel, componentes de ligas de titânio podem ser usados em determinados tipos de aplicação com temperaturas menos elevadas, como em partes de turbinas de jatos, oferecendo melhor correlação resistência mecânica/peso. Outra característica favorável do titânio e de suas ligas para esse tipo de aplicação é seu baixo coeficiente de expansão térmica em comparação com outros tipos de ligas metálicas. Para esse tipo de aplicação as ligas de titânio mais recomendadas são as bifásicas $\alpha+\beta$, como as ligas Ti6Al4V, Ti6Al2Sn4Zr6Mo e Ti5Al2Sn2Zr4Cr4Mo, esta última também conhecida como Ti-17 (ASM HANDBOOK, 2005).

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

Além do uso em componentes de turbinas, as ligas de titânio também podem ser usadas na estrutura das aeronaves. Na faixa de temperaturas de 150 a 500°C as ligas de titânio são os materiais mais adequados. Estas ligas apresentam densidade e resistência mecânica intermediárias entre as ligas de alumínio e os aços. As ligas de titânio indicadas para este tipo de aplicação são: Ti6Al4V, Ti3Al2,5V, Ti-662 (Ti6Al6V2Sn0,5Cu0,5Fe), em componentes como dutos de ar condicionado, eliminadores de gelo, suportes de asas, suportes de motores e partes estruturais. Ainda podem ser usadas na fabricação de componentes navais, como palhetas de turbinas a vapor, conectores, eixos de transmissão, molas em motores de alto desempenho, braços de suspensão e barras de torção (MOISEYEV, 2006). As ligas de titânio apresentam elevada resistência à corrosão causada pela água do mar e por isso são bastante adequadas para aplicação naval, na qual se sobressai a liga Ti6Al4V.

Na Figura 2.14 são ilustrados os diferentes materiais utilizados nas diversas partes da turbina Trent® 800. Pode-se notar que as ligas de titânio são escolhidas para as secções do ventilador e do compressor, em função da sua baixa densidade, resistência específica e boa resistência à fadiga. No entanto, em sistemas de combustão e do regime de turbina, as superligas à base de níquel, são utilizados quase exclusivamente. Superligas são utilizados também nas fases finais (de alta pressão) do compressor (REED, 2006).

Outro tipo de aplicação interessante para as ligas de titânio está na fabricação de trocadores de calor, devido à sua boa resistência à corrosão causada pela maioria dos agentes corrosivos atuantes neste tipo de aplicação, seja em tubos ou placas (REED, 2006).

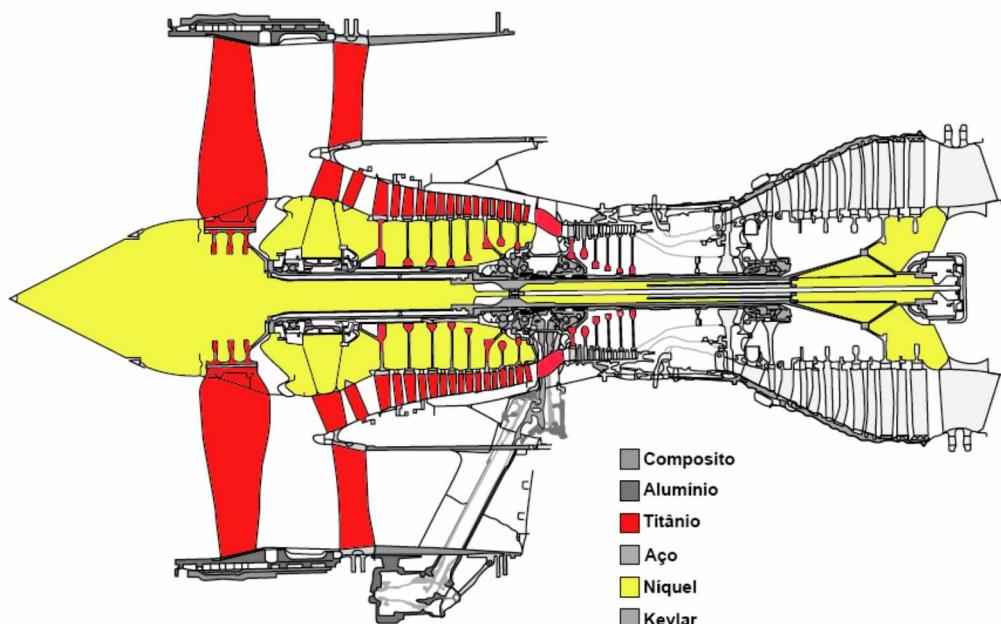


Figura 2.14 – Materiais usados na turbina Trent® 800 da Rolls-Royce® (adaptada de REED, 2006).

Segundo Reed (2006), na indústria do petróleo é aproveitada a excelente resistência à corrosão do titânio e de suas ligas para a fabricação de componentes que entram em contato com a água do mar, que, além de cloretos, também contenham gás sulfídrico (H_2S). Especialmente na fabricação de trocadores de calor usados em plataformas de extração de petróleo, as ligas de titânio oferecem excelente combinação de resistência à corrosão, boa resistência mecânica e baixa densidade. Podem ser usadas na fabricação de equipamentos usados no resfriamento de gás e óleo. Do mesmo modo, refinarias de petróleo podem aproveitar essas propriedades das ligas de titânio para aplicações semelhantes nas quais essas ligas ficam em contato com essas substâncias corrosivas. Ainda na indústria química as ligas de titânio são usadas em equipamentos para a fabricação de cloro, cloretos, cloratos, hipocloritos, sais, gases e produtos orgânicos, devido à sua excelente resistência à corrosão.

O titânio e suas ligas são atacados por ácidos tais como o sulfúrico, o clorídrico e o fosfórico, que geram íons H^+ , porém a presença de oxigênio leva à formação de uma camada passivadora que reduz bastante a taxa de corrosão. O titânio pode ser usado em substituição ao grafite como anodo para a produção de cloro por eletrólise, devido principalmente à sua grande estabilidade dimensional. Pode ser usado, de um modo geral, em tubos, trocadores de calor, bombas, válvulas e vasos usados na fabricação de diversos

produtos orgânicos, como ácido acético, benzóico, málico e aminas etilênicas (ZARDIAKAS; KRAAY; FREESE, 2004).

Atualmente tem aumentado o uso de titânio e suas ligas para a fabricação de implantes cirúrgicos ortopédicos e dentais, pois além das propriedades mencionadas anteriormente, o titânio e suas ligas apresentam excelente biocompatibilidade, ou seja, neste tipo de aplicação apresentam melhor osteointegração (integração ao tecido ósseo) e menor risco de alergia e reações adversas com o organismo do que outros materiais metálicos, como, por exemplo, o aço inoxidável austenítico AISI-SAE 316 L, cujo elevado teor de níquel pode provocar reações alérgicas. Outra vantagem do titânio e de suas ligas é o menor módulo de elasticidade, mais próximo do osso humano do que o do aço inoxidável. Uma das ligas mais utilizadas para a fabricação de implantes é a liga Ti6Al4V, que, entretanto, devido ao seu elevado teor de vanádio, elemento pouco biocompatível, pode ser substituída por outras ligas como a liga Ti6Al-7Nb e, até mesmo, as chamadas ligas beta (SILVA; VIEIRA, 2011).

2.2.3. Usinabilidade da liga Ti6Al4V

Segundo Farias, Batalha e Delijaicov (2011), a usinabilidade de um material, apesar de não se tratar de uma propriedade característica por não haver um ensaio específico para a mesma, pode ser analisada, quantificada e inferida a um determinado material por meio de observações relativas à vida de uma ferramenta de corte, taxa de remoção de material, dinâmica do evento de usinagem (avaliação de forças de corte e vibração do conjunto máquina/ferramenta) e caracterização de cavaco produzido durante a usinagem.

O titânio e suas ligas são classificados como materiais difíceis de usinar. Os principais problemas na usinagem são as altas temperaturas de corte associadas ao grande desgaste da ferramenta. Este desgaste se dá devido à alta afinidade do titânio com a maioria dos materiais constituintes das ferramentas de corte, mesmo em velocidades de corte moderadas onde temperaturas não são as mais elevadas possíveis (FARIAS; BATALHA; DELIJACOV, 2011).

As forças de corte registadas durante a usinagem das ligas de titânio são semelhantes aos obtidos com os aços, sendo que o consumo de energia durante a usinagem é aproximadamente o mesmo ou inferior. Elevadas solicitações mecânicas ocorrem próximas a aresta de corte quando se usina ligas de titânio. Segundo Konig e Schroder (1980), ocorrem maiores tensões sobre a ferramenta durante a usinagem do Ti6Al4V do que na usinagem do Nimonic® 105, e de três a quatro vezes as observadas na usinagem do aço CK53N. Isto pode ser atribuído por apresentar uma área de contato muito pequena do cavaco sobre a face inclinada da ferramenta, o que é cerca de um terço da área de contato

do aço com mesmo avanço e profundidade do corte. Elevadas forças de corte também acarretam em maiores temperaturas e é de conhecimento público que altas temperaturas de corte são geradas quando as ligas de titânio são usinadas, essas elevadas temperaturas atuam perto da aresta de corte da ferramenta, sendo assim, esta é uma das principais razões para o rápido desgaste da aresta de corte.

Segundo Moura e Silva (2014a), um dos métodos que suavizam o problema da usinagem de uma liga de titânio, é o uso de fluidos de corte em suas diversas aplicações: utilizado em abundância (jorro) ou também com o sistema MQL, que é uma pulverização do fluido de corte em um fluxo de ar comprimido e podem ser utilizados tanto o lubrificante puro, como em mistura com lubrificantes sólidos, por exemplo, o grafite.

Segundo Komanduri e Von Turkovich (1981) as principais características presentes na usinagem de titânio e suas ligas estão resumidas a seguir:

- Titânio e suas ligas são pobres condutores térmicos. Como resultado, o calor gerado na usinagem não pode dissipar rapidamente, ao contrário, a maioria do calor é concentrado na ponta da ferramenta;
- Titânio tem uma forte tendência de ligação ou reatividade química com o material da ferramenta de corte nas temperaturas de operação da usinagem. Isso provoca rápido desgaste ou falha da ferramenta de corte;
- Durante a usinagem, ligas de titânio apresentam instabilidade termoplástica que cria um mecanismo de formação do cavaco único para o titânio. As tensões de cisalhamento no cavaco não são uniformes, são localizada em uma estreita faixa que forma o cavaco segmentado;
- O comprimento de contato entre o cavaco e a ferramenta é extremamente curto (menos de um terço do comprimento de contato do aço com a mesma velocidade de avanço e profundidade de corte). Isto implica que a alta temperatura de corte e as altas tensões são simultaneamente concentradas perto da ponta da ferramenta;
- Cavacos segmentados criam flutuações na força de corte, esta situação é promovida quando ligas alfa-beta, como no caso da liga Ti6Al4V, são usinadas. A vibração, juntamente com a alta temperatura, exerce um carregamento concentrado de micro-fadigas sobre a ferramenta de corte, que acredita-se ser parcialmente responsável pelo acentuado desgaste de flanco.

Machado et al. (2015) explicam que o titânio, quando ligado a 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.

Segundo Moura et al. (2015c), de forma geral com a ação do processo de corte e geração do calor, a maior parte do calor é dissipado das seguintes formas: o cavaco leva embora grande parte do calor gerado; a peça e a ferramenta de corte atuam como dissipadores de calor; o fluido de corte remove o calor da zona de corte.

Quando um material é deformado elasticamente, a energia necessária para a operação é armazenada no material como energia de deformação, e não é gerado calor. No corte dos metais, o material é submetido a temperaturas extremamente altas e as deformações elásticas são uma parte muito pequena do total das deformações, enquanto as deformações plásticas representam uma grande parte da deformação total. Portanto, pode-se supor que toda a energia é convertida em calor. O calor gerado na interface ferramenta-peça é importante para o desempenho da ferramenta de corte (ABHANG; HAMEEDULLAH, 2012). Na usinagem das ligas de titânio, o calor gerado é compartilhado entre o cavaco, a ferramenta de corte e a peça de trabalho. Entre 70 e 80% do total de calor vai para a ferramenta e uma pequena parte desse calor é dissipada pelo cavaco (EZUGWU; WANG, 1997).

A aplicação de fluido de corte nos processos de usinagem desempenha um papel muito importante, muitas operações não podem ser realizadas de forma eficiente, sem refrigeração, como por exemplo, a usinagem de ligas de titânio. A alta temperatura gerada na região da aresta de corte da ferramenta tem uma forte influência de controle sobre a taxa de desgaste da ferramenta de corte e do atrito entre o cavaco e a ferramenta durante o processo de usinagem (YILDIZ; NALBANT, 2008; LAWAL; CHOUDHURY; NUKMAN, 2012).

Numerosos estudos sobre o desgaste da ferramenta de corte na usinagem das ligas de titânio foram realizados no passado (HARTUNG; KRAMER, 1982; WANG; ZHANG, 1988; JAWAID; CHE-HARON; ABDULLAH, 1999; JAWAID; SHARIF; KOKSAL, 2000; NARUTAKI; MURAKOSHI; MOTONISHI, 1983; BHAUMIK; DIVAKAR; SINGH, 1995; ZOYA; KRISHNAMURTHY, 2000; BROOKES; JAMES; NABHANI, 1991; CORDUAN, 2003; WANG; RAHMAN; WONG, 2005; HONG; DING, 2001; JAWAID; CHE-HARON; ABDULLAH, 1999). Dearney e Grearson (1986) investigaram os principais mecanismos de desgaste na usinagem da liga Ti6Al4V com ferramentas de carboneto de tungstênio (WC) e cerâmicas. Os resultados mostraram que a dissolução/difusão e o attrition foram os dois mecanismos

de desgaste que resultaram em desgaste de flanco e cratera para todos os materiais de ferramenta testados.

Muitos investigadores (HONG; DING, 2001; ZHANG; YAMAZAKI; YAMAGUCHI, 2002; SU et al., 2006) mostraram que a temperatura da aresta de corte da ferramenta de metal duro pode estar acima de 1.000°C quando se usina uma liga de titânio, mesmo em condições de corte moderadas. A alta temperatura e o contato entre a ferramenta e a peça de trabalho proporcionam um ambiente ideal para a difusão de elementos do material da ferramenta de corte em toda a interface ferramenta-peça (JAWAID; CHE-HARON; ABDULLAH, 1999; DEARNLEY; GREARSON 1986).

O desgaste difusivo envolve elementos de difusão e reação química entre a peça e a ferramenta, o processo é ativado por altas temperaturas e é observado principalmente na interface cavaco-ferramenta. Este tipo de desgaste é mais pronunciado em altas velocidades de corte, ou quando há alta temperatura na interface cavaco-ferramenta, e é acelerada por uma alta afinidade química entre a peça e a ferramenta. Em altas velocidades de corte, a temperatura na interface cavaco-ferramenta aumenta e a transferência de material entre a peça e a ferramenta ocorre (MOLINARI, 2002).

Trent e Wright (2000), sugeriram que a falha das ferramentas de carboneto de tungstênio ocorrem devido à difusão dos átomos de tungstênio e carbono para a peça usinada, produzindo uma cratera na ferramenta de corte, resultando em uma curta vida da ferramenta de corte. Este tipo de desgaste por difusão tem sido observado em ferramentas que foram utilizadas por longos períodos de usinagem. Existindo o contato de metal com metal e temperaturas entre 700°C à 900°C, é o suficiente para que ocorra difusão nesta região de contato. Assim as ferramentas podem ser desgastadas pela peça, com os átomos de carbono da ferramenta passando para a peça de trabalho através de processo difusivo, ao mesmo tempo em que o material escoado sobre a superfície da ferramenta reage e difundi com as camadas da superfície da ferramenta para alterar e enfraquecer a superfície. As taxas de difusão aumentam rapidamente com a temperatura, essa taxa duplica com um incremento da ordem de 20°C. A taxa de desgaste por difusão é dependente da relação metalúrgica entre a ferramenta e o material de trabalho, isto é importante quando se usina diversos tipos de metais, tais como o titânio (altamente reativo). Isso é mais importante para ferramentas de metal duro do que para as de aço rápido (HSS).

Embora o attrition seja frequentemente associado com velocidades de corte mais baixas, também pode ocorrer em situações onde existe o contato intermitente com a interface cavaco-ferramenta. Cavacos segmentados são gerados em ambas as condições, baixa e alta velocidade de corte durante a usinagem das ligas de titânio. Este fenômeno pode melhorar o processo de stick-slip, onde há o inicio da aderência e logo em seguida

ocorre o arrancamento na interface cavaco-ferramenta, arrancando das superfícies de saída e de flanco pequena quantidade de partículas da ferramenta, acelerando assim o desgaste da ferramenta (SILVA et al., 2013; JAFFERY; MATIVENGA, 2008).

2.3. As técnicas de lubri-refrigeração

De acordo com Ferraresi (2006), F. W. Taylor em 1907 foi o primeiro pesquisador que constatou e mediu a influência de um fluido de corte durante o processo de usinagem. Sua verificação se fez jorando grande quantidade de água na região peça-ferramenta-cavaco, com o que conseguiu aumentar a velocidade de corte de 30% a 40%, sem prejuízo para a vida da ferramenta de corte. Naturalmente, a ideia da água surgiu na busca de minorar o indesejável efeito das altas temperaturas sobre a ferramenta, o jorro da água levaria consigo parte do calor gerado durante o corte do material. Foi esta constatação feita por Taylor e por outros pesquisadores, que incentivaram o estudo e desenvolvimento de vários tipos de fluidos de corte ao longo dos anos e principalmente nas últimas décadas (SILLIMAN, 1992; MACHADO; DINIZ, 2000).

As principais funções do fluido de corte, em operações de usinagem, são a redução da geração de calor através da diminuição do atrito entre a ferramenta e o cavaco, minimizando assim esforço na usinagem, como também a retirada do calor da peça e da ferramenta. Em algumas operações de usinagem, como no caso da furação, o fluido de corte também tem a função de transportar o cavaco para fora da região de corte.

A aplicação dos fluidos de corte possibilita aumentar a produtividade e reduzir os custos dos produtos manufaturados, com aumento da velocidade de corte, das taxas de avanço e da profundidade de corte. Além do que, uma efetiva utilização dos fluidos de corte permite ainda aumentar a vida da ferramenta de corte e a precisão dimensional da peça, bem como, diminuir a rugosidade e potência consumida durante o processo de usinagem.

Rahman et al. (2003) citam que as ligas de titânio possuem características intrínsecas que promovem uma alta taxa de desgaste da ferramenta, provenientes de altas temperaturas que surgem na região de interface peça-ferramenta. Os desgastes de ferramenta precisam ser controlados ao longo do processo para, no final, obter uma alta eficiência na remoção de material.

Aproximadamente 16% do custo total da usinagem são destinados a líquidos para refrigeração, (KLOCKE et al., 1998). Destes 16% estão incluídos não somente o custo de aquisição dos fluidos de corte, mas também os custos dos equipamentos de bombeamento, filtragem, reciclagem e descarte. O custo com líquidos para refrigeração é muito maior que o custo com ferramentas de corte. Assim, a introdução do corte a seco ou do MQL, mesmo se

representar um desgaste maior das ferramentas de corte, pode tornar-se viável, pois além de diminuir muito (ou eliminar) os custos com refrigeração, diminuirá substancialmente os danos à saúde dos operadores de máquinas e ao meio ambiente.

A técnica de Mínima Quantidade de Lubrificante – MQL, se baseia no princípio de utilização total do óleo de corte sem resíduos; ou seja, com baixo fluxo do fluido de corte que é aplicado junto com ar comprimido. A função de lubrificação é assegurada pelo óleo e a de refrigeração, mesmo que pequena, pelo ar comprimido. Uma pequena quantidade de óleo seria suficiente para reduzir o atrito no corte, diminuindo a tendência à aderência em materiais com tais características (KLOCKE; EISENBLÄTTER, 1997; HEISEL et al., 1998; KLOCKE et al., 1998; DÖRR, 1999).

A utilização da mínima quantidade de lubrificante reduz o espaço utilizado no chão de fábrica; elimina o uso da bomba d'água, do teste de concentração do fluido de corte (para óleos solúveis), tratamento e descarte do fluido, além de permitir a melhor visualização do processo de usinagem pelo operador durante a usinagem (BOOTHROYD; KNIGHT, 2005).

Por outro lado, comparado com a utilização de fluidos de corte tradicionais, a técnica de MQL propicia custos adicionais para pressurizar o ar, por exemplo. Além disso, o vapor, a névoa e a fumaça de óleo gerados podem ser considerados subprodutos indesejáveis, necessitando de um bom sistema de exaustão nas máquinas. Na pulverização utiliza-se uma linha de ar comprimido que funciona intermitentemente durante o processo. Essas linhas de ar geram ruído que costuma ultrapassar os limites de tolerância admitidos pela legislação (MACHADO; DINIZ, 2000).

Outra técnica utilizada é a aplicação do fluido de corte a alta pressão. Em HPC (do inglês High-Pressure Coolant), um jato de alta velocidade de fluido de corte é direcionado para a interface peça-ferramenta, retirando o calor diretamente da região de corte. O objetivo é atingir uma lubri-refrigeração hidrodinâmica, de modo que a temperatura induzida pelo desgaste da ferramenta pode ser suprimida de forma eficaz, auxiliada pela alta pressão e velocidade adquirida pelo fluido. Observa-se ainda que, quando devidamente direcionado, o jato de alta pressão ajuda na remoção do cavaco, reduzindo assim as forças de usinagem (MACHADO, 1990; RAHMAN et al., 2003; NAVES, 2013).

Com a finalidade de aumentar a produtividade na usinagem de ligas de titânio, técnicas eficientes de resfriamento foram estudadas, reduzindo a temperatura na região de corte. O uso de refrigeração criogênica é um excelente método adotado atualmente em processos de usinagem para a diminuição da temperatura na região de corte (EZUGWU et al., 2003; DHAR; KAMRUZZAMANB, 2007).

2.3.1. Tipos de fluidos de corte

Dependendo da taxa de diluição (solução) e da constituição do concentrado do fluido solúvel, o fluido de corte pode apresentar diferentes características de lubri-refrigeração, podendo então, ser empregado em diferentes operações de usinagem. Os fluidos de corte emulsionáveis e os sintéticos são usados quando a função principal é resfriar o conjunto peça-ferramenta, os óleos minerais são usados quando a lubrificação é mais importante do que o resfriamento no processo selecionado. A Tabela 2.4 ilustra as características dos diferentes tipos de fluidos de corte utilizados atualmente:

Tabela 2.4 – Característica dos diferentes tipos de fluidos lubri-refrigerantes.

Características	Miscíveis em água			Integral
	Sintético	Semi-Sintético	Óleo Emulsionável	Óleo mineral
Calor removido	Excelente	Ótimo	Bom	Ruim
Lubrificação	Ruim	Bom	Ótimo	Excelente
Manutenção	Ótimo	Bom	Ruim	Excelente
Filtrabilidade	Excelente	Ótimo	Bom	Ruim
Custo	Excelente	Ótimo	Bom	Ruim

Os fluidos solúveis em água geralmente são usados em usinagem com velocidades de corte altas, ele possui melhor qualidade de refrigeração e melhor capacidade de refrigeração. Esses fluidos também são bons para o resfriamento dos componentes, prevenindo distorções térmicas (EL BARADIE, 1996). São formados pela combinação de óleo com água, ou sais orgânicos e inorgânicos.

Nos fluidos emulsionáveis, a emulsão é água com partículas de óleo em suspensão, esse estado é possível com emulsificadores que garantem a miscibilidade. Os fluidos emulsionáveis tem como característica a lubrificação e anti-corrosão da fase oleosa, enquanto que a água promove o resfriamento.

Os fluidos sintéticos possuem material químico, não contém óleo mineral, não precisam da atuação de emulsificadores, pois se misturam quimicamente formando fases únicas. A vantagem é o avançado controle biológico, não produz fumaça, pouca formação de espuma e nevoa. A desvantagem é a lubricidade muito limitada, ou seja, baixo poder de lubrificação (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2012).

Os fluidos semi-sintéticos ou fluidos semi-químicos, são a mistura de óleos emulsionáveis e fluidos sintéticos. São compostos basicamente por substâncias sintéticas, complementados por óleos emulsionáveis numa proporção que varia entre 5 e 30% do total do fluido. As vantagens e desvantagens são semelhantes as dos fluidos sintéticos com

exceção que o semi-sintético possui uma melhor lubrificação para usinagens de grande dificuldade.

2.4. Lubrificantes sólidos

Os lubrificantes sólidos possuem algumas vantagens sobre os líquidos, pois possuem maior adesão e são mais fáceis de aplicar, entre outros benefícios. Os lubrificantes sólidos, também são conhecidos como lubrificantes a seco, sem um meio líquido, estes são capazes de proporcionar lubrificação mesmo em estado sólido. Os lubrificantes secos podem ter alta resistência à degradação oxidativa e térmica e ainda apresentam outras vantagens em relação aos demais tipos de lubrificantes, entre estas, a capacidade de operar em temperaturas extremas, bem como propiciam uma operação limpa porque a sujeira e os restos não ficariam depositados no local lubrificado, como no caso do óleo ou da graxa (SETRAL, 2014)

São compostos por quatro materiais comuns, que são o nitreto de boro, grafite, bisulfeto de molibdênio, politetrafluoretileno (PTFE), e outros materiais menos comuns, tais como bisulfeto de tungstênio, talco, fluoreto de cálcio, silicone e fluoreto de cério. O lubrificante a seco pode ser aplicado aos materiais por meio de pulverização e mergulho, seguidas por tratamento térmico a fim de proporcionar a adesão do produto ao local lubrificado.

O grafite e o bisulfeto de molibdênio (MoS_2) são os materiais predominantemente utilizados como lubrificantes sólidos. Na forma de pó (seco), estes materiais são aditivos lubrificantes eficazes devido à sua estrutura lamelar. As lamelas orientam paralelamente à superfície na direção do movimento. Mesmo entre superfícies estacionárias altamente carregadas a estrutura lamelar é capaz de impedir o contato. Na direção do movimento, as lamelas são facilmente cortadas uma sobre a outra, resultando num baixo atrito. As partículas grandes funcionam melhor em relação às superfícies rugosas em baixa velocidade, partículas mais finas em superfície lisa com velocidades mais altas.

Os lubrificantes sólidos podem servir como base para os lubrificantes líquidos. Um lubrificante de filme seco pode ser colocado sob uma graxa lubrificante, caso haja algum problema com a graxa por algum motivo, o lubrificante sólido será o essencial para manter as peças lubrificadas.

A lubrificação a seco é frequentemente utilizada em mecanismos de compressores de ar, em vias férreas, veículos espaciais, catéteres, rolamentos, placas de circuito e transdutores. Muitas vezes referida como uma película ou revestimento, o lubrificante sólido adere à superfície da máquina ou da peça e, em consequência disso, oferece uma vida mais

longa ao equipamento do que usando algum lubrificante líquido, mais difíceis de aplicar. Algumas indústrias típicas que se beneficiam do uso de lubrificantes em estado sólido incluem a aeroespacial, eletrônica, automotiva, médica, petroquímica, agroalimentar e agrícola (SETRAL, 2014).

Pastas são utilizadas em rolamentos com rotação muito baixa (rolamento lisos e de rolos), em operações simples de deslizamento, como pasta de montagem, pasta desmoldante, pasta térmica ou pasta para alta temperatura, superior a 300°C onde ocorre a evaporação do óleo base. Devido à ação das substâncias sólidas, as pastas são apropriadas para aplicações com carga extrema (LUBRY SPECIAL, 2015).

Alguns pesquisadores (KRISHNA; RAO; SRIKANT, 2010; REDDY; NOUARI, 2010; GUOCHEN; CHEN; ZHIZHEN, 2012; MOURA; MACHADO; SILVA, 2015a; MOURA; SILVA, 2015b; TABAK; 2015; REDDY, NOUARI, 2011) investigaram o uso de grafite como um meio lubrificante no processo de usinagem para reduzir o calor gerado. O papel efetivo do grafite como lubrificante foi evidente a partir da melhoria global do processo. Vários trabalhos (VENUGOPAL; RAO, 2004; SHAJI; RADHAKRISHNAN, 2003) mostraram efeitos em parâmetros do processo, como forças de corte, temperatura, energia específica e rugosidade superficial. A utilização de grafite e bisulfeto de molibdênio (MoS_2) utilizados no processo de usinagem assistida, relatados por Reddy e Rao, (2006), mostram melhoria considerável no desempenho do processo, em comparação com a de usinagem com fluido de corte convencional em termos de forças de corte, qualidade da superfície e energia específica.

2.4.1. Grafite

O grafite é estruturalmente composto de planos de átomos de carbono policíclicos que são hexagonais em orientação. A distância dos átomos de carbono entre os planos é maior e, portanto, a ligação é mais fraca, vide as ligações de Van Der Waals representadas na Fig. 2.15. Dentro da mesma camada a distância entre os átomos é menor, estes são unidos por forte ligações covalentes. No grafite, as ligações de Van Der Waals mantêm juntas folhas (grafenos) adjacentes de átomos de carbono, como resultado, uma camada desliza sobre a outra com pouca fricção.

Grafite é mais adequado para a lubrificação em uma atmosfera regular. O vapor de água é um componente necessário para a lubrificação de grafite. A adsorção de água reduz a energia de ligação entre os planos hexagonais do grafite a um nível inferior à energia de adesão entre um substrato e o grafite, pois o vapor de água é uma exigência para a lubrificação, o grafite não é eficaz no vácuo. Em uma atmosfera oxidativa o grafite é eficaz em altas temperaturas, de até 450°C em exposição contínua e pode suportar picos de

temperatura muito mais elevados (BEEK, 2006). A condutividade térmica do grafite é geralmente menor do que 2,0 W/m-K a 40°C (MATWEB, 2016).

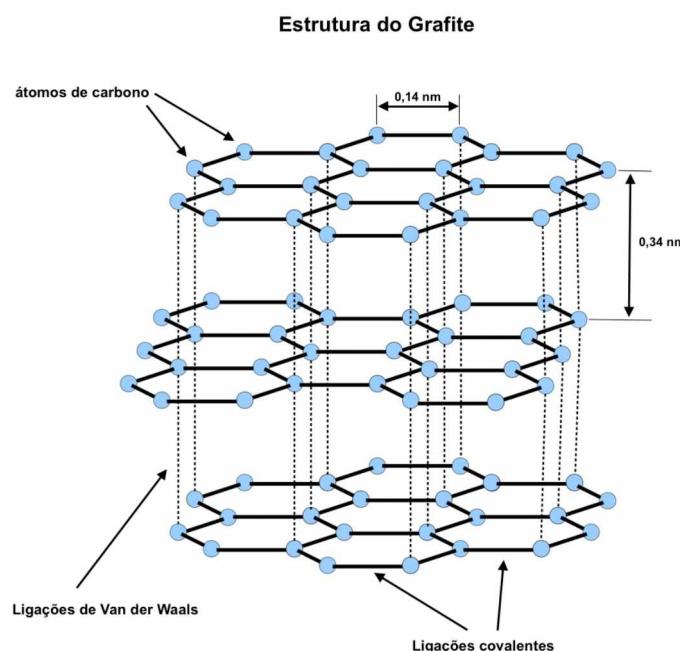


Figura 2.15 – Representação da estrutura de uma molécula de grafite.

O grafite é caracterizado por dois grupos principais: natural e sintético. O grafite sintético é um produto sinterizado a alta temperatura e é caracterizado pela sua elevada pureza de carbono (99,5 - 99,9%). O grafite sintético de grau primário pode apresentar excelente lubrificidade assim como o do grafite natural de qualidade. O grafite natural é derivado da mineração. A qualidade do grafite natural varia em função da qualidade do minério e do processamento pós-mineração. O produto final é o grafite com um elevado teor de carbono (96,0 - 98,0%). Quanto maior for o teor de carbono e o grau de grafitação (elevado cristalino), melhor será a lubrificação e resistência à oxidação. Para aplicações em que não é necessária uma elevada lubrificação e é necessário um revestimento mais isolante termicamente, pode ser escolhido o grafite amorfo que possui menor quantidade de carbono (80,0%).

2.4.2. Bissulfeto de molibdênio (MoS_2)

O bissulfeto de molibdênio (MoS_2) é um minério encontrado nas finas nervuras dentro do granito, e quando altamente refinado consegue uma pureza apropriada para lubrificação. Assim como o grafite, o MoS_2 possui uma estrutura cristalina hexagonal, como pode ser visto na Fig. 2.16.

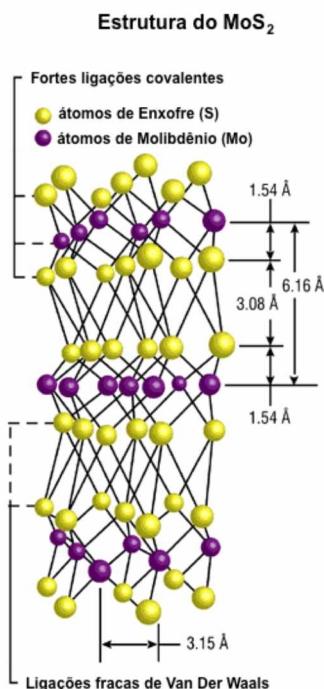


Figura 2.16 – Representação da estrutura de uma molécula de MoS₂ (adaptado de KLEIMAN, 2016).

A propriedade intrínseca de fácil cisalhamento ocorre na interface entre as moléculas de enxofre, o que é possível devido às ligações de Van Der Waals que são mais fracas que as ligações covalentes que unem os átomos de molibdênio e enxofre. O desempenho de lubrificação do MoS₂ muitas vezes excede o do grafite, sendo eficaz até mesmo no vácuo (BEEK, 2006).

A temperatura limite para o MoS₂ é por volta de 400°C sendo restringida pela oxidação. A condutividade térmica do MoS₂ é de $34,5 \pm 4$ W/m-K (MATWEB, 2016). O tamanho de partícula e a espessura da película (ou filme) lubrificante são parâmetros importantes que devem ser adaptados à rugosidade do substrato. Partículas grandes podem resultar em desgaste excessivo por abrasão causada por impurezas no MoS₂, partículas pequenas podem resultar em oxidação acelerada.

A questão de onde deve ser utilizado o bissulfeto de molibdênio ou grafite na maioria das aplicações comerciais, depende diretamente do meio. O MoS₂ é amplamente utilizado na indústria aeroespacial, principalmente devido a sua eficácia mesmo no vácuo.

2.4.3. Nitreto de boro

O nitreto de boro está disponível em duas estruturas químicas, isto é, cúbicas e hexagonais, onde a última é a versão lubrificante. A estrutura cúbica é muito dura e usada

como um componente abrasivo e ferramenta de corte, como o CBN (Nitreto Cúbico de Boro). A forma cristalina mais estável é a hexagonal, possui uma estrutura em camadas semelhante à do grafite. Dentro de cada camada, os átomos de boro e nitrogênio são ligados por fortes ligações covalentes, enquanto que as camadas são mantidas unidas por fracas forças de Van Der Waals (BEISS; RUTHARDT; WARLIMONT, 2002).

O nitreto de boro é um lubrificante cerâmico, geralmente comercializado em pó. A característica mais interessante do lubrificante é sua resistência à elevadas temperaturas, de até 1200°C mesmo em uma atmosfera oxidante. Além disso possui uma condutividade térmica elevada, podendo chegar a 600 W/m-K (BEEK, 2006).

2.4.4. Politetrafluoretileno (PTFE)

O PTFE é amplamente utilizado como um aditivo em óleos lubrificantes e graxas, devido a sua baixa energia superficial. Podem ser produzidas dispersões estáveis não floculadas de PTFE em óleo ou água. Diferente dos lubrificantes sólidos citados anteriormente, o PTFE não tem uma estrutura em camadas. As macromoléculas de PTFE deslizam facilmente ao longo das outras, semelhante às estruturas lamelares. O PTFE mostra um dos menores coeficientes de atrito estático e dinâmico, de até 0,04.

O PTFE, também conhecido como Teflon, é um polímero fluorado; e o flúor (F) assim como outros elementos halogênios possui a propriedade retardante de chama. Mas o fato de não propagar fogo é apenas uma das excelentes características desse material. As altas forças intermoleculares geradas pela presença de grandes átomos de flúor, além de dar rigidez à macromolécula dificultando mudanças de conformação, promovem alta estabilidade térmica, baixo coeficiente de atrito e inércia química. O PTFE não só é um polímero adequado para uso em altas temperaturas, até 260 °C, como também em baixas temperaturas, mantendo suas propriedades mecânicas em temperaturas criogênicas de até -260°C (BEEK, 2006).

Apesar de ter alta resistência ao impacto em relação aos plásticos, possui baixa resistência à tração, ao atrito e à fluência, necessitando em algumas aplicações da incorporação de fibra de vidro, bronze, fibra de carbono, aço inox e carvão sintético. É comum a incorporação de grafite e bisulfeto de molibdênio para melhorar ainda mais suas propriedades deslizantes e antiadesivas. O coeficiente de atrito do PTFE é mais baixo do que quase todos os outros plásticos utilizados, sendo utilizado frequentemente em vários produtos como por exemplo em panelas antiaderentes (RODA, 2017).

CAPÍTULO III

METODOLOGIA

Neste capítulo são descritos os procedimentos utilizados para a realização do trabalho, detalhando o processo, os materiais e os equipamentos necessários à pesquisa. O trabalho experimental foi realizado no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem - LEPU, da Faculdade de Engenharia Mecânica – FEMEC, da Universidade Federal de Uberlândia - UFU, na cidade de Uberlândia - MG. Foram realizados testes específicos, com variação dos parâmetros de usinagem (velocidade de corte, avanço e profundidade de corte), e testes de vida de ferramenta, o fluxograma apresentado na Fig. 3.1 ilustra todos os testes realizados.

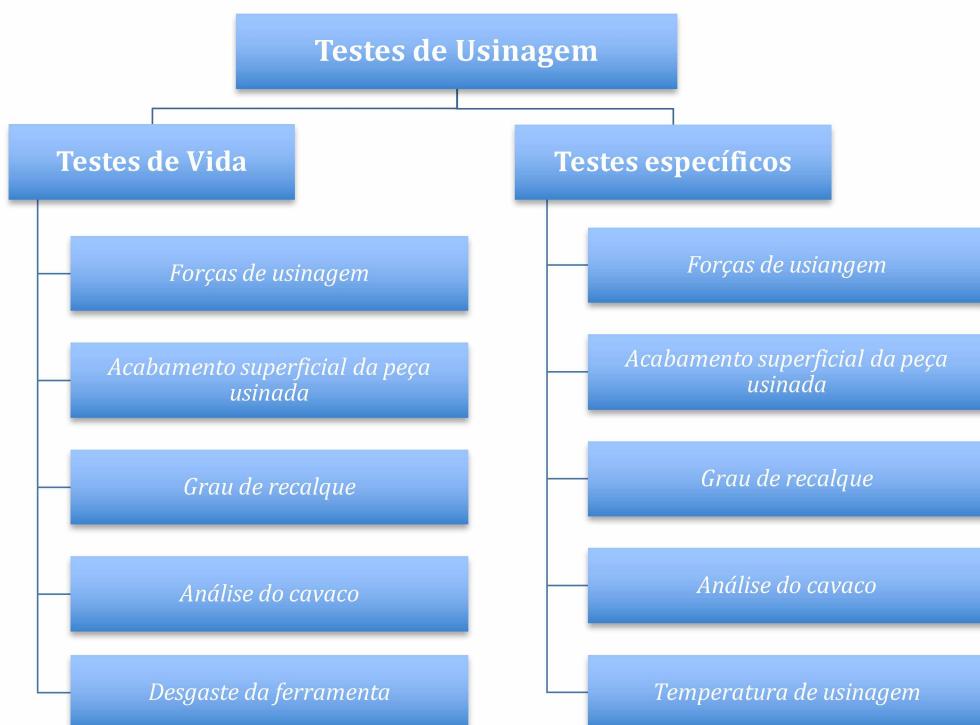


Figura 3.1 – Fluxograma dos testes de usinagem.

3.1. Caracterização do material (Ti6Al4V)

O material da peça utilizada nos testes de usinagem foi uma liga comercialmente disponível de Ti6Al4V (ASTM F136), foi fornecido nas dimensões Ø200 x 300 mm, conforme ilustrado na Fig. 3.2. A dureza e a microdureza do corpo de prova foi medida em duas regiões, central e periférica, avaliando as seções transversais e longitudinais destas amostras após embutimento das amostras em resina baquelite preta. A dureza média foi de 32 HRC e a microdureza foi de 349 HV (36 HRC), dentro dos padrões estabelecidos pelo fabricante, entre 30~36 HRC.

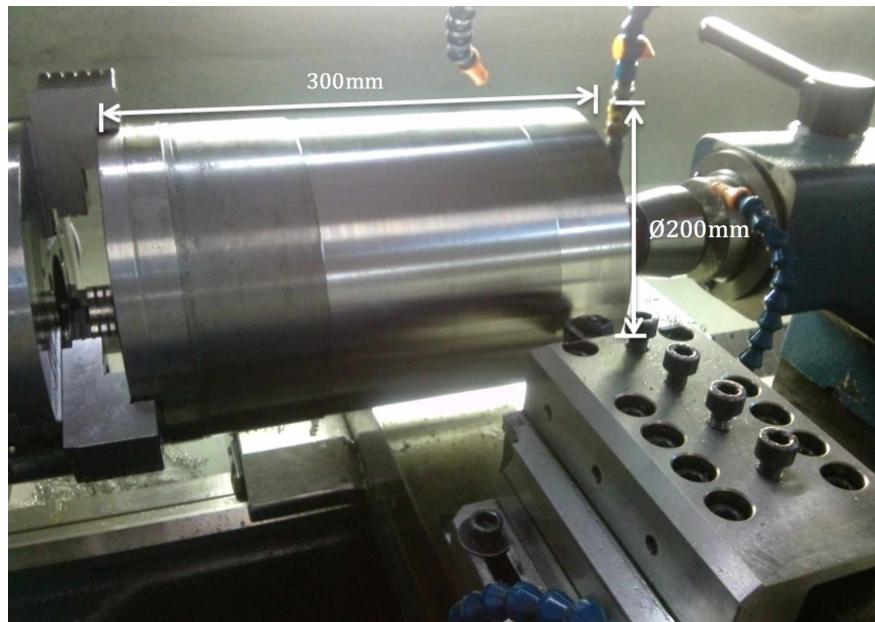


Figura 3.2 – Peça de trabalho utilizada nos ensaios.

Após o embutimento as amostras foram lixadas e polidas. O lixamento e polimento foram executados em uma máquina automática da marca Teclago® modelo PVV200. O lixamento foi realizado com as lixas 80, 120, 180, 240, 320, 400, 600, 1000, e 1500, respectivamente nessa ordem. Em seguida foi realizado o polimento com alumina em suspensão de 1 µm e pano específico para tal. O ataque químico para revelar a microestrutura, revela a presença de grãos α equiaxiais e fase β intergranular, foi realizado utilizando a solução Kroll, na proporção de 100 ml de H₂O destilada, 2 ml de HF 40% e 5 ml de HNO₃ 65%, durante 3 minutos. A análise foi realizada utilizando um microscópio óptico OLYMPUS® modelo BX51M. A Figura 3.3 ilustra as imagens obtidas.

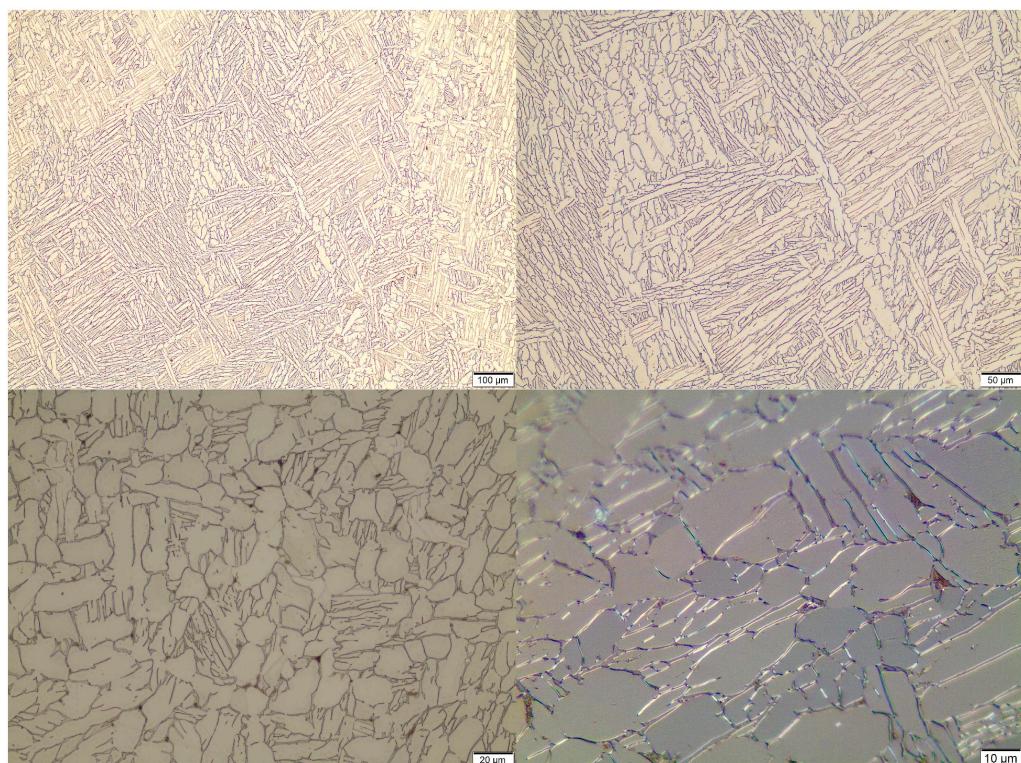


Figura 3.3 – Microestrutura da liga Ti6Al4V com diferentes ampliações.

A análise microscópica da liga Ti6Al4V em diferentes ampliações mostra uma típica microestrutura Widmanstätten, onde as linhas finas escuras representam a fase β (CCC), e placas brancas aciculares representam a fase α (HC), que se formaram na matriz β . A Tabela 3.1 ilustra a composição química da liga fornecida pelo fabricante.

Tabela 3.1 – Composição química da liga Ti6Al4V.

Limites de impureza (%peso)						
N	Fe	O	C	H	Al	V
0,03	0,40	0,20	0,08	0,01	5,50~6,75	3,50~4,50

3.2. Procedimento experimental

Os ensaios foram conduzidos nas dependências do Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem da Faculdade de Engenharia Mecânica na Universidade Federal de Uberlândia (LEPU/FEMEC/UFU). O corpo de prova de titânio ASTM F136 grau 5, conhecido como liga Ti6Al4V, possuía a dimensão de Ø200 x 300 mm. Foi utilizado fluido de corte sintético (Quimatic® Super Fluido 3) aplicado utilizando o sistema MQL da Accu-Lube®. As

ferramentas utilizadas possuem o código SNMG120408-SM 1105, metal-duro da classe S15, revestidas com TiAlN (PVD) e produzidas pela Sandvik®. Apenas para os testes específicos de temperatura foram utilizados bits retangular de metal duro da classe K10.

Um procedimento de testes abrangentes foi realizado para avaliar o desempenho de diferentes condições de lubri-refrigeração. As condições testadas foram seco, jorro e Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL). Os testes utilizando a técnica MQL foram realizados utilizando apenas o fluido de corte puro e soluções contendo fluido de corte e lubrificantes sólidos. Os lubrificantes sólidos usados foram: grafite (GR325, GR625 e GR1000) e bissulfeto de molibdênio (MoS_2). As soluções utilizadas continham fluido de corte e lubrificante sólido na proporção com 20% em peso. Esta porcentagem de lubrificante sólido foi a mais eficiente para uso com o sistema de MQL, uma vez que acima de 20% a mistura torna-se muito viscosa, o que pode provocar a obstrução dos bocais do sistema.

A taxa de vazão para MQL foi de 4 ml/min com uma pressão de ar de 3 bar (43,50 psi ou 0,30 MPa). Devido a maior viscosidade das soluções utilizadas, quando comparado com o fluido puro, essa pressão foi selecionada por proporcionar o fornecimento contínuo das soluções com lubrificante sólido. Os detalhes experimentais são apresentados na Tab. 3.2.

Os bicos do sistema MQL foram posicionados de forma a melhorar a lubrificação e facilitar a saída do cavaco, como mostrado na Fig. 3.4. Os bicos foram ajustados de forma que os dois jatos fossem direcionados sobre as superfícies de saída e flanco da ferramenta de corte. Na Figura 3.4a é mostrado a vista frontal dos bocais 1 e 2 posicionados a 90° e 45° em relação ao sentido de avanço da ferramenta. A Figura 3.4b mostra a vista lateral do posicionamento dos bocais. A distância ideal entre o bocal e a ferramenta foi de 40,00 mm. O mal posicionamento dos bocais podem gerar o acúmulo de cavaco sobre a ferramenta de corte, impedindo com que o fluido de corte possa chegar até a interface cavaco-ferramenta-peça, este fenômeno é conhecido por "efeito guarda-chuva", como mostrado na Fig. 3.4c.

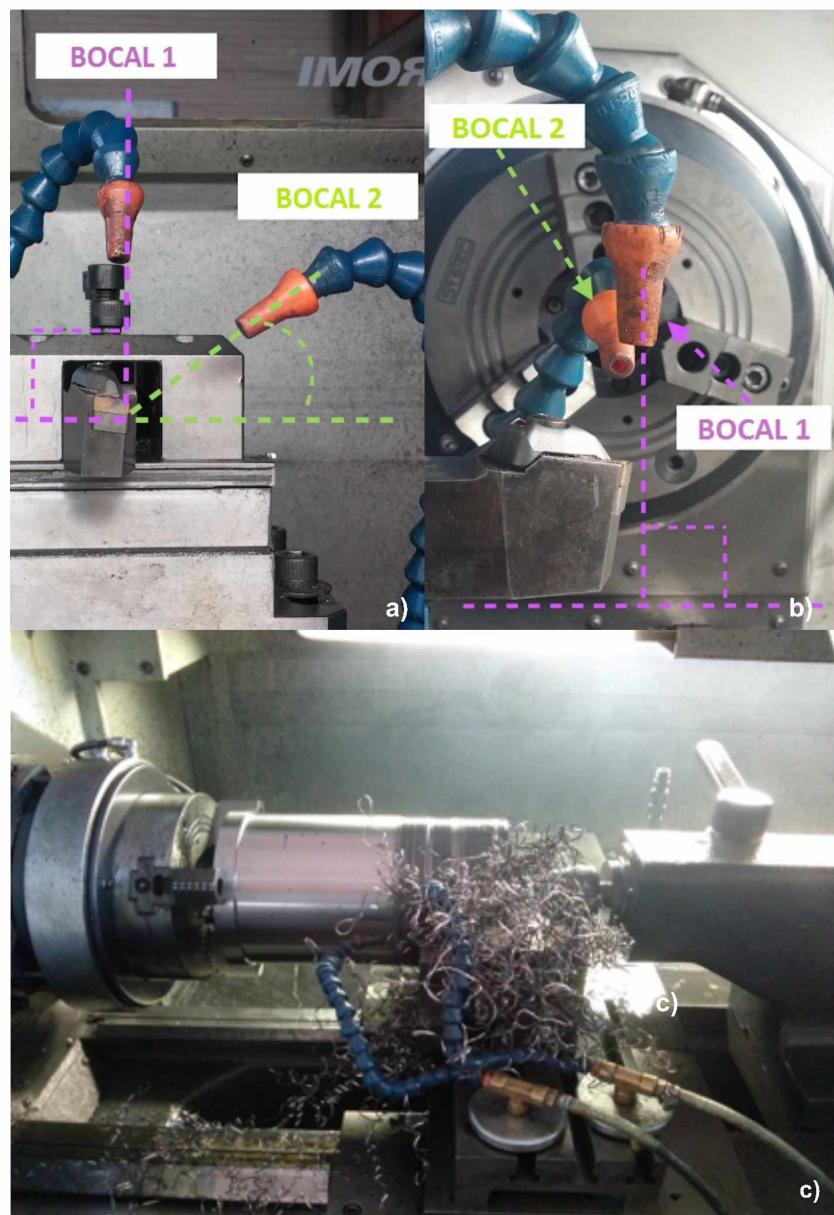


Figura 3.4 – Posicionamento dos bocais do sistema MQL, vista frontal (a) e vista lateral (b); visualização do efeito guarda-chuva (c).

Tabela 3.2 – Detalhes experimentais.

Máquina-ferramenta	
Característica	CNC Multiplic 35D, ROMI®, 11 kW, 3000 rpm
Característica	CN Revolution RV220, Nardini® 7,46 kW, 2500 rpm (testes de temperatura)
Material da peça	Liga de titânio (Ti6Al4V) ASTM F136, grau 5
Dureza	30~36 HRC
Dimensões	Ø200 x 300 mm
Condutividade Térmica	6,70 W/mK
Ferramenta de corte	Inserto, metal duro, SNMG120408 SM, Sandvik®
Classe	1105
Revestimento	TiAIN (PVD)
Raio de ponta	0,80 mm
Suporte da ferramenta	DSBNR 2525M 12 Sandvik®
x_o, α_o, γ_o	75°, 5° e 0°
Ferramenta de corte (Bits)	Metal duro, barra quadrada 10x10 mm (teste específico de temperatura)
Classe	K10
x_o, α_o, γ_o	75°, 5° e 0°
Parâmetros de corte	
Velocidade de corte (v_c)	130 e 150 m/min (testes de vida) 30, 50, 70 e 90 m/min (testes específicos) 30, 40, 50, 60 e 70 m/min (testes de temperatura)
Avanço (f)	0,20 mm/rev (teste de vida) 0,05, 0,10, 0,15 e 0,20 mm/rev (testes específicos) 0,05, 0,15 e 0,25 mm/rev (testes de temperatura)
Profundidade de corte (a_p)	0,50, 1,00 e 1,50 mm
Lubri-refrigeração	seco, jorro, MQL e MQL + Lubrificante sólido
$VB_{máx.}$	0,60 mm
Fluido de corte	Óleo integral, sintético, Quimatic® Super Fluido 3 Óleo emulsionável (10%), base vegetal, Quimatic ME-3
Lubrificante sólido	
Soluções	20% em peso de lubrificante sólido com Super Fluido 3
MoS_2	Bissulfeto de Molibdênio – MoS_2 (5µm) 99% pureza
Condutividade térmica	$34,5 \pm 4$ W/m-K
Grafite	GR325 (40 µm) 99% pureza GR625 (20 µm) 99% pureza GR1000 (5 µm) 99% pureza
Condutividade térmica	2,0 W/m-K
Jorro	4,2 l/min
Sistema MQL	Accu-Lube®, modelo 02A0-STD
Pressão	3 bar (43.50 psi, 0.3 MPa)
Vazão	4 ml/min
Termopar	Ø1,00 mm, revestido com fibra de vidro
Tipo	K
Faixa de temperatura	-250 à 1260°C
Dinamômetro	Kistler® 9265B
Rugosímetro	Mitutoyo® SJ-201
Microscópio	Olympus® SZ61 (óptico) e BX51M (digital)
Multímetro	Agilent® 34970A (testes específicos de temperatura)
SEM / EDS	Hitachi® TM-3000 / Hitachi® SwiftED-3000

3.2.1. Equipamentos utilizados

Segue abaixo a listagem dos equipamentos utilizados e algumas descrições:

- Os ensaios de torneamento foram realizados em um torno CNC da marca ROMI® modelo Multiplic 35D com 11 kW (15 cv) de potência no motor do eixo-árvore e faixa de rotação de 100~3000rpm.
- As análises de desgaste foram feitas por microscopia óptica utilizando um estereomicroscópio de marca OLYMPUS® modelo SZ6145TR com câmera e software analisador de imagens Image-Pró v6.0 produzido pela empresa Media Cybernetics Inc. com calibração de ampliação para 45x.
- As análises da microestrutura do material foram feitas por microscopia óptica utilizando um microscópio óptico digital da marca OLYMPUS® modelo BX51M.
- A rugosidade foi medida utilizando-se um rugosímetro portátil da marca Mitutoyo® modelo SJ-201. A medição da rugosidade foi realizada na peça montada na máquina-ferramenta.
- Para caracterização do material foram feitos ensaios de dureza. As medições de dureza utilizaram o durômetro universal da marca Otto-Wollpert-Werke® com carga de 150 kgf aplicada durante 30 segundos usando a escala Rockwell® (HRC). Os valores medidos de microdureza foram obtidos utilizando um microdurômetro da marca SHIMADSU®, com carga de 98,07 mN aplicadas durante 15 segundos usando a escala Vickers (HV).
- As forças de usinagem foram obtidas utilizando um dinamômetro de mesa da marca Kistler® modelo 9265B, obtendo como resposta as componentes F_x , F_y e F_z .
- Para análise dos mecanismos de desgaste foi utilizado um Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) modelo TM-3000 e acoplado ao seu sistema um modulo de Espectroscopia de Energia Dispersiva (“Energy Dispersive Spectroscopy” - EDS) modelo SwiftED-3000, ambos da Hitachi®.
- Para medição de temperatura foi utilizado o multímetro da marca Agilent® modelo 34970A, e termopares do tipo K com revestimento em fibra de vidro.
- Foi utilizando o sistema de Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL) da Accu-Lube® modelo 02A0-STD, com 300 ml de capacidade em seu reservatório e pressão de trabalho de até 6 bar (0,6 MPa).
- Lixadeira e Politriz modelo PVV200 da marca Teclago®, com velocidade variável.

3.2.2. Metodologia dos ensaios

Este trabalho tem como principal objetivo avaliar o desempenho dos lubrificantes sólidos na usinagem da liga Ti6Al4V em comparação com os tradicionais fluidos de corte e

técnicas de aplicação. Foram utilizados dois tipos de ensaio, um com testes específicos para avaliar o desempenho das condições testadas sem influência do desgaste da ferramenta de corte e os testes de vida, para avaliar o desempenho dos lubrificantes com a evolução da taxa de desgaste.

Uma vez que as ligas de titânio são materiais caros, o comprimento de corte foi racionalizado com base na literatura, sem comprometer o tempo de usinagem. Os testes de torneamento foram realizados dentro do limite de vida da ferramenta de corte sugerido pela norma ISO3685 (1993), intitulada “Tool-life testing with single-point turning tools”, que padroniza que o desgaste máximo flanco ($VB_{máx.}$) é de 0,60 mm para ensaios de vida.

Os experimentos foram conduzidos nas diversas condições de lubri-refrigeração já mencionadas (vide Tab. 3.2) para estudar o efeito destas sobre as forças de corte, desgaste da ferramenta, temperatura da ferramenta e acabamento superficial da peça usinada no torneamento. As velocidades de corte e taxas de avanço foram selecionadas com base nas recomendações do fabricante da ferramenta para o material da peça usada, todos os parâmetros de usinagem são mostrados na Tab. 3.2. Estas condições são típicas para operações de acabamento utilizadas na indústria.

As velocidades de corte e o avanço dos testes de vida foram escolhidas de forma a diminuir o comprimento usinado elevando rapidamente as taxas de desgaste, visto que só foi disponibilizado uma barra para esta pesquisa. Essa metodologia permitiu o uso de velocidades de corte mais elevadas do que normalmente é empregado para este tipo de liga. O aumento da profundidade de corte de 0,50 mm utilizado nos testes específicos para 1,00 mm nos testes de vida, teve como intuído possibilitar a obtenção de outros tipos de desgaste além do desgaste de ponta da ferramenta, sendo o raio de ponta de 0,80mm.

As medições de desgaste da ferramenta foram realizadas em um estereomicroscópio OLYMPUS®, modelo SZ6145TR, com câmera e software de análise de imagem, depois da limpeza dos insertos desgastados em acetona para remover detritos, óleo ou sujeira aderida na superfície da ferramenta, o desgaste da ferramenta foi medido com uma ampliação de 45x.

Para identificar os mecanismos de desgaste no fim de vida das ferramentas de corte foi utilizado um MEV e EDS, ambos da HITACHI®. As imagens das ferramentas desgastadas foram obtidas em diferentes ampliações no final da vida. Análise das imagens identificam o modo de falha da ferramenta e o mecanismo responsável pela falha.

A rugosidade foi medida com um rugosímetro portátil da Mitutoyo®. O comprimento de amostragem foi definido pela ABNT NBR ISO 4287 (2002). Seis medições foram feitas na circunferência (em intervalos de 60°) em cada comprimento de amostragem, a uma

temperatura média de 28°C. Este procedimento foi o mesmo adotado tanto para os testes de vida quanto para os específicos.

Os testes de vida foram realizados utilizando um torno da ROMI®, modelo Multiplic 35D. Uma nova ferramenta de corte foi usada para cada teste de vida. Devido aos altos custos do material da peça foram realizados os testes de vida da ferramenta, sem repetição. O teste de vida da ferramenta foi interrompido a cada 60 segundos para medições de desgaste e rugosidade. A profundidade de corte e o avanço foram mantidos constantes a 1,00 mm e 0,20 mm/rev. A velocidade de corte foi variada de 130 m/min e 150 m/min.

Para as medições de temperatura, foi utilizado o método termopar-ferramenta-peça, desenvolvido por Kaminise et al. (2012) e montado em um torno Nardini® RV220. Este método de medição da temperatura da interface ferramenta-peça utiliza o material da ferramenta (metal duro) e o material da peça de trabalho (Ti6Al4V) como os dois elementos de um termopar, como mostrado na Fig. 3.5. A FEM (força eletromotriz) gerada entre a ferramenta e a peça de trabalho durante o corte foi medida usando um voltímetro Agilent®, com taxa de aquisição de 0,5 segundos. A temperatura no suporte da ferramenta foi medida utilizando um termopar padrão, para efeito de controle.

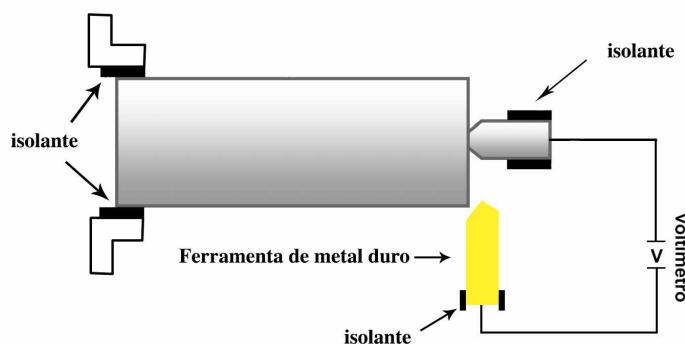


Figura 3.5 – Esquema do sistema termopar-ferramenta-peça (adaptado de MOURA et. al., 2015a).

Nos testes específicos de temperatura, a profundidade de corte foi mantida constante a 1,00 mm, enquanto o avanço foi variado de 0,05~0,25 mm/rev, estes valores de avanço são diferentes dos escolhidos para os demais testes específicos devido a limitação da máquina em termos de potência. A velocidade de corte foi variada de 30~70 m/min, essa escolha se deu pela limitação da ferramenta utilizada. O comprimento de usinagem foi de 10,00 mm. Depois de selecionado o avanço foi realizada uma bateria de testes variando a velocidade de corte (30, 40, 50, 60, 70 m/min), sempre da mais baixa para a mais alta, ao

fim dos testes a ferramenta era novamente reafiada para a nova bateria de testes com o novo avanço selecionado.

Para os testes específicos de força, rugosidade e obtenção dos cavacos, foi utilizado o torno CNC ROMI® Multiplic 35D, o mesmo utilizado nos testes de vida. Cada bateria de testes foi realizada com uma aresta nova da ferramenta de corte, sendo 4 testes variando a velocidade de corte (30, 50, 70 e 90 m/min, nesta ordem) com avanço e profundidade de corte fixos. Essa padronização utilizando uma aresta de corte para cada bateria de testes visa eliminar o efeito do desgaste na rugosidade e na força de usinagem. O comprimento de usinagem foi de 10,00 mm. Foram realizadas 3 repetições para cada bateria de testes. As forças de corte foram medidas nas fases iniciais da usinagem, para evitar o efeito do desgaste. A taxa de amostragem do sistema de aquisição de dados é de 1 kHz. As forças de corte foram medidas com um dinamômetro de mesa Kistler® modelo 9265B.

Os resultados obtidos foram analisados estatisticamente por meio de Análise de Variância (ANOVA), complementando com teste de comparação de médias de Duncan. Os resultados estatísticos foram discutidos a 5% ($P < 0,05$) de nível de significância para analisar as diferenças entre médias em nível mais restrito. As análises estatísticas foram realizadas utilizando-se o software estatístico WinStat 2.11.

3.3. Calibração do termopar-ferramenta-peça

A calibração do sistema termopar-ferramenta-peça talvez seja a parte mais complexa, o que acaba dificultando a utilização desse sistema. Optou-se por fazer a calibração do sistema no próprio torno, utilizando a mesma configuração utilizada nos testes de usinagem. Uma alternativa muito utilizada é realizar a calibração em um forno mufla, mas os resultados da calibração neste método não se mostraram confiáveis.

Esta etapa da pesquisa fez parte do projeto de Iniciação Científica do aluno Daniel Tabak, que resultou em alguns trabalhos já publicados (TABAK, 2015; TABAK et al., 2014; MOURA et al., 2014b).

Os experimentos e a calibração do sistema de medição foram efetuados no torno Nardini® Revolution RV220 e para fechar o circuito termopar peça ferramenta um contra pontas especial foi fabricada, conforme relatado por Kaminise et. al. (2012), o qual contém em seu interior uma cuba de mercúrio, que permite a continuidade do circuito elétrico. Além disso, tanto a barra quanto o contra pontas foram isolados eletricamente em relação ao torno. Isto para que não haja nenhuma fuga de corrente permitindo, assim, uma melhor precisão do método.

Para realizar a calibração, o sistema foi montado no torno e o contato entre a ferramenta de corte e a peça, para fechar o circuito elétrico, foi realizada utilizando-se um cavaco do próprio material da peça (Ti6Al4V) para que não ocorra alterações nos materiais do circuito. Um sistema com dois termopares foi usado para estimar a temperatura na interface cavaco-ferramenta. Os termopares foram soldados em um bits de metal duro, da classe K10, por descarga capacitiva à distância de 2,00 mm da ponta da ferramenta, nas superfícies de saída e principal de folga da ferramenta.

Para efetuar a calibração é necessário aquecer a junção entre a ferramenta e o cavaco (ponto de medição) e monitorar a sua temperatura junto à tensão gerada pelo sistema. Este método se baseia na utilização do efeito termopar (efeito Seebeck) e suas propriedades de circuito, conforme ilustrado na Fig. 3.6, permitindo a determinação da temperatura média na zona de contato entre a peça e a ferramenta de corte (TABAK, 2015).

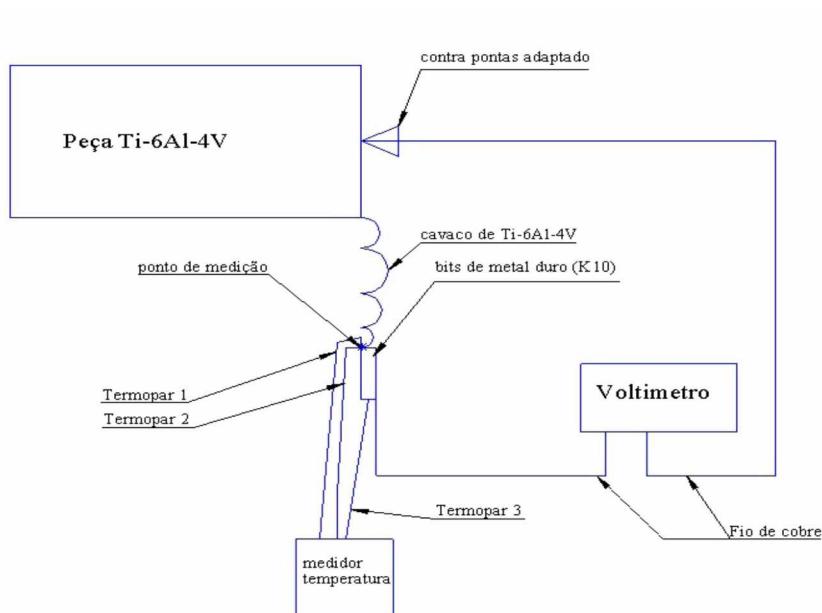


Figura 3.6 – Esquema da montagem do circuito de calibração (TABAK, 2015).

Para efetuar o aquecimento da união ferramenta cavaco foi necessário utilizar um tubo de aço inoxidável, sendo as temperaturas desejadas na calibração próximas a 1000°C, e este metal possuindo ponto de fusão superior a esta temperatura, permitiu seu aquecimento através de um maçarico oxiacetileno. Com o maçarico aquecendo o tubo metálico que continha em seu interior a união ferramenta-cavaco-peça, as temperaturas medidas no interior do tubo chegaram a 1200°C, sendo possível adquirir uma quantidade de leituras suficiente para criar a curva de calibração do sistema. É importante ressaltar que nenhuma

parte da ferramenta ou do cavaco estavam em contato direto com o tubo, sendo aquecidos pela radiação térmica gerada.

Segundo Tabak (2015) para que a calibração seja efetuada corretamente é necessário manter todas as juntas que não são pontos de interesse a temperaturas constantes. Porém, isso apresenta um enorme desafio, pois ao aquecer o ponto de interesse todo o corpo da ferramenta de corte também será aquecido, ou seja, o calor irá fluir pela ferramenta de corte sendo transmitido, por condução, até o contato da ferramenta de corte com o fio de cobre formando, assim, uma segunda junção com variação de temperatura. Desta forma, para conseguir medir a temperatura real da interface de interesse, duas temperaturas foram monitoradas na calibração. A primeira é a do ponto de interesse, determinada pela média da temperatura medida por dois termopares soldados o mais próximo possível do contato ferramenta-cavaco; a segunda é na parte posterior da ferramenta para que, posteriormente, a variação da temperatura nesta junção e o seu efeito na tensão resultante pudesse ser subtraído.

Separadamente, foi avaliado o efeito da variação de temperatura numa junção ferramenta de corte e fio de cobre, e, assim, pode-se determinar a magnitude do efeito da junta secundária na calibração inicial. Com isso, utilizando da relação entre a variação de temperatura e a tensão gerada neste ponto, a calibração inicial pôde ser corrigida obtendo uma curva otimizada de calibração, ilustrada na Fig. 3.7.

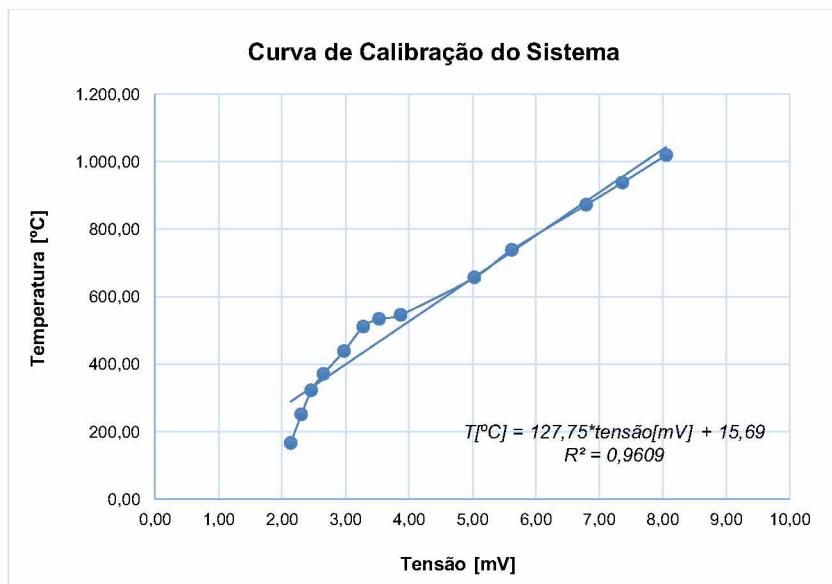


Figura 3.7 – Curva de calibração para o sistema de medição termopar-ferramenta-peça (adaptado, TABAK, 2015).

CAPÍTULO IV

RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo são apresentados e discutidos os resultados obtidos com os experimentos em testes específicos e testes de vida variando velocidade de corte, avanço e profundidade de corte, obtendo como resposta: forças de usinagem, acabamento da superfície usinada, temperatura de usinagem e características dos cavacos obtidos, desgaste da ferramenta de corte e tempo de usinagem.

4.1. Testes de vida

4.1.1. *Tempo de usinagem*

Os resultados experimentais obtidos a partir dos testes de usinagem são mostrados na Fig. 4.1. A vida da ferramenta foi afetada pelas condições de lubri-refrigeração utilizadas. Quando se usinou a liga Ti6Al4V com bissulfeto de molibdênio (MoS_2) como lubrificante sólido a vida da ferramenta aumentou 75% em relação a seco na velocidade de corte baixa (130 m/min), enquanto na velocidade de corte elevada (150 m/min) o aumento foi de 32%. O MoS_2 obteve o melhor desempenho entre os fluidos de corte testados, para ambas as condições testadas.

Entre os testes utilizando grafite como lubrificante sólido, percebe-se que o GR1000 obteve um desempenho levemente superior ao GR625 na velocidade de corte de 130 m/min e se igualaram na velocidade de 150 m/min. Logo em seguida aparece o GR325 com desempenho levemente inferior aos dois tipos de grafite mencionados anteriormente. Abaixo do desempenho dos lubrificantes sólidos temos as técnicas convencionais de lubri-refrigeração, jorro e MQL (Mínima Quantidade de Lubrificante) praticamente empatadas. Por último temos a usinagem a seco, com o pior desempenho dentre os testes realizados em relação a vida da ferramenta.

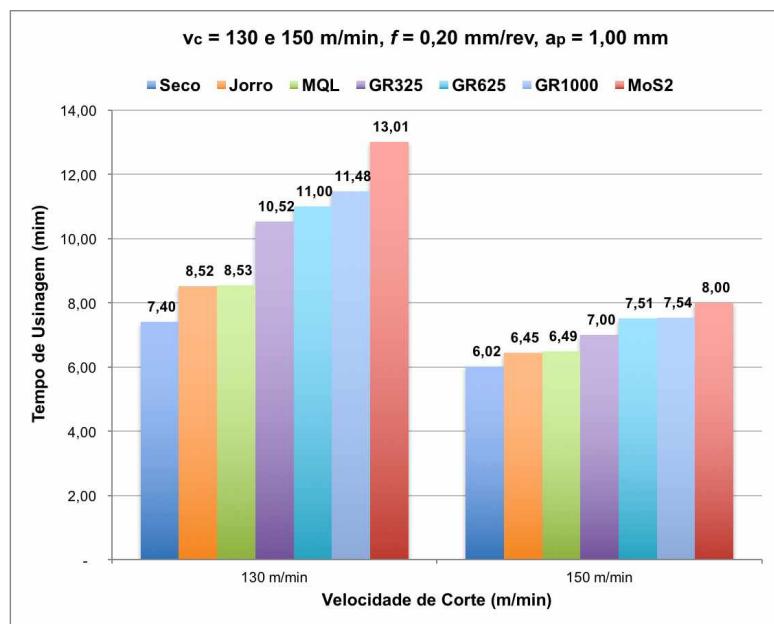


Figura 4.1 – Teste de vida: avaliação do desempenho dos lubrificantes através do tempo de usinagem durante a vida da ferramenta de corte.

As ligas de titânio possuem como característica a baixa condutividade térmica, gerando altas temperaturas de usinagem, que faz com que o cavaco tenha a tendência de se soldar à superfície da ferramenta de corte e encruar, além de favorecer o desgaste difusivo devido a presença de elementos altamente reativos e formadores de carbonetos dispersos em sua microestrutura. Todas as características citadas anteriormente justificam o desempenho inferior da usinagem a seco e inviabilizam a utilização desta condição na usinagem desta liga.

Uma grande porcentagem (cerca de 80%) do calor gerado na usinagem de liga de titânio Ti6Al4V, é conduzida para a ferramenta, porque não pode ser removido com o cavaco ou dissipado para a peça de trabalho devido à baixa condutividade térmica das ligas de titânio, devido a esta característica é praticamente inviável a usinagem das ligas de titânio a seco (Silva et al., 2013).

A eficácia dos lubrificantes sólidos em minimizar os efeitos do atrito na interação ferramenta-peça, promovendo o maior tempo de usinagem e consequentemente menor desgaste ao longo do tempo, parece estar relacionada com sua estrutura em camadas ligadas por interações fracas de Van der Waals, fazendo com que essas camadas possam deslizar umas sobre as outras e por consequência obtendo um baixo coeficiente de atrito. O efeito nas forças de usinagem será discutido posteriormente, mas para as duas velocidades de corte testadas, o MoS₂ diminuiu a força de corte, o que pode indicar uma maior lubrificação.

4.1.2. Desgaste de flanco

A Figura 4.2 mostra a evolução do desgaste de flanco máximo ($VB_{máx.}$) durante a vida da ferramenta para as condições de lubri-refrigeração testadas.

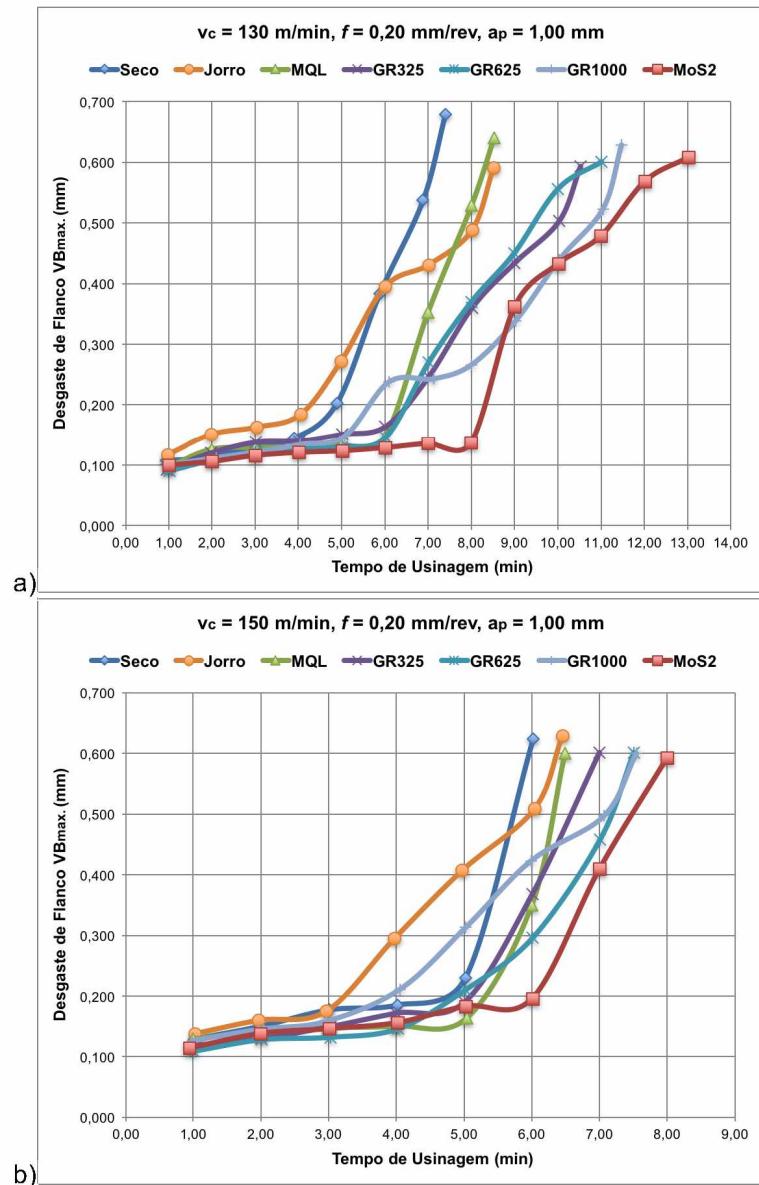


Figura 4.2 – Teste de vida: evolução do desgaste de flanco máximo ($VB_{máx.}$) ao longo da vida da ferramenta de corte com 130 m/min (a) e 150 m/min (b).

Na velocidade de 130 m/min (Fig. 4.2a), para a condição de corte a seco após 4 min, o desgaste de flanco aumentou rapidamente com o tempo de usinagem, a ferramenta atingiu uma zona de elevada taxa de desgaste. Em condições utilizando a técnica MQL, lembrando

que os lubrificantes sólidos foram aplicados utilizando essa técnica, esta zona de elevada taxa de desgaste não começa antes de 6 min. Quando se utiliza o bissulfeto de molibdênio (MoS_2) demora cerca de 8 minutos para a ferramenta alcançar esta zona de desgaste.

Para a velocidade de 150 m/min (Fig. 4.2b), o MoS_2 também foi o lubrificante mais eficiente no aumento da vida da ferramenta. Com a aplicação de MQL, a transferência de calor é predominantemente por evaporação, o qual é mais eficiente do que a transferência de calor por convecção predominante no método de jorro convencional (PHILIP; VARADHARAJAN; RAMAMOORTHY, 2001).

A relativa longa vida da ferramenta obtida pelo MoS_2 pode ser atribuído ao seu desempenho superior de refrigeração e lubrificação. Um alto desgaste da ferramenta foi observado quando utilizado apenas o fluido de corte aplicado por MQL, em comparação com os lubrificantes sólidos. A explicação para esses resultados obtidos pode estar relacionada com as propriedades lubrificantes destes sólidos.

4.1.3. Desgaste de cratera

O desgaste de cratera ocorre na superfície de saída da ferramenta, causado pelo atrito entre a ferramenta e o cavaco, este tipo de desgaste está diretamente relacionado a temperatura de usinagem e consequentemente a difusão.

Na Figura 4.3 é mostrada a evolução do desgaste de cratera, largura da cratera (KB), durante a vida da ferramenta para as condições de lubri-refrigeração testadas.

Com 130 m/min, a Fig. 4.3a mostra que o desgaste de cratera apresentado pelo GR1000 foi inferior aos demais tipos de lubrificante até 9min de usinagem, na sequência a ferramenta começa a entrar em uma zona de elevada taxa de desgaste. Na Figura 4.3b ocorre algo semelhante, após o tempo de 6min ocorre o incremento da taxa de desgaste de forma mais acentuada.

O GR625 apresentou comportamento semelhante ao GR1000 na velocidade de 130 m/min. Na velocidade de 150 m/min, vide Fig. 4.3b, o desgaste foi mais uniforme durante toda a vida da ferramenta, acompanhando os resultados obtidos com GR325, MoS_2 e MQL. O MoS_2 apresentou um crescimento uniforme da taxa de desgaste de cratera ao longo da vida da ferramenta para as duas velocidades testadas, 130 m/min e 150 m/min.

Chama atenção na Fig. 4.3 a elevada taxa de desgaste apresentada pela técnica de jorro, principalmente na velocidade de corte mais elevada (150 m/min), obtendo resultado próximo a usinagem a seco.

De maneira geral as melhores propriedades lubri-refrigerantes dos lubrificantes sólidos ficam novamente evidentes, proporcionando uma evolução mais suave das curvas de desgaste de cratera ao longo da vida da ferramenta, com exceção do GR625 à 130 m/min.

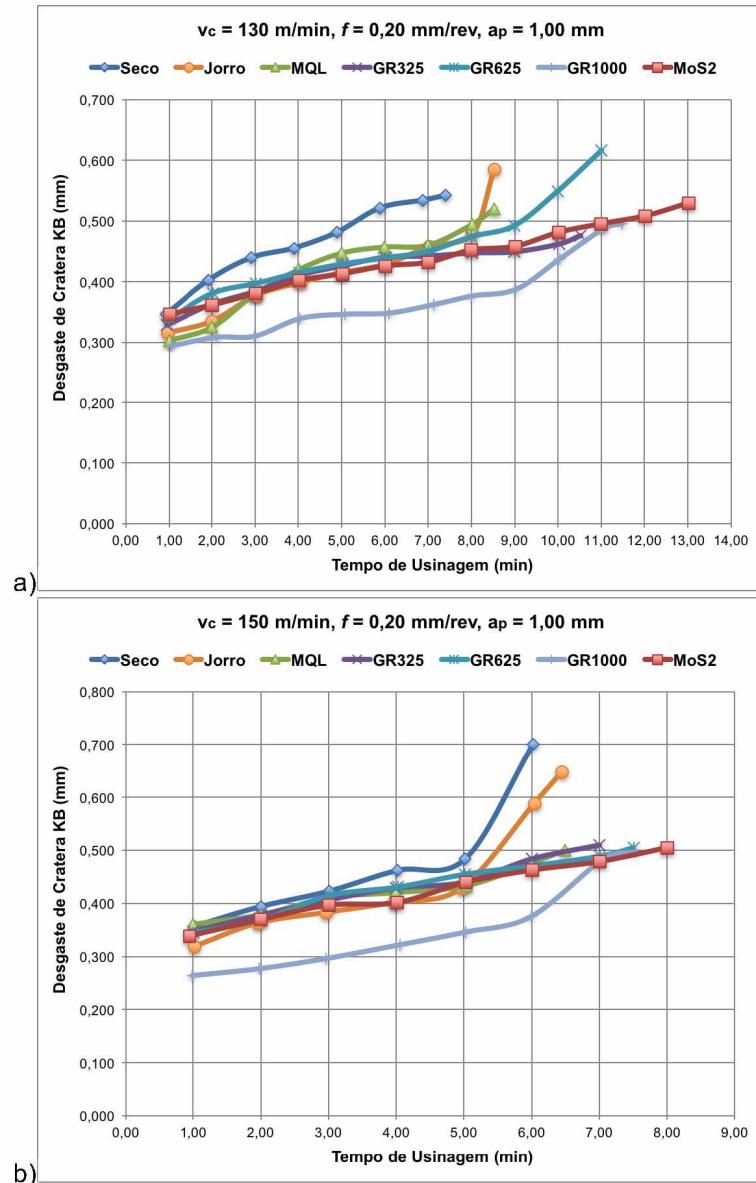


Figura 4.3 – Teste de vida: evolução do desgaste de cratera (KB) ao longo da vida da ferramenta de corte com 130 m/min (a) e 150 m/min (b).

4.1.4. Acabamento da superfície usinada

Em muitos casos a rugosidade é utilizada para controlar o processo de fabricação. Existem diversos parâmetros para avaliação da rugosidade na superfície usinada, neste trabalho foram avaliados os resultados obtidos pelos parâmetros R_a e R_t .

A rugosidade média aritmética (R_a), é um parâmetro muito utilizado pela indústria e está disponível nos instrumentos mais simples e mais baratos de todos os fabricantes. Como é um valor médio, ele é um parâmetro estável e não é influenciado por efeitos

ocasionais. Este parâmetro é utilizado na maioria dos processos de fabricação, mas vale ressaltar que a presença de um pico ou vale atípico oriundo do processo de usinagem pode não ser identificado, ocultando assim um defeito de fabricação. Devido a esta desvantagem mencionada anteriormente também será apresentado os valores obtidos utilizando o parâmetro rugosidade total (R_t). O R_t considera todo o comprimento de avaliação, ou seja, a distância vertical máxima entre o pico mais elevado e o vale mais profundo dentro do comprimento de avaliação, o que exige maior cuidado durante a análise pois qualquer sujeira ou irregularidade na superfície analisada pode influenciar os resultados obtidos.

As Figuras 4.4 e 4.5 mostram a evolução da rugosidade média (R_a) e da rugosidade total (R_t) ao longo do comprimento usinado no mesmo sentido do avanço da ferramenta de corte. Os testes experimentais foram cuidadosamente realizados numa tentativa de controlar a variação da rugosidade da superfície da peça de trabalho causado pelo aumento do desgaste da ferramenta ao longo da vida da ferramenta. As barras de desvio padrão não são visíveis para algumas condições de lubri-refrigeração devido ao baixo valor obtido, sendo inferior a 0,03 mm para os lubrificantes sólidos.

Normalmente, de acordo com a literatura, o aumento da velocidade de corte causa a redução de valores de rugosidade, como é o caso dos resultados para 130 e 150 m/min. Os valores mais baixos de rugosidade foram proporcionados pelo bissulfeto de molibdênio (MoS_2), este resultado pode ser atribuído à sua forte adesão em comparação com grafite (GUOCHEN; CHEN; ZHIZHEN, 2012). Os maiores valores de rugosidade foram obtidos para a usinagem a seco.

A Fig. 4.4b mostra o parâmetro R_a ao longo da vida da ferramenta na velocidade de corte de 150 m/min, é observado o desempenho superior da condição em jorro quando comparado ao MQL puro, sem adição de lubrificante sólido, proporcionando melhor acabamento na superfície produzida, o que não se repetiu quando analisado o parâmetro R_t ao longo da vida (Fig. 4.5b). Entretanto é valido destacar que a vida da ferramenta foi a mesma para as duas condições em ambas as velocidades de corte, conforme ilustrado na Fig. 4.1.

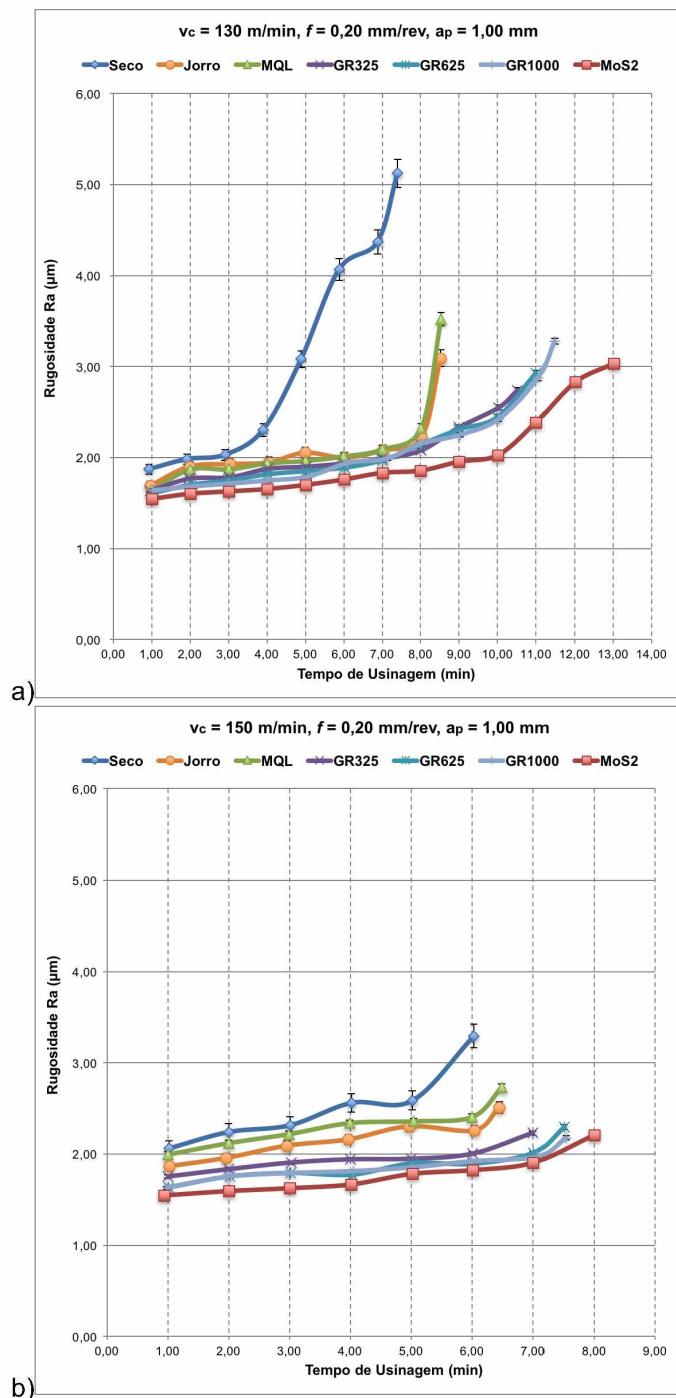


Figura 4.4 – Teste de vida: evolução da rugosidade média aritmética (R_a) ao longo da vida da ferramenta de corte com 130 m/min (a) e 150 m/min (b).

Para os testes utilizando grafite como lubrificante sólido percebe-se que na velocidade mais baixa (130 m/min) o desempenho é muito próximo no que diz respeito ao acabamento produzido utilizando este lubrificante para as três granulometrias utilizadas. Na maior

velocidade de corte (150 m/min) percebemos o melhor desempenho do GR625 e GR1000 em relação ao GR325.

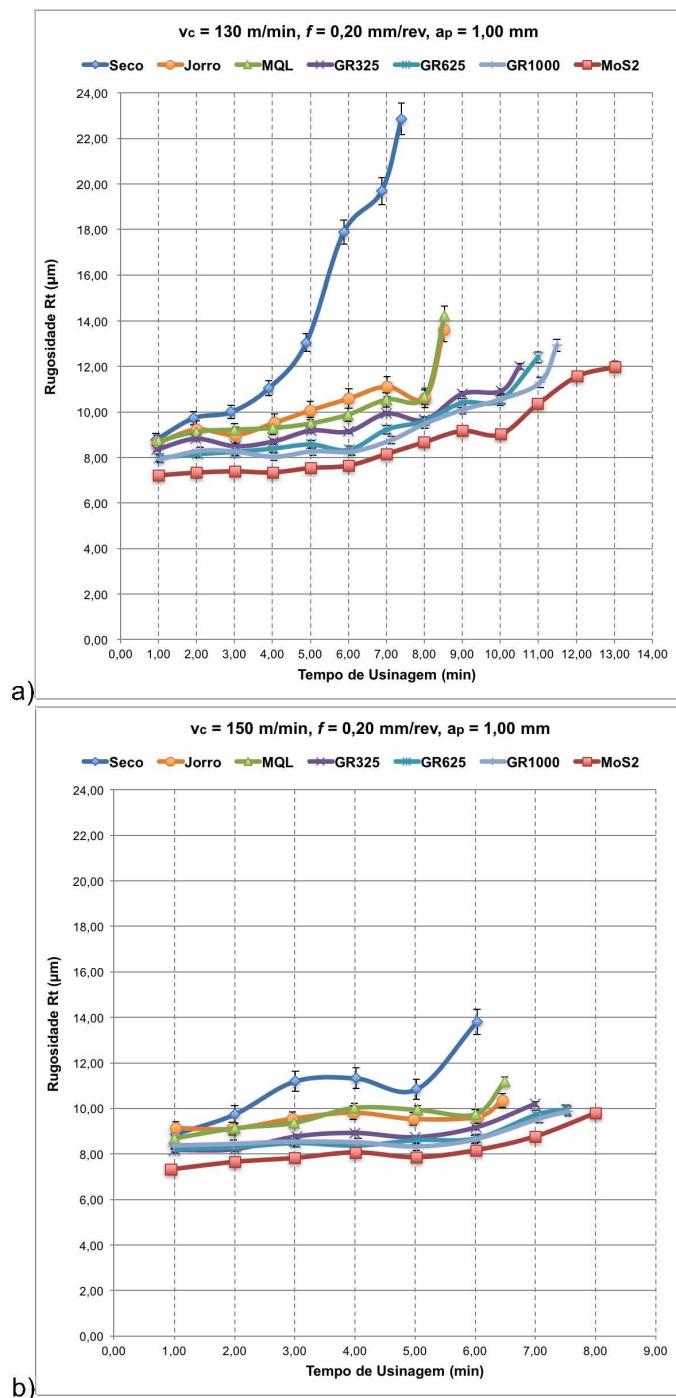


Figura 4.5 – Teste de vida: evolução da rugosidade total (R_t) ao longo da vida da ferramenta de corte com 130 m/min (a) e 150 m/min (b).

Alguns pesquisadores (RAO; KRISHNA, 2008; SHARMA; DOGRA; SURI, 2009; REDDY; NOUARI, 2011) estudaram a influência da granulometria dos lubrificantes sólidos no seu desempenho durante a usinagem, nota-se que o desempenho dos lubrificantes sólidos aumenta com a redução da granulometria até o tamanho de 20 µm, abaixo deste tamanho de partícula não foram encontradas melhorias significativas no desempenho dos lubrificantes testados (grafite, bisulfeto de molibdênio e nitreto de boro). Estes resultados corroboram os encontrados neste trabalho, conforme ilustrado nas Figs. 4.4 e 4.5, mostrando que não existe diferença significativa na superfície usinada com GR625 e GR1000 (20 e 5 µm, respectivamente).

Vários trabalhos publicados (REDDY; NOUARI, 2010; MUKHOPADHYAY; BANERJEE; REDDY, 2007; REDDY; NOUARI, 2011; GUOCHEN; CHEN; ZHIZHEN, 2012, VENUGOPAL; RAO, 2004) corroboram os resultados obtidos nesta pesquisa, indicando que o desempenho dos lubrificantes sólidos na usinagem é superior às técnicas convencionais de lubri-refrigeração (seco, jorro e MQL puro) em muitos aspectos, incluindo a rugosidade da superfície usinada.

4.1.5. Forças de usinagem

Foram realizadas medições das forças de usinagem (F_x , F_y e F_z) no inicio da vida das ferramentas, os valores das forças obtidas utilizando os parâmetros de usinagem dos testes de vida são apresentados na Fig. 4.6.

A análise das forças de usinagem que atuam na aresta de corte da ferramenta são de grande importância, podem ser responsáveis diretamente pelo colapso da ferramenta de corte por deformação plástica da aresta, além de influenciar no desenvolvimento de outros mecanismos e processos de desgaste. Segundo Machado et al. (2009), a força de usinagem pode também representar um índice de usinabilidade, além de poder ser usada como parâmetro para controle adaptativo do processo.

A eficiência dos lubrificantes sólidos em minimizar os efeitos do atrito na interface entre peça e ferramenta fica evidente a partir das forças de corte reduzidas em comparação com as técnicas convencionais, como mostrado na Fig. 4.6.

Segundo Trent e Wright (2000), o aumento da temperatura da peça também colabora para reduzir as forças e a potência de usinagem. Os maiores valores obtidos foram utilizando a condição em jorro, o que poder ser explicado pela redução da temperatura da peça, dificultando a usinagem. Na velocidade de 150 m/min as forças obtidas pela técnica do jorro são ainda maiores. O fluido aplicado em forma de jorro tem maior poder de refrigeração da zona de corte, diminuindo a temperatura da porção de material a ser

cisalhado. Isto leva a um aumento da força de corte em função do aumento da resistência do material.

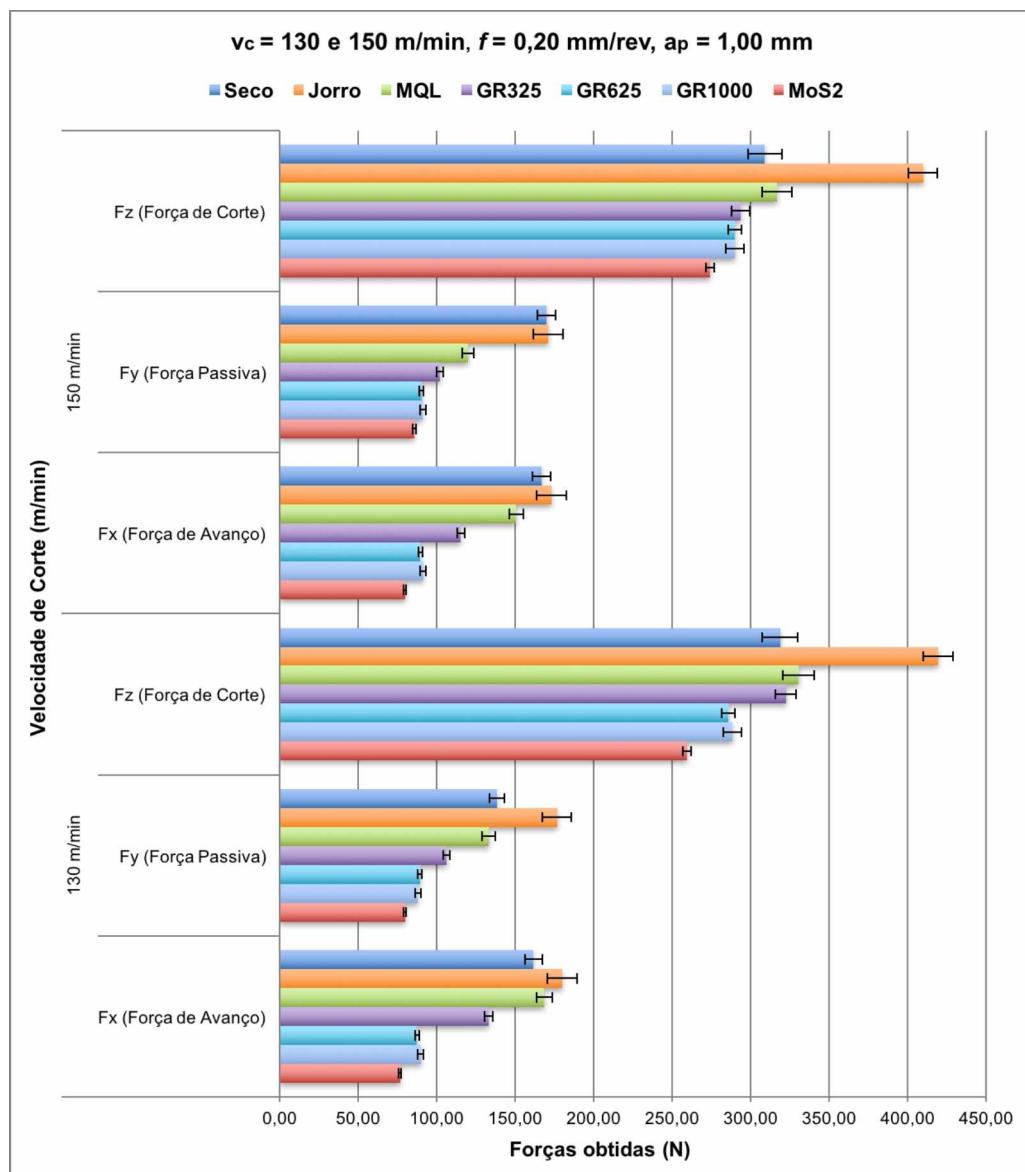


Figura 4.6 – Teste de vida: forças de usinagem obtidas utilizando os parâmetros de corte dos testes de vida.

Grafite e bissulfeto de molibdênio são conhecidos por serem bons lubrificantes sólidos por conta do baixo coeficiente de atrito, o que pode contribuir para a redução das forças. (MOURA et al., 2015a). A redução das forças de atrito também ajuda a diminuir a área de contato cavaco-ferramenta, de modo a facilitar a formação do cavaco e reduzir forças. A redução substancial das forças de corte obtidas pela utilização do grafite e bissulfeto de

molibdênio na usinagem é atribuída a formação de uma fina película de lubrificante, reduzindo a força de cisalhamento do material na zona de usinagem, de modo que se torna mais fácil de usinagem (REDDY; RAO, 2006).

De acordo com GuoChen; Chen; ZhiZhen (2012), a ação de lubrificação dos lubrificantes sólidos reduz as forças de atrito entre a interface cavaco-ferramenta-peça, reduzindo, portanto, as temperaturas desenvolvidas e o desgaste da ferramenta, consequentemente temos o aumento da vida da ferramenta, e melhoria da qualidade da superfície usinada.

A Figura. 4.6 confirma que a aplicação de MoS₂ diminuiu as forças de corte para ambas as velocidades de corte utilizadas nos testes. As forças obtidas com MoS₂ quando comparadas com o GR1000, ambos com granulometria de 5µm, foram em média 10% menores na velocidade mais baixa (130 m/min). Na velocidade de 150 m/min o MoS₂ obteve uma redução média nos valores de 6%, comprovando seu melhor desempenho frente ao grafite. Resultado semelhante foi encontrado por GuoChen; Chen, ZhiZhen (2012) durante o torneamento do aço AISI 52100 utilizando grafite e MoS₂ (ambos de 20 µm). A força de corte do grafite foi cerca de 7% maior do que a do MoS₂, demonstrando que o tipo de lubrificante utilizado influencia nos resultados.

As forças de corte para o grafite de 40 µm (GR325) foram maiores do que o GR625 e o GR1000, que possuem menor granulometria, 20 e 5 µm respectivamente. A diferença das forças obtidas entre o GR1000 e o GR625 é praticamente nula, a variação está dentro do desvio padrão das forças. Estes resultados mostram que o tamanho de partícula tem pouco efeito na força de corte abaixo de 20 µm, como evidenciado por outras pesquisas (RAO; KRISHNA, 2008; REDDY; RAO, 2006; REDDY; NOUARI, 2011).

Reddy e Nouari (2011) encontraram durante o torneamento do aço AISI 1040 utilizando MoS₂ (os tamanhos de partícula testados foram de 2, 6, 10, 20, 40, 70 e 75 µm) que a força de corte tangencial foi constante para as partículas de tamanhos de 2 à 20 µm. Concluiu-se a partir desse experimento que 20 µm é o tamanho máximo de partícula exigido pelo bisulfeto de molibdênio para alcançar melhores resultados na usinagem deste aço, embora os outros tamanhos de partículas, acima de 20 µm, também obtiveram bom desempenho quando comparados com as técnicas convencionais de usinagem. Os valores abaixo de 20 µm não mostraram melhorias significativas no processo, sendo importante ressaltar que existe a possibilidade de que a diminuição da granulometria do lubrificante em pó pode atrapalhar o desempenho do processo, uma vez que se torna mais difícil manter o fluxo contínuo do lubrificante na zona de usinagem devido à decantação dos sólidos no fundo do reservatório.

O fornecimento uniforme de lubrificante sólido depende da sua dissolução no fluido de corte. As partículas menores tendem a se depositar no fundo do tanque, fazendo com que ocorra a falta de lubrificante sólido durante a usinagem. Este problema foi observado após 5 min de usinagem, sendo necessário agitar a solução no início de cada teste. O mesmo problema foi encontrado por outros autores (SHAJI; RADHAKRISHNAN, 2002; REDDY; NOUARI, 2011). Observou-se nos pré-testes que as soluções com mais de 20% de lubrificante sólido em peso, tendem a obstruir o sistema de MQL.

A Tabela 4.1 mostra a análise estatística do teste de médias de Duncan para as forças de usinagem, ao nível de significância de 5%. Estes resultados confirmam que o lubrificante de melhor desempenho foi o MoS₂, seguido pelo GR1000, GR625, MQL, seco e jorro nesta ordem. Os lubrificantes GR1000 e GR625 não apresentaram diferença significativa em nenhuma das componentes de forças analisadas, corroborando com outros trabalhos já citados (RAO; KRISHNA, 2008; REDDY; RAO, 2006; REDDY; NOUARI, 2011) que não encontraram diferença significativa entre lubrificantes sólidos com tamanho de partícula inferior a 20 µm. Para as componentes de força F_y e F_z, na condição seco e MQL não apresentaram diferença significativa.

Tabela 4.1 – Análise estatística entre as médias das forças de usinagem nos testes de vida.

Lubrificante	Forças de Usinagem		
	F _x Força de avanço (N)	F _y Força passiva (N)	F _z Força de corte (N)
jorro	176,46a	173,72a	414,59a
seco	164,18b	154,14b	313,77c
MQL	159,55b	126,39c	323,65b
GR325	124,16c	104,06d	307,91c
GR625	88,36d	89,72e	287,87d
GR1000	90,57d	89,53e	289,17d
MoS ₂	78,11e	82,69e	266,78e

*Médias seguidas da mesma letra na mesma coluna não diferem entre si pelo teste de Duncan ao nível de 5% de probabilidade.

4.1.6. Mecanismos de desgaste

Altas velocidades de corte resultam no desenvolvimento de temperaturas elevadas na interface ferramenta-peça, as temperaturas excessivas podem provocar a soldagem do material da peça de trabalho na ferramenta. A adesão do material da peça de trabalho sobre a superfície de saída e de flanco da ferramenta foram observadas em todos os ensaios experimentais.

As imagens dos insertos obtidas através do Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV), após o teste na condição a seco, ilustradas na Fig. 4.7, mostram a adesão de material da peça nas superfícies de saída e flanco da ferramenta de corte. Isto indica uma forte adesão na interface ferramenta-peça. Na Tabela 4.2 é mostrada a análise de Espectroscopia de Energia Dispersiva (EDS), da aresta de corte com o material aderido (Fig. 4.7a) e após a remoção do material aderido (Fig. 4.7c). As marcações na cor amarela nas Fig. 4.7c e 4.7b, correspondem as regiões analisadas pelo EDS.

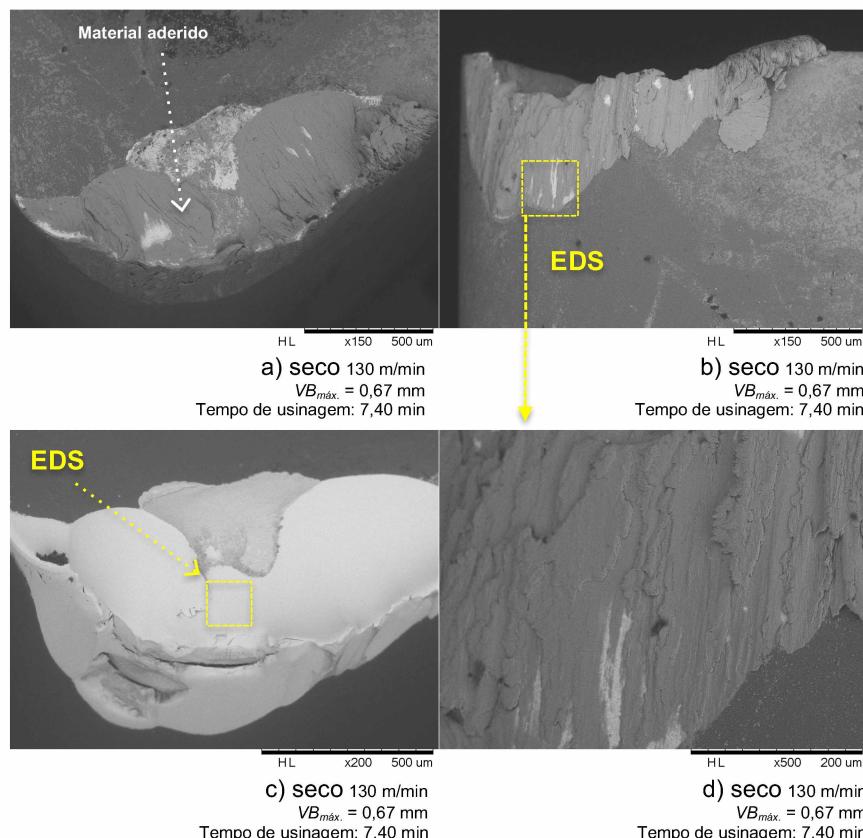


Figura 4.7 – Análise do material aderido na superfície do inserto de metal duro: superfície de saída com material aderido (a), face de flanco (b), superfície de saída após remoção do material aderido (c) e face de flanco ampliada (d).

Na Fig. 4.7a, a elevada concentração de titânio caracteriza a existência de material da peça aderido, enquanto que na Fig. 4.7c é predominante o material da ferramenta (tungstênio). A fim de observar as morfologias de desgaste dos insertos, foi utilizado uma solução de limpeza com 30% de HNO_3 , 10% de HF e 60% de H_2O , na qual os insertos foram mergulhados e colocadas no ultrassom por 30 min para remover todo o material aderido nas faces da ferramenta, como se mostra na Fig. 4.7c.

Tabela 4.2 – Análise de espectro (EDS): inserto com material aderido (A) e inserto após a remoção do material aderido (B).

Elemento	seco	
	A Peso (%)	B Peso (%)
<i>Tungstênio</i>	3.658	68.518
<i>Cobalto</i>	0.000	2.238
<i>Carbono</i>	10.088	11.593
<i>Nitrogênio</i>	11.127	13.171
<i>Titânio</i>	69.444	2.975
<i>Alumínio</i>	4.189	0.910
<i>Vanádio</i>	1.025	0.514
<i>Ferro</i>	0.469	0.081

As seguintes observações foram feitas a partir das fotografias das ferramentas, mostradas nas Figs. 4.8 e 4.9: Na velocidade de corte de 130 m/min o desgaste não é uniforme, apresentando marcas de lascamento e micro falhas devido a attrition, os principais mecanismos de desgaste são attrition e difusão. A 150 m/min, o desgaste é mais uniforme quando comparado com os testes em 130 m/min, a superfície mais polida indica que houve difusão. A 150 m/min o desgaste é elevado, com maior desgaste na superfície de saída e moderada taxa de desgaste do tipo cratera, o principal mecanismo de desgaste é a difusão. O desgaste de ponta da ferramenta de corte foi elevado em todos estes casos analisados, o que explica os altos valores de rugosidade da superfície no fim de vida da ferramenta. O desgaste de flanco e de ponta das ferramentas de metal duro aumentam fortemente com a velocidade de corte mais elevada (150 m/min).

Houve evidência de difusão dos elementos da peça de Ti6Al4V para a ferramenta de metal duro, uma vez que os elementos que não fazem parte da composição de revestimento ou da matriz da ferramenta, aparecem na análise EDS, tal como mostrado na Tab. 4.3. titânio, alumínio e vanádio foram encontradas em diferentes pontos da área desgastada, mesmo após a limpeza da ferramenta (remoção de todo o material aderido). Aparentemente, estes elementos foram difundidos a partir da peça de trabalho para a ferramenta, devido às elevadas temperaturas de corte. Foram encontradas concentrações maiores de carbono nas condições com GR325, GR625 e GR1000, quando comparados com as demais condições de lubri-refrigeração testadas. Estes resultados confirmam a existência de um fenômeno de difusão dos elementos dos lubrificantes sólidos para as ferramentas de corte. O mesmo ocorre com o MoS₂, apresentando também quantidades significativas de molibdênio na ferramenta de metal duro. O enfraquecimento da ferramenta de metal duro, resultado da difusão dos elementos de carbono e cobalto da ferramenta para a peça de trabalho, causa o

desgaste da ferramenta. A temperatura elevada durante a usinagem pode aumentar o processo de difusão.

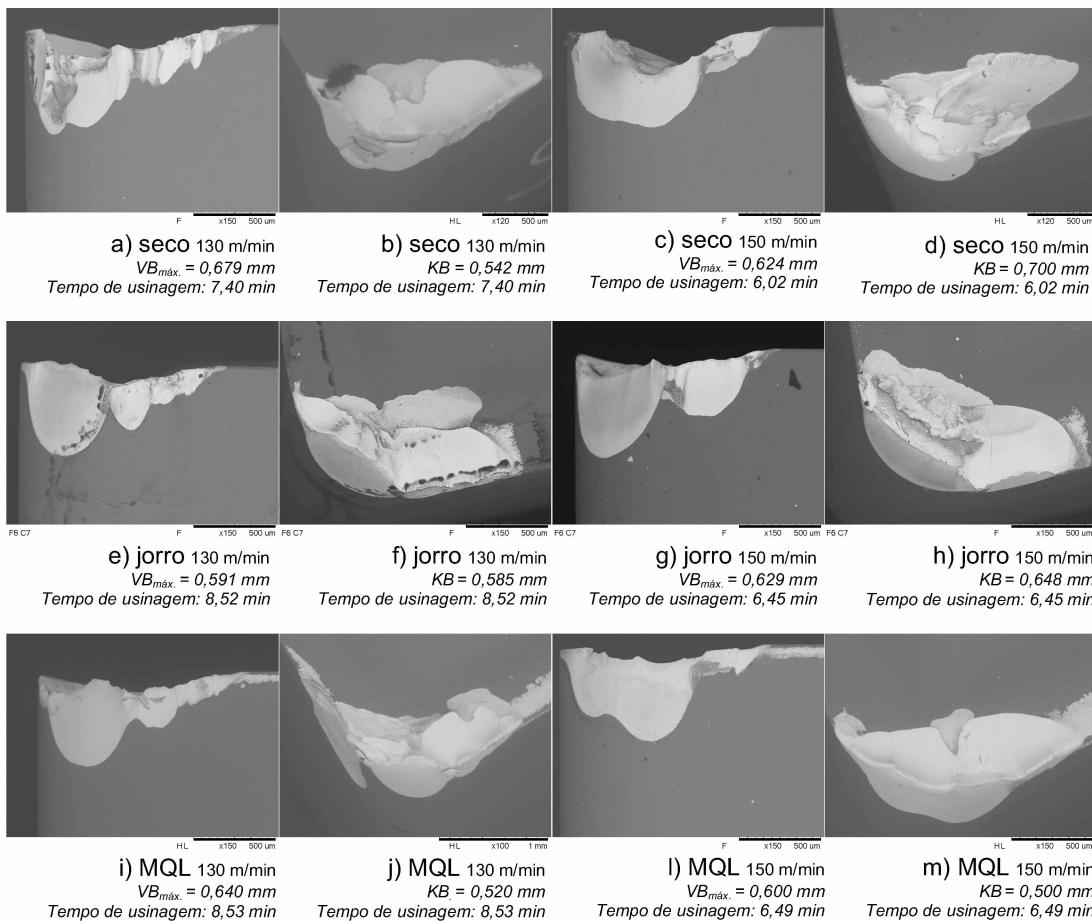


Figura 4.8 – Desgastes no flanco e na superfície de saída das ferramentas: seco com 130 m/min (a e b) e 150 m/min (c e d); jorro com 130 m/min (e e f) e 150 m/min (g e h); MQL com 130 m/min (i e j) e 150 m/min (l e m).

Na usinagem a seco das ligas de titânio, as altas temperaturas geradas na interface peça-ferramenta aumentam a taxa de difusão para a ferramenta de corte, o que causou o enfraquecimento da ferramenta a uma taxa mais elevada, conduzindo finalmente a um desgaste de flanco acelerado. No entanto, a aplicação de lubrificantes (jorro, MQL, GR325, GR625, GR1000 e MoS_2) reduziu a temperatura de corte na usinagem das ligas de titânio, reduzindo assim a taxa de difusão para a ferramenta, consequentemente, obtendo-se taxas de desgaste de flanco inferiores aos da usinagem a seco.

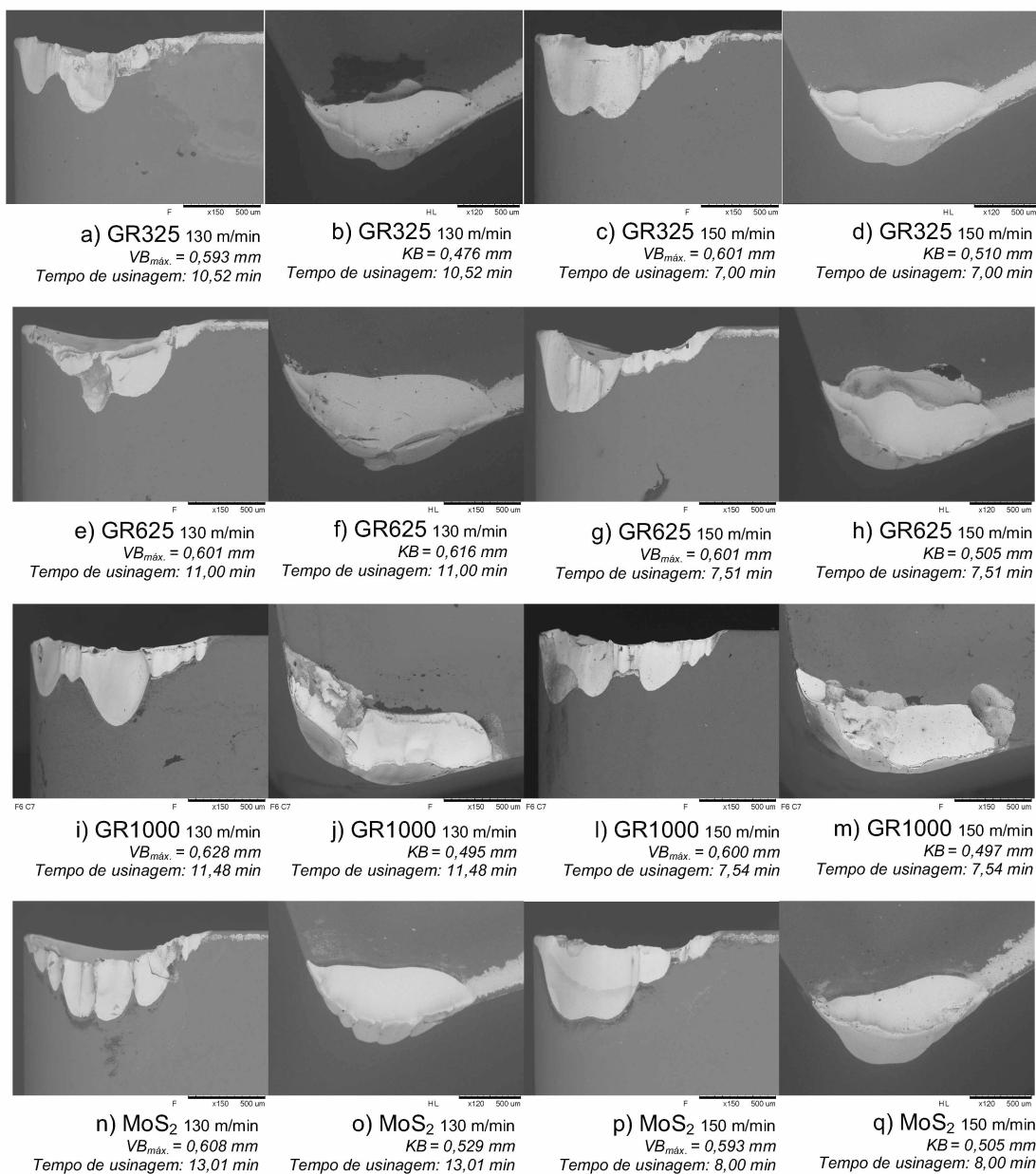


Figura 4.9 – Desgastes no flanco e na superfície de saída das ferramentas: GR325 com 130 m/min (a e b) e 150 m/min (c e d); GR625 com 130 m/min (e e f) e 150 m/min (g e h); GR1000 com 130 m/min (i e j) e 150 m/min (l e m); MoS₂ com 130 m/min (n e o) e 150 m/min (p e q).

Tabela 4.3 – Análise de espectro (EDS) para as ferramentas em fim de vida.

seco			jorro			MQL		
Elemento	<i>130m/min</i>	<i>150m/min</i>	Elemento	<i>130m/min</i>	<i>150m/min</i>	Elemento	<i>130m/min</i>	<i>150m/min</i>
	Peso (%)	Peso (%)		Peso (%)	Peso (%)		Peso (%)	Peso (%)
<i>Tungstênio</i>	68,52	62,78	<i>Tungstênio</i>	78,59	74,06	<i>Tungstênio</i>	65,77	65,18
<i>Cobalto</i>	2,24	2,05	<i>Cobalto</i>	1,97	1,83	<i>Cobalto</i>	1,98	1,83
<i>Nitrogênio</i>	11,59	14,47	<i>Nitrogênio</i>	10,63	12,13	<i>Nitrogênio</i>	15,48	15,88
<i>Carbono</i>	13,17	16,38	<i>Carbono</i>	6,05	4,46	<i>Carbono</i>	13,08	12,66
<i>Titânio</i>	2,97	3,23	<i>Titânio</i>	2,74	3,55	<i>Titânio</i>	2,57	2,48
<i>Alumínio</i>	0,91	0,43	<i>Alumínio</i>	0,34	1,22	<i>Alumínio</i>	0,92	0,97
<i>Vanádio</i>	0,51	0,62	<i>Vanádio</i>	0,32	0,86	<i>Vanádio</i>	0,19	0,70
<i>Ferro</i>	0,08	0,00	<i>Ferro</i>	0,60	1,89	<i>Ferro</i>	0,00	0,28
GR325			GR625			GR1000		
Elemento	<i>130m/min</i>	<i>150m/min</i>	Elemento	<i>130m/min</i>	<i>150m/min</i>	Elemento	<i>130m/min</i>	<i>150m/min</i>
	Peso (%)	Peso (%)		Peso (%)	Peso (%)		Peso (%)	Peso (%)
<i>Tungstênio</i>	61,09	60,38	<i>Tungstênio</i>	57,19	50,20	<i>Tungstênio</i>	60,09	48,44
<i>Cobalto</i>	1,48	1,39	<i>Cobalto</i>	1,79	1,23	<i>Cobalto</i>	0,98	1,32
<i>Nitrogênio</i>	11,43	13,91	<i>Nitrogênio</i>	12,83	17,39	<i>Nitrogênio</i>	7,79	13,44
<i>Carbono</i>	21,13	19,06	<i>Carbono</i>	19,99	24,71	<i>Carbono</i>	19,65	24,74
<i>Titânio</i>	2,58	3,37	<i>Titânio</i>	3,27	2,78	<i>Titânio</i>	3,87	6,39
<i>Alumínio</i>	1,18	0,67	<i>Alumínio</i>	2,65	1,43	<i>Alumínio</i>	6,62	4,21
<i>Vanádio</i>	0,56	0,58	<i>Vanádio</i>	0,78	0,49	<i>Vanádio</i>	0,08	0,52
<i>Enxofre</i>	0,40	0,24	<i>Enxofre</i>	0,69	0,22	<i>Enxofre</i>	0,21	0,31
<i>Ferro</i>	0,12	0,38	<i>Ferro</i>	0,79	1,52	<i>Ferro</i>	0,71	0,63
MoS₂								
Elemento	<i>130 m/min</i>	<i>150 m/min</i>	Elemento	<i>130 m/min</i>	<i>150 m/min</i>	Elemento	<i>130 m/min</i>	<i>150 m/min</i>
	Peso (%)	Peso (%)		Peso (%)	Peso (%)		Peso (%)	Peso (%)
<i>Tungstênio</i>	59,65	56,90	<i>Tungstênio</i>	15,56	15,62	<i>Tungstênio</i>	5,08	6,12
<i>Cobalto</i>	1,75	0,93	<i>Carbono</i>	12,57	14,79	<i>Cobalto</i>	0,28	0,40
<i>Nitrogênio</i>	15,56	15,62	<i>Titânio</i>	2,41	2,28	<i>Nitrogênio</i>	0,97	1,13
<i>Carbono</i>	12,57	14,79	<i>Alumínio</i>	1,05	1,27	<i>Titânio</i>	0,66	0,46
<i>Titânio</i>	2,41	2,28	<i>Vanádio</i>	0,66	0,46	<i>Alumínio</i>	0,28	0,40
<i>Alumínio</i>	1,05	1,27	<i>Enxofre</i>	0,97	1,13	<i>Vanádio</i>	5,08	6,12
<i>Vanádio</i>	0,66	0,46	<i>Ferro</i>	0,28	0,40	<i>Enxofre</i>	0,97	1,13
<i>Enxofre</i>	0,97	1,13	<i>Molibdênio</i>	5,08	6,12	<i>Ferro</i>	0,66	0,46

4.1.7. Grau de recalque

O grau de recalque diz respeito ao encruamento do material, ou seja, o quanto o material que está sendo removido é deformado durante o processo. As ligas de titânio possuem muitas dificuldades de usinagem, pois este tipo de material tem propriedades

como sua resistência, alta temperatura obtida no processo, baixa condutividade térmica, alta reatividade química e baixo módulo de elasticidade.

Na Figura 4.10 são ilustrados os resultados obtidos a partir dos cavacos colhidos durante os testes de vida. Corroborando com a teoria, a espessura do cavaco aumenta com o aumento do desgaste. O desgaste da ferramenta de corte altera a geometria da aresta de corte, aumentando a área de contato com o cavaco e com a peça de trabalho, consequentemente obtém-se maiores forças de usinagem. Segundo Silva (2007), a quantidade de deformação no plano de cisalhamento primário também sofre acréscimos e a energia consumida na zona de cisalhamento secundário também aumenta, gerando baixos valores do ângulo de cisalhamento, consequentemente a espessura do cavaco aumenta.

O aumento da velocidade de corte proporcionou uma ligeira redução do grau de recalque para todas as condições de lubri-refrigeração utilizadas, conforme ilustrado na Fig. 4.10. Na usinagem a seco, foram obtidos os maiores valores de grau de recalque, ou seja, maior encruamento do cavaco e consequentemente maior dificuldade de usinagem. Isto pode ser explicado pela alta temperatura na região da aresta de corte, devido a altas velocidades e ausência de um fluido que lubrificasse e refrigerasse a zona de corte. Em temperaturas maiores o material deforma mais, o que deve aumentar o grau de recalque. Apesar da resistência mecânica diminuir, o que deveria diminuir a força de corte, o comprimento de contato cavaco-ferramenta é maior. Assim as forças de corte também são maiores para usinagem a seco.

No geral, o bissulfeto de molibdênio (MoS_2) apresentou os menores valores de R_c , corroborando com os resultados mostrados anteriormente em que este lubrificante sólido também obteve os menores valores de força, rugosidade e desgaste de flanco. O GR1000 e o GR625 obtiveram valores muito próximos, ficando difícil distinguir qual obteve menor grau de recalque, na sequencia temos o GR325.

A técnica de jorro se mostrou mais eficiente do que o MQL em reduzir o grau de recalque na velocidade mais alta (150 m/min), enquanto que na velocidade mais baixa tiveram resultado parecido.

Em algumas condições, como por exemplo, com velocidade de 130 m/min GR1000 e GR625, o valor do grau de recalque no fim de vida da ferramenta foi inferior ao ponto medido anteriormente, fazendo com que o grau de recalque não tivesse uma evolução constante ao longo da vida da ferramenta. O mesmo acontece para MQL puro e o jorro no instante 6min com velocidade de 150 m/min. Durante os testes de vida ocorreu a tendência de formação de cavacos contínuos com a elevação do desgaste, com a perda da capacidade de corte da ferramenta é previsível que ocorra menos cisalhamento e maior deformação de material na superfície da ferramenta de corte.

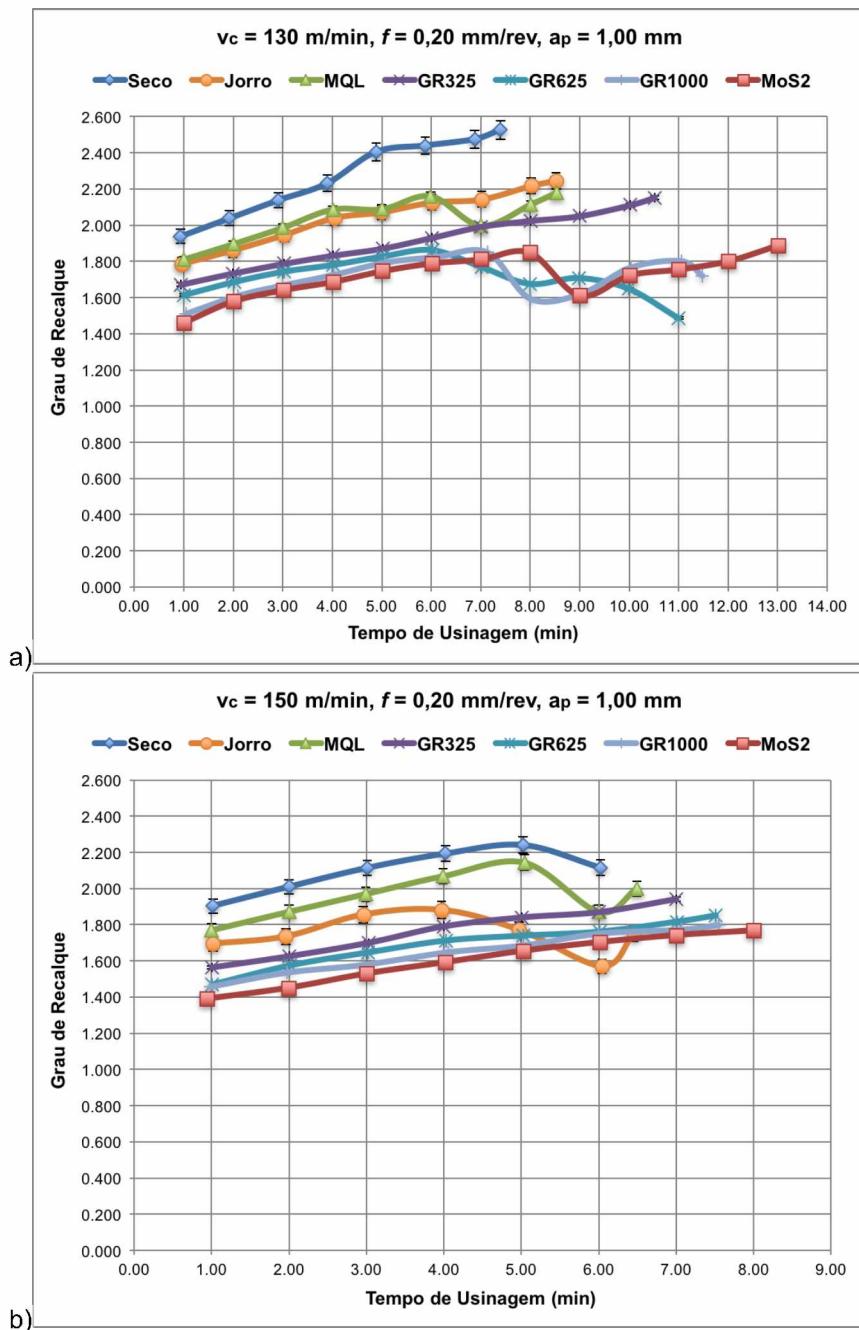


Figura 4.10 – Teste de vida: grau de recalque (R_c) medido pelos cavacos gerados nos testes de vida: 130 m/min (a) e 150 m/min (b).

Segundo Guenza (2008), tanto no cavaco contínuo quanto no segmentado ocorre deformação do material antes de iniciar o deslizamento sobre a face da ferramenta. Nestes tipos de cavacos fica caracterizado o plano de cisalhamento que delimita a região de material deformado pertencente ao cavaco e a região de material indeformado pertencente à

peça. A obtenção de cavacos contínuos geralmente está associada a elevadas velocidades de corte, grande ângulo de saída, rigidez da ferramenta de corte, da máquina-ferramenta e um bom meio lubri-refrigerante com boa eficiência de lubrificação.

Em ferramentas mais desgastadas as deformações na zona de cisalhamento primária são maiores, o que leva a obtenção dos maiores valores do grau de recalque. Assim também, para os valores pequenos de desgaste foram obtidos os menores valores do grau de recalque, ou seja, menos deformações ocorreram na zona de cisalhamento primário.

4.1.8. Análise do cavaco

As Tabelas 4.4, 4.5, 4.6, 4.7, 4.8, 4.9 e 4.10, mostram a evolução do cavaco ao longo da vida da ferramenta de corte para todas as condições de lubri-refrigeração testadas. Os cavacos são tipicamente segmentados, algo bem característico da usinagem deste tipo de liga.

Analisando os resultados das condições a seco e com jorro, nota-se de forma geral que o cavaco gerado nos testes de vida começa curto com uma forma helicoidal, no início da vida da ferramenta, com a evolução do desgaste da ferramenta esse cavaco tende a ser mais longo (fita) e tomando a forma de emaranhado no fim de vida da ferramenta. Esse tipo de cavaco formado no fim de vida da ferramenta, longo e emaranhado, atrapalha o acompanhamento visual do processo de usinagem, e no caso da condição com jorro, pode impedir que o fluido de corte consiga chegar até as partes quentes da ferramenta de corte e da peça de trabalho, criando uma situação conhecida como efeito guarda-chuva.

Os cavacos obtido nas demais condições, MQL e lubrificantes sólidos, tiveram a tendência de manter o formato helicoidal durante toda a vida da ferramenta, com exceção do GR625 na velocidade de 130 m/min conforme ilustrado na Tab. 4.8, nota-se que no fim de vida o cavaco fica em forma de fita, este resultado pode ter sido influenciado pelo lascamento observado na Fig. 4.9g. A utilização do sistema de Mínima Quantidade de Fluido auxiliou na quebra do cavaco, a pequena pressão do jato (ar + fluido de corte) foi suficiente para direcionar o escoamento do cavaco, evitando assim o efeito guarda-chuva observado nas condições a seco e jorro.

Segundo Guenza (2007), no corte com formação de cavaco segmentado ocorre ruptura do material, gerando segmentos que geralmente acabam se soldando pela ação da alta pressão e temperatura na região de corte, conferindo aspecto de fita contínua ao cavaco. O fenômeno é descontínuo, resultando em vibrações durante o corte. As forças de corte atingem um valor máximo no ponto de ruptura caindo instantaneamente após a mesma, subindo gradativamente até atingir outro ponto de ruptura. Por este motivo o acabamento superficial é prejudicado pela ocorrência de cavaco segmentado. Isso explica o

comportamento observado nas Figs. 4.4b e 4.5b, onde a rugosidade obtida com MQL puro foi mais elevada do que na condição jorro, que obteve um cavaco mais longo e contínuo.

Nas condições com lubrificantes sólidos, apesar da obtenção do cavaco mais curto, os resultados de rugosidade foram mais influenciados pelo grande poder de lubrificação dos lubrificantes sólidos testados.

Tabela 4.4 – Teste de vida: cavacos obtidos com usinagem a seco.

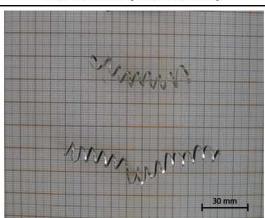
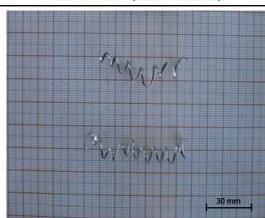
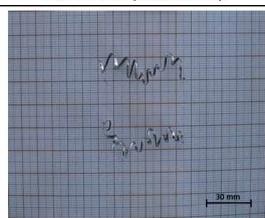
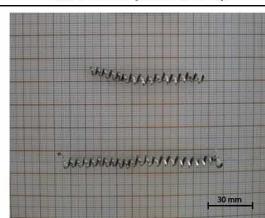
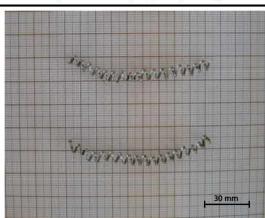
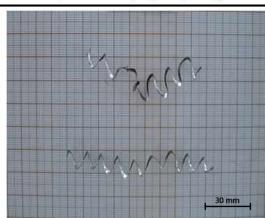
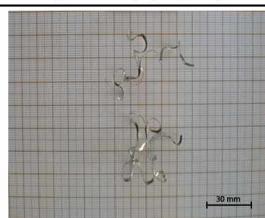
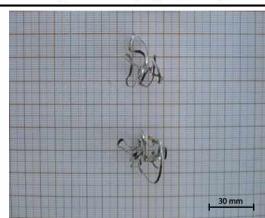
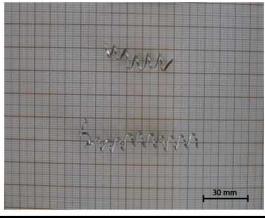
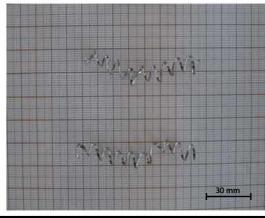
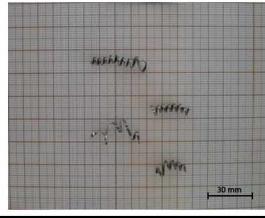
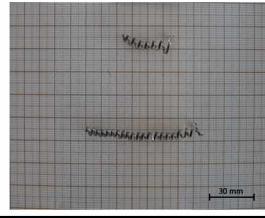
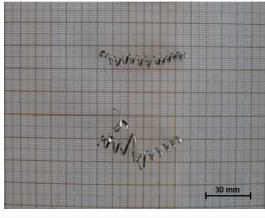
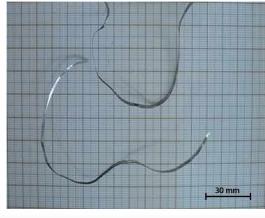
seco, $v_c = 130 \text{ m/min}$, $f = 0,20 \text{ mm/rev}$, $a_p = 1,00 \text{ mm}$			
0,93 min ($R_c: 1,939$)	1,92 min ($R_c: 2,038$)	2,91 min ($R_c: 2,138$)	3,90 min ($R_c: 2,231$)
			
4,89 min ($R_c: 2,404$)	5,88 min ($R_c: 2,439$)	6,88 min ($R_c: 2,474$)	7,40 min ($R_c: 2,526$)
			
seco, $v_c = 150 \text{ m/min}$, $f = 0,20 \text{ mm/rev}$, $a_p = 1,00 \text{ mm}$			
1,02 min ($R_c: 1,904$)	2,00 min ($R_c: 2,010$)	3,01 min ($R_c: 2,115$)	4,02 min ($R_c: 2,194$)
			
5,02 min ($R_c: 2,241$)	6,02 min ($R_c: 2,116$)		
			

Tabela 4.5 – Teste de vida: cavacos obtidos com usinagem com jorro.

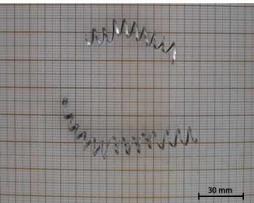
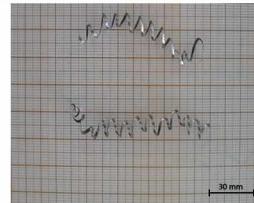
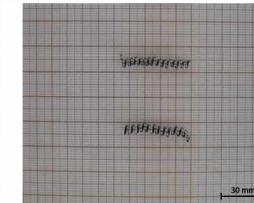
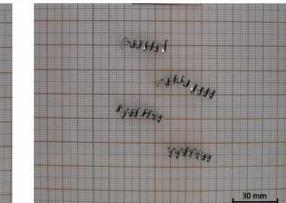
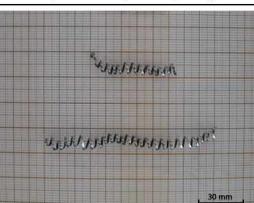
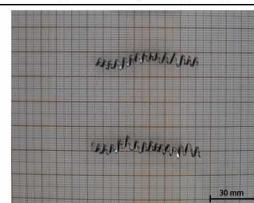
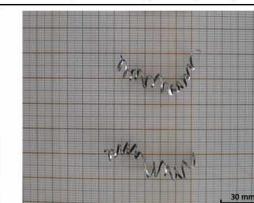
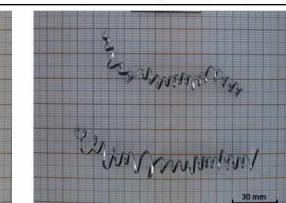
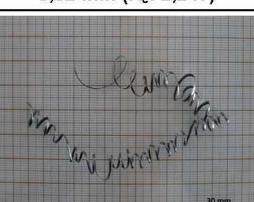
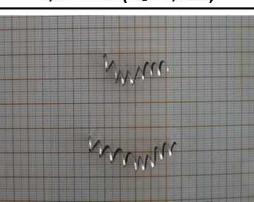
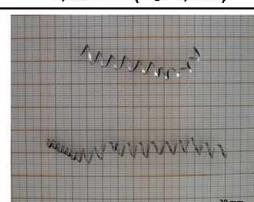
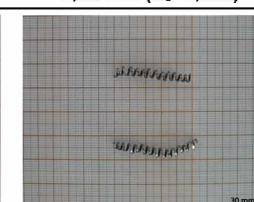
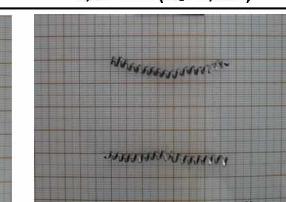
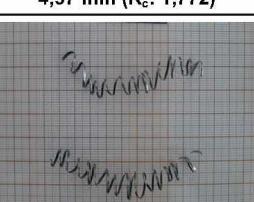
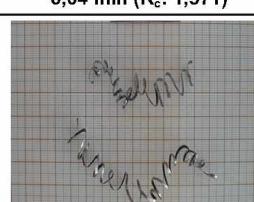
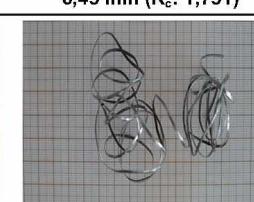
jorro, $v_c = 130 \text{ m/min}$, $f = 0,20 \text{ mm/rev}$, $a_p = 1,00 \text{ mm}$			
0,96 min ($R_c: 1,786$)	1,99 min ($R_c: 1,861$)	3,03 min ($R_c: 1,946$)	4,05 min ($R_c: 2,041$)
			
4,99 min ($R_c: 2,072$)	6,01 min ($R_c: 2,126$)	7,02 min ($R_c: 2,143$)	8,02 min ($R_c: 2,218$)
			
8,52 min ($R_c: 2,247$)			
			
jorro, $v_c = 150 \text{ m/min}$, $f = 0,20 \text{ mm/rev}$, $a_p = 1,00 \text{ mm}$			
1,02 min ($R_c: 1,695$)	1,96 min ($R_c: 1,735$)	2,96 min ($R_c: 1,856$)	3,97 min ($R_c: 1,882$)
			
4,97 min ($R_c: 1,772$)	6,04 min ($R_c: 1,571$)	6,45 min ($R_c: 1,751$)	
			

Tabela 4.6 – Teste de vida: cavacos obtidos com usinagem com MQL.

MQL, $v_c = 130 \text{ m/min}$, $f = 0,20 \text{ mm/rev}$, $a_p = 1,00 \text{ mm}$			
1,00 min ($R_c: 1,809$)	2,00 min ($R_c: 1,895$)	3,00 min ($R_c: 1,985$)	4,01 min ($R_c: 2,086$)
5,00 min ($R_c: 2,087$)	5,99 min ($R_c: 2,160$)	7,00 min ($R_c: 1,996$)	8,01 min ($R_c: 2,115$)
8,53 min ($R_c: 2,179$)			
MQL, $v_c = 150 \text{ m/min}$, $f = 0,20 \text{ mm/rev}$, $a_p = 1,00 \text{ mm}$			
1,00 min ($R_c: 1,769$)	2,00 min ($R_c: 1,871$)	2,99 min ($R_c: 1,970$)	3,99 min ($R_c: 2,068$)
5,04 min ($R_c: 2,143$)	6,00 min ($R_c: 1,870$)	6,49 min ($R_c: 2,000$)	

Tabela 4.7 – Teste de vida: cavacos obtidos com usinagem com GR325.

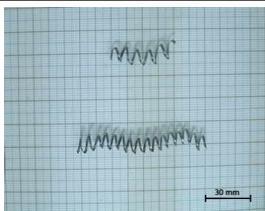
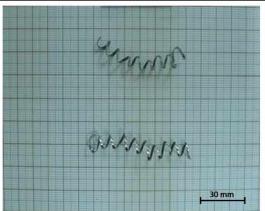
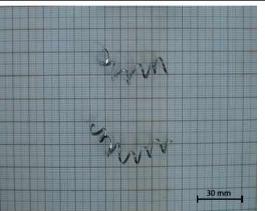
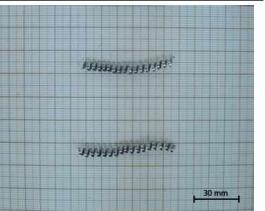
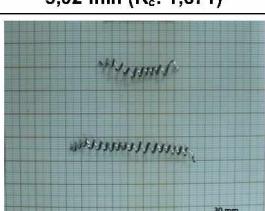
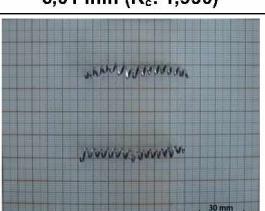
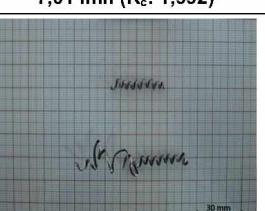
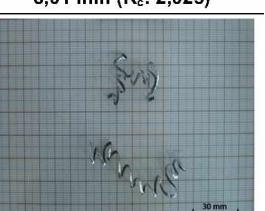
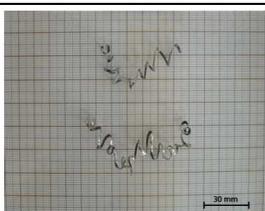
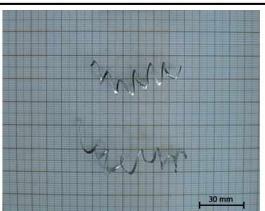
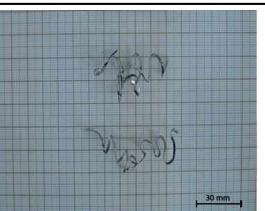
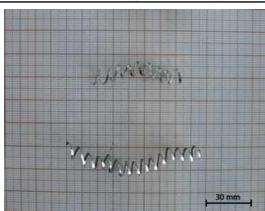
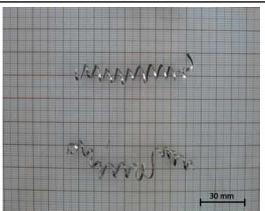
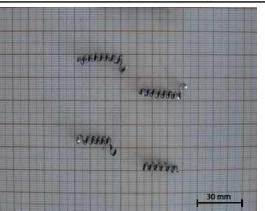
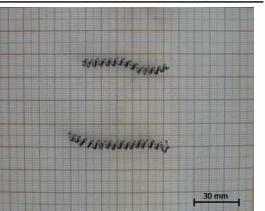
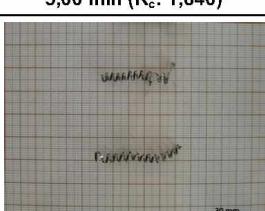
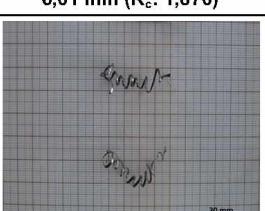
GR325, $v_c = 130 \text{ m/min}$, $f = 0,20 \text{ mm/rev}$, $a_p = 1,00 \text{ mm}$			
0,95 min ($R_c: 1,672$)	1,98 min ($R_c: 1,733$)	3,02 min ($R_c: 1,787$)	4,02 min ($R_c: 1,832$)
			
5,02 min ($R_c: 1,871$)	6,01 min ($R_c: 1,930$)	7,01 min ($R_c: 1,992$)	8,01 min ($R_c: 2,025$)
			
9,00 min ($R_c: 2,051$)	10,03 min ($R_c: 2,112$)	10,52 min ($R_c: 2,152$)	
			
GR325, $v_c = 150 \text{ m/min}$, $f = 0,20 \text{ mm/rev}$, $a_p = 1,00 \text{ mm}$			
1,00 min ($R_c: 1,565$)	2,00 min ($R_c: 1,627$)	3,03 min ($R_c: 1,700$)	4,00 min ($R_c: 1,791$)
			
5,00 min ($R_c: 1,840$)	6,01 min ($R_c: 1,870$)	7,00 min ($R_c: 1,941$)	
			

Tabela 4.8 – Teste de vida: cavacos obtidos com usinagem com GR625.

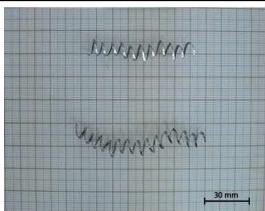
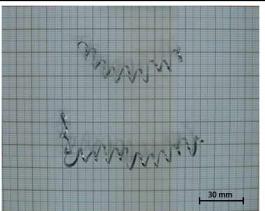
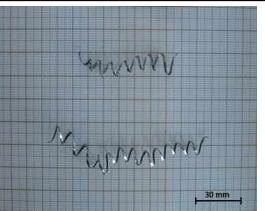
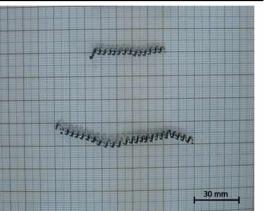
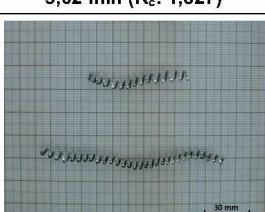
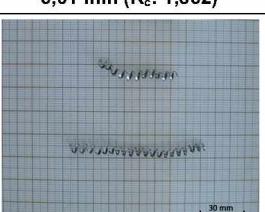
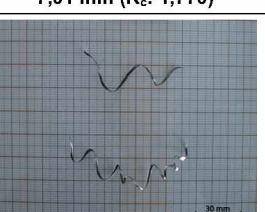
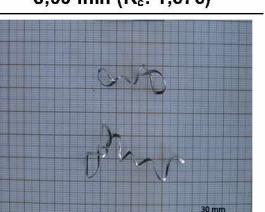
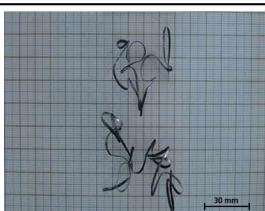
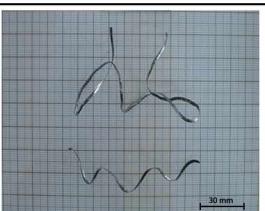
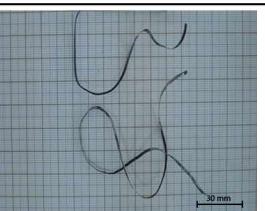
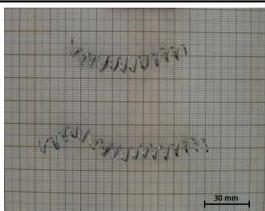
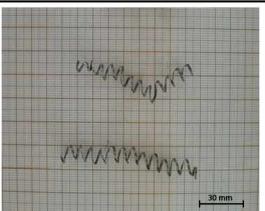
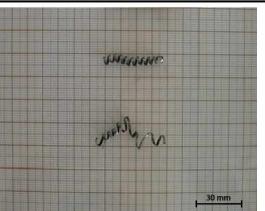
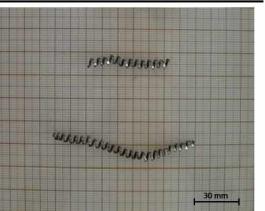
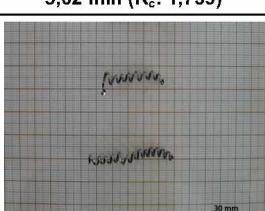
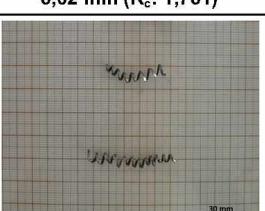
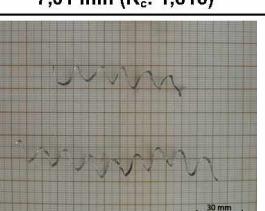
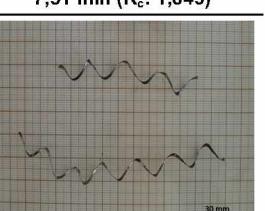
GR625, $v_c = 130 \text{ m/min}$, $f = 0,20 \text{ mm/rev}$, $a_p = 1,00 \text{ mm}$			
1,01 min ($R_c: 1,614$)	2,03 min ($R_c: 1,686$)	3,02 min ($R_c: 1,743$)	4,02 min ($R_c: 1,781$)
			
5,02 min ($R_c: 1,827$)	6,01 min ($R_c: 1,862$)	7,01 min ($R_c: 1,770$)	8,00 min ($R_c: 1,676$)
			
8,99 min ($R_c: 1,708$)	10,00 min ($R_c: 1,649$)	11,00 min ($R_c: 1,486$)	
			
GR625, $v_c = 150 \text{ m/min}$, $f = 0,20 \text{ mm/rev}$, $a_p = 1,00 \text{ mm}$			
1,01 min ($R_c: 1,471$)	2,02 min ($R_c: 1,576$)	3,02 min ($R_c: 1,647$)	4,03 min ($R_c: 1,712$)
			
5,02 min ($R_c: 1,739$)	6,02 min ($R_c: 1,761$)	7,01 min ($R_c: 1,816$)	7,51 min ($R_c: 1,849$)
			

Tabela 4.9 – Teste de vida: cavacos obtidos com usinagem com GR1000.

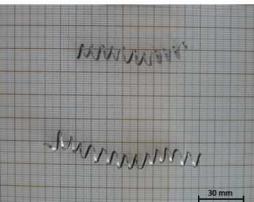
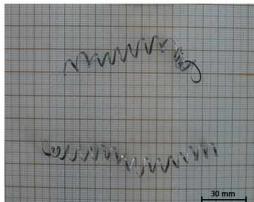
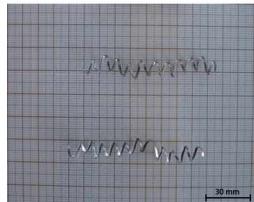
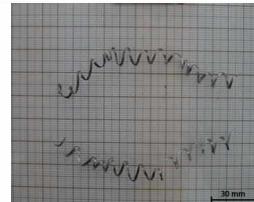
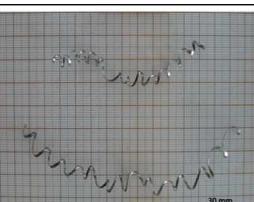
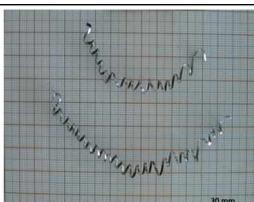
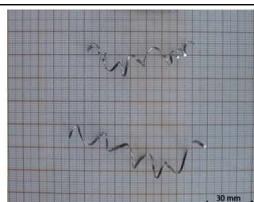
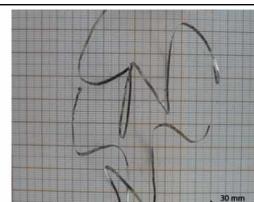
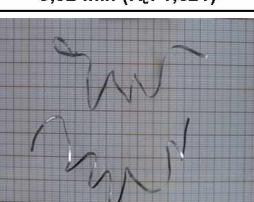
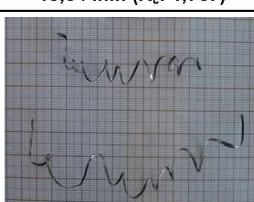
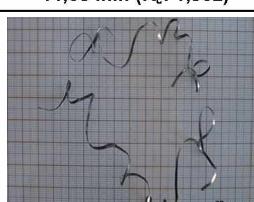
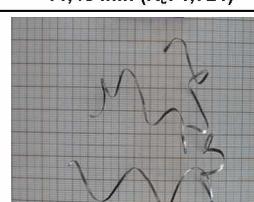
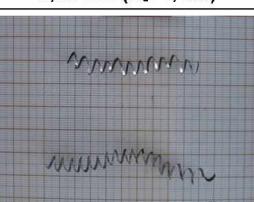
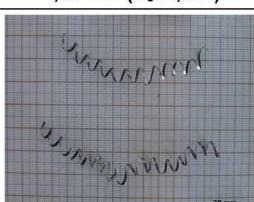
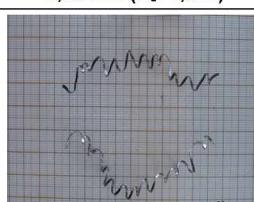
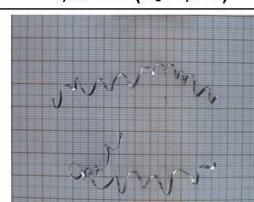
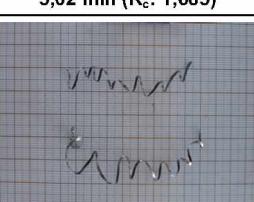
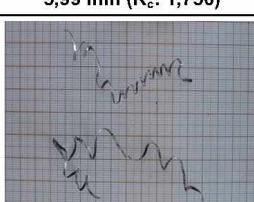
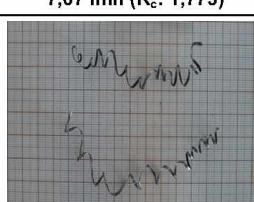
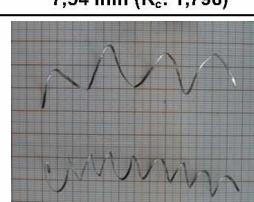
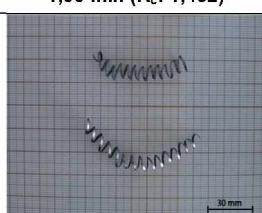
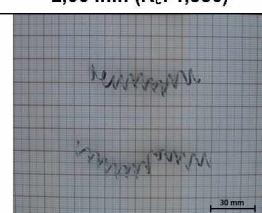
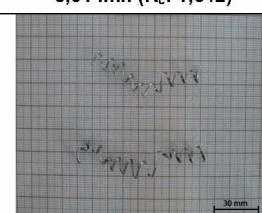
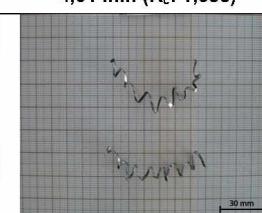
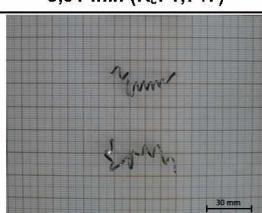
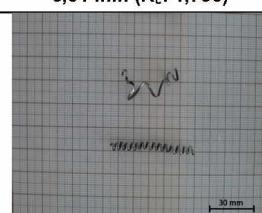
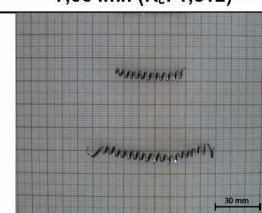
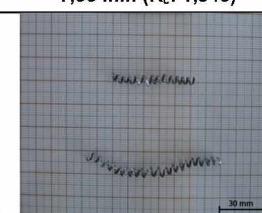
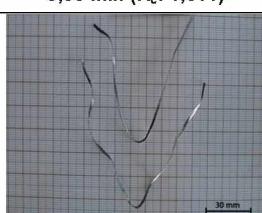
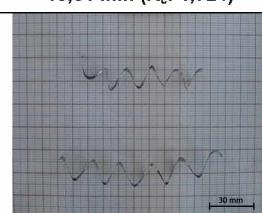
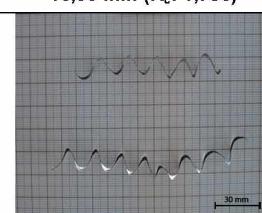
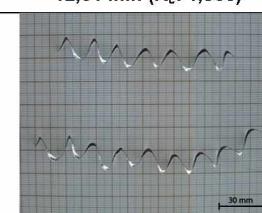
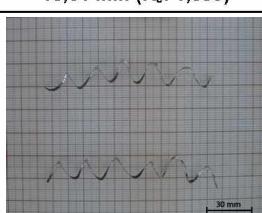
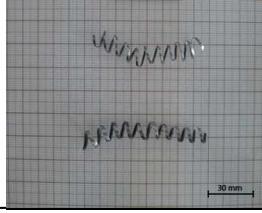
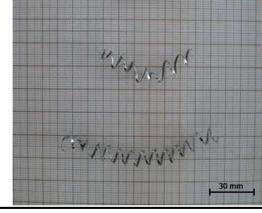
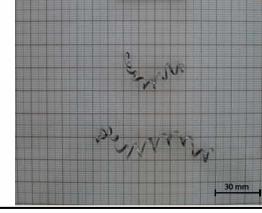
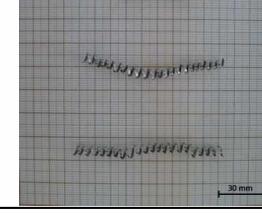
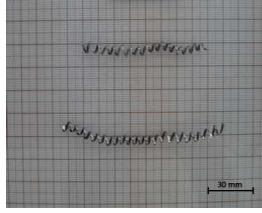
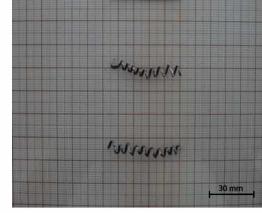
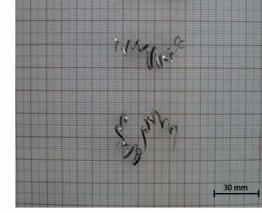
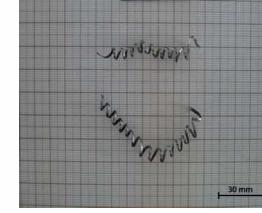
GR1000, $v_c = 130 \text{ m/min}$, $f = 0,20 \text{ mm/rev}$, $a_p = 1,00 \text{ mm}$			
1,05 min ($R_c: 1,512$)	2,10 min ($R_c: 1,610$)	3,00 min ($R_c: 1,667$)	4,04 min ($R_c: 1,726$)
			
5,07 min ($R_c: 1,794$)	6,10 min ($R_c: 1,825$)	7,13 min ($R_c: 1,850$)	8,01 min ($R_c: 1,594$)
			
9,02 min ($R_c: 1,621$)	10,04 min ($R_c: 1,767$)	11,05 min ($R_c: 1,802$)	11,48 min ($R_c: 1,721$)
			
GR1000, $v_c = 150 \text{ m/min}$, $f = 0,20 \text{ mm/rev}$, $a_p = 1,00 \text{ mm}$			
0,99 min ($R_c: 1,455$)	1,98 min ($R_c: 1,534$)	2,96 min ($R_c: 1,577$)	4,05 min ($R_c: 1,647$)
			
5,02 min ($R_c: 1,685$)	5,99 min ($R_c: 1,750$)	7,07 min ($R_c: 1,773$)	7,54 min ($R_c: 1,798$)
			

Tabela 4.10 – Teste de vida: cavacos obtidos com usinagem com MoS₂.

MoS₂, v_c = 130 m/min, f = 0,20 mm/rev, a_p = 1,00 mm			
1,00 min (R _c : 1,462)	2,00 min (R _c : 1,580)	3,01 min (R _c : 1,642)	4,01 min (R _c : 1,688)
			
5,01 min (R _c : 1,747)	6,01 min (R _c : 1,790)	7,00 min (R _c : 1,812)	7,99 min (R _c : 1,849)
			
9,00 min (R _c : 1,611)	10,01 min (R _c : 1,724)	10,99 min (R _c : 1,756)	12,01 min (R _c : 1,803)
			
13,01 min (R _c : 1,889)			
			
MoS₂, v_c = 150 m/min, f = 0,20 mm/rev, a_p = 1,00 mm			
0,94 min (R _c : 1,390)	2,00 min (R _c : 1,451)	3,00 min (R _c : 1,530)	4,01 min (R _c : 1,592)
			
5,02 min (R _c : 1,655)	6,01 min (R _c : 1,703)	7,00 min (R _c : 1,742)	8,00 min (R _c : 1,768)
			

4.2. Testes específicos

Os resultados apresentados neste subcapítulo foram obtidos nos testes específicos de: força de usinagem, temperatura de corte, rugosidade da superfície usinada, grau de recalque e características dos cavacos obtidos nos testes de usinagem. Estes testes são específicos para analisar o comportamento destes resultados com a variação dos parâmetros de usinagem: velocidade de corte, avanço e profundidade de corte.

4.2.1. Temperatura de usinagem

A Figura 4.11 mostra a temperatura de corte na interface ferramenta-peça, obtidas utilizando o método do termopar-peça. É importante ressaltar que ainda existe dúvida se o resultado desta técnica representa a temperatura média da interface ou a temperatura máxima. Acredita-se que a temperatura representada é a temperatura média. Isto de acordo com vários testes realizados no laboratório utilizando o método e comparando com outros métodos e técnicas analíticas

As velocidades de corte utilizadas nestes testes foram de 30, 40, 50, 60 e 70 m/min, com avanços de 0,05, 0,15 e 0,25 mm/rev. Os resultados mostraram que a temperatura na interface aumenta com o aumento da velocidade de corte e avanço durante a usinagem.

Nos testes experimentais, as temperaturas mais baixas foram obtidas utilizando o MoS₂ como lubrificante sólido, com exceção para o avanço de 0,25 mm/rev. Para as condições de lubri-refrigeração testadas, as maiores temperaturas foram obtidas na usinagem a seco, as demais condições que utilizaram a técnica de MQL (fluído puro, GR325, GR625, GR1000) apresentaram valores de temperatura muito próximos, com exceção do MoS₂. O jorro obteve valores de temperatura muito próximos ao obtidos com a técnica MQL (apenas fluido de corte, sem adição de lubrificante sólidos), mas com o aumento do avanço para 0,25 mm/rev a técnica de jorro obteve os menores valores de temperatura entre todas as condições testadas. Estes resultados podem ser explicados pela dificuldade de penetração dos lubrificantes na interface ferramenta-peça, sendo mais relevante a ação refrigerante do que lubrificante nas condições de lubri-refrigeração testadas.

A partir da análise física dos lubrificantes sólidos, espera-se que as partículas dispersas consigam penetrar entre a superfície da ferramenta e a peça de trabalho, gerando um grande efeito de lubrificação, esse efeito não foi observado com o avanço de 0,25 mm/rev. Esta ação de lubrificação pode reduzir o atrito entre o cavaco e a ferramenta de corte, reduzindo assim as forças de corte (vide Fig. 4.6), diminuindo a geração de calor e, portanto, reduzindo a temperatura de corte.

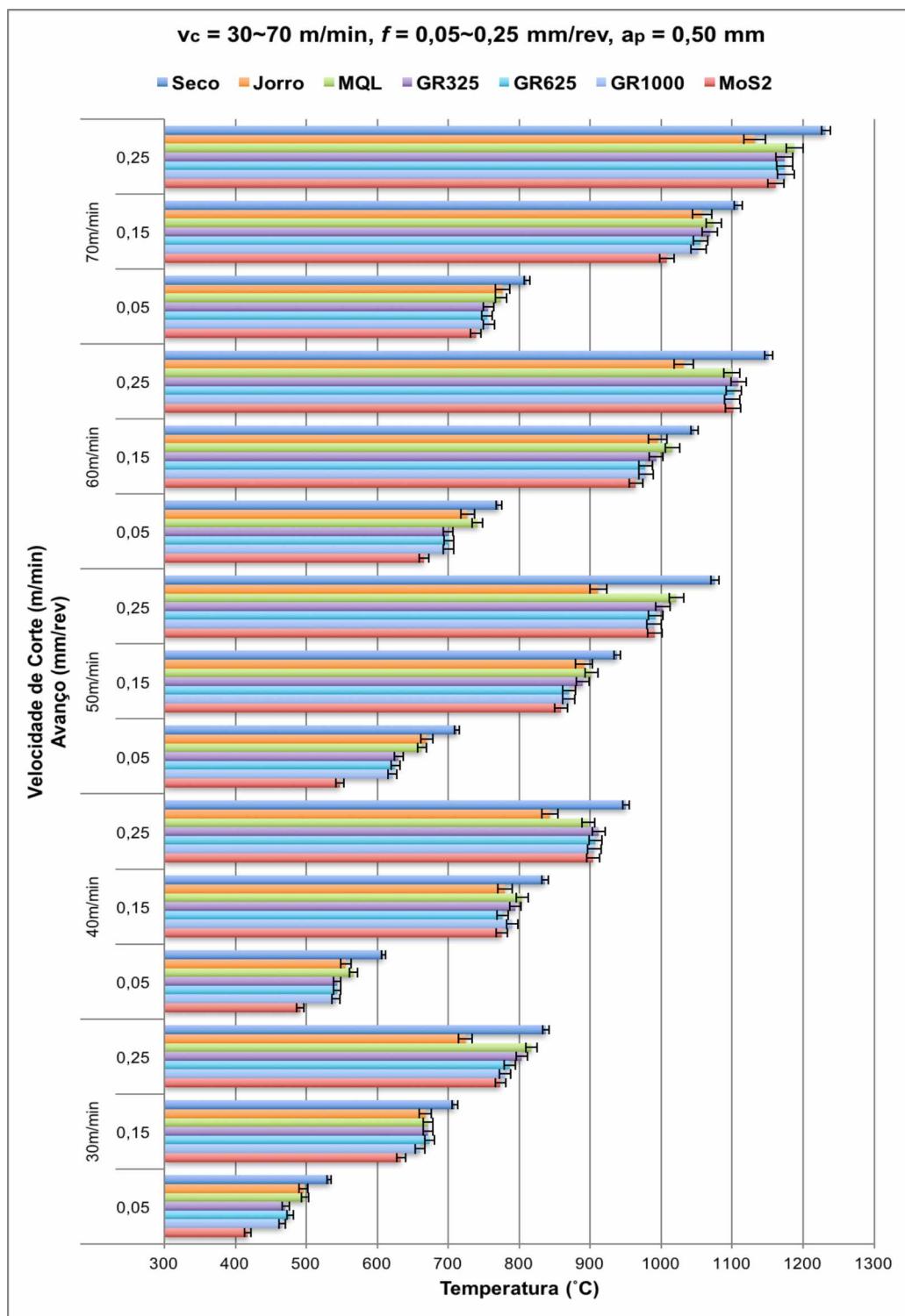


Figura 4.11 – Testes específicos: temperatura de usinagem utilizando a técnica termopar-ferramenta-peça, variando v_c de 30 à 70 m/min, f de 0,05 à 0,25 mm/rev e a_p de 0,50 mm.

Entre as condições com lubrificação sólida, MoS₂ obteve os valores mais baixos de temperatura. Acredita-se que este resultado pode ser atribuído ao seu desempenho de lubrificação superior, uma vez que tanto o grafite quanto o MoS₂ estão dispersos no mesmo fluido de corte (Super Fluido 3). A redução da temperatura da ferramenta aumenta a resistência da ferramenta de corte.

Com o aumento do avanço para 0,15 mm/volta há um significativo aumento da área da zona secundária de cisalhamento, tal fator proporciona um aumento na taxa de geração de calor pois uma porção maior do material irá sofrer deformação plástica acarretando um aumento no calor gerado pelo processo. O aumento do calor gerado é tão grande que os métodos de lubrificação perdem parte de seu efeito, pois a razão entre a área lubrificada e a área da zona de escorregamento se torna muito menor. Os resultados para este avanço demonstram uma temperatura muito semelhante para todos os processos o que reforça a ideia de que a lubrificação imposta perde o seu efeito ou que o seu efeito é minimizado em comparação com a alta taxa de geração de calor do sistema como um todo (TABAK, 2015).

O controle da temperatura influencia diretamente o desgaste da ferramenta de usinagem, uma vez que os resultados mostraram que a difusão foi o principal mecanismo de desgaste encontrado nos testes de vida da ferramenta, fazendo com que ocorra o enfraquecimento da aresta de corte da ferramenta.

Devido às limitações da configuração experimental utilizada para medir a temperatura dos bits, não foi possível reproduzir as condições utilizadas em testes de vida da ferramenta. As análises dos resultados dos testes de temperatura mostraram que a diferença entre a temperatura mais alta e mais baixa obtida para cada condição de corte não excede 100°C.

Uma pequena variação de apenas 50°C pode ser suficiente para aumentar ou diminuir a vida da ferramenta (TRENT; WRIGHT, 2000). Considerando que as velocidades de corte para os ensaios de vida são mais elevadas (130 e 150 m/min), pode concluir-se que as temperaturas serão provavelmente mais elevadas, assim, o controle da temperatura tornar-se essencial para se obter uma vida mais longa da ferramenta de corte.

Importante ressaltar que o avanço também pode ter efeito na técnica utilizada para medição da temperatura. Uma vez que a junta quente é formada pelo contato ferramenta-peça e ferramenta-cavaco, o aumento do avanço aumenta a área da junta correspondente ao contato ferramenta-cavaco. A resposta do sistema pode depender desta área.

A Tabela 4.11 mostra a análise estatística do teste de médias de Duncan, para as temperaturas de usinagem ilustradas na Fig. 4.11, os dados foram analisados estatisticamente ao nível de significância de 5%. Os resultados confirmam que o MoS₂ foi o mais efetivo na redução da temperatura de usinagem. As condições de jorro, GR1000,

GR625 e GR325 não apresentam diferença significativa entre si. Os maiores valores de temperatura foram obtidos pela usinagem na condição a seco.

Tabela 4.11 – Análise estatística entre as médias das temperaturas de usinagem nos testes específicos.

Lubrificante	Temperatura de Usinagem (°C)
seco	888,05a
MQL	848,88b
GR325	834,53c
GR625	827,83cd
GR1000	825,90cd
jorro	817,24d
MoS ₂	802,16e

*Médias seguidas da mesma letra na mesma coluna não diferem entre si pelo teste de Duncan ao nível de 5% de probabilidade.

4.2.2. Acabamento da superfície usinada

Mantidas as demais condições de trabalho, maiores velocidades de corte tendem a produzir melhor qualidade superficial. O aumento da velocidade de corte de 30 m/min para 90 m/min demonstrou uma tendência de melhorar o acabamento superficial, consequentemente pode-se observar que os valores de R_a e R_t tendem a diminuir com o aumento da velocidade de corte (mantendo mesmo avanço e profundidade de corte), como pode ser visto nas Figs. 4.12 e 4.13.

O aumento do avanço e da profundidade de corte proporcionam o aumento da força de usinagem, isso ocorre devido ao aumento das áreas dos planos de cisalhamento primário e secundário. O aumento da força de usinagem proporciona uma pequena piora nos valores de rugosidade. O avanço tem maior influência, pois aumentam as marcas de avanço e, consequentemente, a rugosidade. Teoricamente, a rugosidade só depende do avanço e da geometria da ponta da ferramenta.

Como pode ser visto nas Figs. 4.12 e 4.13 em todas as condições de corte a usinagem a seco apresentou piores valores de rugosidade o que pode ser explicado pela elevada temperatura na região da aresta de corte. O jorro apresentou menores valores de rugosidade quando comparado com a usinagem a seco, mas seu desempenho foi inferior ao apresentado pelas condições que utilizaram a técnica MQL (MQL puro, GR325, GR625, GR1000 e MoS₂).

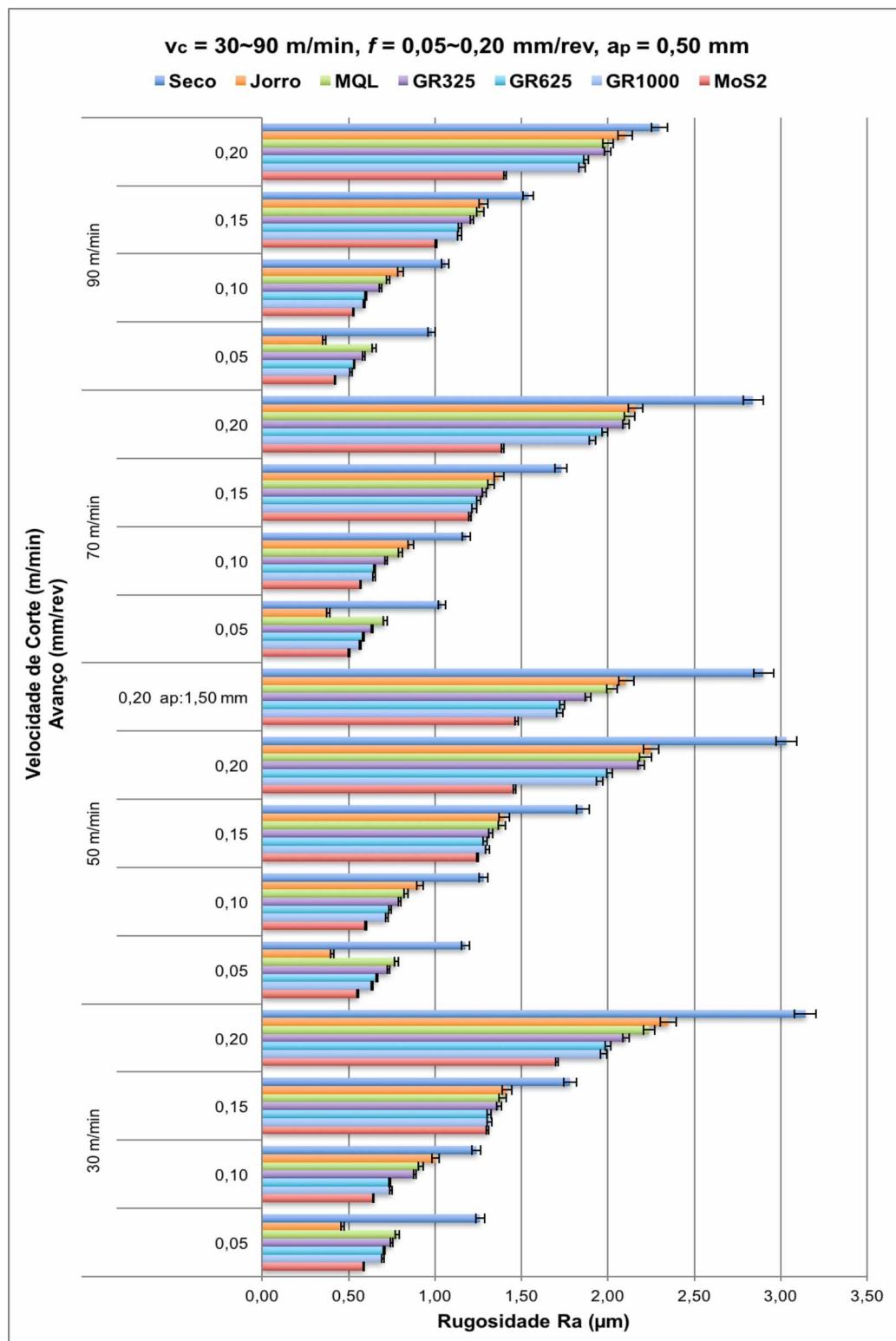


Figura 4.12 – Testes específicos: rugosidade média aritmética (R_a) com a variação de v_c de 30 à 90 m/min, f de 0,05 à 0,20 mm/rev, a_p de 0,50 e 1,50 mm.

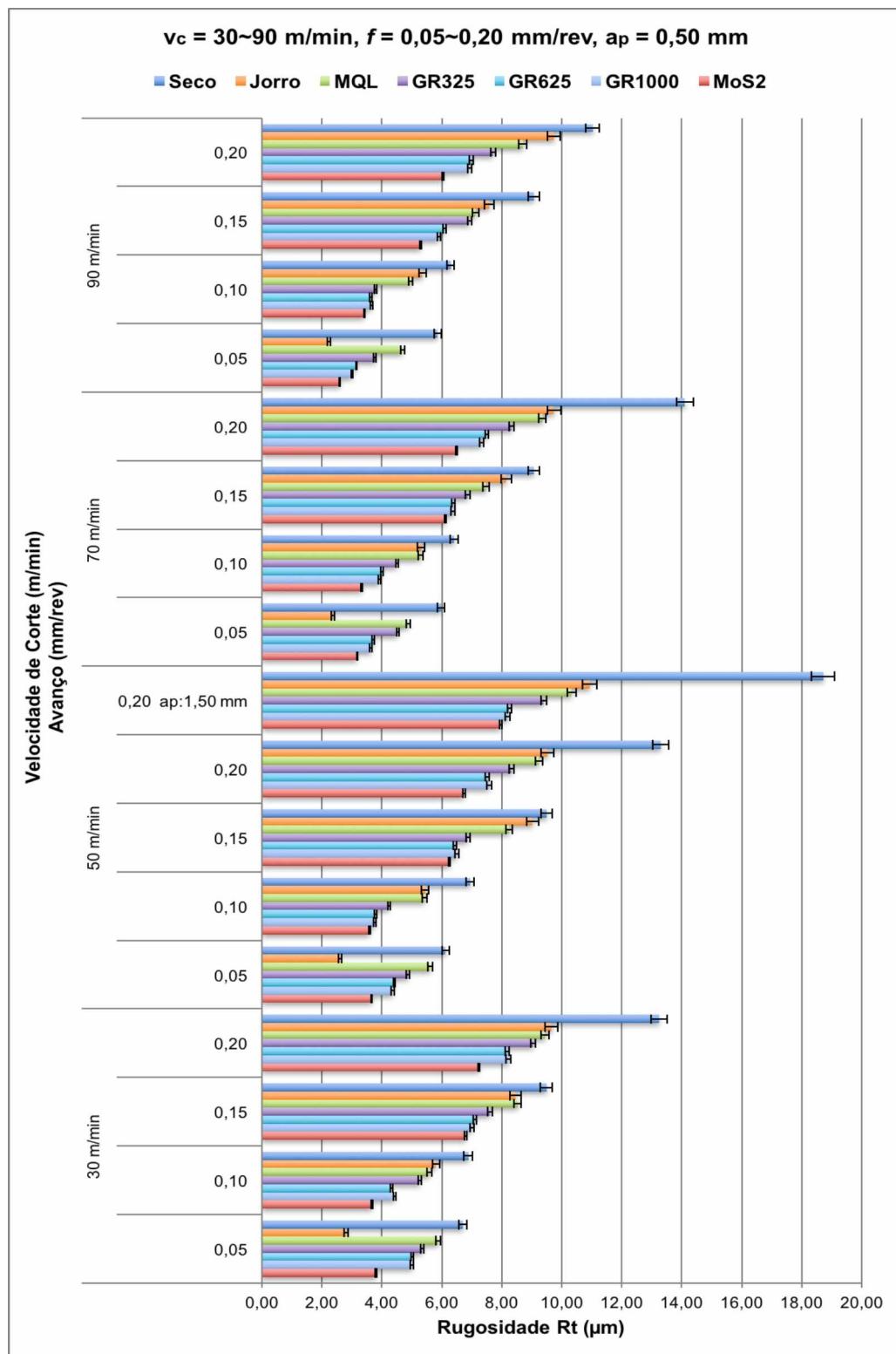


Figura 4.13 – Testes específicos: rugosidade total (R_t) com a variação de v_c de 30 à 90 m/min , f de 0,05 à 0,20 mm/rev , a_p de 0,50 e 1,50 mm .

Se compararmos a usinagem utilizando o sistema MQL apenas com fluido e as soluções contendo fluido com lubrificantes sólidos, nota-se que a melhoria da rugosidade gerada possivelmente é resultado do efeito refrigerante do fluido somado com a característica lubrificante dos sólidos utilizados (grafite e bissulfeto de molibdênio). O bissulfeto de molibdênio (MoS_2) obteve os menores valores de rugosidade dentre todas as condições de lubri-refrigeração testadas, confirmando o desempenho obtido nos testes de vida.

O desempenho do grafite parece ser influenciado pelo tamanho de partícula, conforme abordado no capítulo “4.1.5. Forças de usinagem”, colocando o GR325 (40 μm) com um desempenho inferior (maiores valores de rugosidade) ao GR625 e GR1000 (20 μm e 5 μm , respectivamente). Quando comparado o GR1000 com o MoS_2 , ambos possuem tamanho máximo de partícula de 5 μm , nota-se que o MoS_2 se destaca por suas melhores características lubrificantes e não apenas pelo pequeno tamanho de partícula.

A Tabela 4.12 mostra a análise estatística do teste de médias de Duncan, para os valores de rugosidade R_a e R_t de usinagem ilustradas nas Figs. 4.12 e 4.13, os dados foram analisados estatisticamente ao nível de significância de 5%.

Tabela 4.12 – Análise estatística entre as médias das rugosidades R_a e R_t nos testes específicos.

Lubrificantes	Rugosidade aritmética - R_a (μm)		Rugosidade total - R_t (μm)	
	$a_p = 0,50 \text{ mm}$	$a_p = 1,50 \text{ mm}$	$a_p = 0,50 \text{ mm}$	$a_p = 1,50 \text{ mm}$
seco	1,71a	2,89a	8,74a	18,41a
MQL	1,26b	2,02c	6,92b	10,29c
jorro	1,22c	2,11b	6,49c	10,81b
GR325	1,21c	1,88d	6,12d	9,46d
GR625	1,13d	1,73e	5,51e	8,22e
GR1000	1,11d	1,72e	5,47e	8,15e
MoS_2	0,94e	1,47f	4,88f	7,91f

*Médias seguidas da mesma letra na mesma coluna não diferem entre si pelo teste de Duncan ao nível de 5% de probabilidade.

Os maiores valores de rugosidade foram obtidos na condição a seco. Os valores de rugosidade nas condições de jorro e MQL foram muito próximos, o jorro foi superior ao MQL com a_p de 0,50 mm, com o aumento da profundidade de corte para 1,50 mm a condição MQL se mostrou mais efetiva na redução dos valores de rugosidade.

Os lubrificantes sólidos mostraram desempenho superior às tradicionais técnicas de lubri-refrigeração (MQL e jorro), o GR325 obteve menores valores de rugosidade do que as condições seco, jorro e MQL. Os lubrificantes GR625 e GR1000 foram superiores as demais condições testadas (seco, jorro, MQL e GR325), com valores de rugosidade muito próximos não se diferenciam estatisticamente como observado na Tab. 4.12. Os resultados confirmam que o MoS₂ foi o lubrificante que obteve os menores valores de rugosidade.

4.2.3. Forças de usinagem

Os testes foram realizados com variação da velocidade de corte entre 30 e 90 m/min, avanço de 0,05 até 0,20 mm/rev e a_p de 0,50 mm. Para efeito de comparação foi utilizado $a_p = 1,50$ mm com v_c de 50 m/min e $f = 0,20$ mm/rev. A Figura 4.14 ilustra os resultados de força obtidos com o menor avanço ($f = 0,05$ mm/rev). A Figura 4.15 ilustra os resultados com $f = 0,10$ mm/rev, a Fig. 4.16 com $f = 0,15$ mm/rev e a Fig. 4.17 com $f = 0,20$ mm/rev.

Segundo Machado e Silva (2004), o aumento do avanço e da profundidade de corte, por aumentar diretamente as áreas dos planos de cisalhamento primário e secundário, causam um aumento da força de usinagem, numa proporção direta, quase que linear. Foi verificado experimentalmente que o efeito da profundidade de corte é maior do que o do avanço.

O efeito do avanço pode ser observado com o aumento das forças de usinagem nas Figs. 4.14, 4.15, 4.16 e 4.17, pode-se observar o efeito da profundidade de corte na Fig. 4.18, onde as forças obtidas são maiores. O aumento da profundidade de corte aumenta a área da seção de corte e, consequentemente a potência e o calor gerado durante a fase ativa.

Segundo Trent e Wright (2000), com o aumento da velocidade de corte a força tende a diminuir devido a maior geração de calor e consequente redução da resistência ao cisalhamento do material nas zonas de cisalhamento, e pela ligeira redução na área de contato cavaco-ferramenta. Os resultados obtidos não confirmam está tendência, pelo contrário, percebe-se uma tendência de aumento das forças de usinagem com o aumento da velocidade de corte. A afirmação de Trent e Wright é aplicada para a maioria das ligas metálicas, mas as ligas de titânio possuem como característica a elevada resistência mecânica a altas temperaturas, o que torna o processo de escoamento do cavaco extremamente difícil, gerando grandes deformações continuadas em estreitas bandas entre segmentos com muito pouca deformação no interior desses segmentos, este processo é conhecido por cisalhamento termoplástico adiabático. Neste processo o cavaco é formado de forma adiabática, sem troca de calor por convecção com o meio e por condução com a ferramenta e a peça de trabalho.

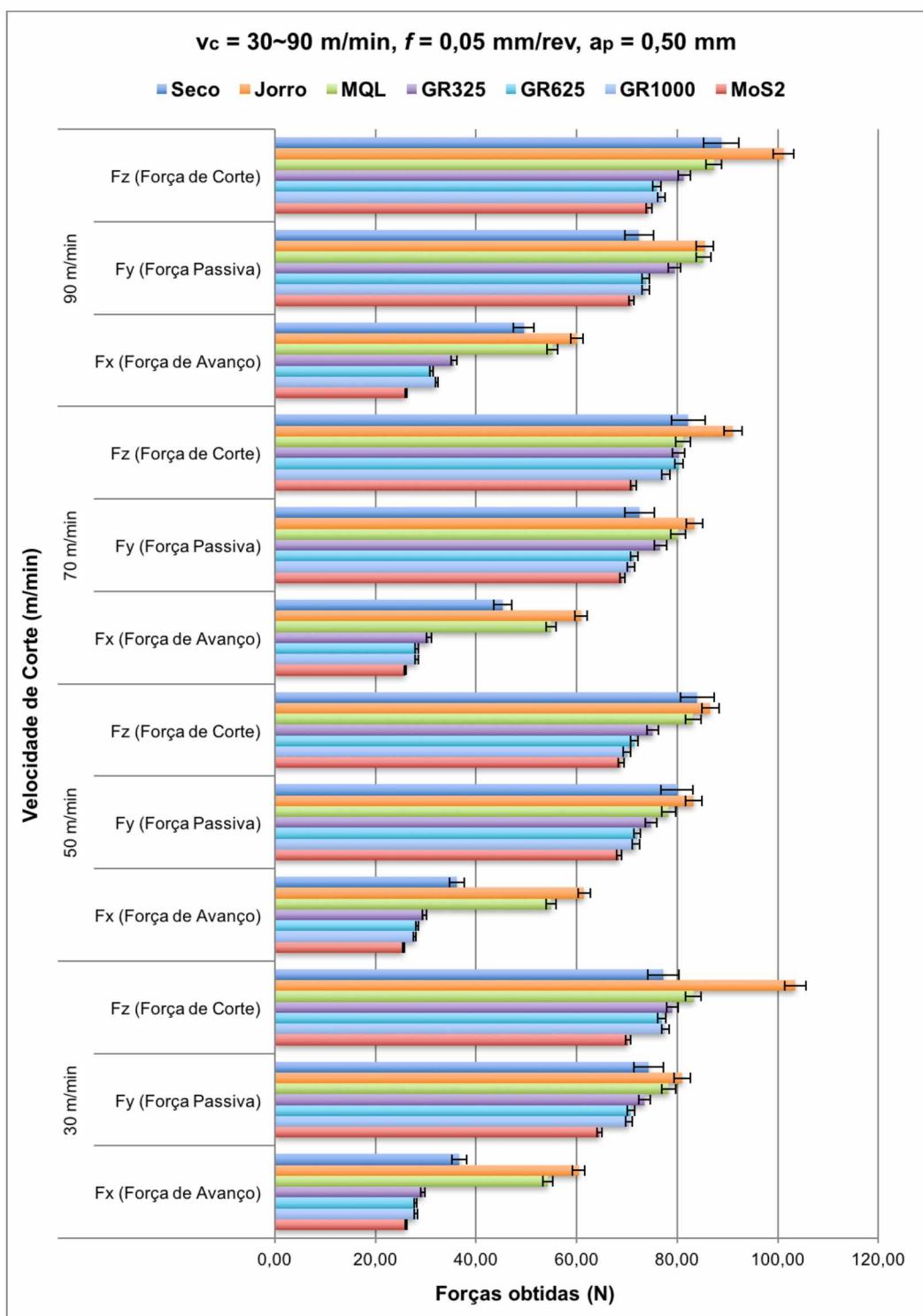


Figura 4.14 – Testes específicos: forças de usinagem com a variação de v_c de 30 à 90 m/min, $f = 0,05 \text{ mm/rev}$ e $a_p = 0,50 \text{ mm}$.

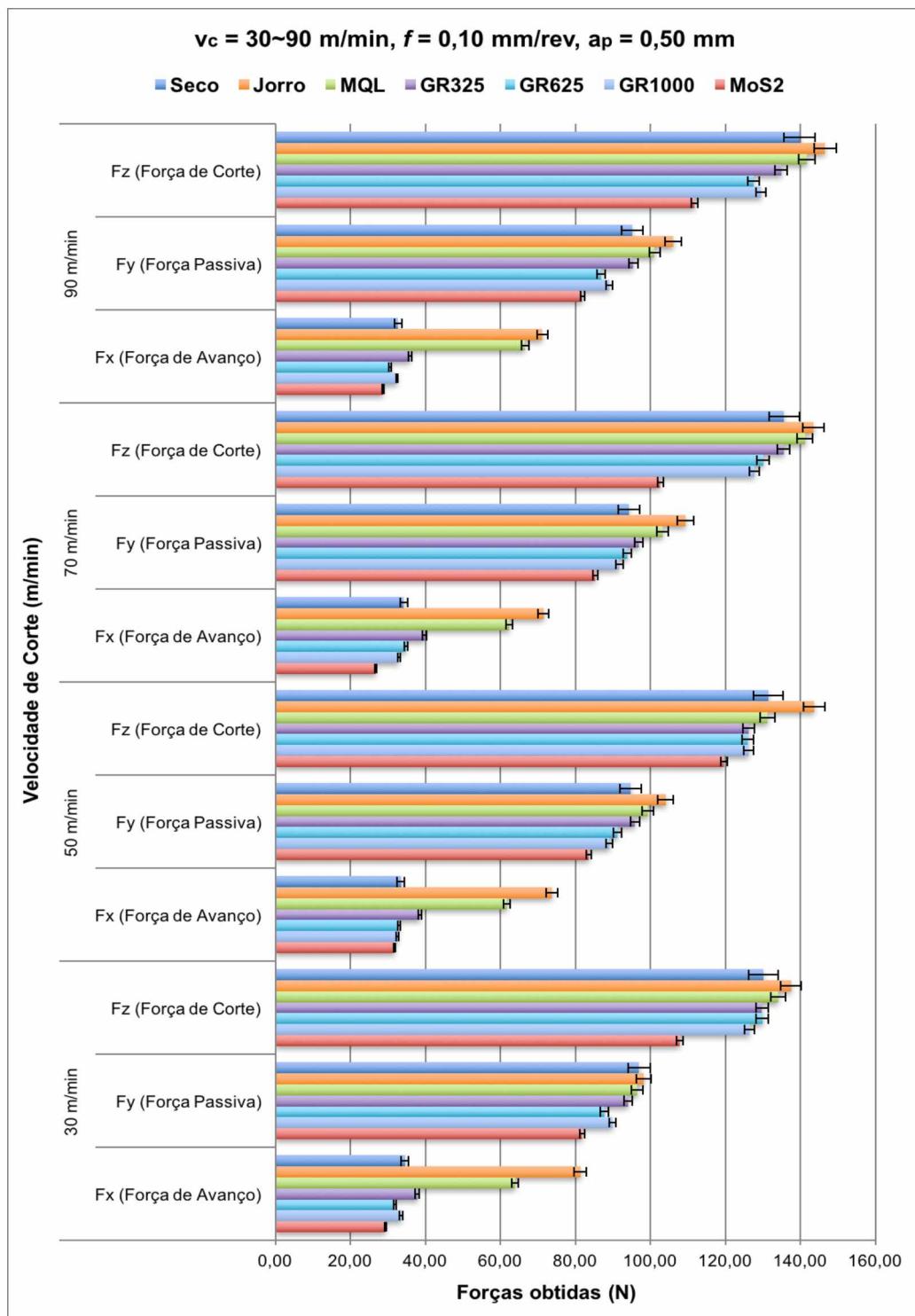


Figura 4.15 – Testes específicos: forças de usinagem com a variação de v_c de 30 à 90 m/min, $f = 0,10 \text{ mm/rev}$ e $a_p = 0,50 \text{ mm}$.

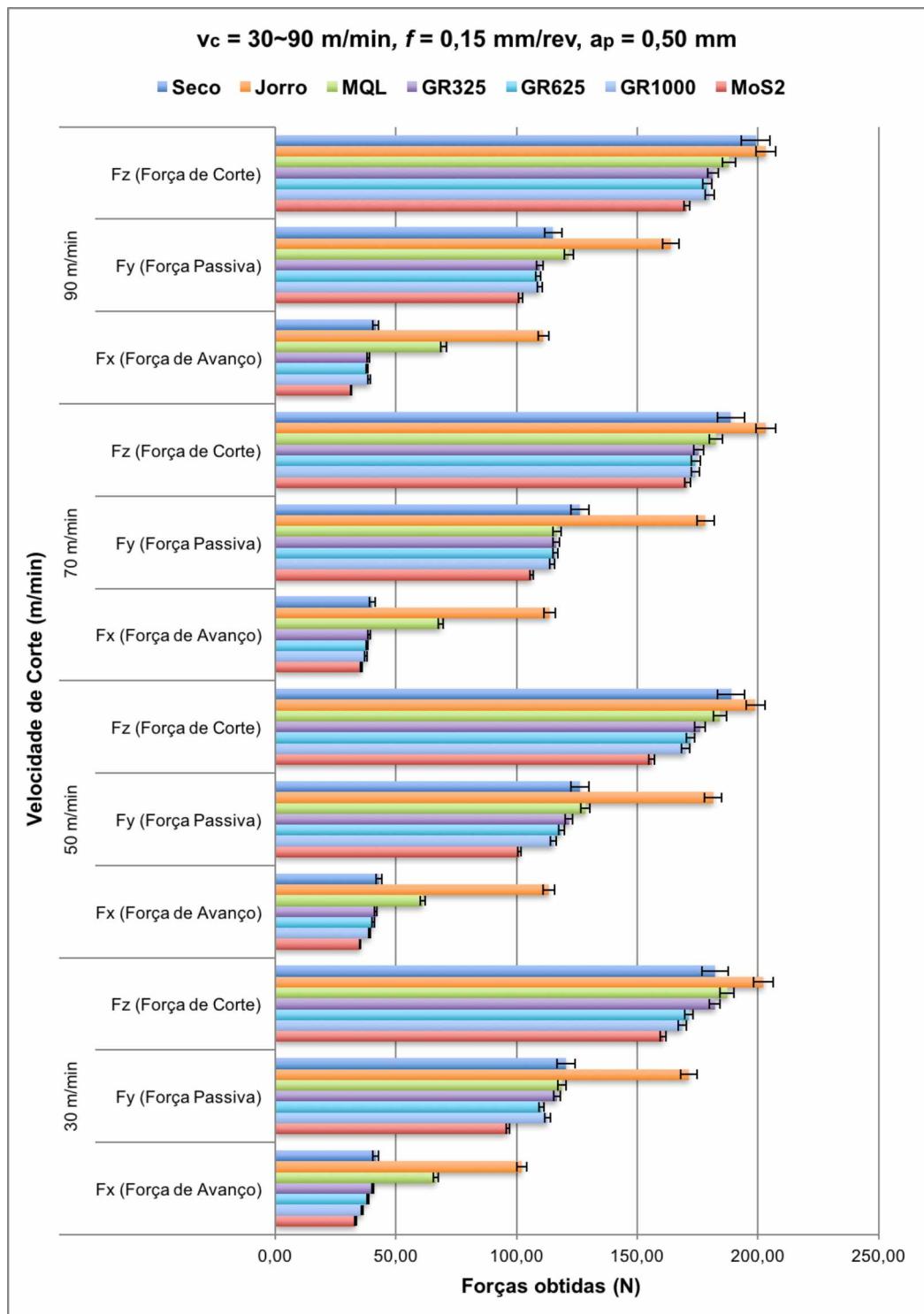


Figura 4.16 – Testes específicos: forças de usinagem com a variação de v_c de 30 à 90 m/min, $f = 0,15 \text{ mm/rev}$ e $a_p = 0,50 \text{ mm}$.

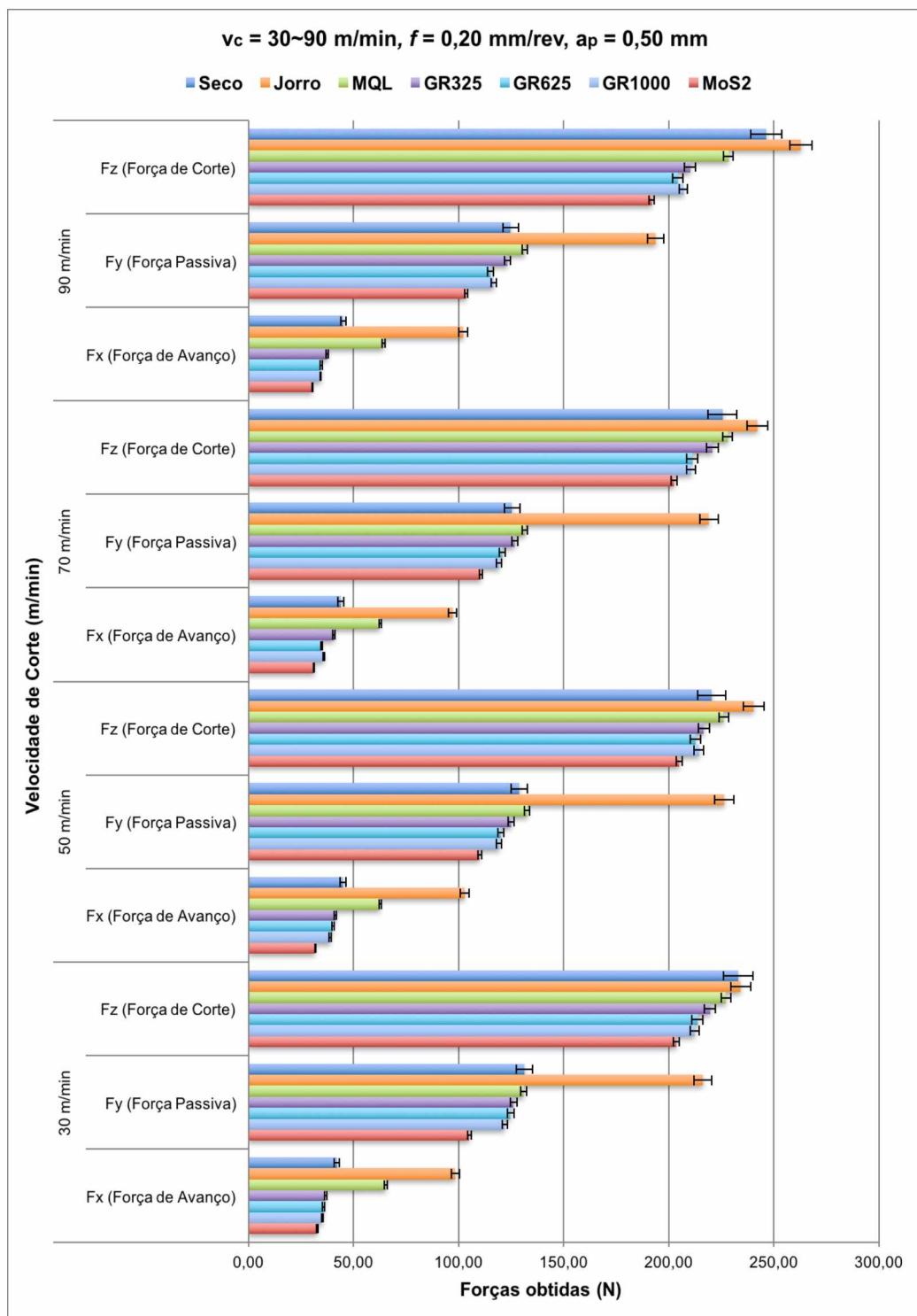


Figura 4.17 – Testes específicos: forças de usinagem com a variação de v_c de 30 à 90 m/min, $f = 0,20 \text{ mm/rev}$, $a_p = 0,50 \text{ mm}$ e 1,50 mm.

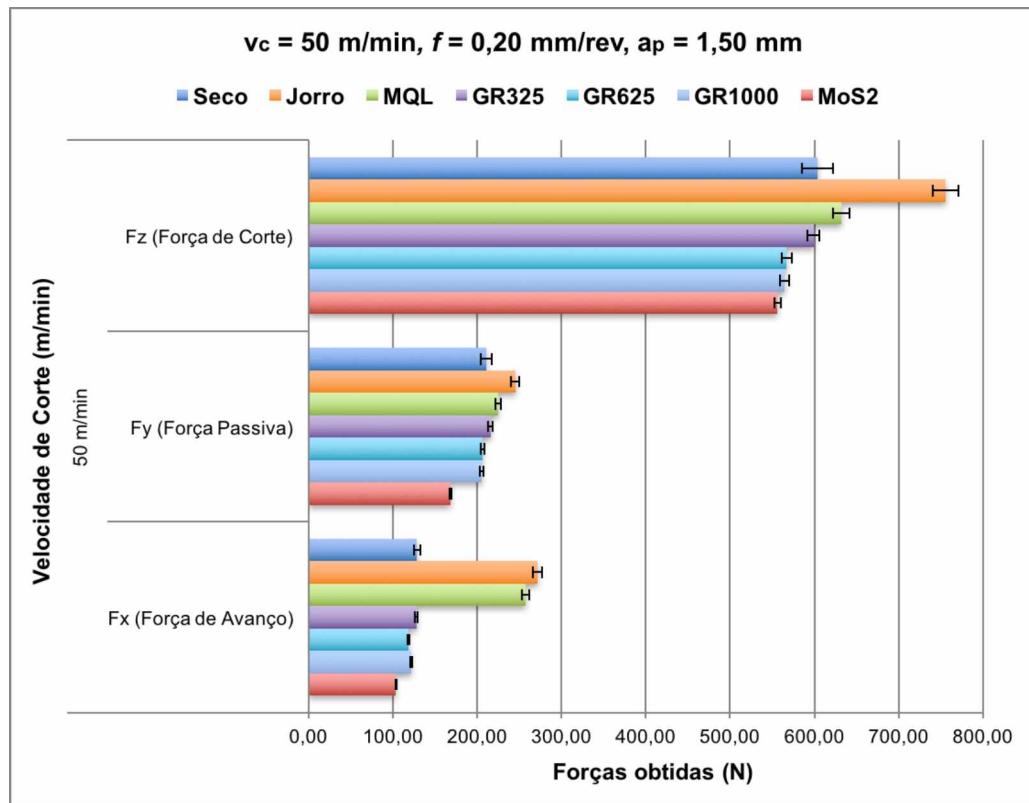


Figura 4.18 – Testes específicos: forças de usinagem com v_c de 50 m/min, f = 0,20 mm/rev e a_p = 1,50 mm.

O MoS₂ continua obtendo o melhor resultado de desempenho, assim como nos testes de vida, os menores valores de força foram obtidos com sua utilização. Em seguida aparecem GR625 e GR1000 com valores de força muito próximos entre si, sendo difícil distinguir qual obteve o melhor desempenho apenas observando os gráficos de força mostrados. Na sequência aparecem GR325, MQL, seco e jorro. Dentre todas as condições de lubri-refrigeração testadas o jorro foi a que obteve os maiores valores de força. Como refrigerantes, os fluidos de corte diminuem a temperatura de corte, tanto pelo aumento da dissipação de calor (refrigeração), como também pela redução da geração de calor (lubrificação). Quando se usa fluidos de corte à base de água, a dissipação do calor (refrigeração) é mais importante que a redução da geração do calor (lubrificação) (MACHADO et. al., 2009). Shaw; Piggot; Richardson (1951) comprovaram experimentalmente que a eficiência do fluido de corte em reduzir a temperatura diminui com o aumento da velocidade de corte e da profundidade de corte.

A Tabela 4.13 mostra a análise estatística do teste de médias de Duncan, para as forças de usinagem ilustradas nas Figs. 4.14, 4.15, 4.16, 4.17 e 4.18, os dados foram analisados estatisticamente ao nível de significância de 5%.

A técnica de jorro apresentou os maiores valores de força, seguido pelo MQL. Com o aumento da profundidade de corte para 1,50 mm, não houve diferença significativa entre os valores de forças de usinagem obtidos nos testes com GR325 e a seco. As condições GR1000 e GR625 não apresentam diferença significativa para os valores de força obtidos. Os resultados confirmam que o MoS₂ foi o mais efetivo na redução das forças de usinagem.

Tabela 4.13 – Análise estatística entre as médias das forças de usinagem nos específicos.

Lubrificante	Forças de Usinagem					
	F _x (N)		F _y (N)		F _z (N)	
	a _p = 0,05 mm	a _p = 1,50 mm	a _p = 0,05 mm	a _p = 1,50 mm	a _p = 0,05 mm	a _p = 1,50 mm
jorro	86,33a	271,46a	143,84a	245,20a	171,31a	755,84a
seco	40,31c	128,31c	104,93bc	210,62d	159,61b	603,60c
MQL	62,20b	257,44b	108,39b	224,48b	158,44b	631,81b
GR325	37,09d	127,80c	103,28c	215,85c	151,54c	598,93c
GR625	34,12e	118,75d	98,91d	206,31de	147,27d	567,23d
GR1000	33,98e	121,73d	98,49d	205,47e	146,84d	564,73de
MoS ₂	30,13f	103,38e	90,03e	168,48f	136,72e	556,16e

*Médias seguidas da mesma letra na mesma coluna não diferem entre si pelo teste de Duncan ao nível de 5% de probabilidade.

4.2.4. Grau de recalque

De acordo com Schulz (1989), alguns parâmetros de corte influenciam consideravelmente no acabamento superficial da peça usinada. Analisando a Fig. 4.19 é possível observar uma tendência na redução do grau de recalque à medida que a velocidade de corte se eleva de 50 m/min para 90 m/min. O aumento na velocidade de corte proporciona a redução do grau de recalque (R_c), como visto na Fig. 4.19. Em baixas velocidades de corte existe maior possibilidade da formação de aresta postiça de corte (APC) do que em altas velocidades, o que exige menores esforços da ferramenta durante o processo de torneamento, o que pode explicar os menores valores de R_c para a velocidade de 30 m/min. Com a elevação da velocidade de corte (50 m/min) é possível reduzir a chances de formação da APC e, portanto, gerar superfícies menos encruadas.

Segundo VOGEL; NERY; ARAUJO (2013), a pressão específica de corte decai com o aumento do avanço, diminuindo o grau de recalque, corroborando com os resultados obtidos neste trabalho. Com a profundidade de corte de 1,5 mm, observou-se uma tendência do aumento do grau de recalque do cavaco, que pode ser explicado pelo aumento da pressão de corte na região cisalhante.

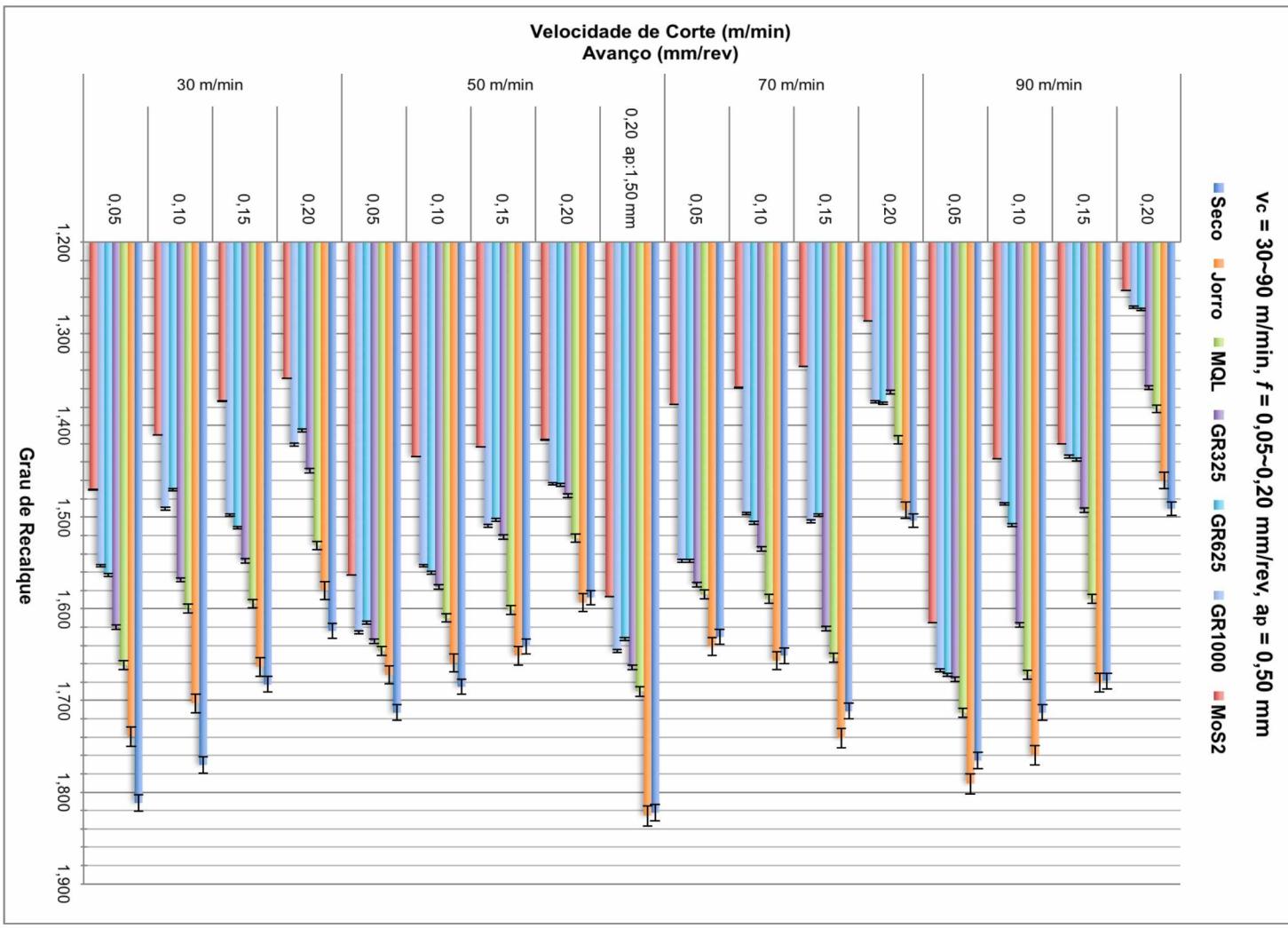


Figura 4.19 – Grau de recalque obtido em testes específicos, variando v_c de 30 à 90 m/min, f de 0,05 à 0,20 mm/ver, a_p de 0,50 e 1,50 mm.

A Tabela 4.14 mostra a análise estatística do teste de médias de Duncan, para os valores de grau de recalque (R_c) dos cavacos obtidos nos testes específicos de usinagem, os dados foram analisados estatisticamente ao nível de significância de 5%.

As condições de usinagem a seco e jorro, tiveram os maiores valores de grau de recalque, ou seja, maior encruamento do cavaco e consequentemente maior dificuldade de usinagem. Como pode ser visto na Tab. 4.14, as condições jorro e seco não se diferem estatisticamente quanto ao grau de recalque obtido nestes testes.

A usinagem utilizando MQL obteve valores de R_c inferiores aos obtidos com jorro e seco. Os lubrificantes sólidos apresentaram menor grau de recalque quando comparados com as demais condições de lubri-refrigeração utilizadas, é possível notar que o MoS_2 obteve os menores valores de grau de recalque em todos os testes realizados. O GR1000 e o GR625 apresentaram valores de R_c próximos, não apresentando diferença significativa entre os dois tipos de lubrificantes sólidos.

Percebe-se o melhor desempenho do MoS_2 em comparação com o GR1000, ambos possuem a mesma granulometria e foram dispersos no mesmo fluido de corte, o que demonstra que a composição química pode ter sido o fator determinante para o melhor desempenho do MoS_2 .

Tabela 4.14 – Análise estatística entre as médias do grau de recalque (R_c) nos testes específicos.

Lubrificante	Grau de Recalque (R_c)	
	$a_p = 0,05 \text{ mm}$	$a_p = 1,50 \text{ mm}$
jorro	1,65a	1,82a
seco	1,65a	1,82a
MQL	1,58b	1,69b
GR325	1,54c	1,66c
GR625	1,50d	1,64d
GR1000	1,49d	1,63d
MoS_2	1,41e	1,58e

*Médias seguidas da mesma letra na mesma coluna não diferem entre si pelo teste de Duncan ao nível de 5% de probabilidade.

4.2.5. Análise do cavaco

De acordo com Trent e Wright (2000), as condições em que o escorregamento do cavaco sobre a superfície de saída acontece influenciam fortemente todo o processo, particularmente, no mecanismo de formação do cavaco, força de usinagem, calor gerado durante o corte, e consequentemente na temperatura de corte, mecanismos e taxa de

desgaste das ferramentas de corte. Assim sendo, é de extrema importância entender como o trabalho se processa, ou seja, conhecer como ocorre o movimento do cavaco ao longo da superfície de saída da ferramenta.

O estudo da formação do cavaco em ligas metálicas e não metálicas tem sido discutido amplamente nas duas últimas décadas com maior interesse, devido aos relativos avanços na simulação numérica. As ligas de titânio, em especial a liga Ti6Al4V, possuem um mecanismo de formação de cavacos diferenciado, onde durante a usinagem cavacos do tipo dente de serra são basicamente formados e não raramente temos a formação de cavacos contínuos durante a mesma usinagem (FARIAS; BATALHA; DELIJAICOV, 2011).

Alguns autores (BÄKER; RÖSLER; SIEMERS, 2003; JASPERS; DAUTZENBERG, 2002) verificaram que muitas ligas formam cavacos segmentados a altas velocidades, onde a deformação do cavaco é heterogênea e regiões de alta e baixa deformação se alternam, levando a um serrilhado na parte posterior do cavaco. Com isso, notaram que a flutuação das forças de corte devido ao cavaco serrilhado pode levar a vibrações da ferramenta dependendo da rigidez da máquina. Este efeito é típico da usinagem das ligas de titânio, gerando cavacos por cisalhamento termoplástico adiabático. Os cavacos obtidos nos testes específicos ilustrados nas Tab. 4.15, 4.16, 4.17, 4.18, 4.19, 4.20 e 4.21, variando a velocidade de corte entre 30 e 90 m/min, avanço entre 0,05 e 0,20 mm/rev, e profundidade de corte de 0,50 mm e 1,50 mm, foram tipicamente segmentados para todas as condições de lubri-refrigeração testados.

O aumento da profundidade de corte contribuiu para formação de um cavaco mais curto, mantendo o formato helicoidal, para todas as condições. Percebe-se que com o aumento da velocidade de corte o cavaco torna-se mais segmentado, tornando o cavaco mais serrilhado em sua face posterior.

No menor avanço ($f = 0,05 \text{ mm/rev}$), o cavaco apresentou o formato helicoidal curto, com o aumento do avanço nota-se a tendência do cavaco se tornar mais longo, mas mantendo o formato helicoidal. Este efeito do avanço foi justificado por GUENZA (2008), como sendo o efeito gerado por segmentos de cavaco cisalhado que geralmente acabam se soldando pela ação da alta pressão e temperatura na região de corte, conferindo um aspecto mais contínuo ao cavaco.

De maneira geral, os cavacos gerados pela usinagem a seco e jorro foram mais longos que aqueles obtidos utilizando o sistema de aplicação de fluido MQL, isso se deve ao auxílio da pressão de 3 bar (43,50 psi ou 0,30 MPa) que ajuda a direcionar e quebrar o cavado durante a usinagem. A capacidade dos lubrificantes sólidos em reduzir a temperatura na interface cavaco-ferramenta (vide Fig. 4.11), pode contribuir para reduzir o

efeito de soldadura dos segmentos de cavaco cisalhado, evitando a formação de um cavaco mais longo.

Tabela 4.15 – Testes específicos: cavacos obtidos com usinagem com seco.

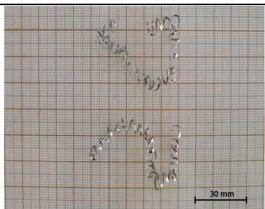
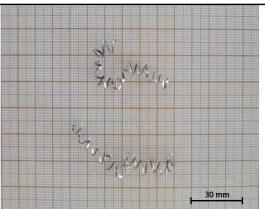
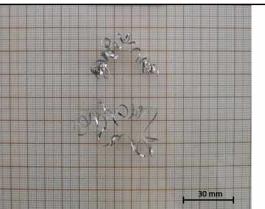
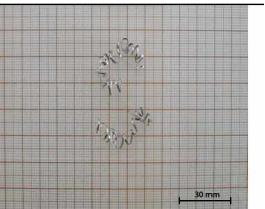
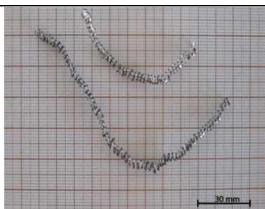
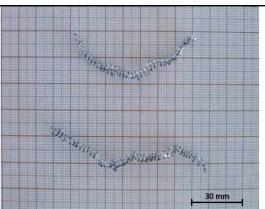
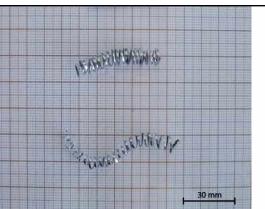
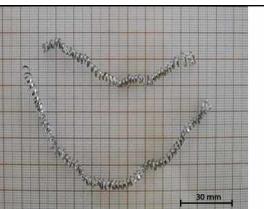
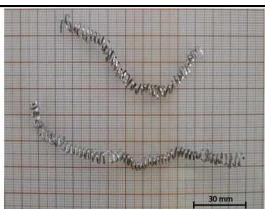
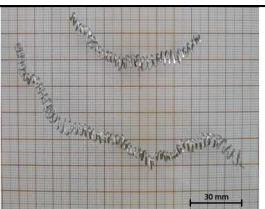
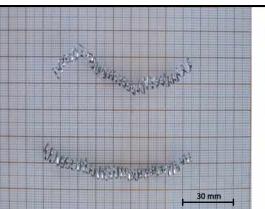
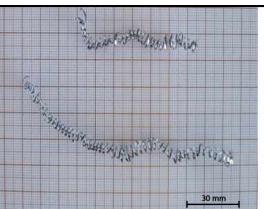
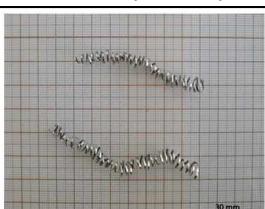
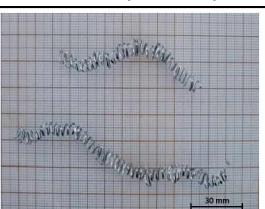
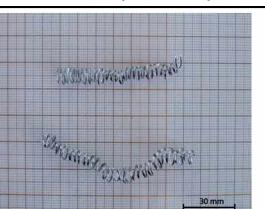
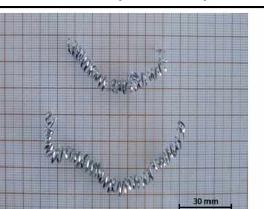
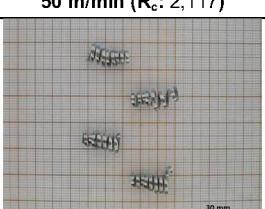
seco, $v_c = 30\text{--}90 \text{ m/min}$, $f = 0,05\text{--}0,20 \text{ mm/rev}$, $a_p = 0,50\text{--}1,50 \text{ mm}$			
$f = 0,05 \text{ mm/rev}$, $a_p = 0,50 \text{ mm}$			
30 m/min ($R_c: 1,708$)	50 m/min ($R_c: 1,631$)	70 m/min ($R_c: 1,522$)	90 m/min ($R_c: 1,398$)
			
$f = 0,10 \text{ mm/rev}$, $a_p = 0,50 \text{ mm}$	$f = 0,10 \text{ mm/rev}$, $a_p = 0,50 \text{ mm}$	$f = 0,10 \text{ mm/rev}$, $a_p = 0,50 \text{ mm}$	$f = 0,10 \text{ mm/rev}$, $a_p = 0,50 \text{ mm}$
30 m/min ($R_c: 1,669$)	50 m/min ($R_c: 1,527$)	70 m/min ($R_c: 1,390$)	90 m/min ($R_c: 1,338$)
			
$f = 0,15 \text{ mm/rev}$, $a_p = 0,50 \text{ mm}$	$f = 0,15 \text{ mm/rev}$, $a_p = 0,50 \text{ mm}$	$f = 0,15 \text{ mm/rev}$, $a_p = 0,50 \text{ mm}$	$f = 0,15 \text{ mm/rev}$, $a_p = 0,50 \text{ mm}$
30 m/min ($R_c: 1,639$)	50 m/min ($R_c: 1,475$)	70 m/min ($R_c: 1,317$)	90 m/min ($R_c: 1,235$)
			
$f = 0,20 \text{ mm/rev}$, $a_p = 0,50 \text{ mm}$	$f = 0,20 \text{ mm/rev}$, $a_p = 0,50 \text{ mm}$	$f = 0,20 \text{ mm/rev}$, $a_p = 0,50 \text{ mm}$	$f = 0,20 \text{ mm/rev}$, $a_p = 0,50 \text{ mm}$
30 m/min ($R_c: 1,473$)	50 m/min ($R_c: 1,348$)	70 m/min ($R_c: 1,302$)	90 m/min ($R_c: 1,206$)
			
$f = 0,20 \text{ mm/rev}$, $a_p = 1,50 \text{ mm}$	$f = 0,20 \text{ mm/rev}$, $a_p = 1,50 \text{ mm}$	$f = 0,20 \text{ mm/rev}$, $a_p = 1,50 \text{ mm}$	$f = 0,20 \text{ mm/rev}$, $a_p = 1,50 \text{ mm}$
50 m/min ($R_c: 2,117$)			

Tabela 4.16 – Testes específicos: cavacos obtidos com usinagem com jorro.

jorro, $v_c = 30\text{--}90 \text{ m/min}$, $f = 0,05\text{--}0,20 \text{ mm/rev}$, $a_p = 0,50\text{--}1,50 \text{ mm}$			
$f = 0,05 \text{ mm/rev}, a_p = 0,50 \text{ mm}$			
30 m/min ($R_c: 1,543$)	50 m/min ($R_c: 1,486$)	70 m/min ($R_c: 1,320$)	90 m/min ($R_c: 1,227$)
$f = 0,10 \text{ mm/rev}, a_p = 0,50 \text{ mm}$	$f = 0,15 \text{ mm/rev}, a_p = 0,50 \text{ mm}$	$f = 0,20 \text{ mm/rev}, a_p = 0,50 \text{ mm}$	
30 m/min ($R_c: 1,496$)	50 m/min ($R_c: 1,382$)	70 m/min ($R_c: 1,216$)	90 m/min ($R_c: 1,193$)
$f = 0,15 \text{ mm/rev}, a_p = 0,50 \text{ mm}$	$f = 0,20 \text{ mm/rev}, a_p = 0,50 \text{ mm}$	$f = 0,20 \text{ mm/rev}, a_p = 0,50 \text{ mm}$	
30 m/min ($R_c: 1,439$)	50 m/min ($R_c: 1,361$)	70 m/min ($R_c: 1,151$)	90 m/min ($R_c: 1,051$)
$f = 0,20 \text{ mm/rev}, a_p = 0,50 \text{ mm}$	$f = 0,20 \text{ mm/rev}, a_p = 1,50 \text{ mm}$	$f = 0,20 \text{ mm/rev}, a_p = 1,50 \text{ mm}$	
30 m/min ($R_c: 1,263$)	50 m/min ($R_c: 1,229$)	70 m/min ($R_c: 1,081$)	90 m/min ($R_c: 1,047$)
$f = 0,20 \text{ mm/rev}, a_p = 1,50 \text{ mm}$	$50 \text{ m/min } (R_c: 1,955)$		

Tabela 4.17 – Testes específicos: cavacos obtidos com usinagem com MQL.

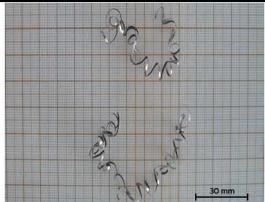
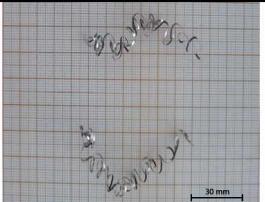
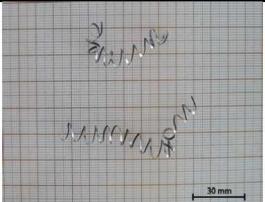
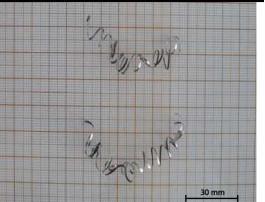
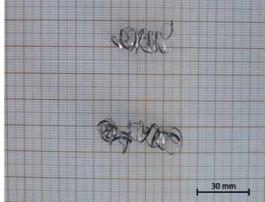
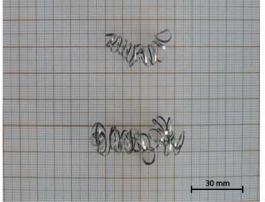
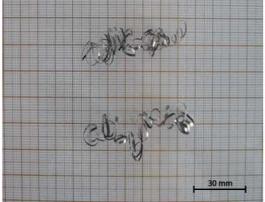
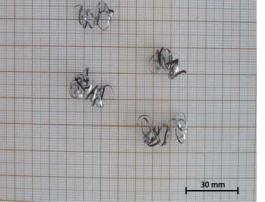
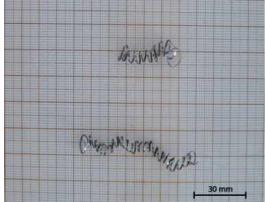
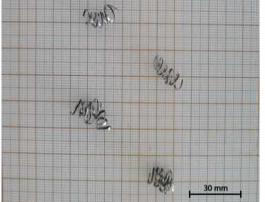
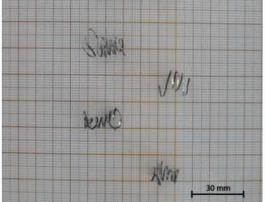
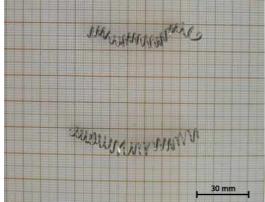
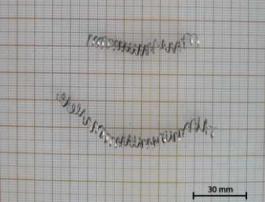
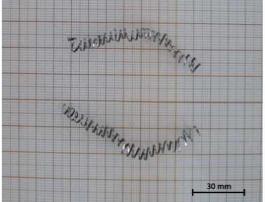
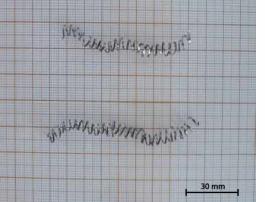
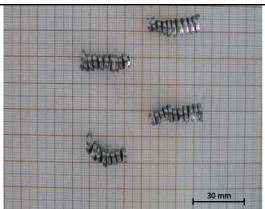
MQL, $v_c = 30\text{~}90 \text{ m/min}$, $f = 0,05\text{~}0,20 \text{ mm/rev}$, $a_p = 0,50\text{~}1,50 \text{ mm}$			
$f = 0,05 \text{ mm/rev}$, $a_p = 0,50 \text{ mm}$			
30 m/min ($R_c: 1,615$)	50 m/min ($R_c: 1,527$)	70 m/min ($R_c: 1,382$)	90 m/min ($R_c: 1,294$)
			
$f = 0,10 \text{ mm/rev}$, $a_p = 0,50 \text{ mm}$			
30 m/min ($R_c: 1,524$)	50 m/min ($R_c: 1,416$)	70 m/min ($R_c: 1,299$)	90 m/min ($R_c: 1,232$)
			
$f = 0,15 \text{ mm/rev}$, $a_p = 0,50 \text{ mm}$			
30 m/min ($R_c: 1,480$)	50 m/min ($R_c: 1,403$)	70 m/min ($R_c: 1,203$)	90 m/min ($R_c: 1,111$)
			
$f = 0,20 \text{ mm/rev}$, $a_p = 0,50 \text{ mm}$			
30 m/min ($R_c: 1,307$)	50 m/min ($R_c: 1,251$)	70 m/min ($R_c: 1,160$)	90 m/min ($R_c: 1,100$)
			
$f = 0,20 \text{ mm/rev}$, $a_p = 1,50 \text{ mm}$			
50 m/min ($R_c: 2,007$)			
			

Tabela 4.18 – Testes específicos: cavacos obtidos com usinagem com GR325.

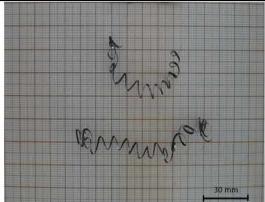
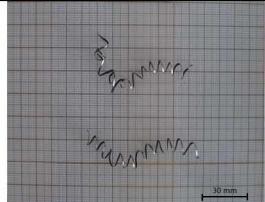
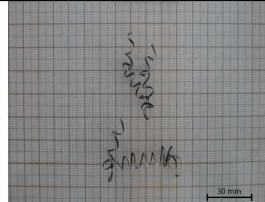
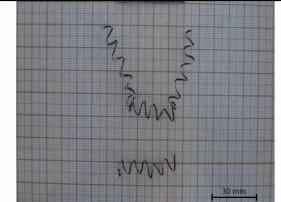
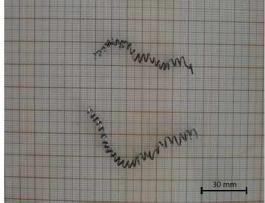
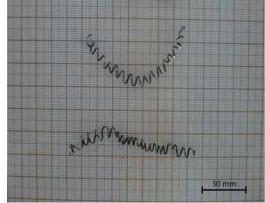
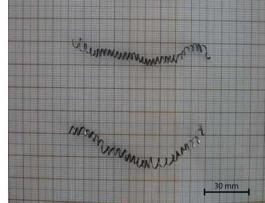
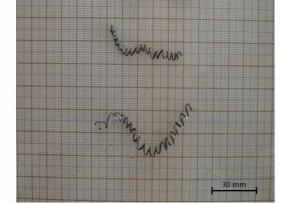
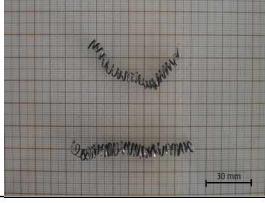
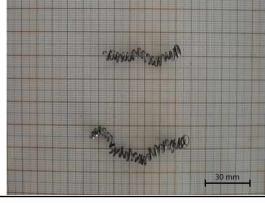
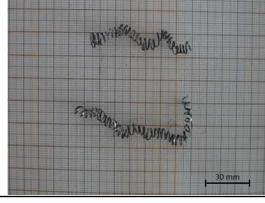
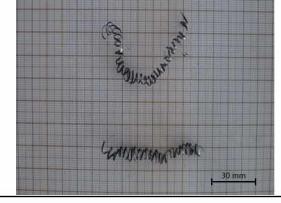
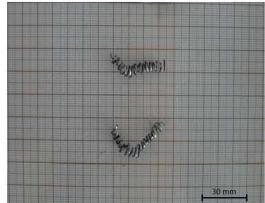
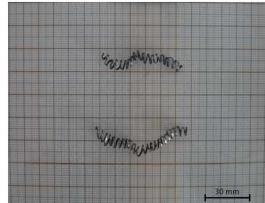
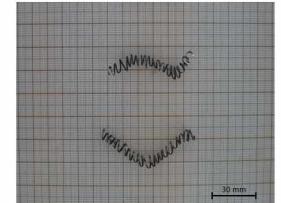
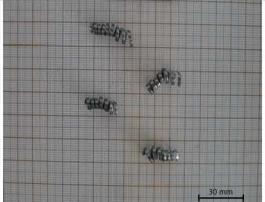
GR325, $v_c = 30\text{~}90 \text{ m/min}$, $f = 0,05\text{~}0,20 \text{ mm/rev}$, $a_p = 0,50\text{~}1,50 \text{ mm}$			
$f = 0,05 \text{ mm/rev}, a_p = 0,50 \text{ mm}$			
30 m/min ($R_c: 1,475$)	50 m/min ($R_c: 1,398$)	70 m/min ($R_c: 1,232$)	90 m/min ($R_c: 1,134$)
			
$f = 0,10 \text{ mm/rev}, a_p = 0,50 \text{ mm}$			
30 m/min ($R_c: 1,403$)	50 m/min ($R_c: 1,325$)	70 m/min ($R_c: 1,170$)	90 m/min ($R_c: 1,116$)
			
$f = 0,15 \text{ mm/rev}, a_p = 0,50 \text{ mm}$			
30 m/min ($R_c: 1,370$)	50 m/min ($R_c: 1,287$)	70 m/min ($R_c: 1,053$)	90 m/min ($R_c: 0,996$)
			
$f = 0,20 \text{ mm/rev}, a_p = 0,50 \text{ mm}$			
30 m/min ($R_c: 1,231$)	50 m/min ($R_c: 1,150$)	70 m/min ($R_c: 0,994$)	90 m/min ($R_c: 1,016$)
			
$f = 0,20 \text{ mm/rev}, a_p = 1,50 \text{ mm}$			
50 m/min ($R_c: 1,717$)			
			

Tabela 4.19 – Testes específicos: cavacos obtidos com usinagem com GR625.

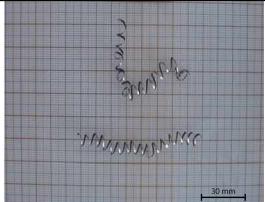
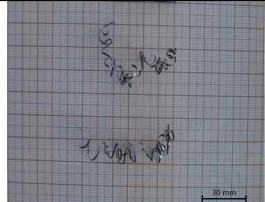
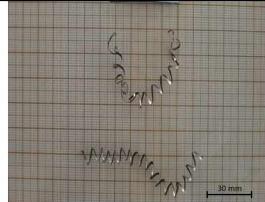
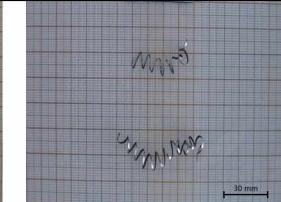
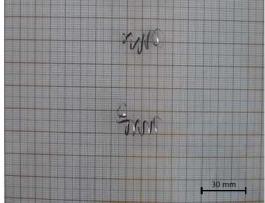
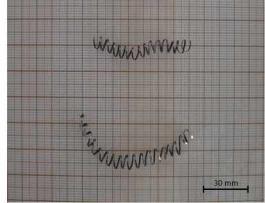
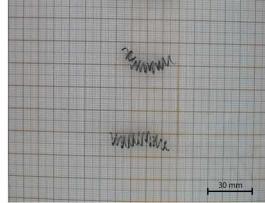
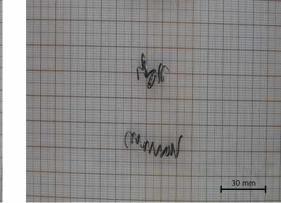
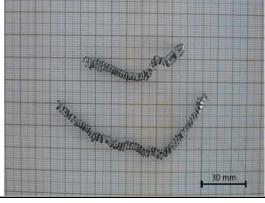
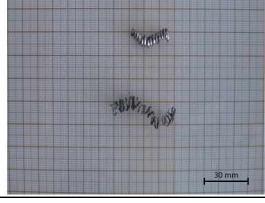
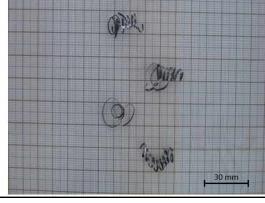
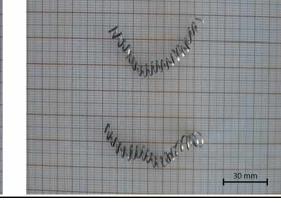
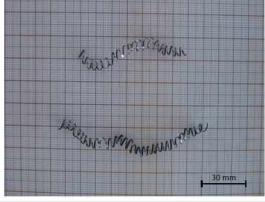
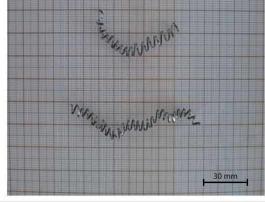
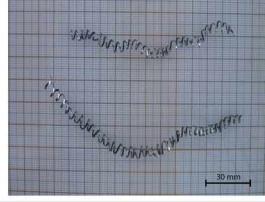
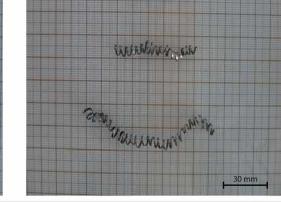
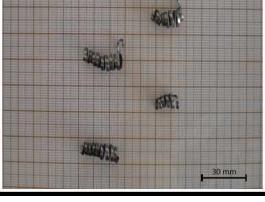
GR625, $v_c = 30\text{~}90 \text{ m/min}$, $f = 0,05\text{~}0,2 \text{ mm/rev}$, $a_p = 0,50\text{~}1,50 \text{ mm}$			
$f = 0,05 \text{ mm/rev}, a_p = 0,50 \text{ mm}$			
30 m/min ($R_c: 1,424$)	50 m/min ($R_c: 1,336$)	70 m/min ($R_c: 1,154$)	90 m/min ($R_c: 1,046$)
			
$f = 0,10 \text{ mm/rev}, a_p = 0,50 \text{ mm}$			
30 m/min ($R_c: 1,374$)	50 m/min ($R_c: 1,276$)	70 m/min ($R_c: 1,090$)	90 m/min ($R_c: 1,074$)
			
$f = 0,15 \text{ mm/rev}, a_p = 0,50 \text{ mm}$			
30 m/min ($R_c: 1,287$)	50 m/min ($R_c: 1,237$)	70 m/min ($R_c: 0,996$)	90 m/min ($R_c: 0,899$)
			
$f = 0,20 \text{ mm/rev}, a_p = 0,50 \text{ mm}$			
30 m/min ($R_c: 1,196$)	50 m/min ($R_c: 1,077$)	70 m/min ($R_c: 0,963$)	90 m/min ($R_c: 0,912$)
			
$f = 0,20 \text{ mm/rev}, a_p = 1,50 \text{ mm}$			
50 m/min ($R_c: 1,675$)			
			

Tabela 4.20 – Testes específicos: cavacos obtidos com usinagem com GR1000.

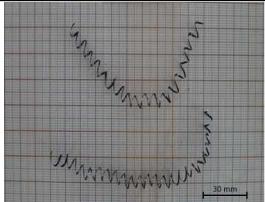
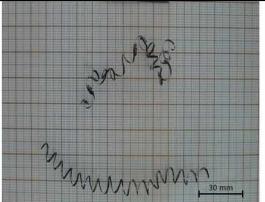
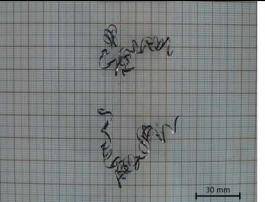
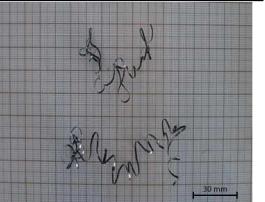
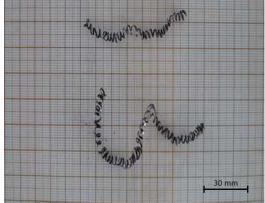
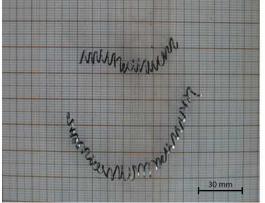
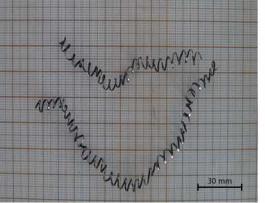
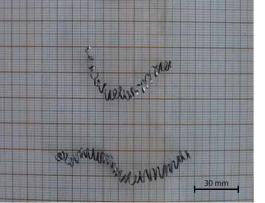
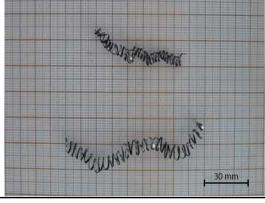
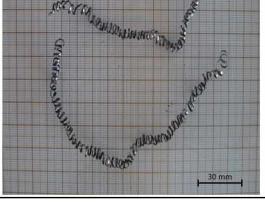
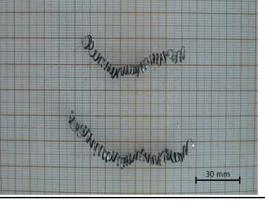
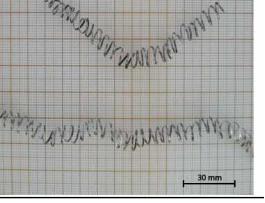
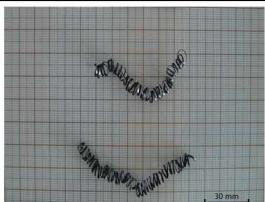
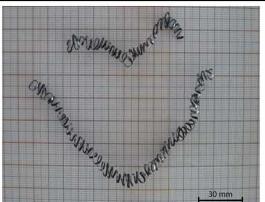
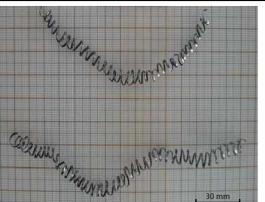
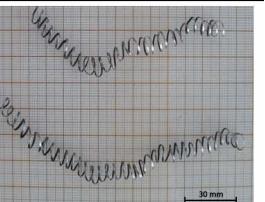
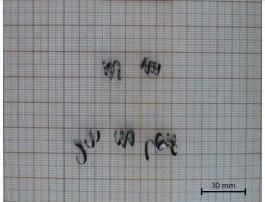
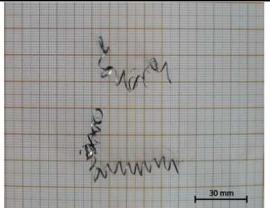
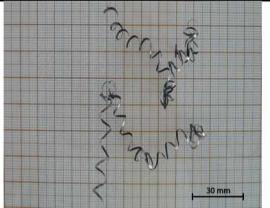
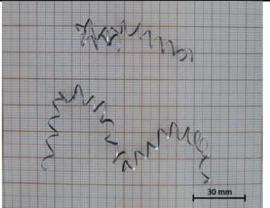
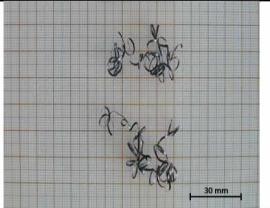
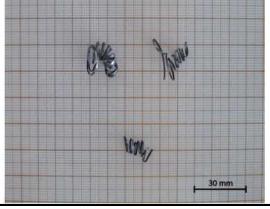
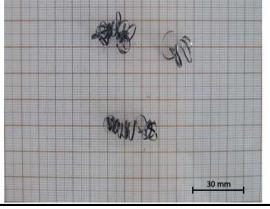
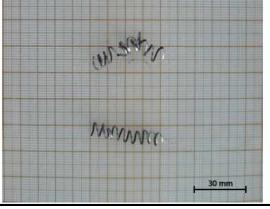
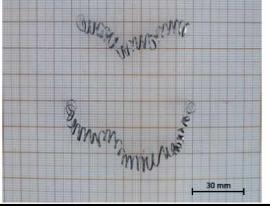
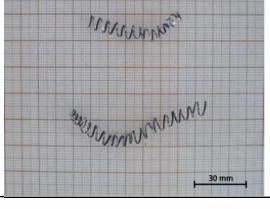
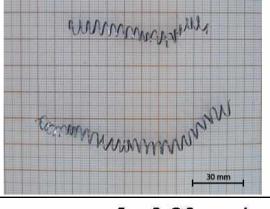
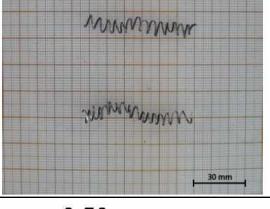
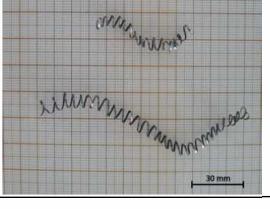
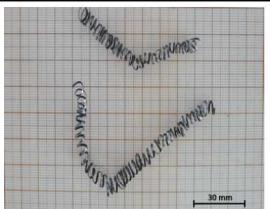
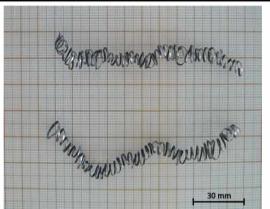
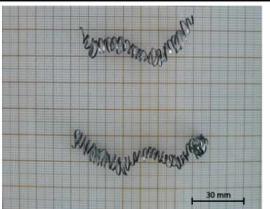
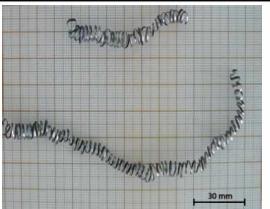
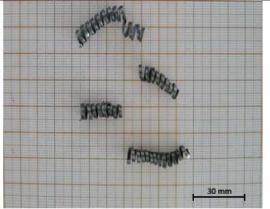
GR1000, $v_c = 30\text{~}90 \text{ m/min}$, $f = 0,05\text{~}0,20 \text{ mm/rev}$, $a_p = 0,50\text{~}1,50 \text{ mm}$			
$f = 0,05 \text{ mm/rev}, a_p = 0,50 \text{ mm}$			
30 m/min ($R_c: 1,351$)	50 m/min ($R_c: 1,284$)	70 m/min ($R_c: 1,113$)	90 m/min ($R_c: 1,004$)
			
$f = 0,10 \text{ mm/rev}, a_p = 0,50 \text{ mm}$			
30 m/min ($R_c: 1,330$)	50 m/min ($R_c: 1,219$)	70 m/min ($R_c: 1,048$)	90 m/min ($R_c: 1,030$)
			
$f = 0,15 \text{ mm/rev}, a_p = 0,50 \text{ mm}$			
30 m/min ($R_c: 1,208$)	50 m/min ($R_c: 1,185$)	70 m/min ($R_c: 0,973$)	90 m/min ($R_c: 0,839$)
			
$f = 0,20 \text{ mm/rev}, a_p = 0,50 \text{ mm}$			
30 m/min ($R_c: 1,165$)	50 m/min ($R_c: 1,052$)	70 m/min ($R_c: 0,920$)	90 m/min ($R_c: 0,815$)
			
$f = 0,20 \text{ mm/rev}, a_p = 1,50 \text{ mm}$			
50 m/min ($R_c: 1,590$)			
			

Tabela 4.21 – Testes específicos: cavacos obtidos com usinagem com MoS₂.

MoS₂, v_c = 30~90 m/min, f = 0,05~0,20 mm/rev, a_p = 0,50~1,50 mm			
f = 0,05 mm/rev, a_p = 0,50 mm			
30 m/min (R_c: 1,320)	50 m/min (R_c: 1,222)	70 m/min (R_c: 1,056)	90 m/min (R_c: 0,963)
			
f = 0,10 mm/rev, a_p = 0,50 mm			
30 m/min (R_c: 1,279)	50 m/min (R_c: 1,157)	70 m/min (R_c: 1,020)	90 m/min (R_c: 0,976)
			
f = 0,15 mm/rev, a_p = 0,50 mm			
30 m/min (R_c: 1,163)	50 m/min (R_c: 1,132)	70 m/min (R_c: 0,909)	90 m/min (R_c: 0,771)
			
f = 0,20mm/rev, a_p = 0,50mm			
30 m/min (R_c: 1,128)	50 m/min (R_c: 1,022)	70 m/min (R_c: 0,899)	90 m/min (R_c: 0,742)
			
f = 0,20 mm/rev, a_p = 1,50 mm			
50 m/min (R_c: 1,570)			
			

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Neste capítulo serão apresentadas as principais conclusões obtidas nesse trabalho. Tais conclusões serão citadas de forma sintética, já que as observações, discussões e comentários dos resultados obtidos foram feitas no capítulo anterior. Após as conclusões serão sugeridos temas para trabalhos futuros a fim de dar continuidade à pesquisa.

5.1. Conclusões

Em resumo, a adição de lubrificantes sólidos no fluido de corte melhora significativamente a sua eficiência na lubri-refrigeração durante o processo de usinagem. Isso é atribuído aos seguintes fatores:

- ✓ Os lubrificantes sólidos de forma geral contribuíram para o aumento da vida da ferramenta de corte durante a usinagem da liga Ti6Al4V;
- ✓ A diminuição da rugosidade na peça usinada utilizando lubrificantes sólidos podem ser atribuídas às propriedades de lubrificação dos lubrificantes sólidos, mesmo a temperaturas extremas. O acabamento da superfície é melhor em comparação com a usinagem a seco, jorro e MQL puro. O MoS₂ obteve os menores valores de rugosidade, tanto nos testes de vida quanto nos testes específicos;
- ✓ A aplicação de lubrificantes sólidos para torneamento de Ti6Al4V resultou em aumento da vida da ferramenta. É possível acreditar que a vida da ferramenta melhora drasticamente devido ao fato de que o lubrificante sólido seja capaz de penetrar na interface cavaco-ferramenta e executar ambas as funções de lubrificação e de refrigeração de forma satisfatória, em particular a função lubrificante;
- ✓ Os principais mecanismos de desgaste a 130m/min foram attrition e difusão, com o aumento da velocidade de corte para 150m/min o principal mecanismo de desgaste é a difusão. Em todos os casos houve desgaste de ponta e de flanco, a

taxa de desgaste se elevou rapidamente com o aumento da velocidade de corte de 130m/min para 150m/min;

- ✓ As menores taxas de desgaste foram obtidas com o bissulfeto de molibdênio (MoS_2), seguido pelo GR1000 e GR625 que tiveram resultados próximos entre si. Na sequencia vieram o GR325, MQL e jorro tiveram desempenho equivalente e por ultimo a condição a seco;
- ✓ De forma geral o MoS_2 obteve os menores valores de grau de recalque, a curva de R_c ao longo da vida apresentou um crescimento moderado e constante, o que pode ser explicado pelas menores taxas de desgaste obtido pelo lubrificante. Os lubrificantes sólidos tiveram menores valores de grau de recalque quando comparado as demais técnicas de lubri-refrigeração testadas.
- ✓ Os cavacos obtidos são tipicamente segmentados, característica da usinagem desse tipo de liga, no início da vida da ferramenta o cavaco começa curto com forma helicoidal, com a evolução do desgaste da ferramenta o cavaco tende a ser mais longo;
- ✓ Os testes a seco e jorro tiveram a tendência de apresentar cavacos mais longos em forma de fita e emaranhados no fim de vida. Com a utilização do sistema MQL o cavaco manteve a forma helicoidal, com tendência a se tornar mais longo;
- ✓ A temperatura de usinagem aumenta com o aumento da velocidade de corte e do avanço. O MoS_2 obteve os menores valores de temperatura, seguido do G1000, GR625, GR325 e jorro, que não se diferem estatisticamente;
- ✓ Nos testes específicos, o aumento da velocidade de corte tende a reduzir os valores de rugosidade, com o aumento do avanço os valores aumentaram significativamente. A condição a seco obteve os maiores valores de rugosidade. Os melhores resultados foram obtidos pelo MoS_2 , seguido pelo GR1000 e GR625 que não apresentaram diferença significativa nos valores de rugosidade. Os piores valores de rugosidade foram obtidos na condição a seco;
- ✓ O uso dos lubrificantes sólidos reduz as forças de corte. Os lubrificantes sólidos foram mais eficientes na minimização dos efeitos de atrito na interface ferramenta-cavaco-peça, reduzindo as forças de corte quando comparado com a usinagem a seco, jorro e MQL puro. O MoS_2 obteve os menores valores de força, seguido pelo GR1000 e GR625 (iguais estatisticamente). O jorro obteve os maiores valores de força;
- ✓ Nos testes específicos, o grau de recalque foi menor nos testes com lubrificantes sólidos, mostrando que o efeito lubrificante facilitou o processo de formação do cavaco, diminuindo os esforços gerados. Percebe-se a tendência da diminuição de

R_c com o aumento de v_c e f , o grau de recalque aumentou significativamente com o aumento da profundidade de corte;

- ✓ Os resultados demonstraram que o tamanho de partícula abaixo de 20 μm não apresenta grande evolução no desempenho do lubrificante sólido, isto pode ser notado pelo desempenho equivalente do GR1000 e do GR625 (5 μm e 20 μm , respectivamente).
- ✓ O MoS₂ possui mesmo tamanho de partícula do GR1000, mas seu desempenho foi superior aos obtidos pelo grafite, isso demonstra que possivelmente suas características químicas foram relevantes para obter um melhor efeito lubrificante.

Todos os tipos de lubrificantes sólidos testados obtiveram bons resultados, em particular o MoS₂. Os resultados experimentais mostraram a superioridade de bissulfeto de molibdênio (MoS₂) sobre os outros lubrificantes sólidos (GR1000, GR625 e GR325). Os resultados indicam que o desempenho do processo de torneamento com lubrificantes sólidos é melhor do que as técnicas convencionais de lubri-refrigeração testadas (seco, jorro e MQL). Os resultados demonstram a viabilidade económica dos lubrificantes sólidos no torneamento da liga Ti6Al4V.

5.2 Sugestões para trabalhos futuros

- ✓ Analisar a microestrutura dos cavacos coletados;
- ✓ Analisar parte dos cavacos com o EDS, para verificar se ocorreu difusão de algum elemento da ferramenta ou dos lubrificantes sólidos para o cavaco;
- ✓ Medir o ângulo de cisalhamento dos cavacos;
- ✓ Realizar ensaios tribométricos utilizando os lubrificantes sólidos testados e comparar os resultados obtidos com os da usinagem.

CAPÍTULO VI

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABHANG, L. B.; HAMEEDULLAH, M. **Chip–tool interface temperature prediction model for turning process**, Int. J. Eng. Sci. Technol. 2 . 2012. 382–393p.
- ABNT (Associação Brasileira de Normas Técnicas). NBR 6162- **Movimentos e relações geométricas na usinagem dos metais** - Rio de Janeiro, 1989.
- ABNT (Associação Brasileira de Normas Técnicas). NBR 6672 - **Determinação da Dureza Vickers de materiais metálicos**, 1981.
- ABNT NBR 4287. **Rugosidade: Metódo do perfil - Termos, definições e parâmetros da rugosidade**. 2002.
- ABNT NBR ISO 4287. **Especificações geométricas do produto (GPS) - Rugosidade: Método do perfil - Termos, definições e parâmetros da rugosidade**. 2002.
- ALMEIDA, C. M. **Avaliação Do Desgaste Da Ferramenta De Metal Duro Revestida Com TiN No Fresamento Do Aço ABNT4140 Laminado a Quente e Temperado/Revenido**. Dissertação de Mestrado – Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. Belo Horizonte. 2010.
- ARAUJO JUNIOR, A. S. **Desempenho de Óleos Vegetais Comestíveis Aplicados por MQF no Fresamento Frontal do Aço ABNT 1045**. 2013. 162f. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia – MG.
- ASM HANDBOOK.**Properties and selection: nonferrous alloys special-purpose materials**. v. 2, ASM International: EUA. 2005.
- ÁVILA, R. F. **Desempenho de Ferramentas de Metal Duro Revestidas com Ti-N, Ti-C-N e Ti- Al-N (PAPVD) no Torneamento do Aço ABNT 4340 Temperado e Revenido**. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte. 2003. 152p.
- BAGCHI, H., MUKHARJEE, N. P., BASU, S. K. **Investigation of metal cutting using molybdenum disulphide as a cutting fluid**, Industrial Lubrication and Tribology 1972. 239–243p.
- BAGCHI, H.; MUKHARJEE, N. P. BASU, S. K. **Investigation of metal cutting using molybdenum disulphide as a cutting fluid**, Ind. Lubr. Tribol. 1972. 239–243p.

BÄKER, M.; RÖSLER, J.; SIEMERS, C. **The influence of thermal conductivity on segmented chip formation.** Computational Materials Science, v. 26, 2003. 175-182p.

BALZERS, Oerlikon Balzers - **Revestimentos Metálicos.** Disponível em: <www.oerlikon.com/balzers/>, Acesso em: 10 Jan. 2016.

BEEK, A. V. **Advanced engineering design: Lifetime performance and reliability.** 5^a ed., TU Delft, 2006, 499 p.

BEISS, P.; RUTHARDT, R.; WARLIMONT, H. **Powder Metallurgy Data. Refractory, Hard and Intermetallic Materials.** Vol. 2, Springer, Berlin, 2002, 139 p.

BHAUMIK, S. K.; DIVAKAR, C.; SINGH, A. K. **Machining Ti-6Al-4V alloy with a wBN- cBN composite tool,** Mater. Des. 16 (4) (1995) 221–226.

BOOTHROYD, G. **Fundamentals of Metal Machining and Machine Tools.** International Student Edition, 2nd ed., Marcel Dekker Inc., New York, 1989.

BOOTHROYD, G.; KNIGHT, W. A. **Fundamentals of Machining and Machine Tools,** third ed, CRC Taylor and Francis, Boca Raton, FL, EUA, 2005.

BOYER, R.; WELSCH, G.; COLLINGS, E. W. **Materials properties handbook: titanium alloys.** ASM International: USA. 1994.

BROOKES, C.A.; JAMES, R.D.; NABHANI, F. **Turning aerospace titanium alloys,** Individ. Differ. Res. 36.1991. 89–893p.

CHEPE, M.A.; PHILIP, P.K. **Cutting fluid injection at tool-chip interface to improve machining performance.** J. Inst. Eng. India 75 . 1994. 25–30p.

CORDUAN, N.; HIMBERT, T.; POULACHON, G.; DESSOLY, M; LAMBERTIN, M. VIGNEAU, J. PAYOUX, B. **Wear mechanisms of new tool materials for Ti-6Al-4V high performance machining,** Ann. CIRP 52 (1) . 2003. 73–76p.

COSTA, E. S., MACHADO, A. R., ROSA, S. N., SOUZA JR. E. A. **Qualidade dos furos usinados com diferentes métodos de lubrificação e refrigeração** [Quality of machined holes with different methods of cooling and lubrication]. [In: Portuguese]. Revista Máquinas e Metais, São Paulo, no 484, 2006. 140-161p.

DEARNLEY, P. A. GREARSON, A. N. **Evaluation of principal wear mechanisms of cemented carbides and ceramics used for machining titanium alloy IMI 318,** Mater. Sci. Technol. 2 .1986 47–58p.

DHAR, N. R., KAMRUZZAMANB, M. (2007) **Cutting temperature, tool wear, surface roughness and dimensional deviation in turning AISI-4037 steel under cryogenic condition.** International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 47, p. 754-759.

DIN 6584. **Terms of the cutting technique; forces, energy, work, power.** 1982.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L.. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais.** 8^a edição. São Paulo: Artliber, 2012. 270p.

DINIZ, A. E.; OLIVEIRA, A. J. **Optimizing the Use of Dry in Rough Turning Steel Operations.** International Journal of Machine Tools and Manufacture, 44 (2004) 1061-1067.

DONACHIE, M. J. **Titanium – a technical guide.** ASM International: Ohio. 1988.

DÖRR, J. **New perspectives in dry machining.** In: 4º Seminário Internacional de Alta Tecnologia – Inovações Tecnológicas na Manufatura para o Ano de 2000, Piracicaba, São Paulo, Unimep, 1999. ago.

EL BARADIE, M. A. **Cutting Fluids: Part II – Recycling and Clean Machining.** Journal of Materials Processing Technology, vol. 56, No. 1-4, Jan. 1996. 798-806p.

EL-WARDANY, T. I., MOHAMMED, E., ELBESTAWI, M. A. (1996). **Cutting temperature of ceramic tools in high speed machining of difficult to cut materials.** International Journal of Machine Tools & Manufacture. Vol. 36. Nº. 5. pp. 611-634.

EZUGWU, E.O., BOONEY, J., YAMANE Y. **An Overview of the Machinability of Aeroengine Alloys.** Journal of Material Processing Technology, Vol. 134, 2003. 233-253p.

EZUGWU, E.O.; WANG, Z.M. **Titanium alloys and their machinability – a review,** J. Mater. Process. Technol. 68 (1997) 262–274p.

FARIAS, A.; BATALHA, G. F.; DELIJAIICOV, S. **Avanços na usinagem de ligas de titânio.** In: 6º COBEF, 2011, Caxias do Sul. Anais do 6º Congresso Brasileiro de Fabricação, 2011.

FERRARESI, D. **Fundamentos da Usinagem dos Metais.** Ed. São Paulo: Edgard Blücher Ltda., 12º Edição, 2006, 751p.

GAMA, R. P. **Estudo da formação do cavaco no torneamento de superligas de níquel.** Dissertação (Mestrado) – Universidade Estadual Paulista, Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, 2014. 120p.

GROOVER, M. P. **Fundamentals of Modern Manufacturing, Materials, processes, and systems.** New Jersey: Ed. John Wiley & Sons, 2002.

GUENZA, J. E. **Análise do Desempenho do Fresamento em Altas Velocidades de Corte do Ferro Fundido GG25 em Aplicação Industrial.** Dissertação (Mestrado em Engenharia) - Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais, Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Curitiba, 2008. 134p.

GUOCHEN, D.; CHEN, Y.; ZHIZHEN, W. **Effects of solid lubricants on hard turning.** Ann. in: Proceedings of the 2nd International Conference on Electronic and Mechanical Engineering and Information Technology (EMEIT-2012), 2012. 1147–1149p.

HARTUNG, P. D.; KRAMER, B. M. **Tool wear in titanium machining,** Ann. CIRP 31 (1) (1982) 75–80p.

HOLMBERG, K.; MATTHEWS, A., **Coatings Tribology: Properties, Technique and applications** in surface Engineering, Tribology series, 28 ed. D. Dowson – Elsevier. 1994. 442p.

HONG, S. Y.; DING, Y. **Cooling approaches and cutting temperatures in cryogenic machining of Ti-6Al-4V**, Int. J. Mach. Tools Manuf. 41 (10) (2001) 1417–1437.

ISO 3685. **Tool-life testing with single-point turning tools**, International Organization for Standardization, Geneva, Switzerland, 1993.

ISO 4288. **Geometrical Product Specifications (GPS) -- Surface texture: Profile method - Rules and procedures for the assessment of surface texture**. 1996.

ISO 513. **Classification and application of hard cutting materials for metal removal with defined cutting edges - Designation of the main groups and groups of application**. 2013.

JAFFERY, S.I.; MATIVENGA, P.T. **Assessment of the machinability of Ti-6Al-4V alloy using the wear map approach**, Int. J. Adv. Manuf. Technol. 40 (2008) 687–696.

JASPERS, S. P. F. C., DAUTZENBERG, J. H. **Material behaviour in metal cutting: strains, strains rates and temperature in chip formation**. Journal of Materials Processing Technology, v.121, 2002. 123-135p.

JAWAID, A.; CHE-HARON; C.H.; ABDULLAH, A. **Tool wear characteristics in turning of titanium alloy Ti-6246**, J. Mater. Process. Technol. 92–93 (1999) 329–334p.

JAWAID, A.; SHARIF, S.; KOKSAL, S. **Evaluation of wear mechanisms of coated carbide tools when face milling titanium alloy**, J. Mater. Process. Technol. 99. 2000. 266–274p.

KAMINISE, A.K.; GUIMARÃES, G.; DA SILVA, M.B. **Influence of tool holder material on interfacial, insert and tool holder temperatures during turning operation of gray iron**, in: Proceedings of the ASME 2012 – International Mechanical Engineering Congress and Exposition, Houston, USA, 2012.

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 7 (11). 2006. 1790–1799p.

KLEIMAN, C. Dynamic Coatings Inc., **Catalogo Online de Revestimentos**. Disponível em: <<http://www.dynamiccoatingsinc.com/moly.htm>>. Acessado em 25 de dezembro de 2016.

KLOCKE, F., EISENBLÄTTER, G. **Dry Cutting**, Annals of the CIRP, Vol. 46/2. 1997. 519-526p.

KLOCKE, F., SCHULZ, A., GERSCHWILER, K., REHSE, M. **Clean manufacturing technologies – The competitive edge of tomorrow?**. The International Journal of Manufacturing Science & Production, v.1, n.2, 1998. 77-86p.

KOMANDURI R.; BROWN, R. H. **On the mechanics of chip segmentation in machining.** Journal of Engineering for Industry. 103:33. 1981.

KOMANDURI, R. **Some clarifications on the mechanism of chip formation when machining titanium alloys.** Journal of Wear 76, 1982. 15p.

KOMANDURI, R., VON TURKOVICH, B. F. **New observations on the mechanism of chip formation when machining titanium alloys.** Wear 69, 1981. 179p.

KOMANDURI, R.; HOU, Z. B., **On thermoplastic shear instability in the machining of a titanium alloy (Ti-6Al- 4V),** Metallurgical and Materials Transactions, 33(9), 2002. 2995-2301p.

KOMANDURI, R.: SCHROEDER, T.A.: BANDHOPADHYAY, D.K.: HAZRA, J. **Titanium, a model material for analysis of the high-speed machining process.** In: Proc. of the Symposium on Advanced Processing Methods for Titanium, TMS-AIME meeting, Louiseville, 1981. 241–256p.

KONIG, W.; SCHRODER, K.H. **Titanium Alloys,** 1980.

KRISHNA, P. V., RAO, D. N., SRIKANT, R. R. **Experimental investigation on the performance of nano boric acid suspensions in SAE-40 and coconut oil during turning of AISI 1040 steel,** International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 50 (10), 2010. 911-916p. (I.F: 1.956).

KRISHNA, P. V.; RAO, D. N.; SRIKANT, R. R. **Process Performance Improvement in Turning Using Graphite as Lubricant,** 23rd National Convention of Mechanical Engineers, Hyderabad, 2007.

LAWAL, S. A.; CHOUDHURY, I. A.; NUKMAN, Y. **A critical assessment of lubrication techniques in machining processes: a case for minimum quantity lubrication using vegetable oil-based lubricant,** J. Clean. Product. (2012) 12, Editor: Elsevier.

LAWAL, S.A., CHOUDHURY I. A., AND NUKMAN Y. **A critical assessment of lubrication techniques in machining processes: a case for minimum quantity lubrication using vegetable oil-based lubricant.** J. Clean. Prod., 41. 2012. 210–221p.

LEYENS, C.; PETERS, M. **Titanium and titanium alloys – fundamentals and applications.** Wiley-VHC: Weinheim. 2003.

LUBRY SPECIAL, Lubricant Technology. **Catalogo de lubrificantes.** 2015. Disponível em: <<http://www.lubryspecial.com.br/graxas-e-lubrificantes-linhas-produtos/lubrificantes-em-po/>>. acessado em: 02 de fevereiro de 2015.

LÜTJERING, G.; WILLIAMS, J. C. **Titanium – Engineering Materials and Processes**, Springer, New York, 2003.

MACHADO, A. R; ABRÃO, A. M.; COELHO, R. T.; SILVA, M. B. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. Ed. São Paulo: Edgard Bucher Ltda., 3º Edição, 2015.

MACHADO, A. R., DINIZ, A. E. **Vantagens e desvantagens do uso de fluidos de corte**. Revista Máquinas e Metais, Ano XXXVII, no 419, dez., 2000, 134-151p.

MACHADO, A.R. **Machining of Ti6A14V and Inconel 901 with a High Pressure Coolant System**, PhD Thesis, University of Warwick, England, 1990, 288 pgs.

MARQUES, A. **Torneamento de Inconel 718 com Aplicação de Lubrificantes Sólidos**. 2015. 226f. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia – MG.

MATOSINHOS, F. C. C. C. **Influência da Temperatura na Usinabilidade do Aço ABNT 1045**. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte. 1999. 77p.

MATWEB – **Material Property Data** <<http://www.matweb.com>>. Acesso em: 10 dez. 2016.

MAY, P.W., **CVD Diamond – a new Technology for the Future?** Copy of an article which appeared in Endeavour Magazine 19(3). 1995. 101-106p.

MAZURKIEWICZ, M.; KUBALA, Z.; CHOW, J. **Metal machining with high pressure water jet cooling assistance – a new possibility**, J. Eng. Ind. 111. 1989. 7–12p.

MILAN, J. C. G. **Usinabilidade de Aços para Moldes para Plástico**. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia. 1999. 99p.

MOISEYEV, V. N. **Titanium alloys – Russian aircraft and aerospace applications**. CRC Press: New York. 2006.

MOLINARI, M. N. **Modeling of tool wear by diffusion in metal cutting**, Wear 252. 2002. 135–149p.

MOURA, R. R.; MACHADO, A. R. . **Machining of VP20ISOF Steel with Resharpened Carbide Tools in End Milling**. In: ASME 2013 Manufacturing Science and Engineering Conference (MSEC2013), 2013, Madison. Machining Process, 2013.

MOURA, R. R.; MACHADO, A. R.; SILVA, M. B. **The Effect of Application of Cutting Fluid with Solid Lubricant in suspension during cutting of Ti-6Al-4V alloy**. WEAR, 332-333, 2015a, 762-761p.

MOURA, R. R.; SILVA, M. B. . **Rugosidade com o uso de MoS₂ no torneamento da liga Ti-6Al-4V**. Maquinas e Metais, v. 1, 2015b, 16-23p.

MOURA, R. R.; SILVA, M. B. **Desempenho do grafite como lubrificante sólido no torneamento da liga Ti-6Al-4V**. POSMEC, Minas Gerais, n. 24, nov. 2014a.

MOURA, R. R.; SILVA, M. B.; RESENDE, A. A. **Avaliação da rugosidade no torneamento da liga Ti-6Al-4V com diferentes lubrificantes sólidos.** Máquinas e Metais, São Paulo, fev. 2015c, 16-21p.

MOURA, R. R.; TABAK, D. ; DA SILVA, MÁRCIO B. . **Desempenho dos Lubrificantes Sólidos na Usinagem da Liga Ti-6Al-4V.** In: XVIII Colóquio de Usinagem, 2014, Uberlândia. USINAGFEM, 2014b.

MOURA, R. R.. **Fresamento de Aço para Matrizes VP20ISOF com Ferramentas Reafiadas.** 2012. 101 f. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

MUKHOPADHYAY, D.; BANERJEE, S.; REDDY, N. S. K. **Investigation to study the applicability of solid lubricant in turning of AISI 1040 steel,** ASME-J. Manuf. Sci. Eng. 129. 2007. 520–526p.

NARUTAKI, N. ; MURAKOSHI, A. ; MOTONISHI, S. **Study on machining of titanium alloys,** Ann. CIRP 32 (1). 1983. 65–69p.

NAVES, V. T. G. **Machining of Austenitic Stainless Steel SAE 316 with high pressure coolant supply.** 2013. 200 f. Tese (Doutorado em Engenharias) - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2013.

OLIVEIRA, F. G. “**HSM – Conceito e aplicações**”. In: **Usinagem em altíssimas velocidades: como os conceitos HSM/HSC podem revolucionar a indústria metal-mecânica.** São Paulo: Ed. Érica, 2003, 29 – 350p.

OSÓRIO, W. R; SPINELLI, J. E; FREIRE, A. M. C; GARCIA, A. **Efeito da Macro e Micromorfologia Estruturais na Resistência à Corrosão de Amostras de Zn Puro e da Liga Zn-4%Al.** Revista Matéria, v. 10, n. 4, p. 428-436, 2005.

PHILIP, P. K.; VARADHARAJAN, A. S.; RAMAMOORTHY, B. **Influences of cutting fluid composition and delivery variables on performance in hard turning using minimal fluid in pulsed jet form,** J. Inst. Eng. India 82 (2001) 12–19.

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

RAO, N. D.; KRISHNA, V. P. **The influence of solid lubricant particle size on machining parameters in turning,** Int. J. Mach. Tools Manuf. 48. 2008. 107–111p.

REDDY, N. S. K. RAO, P. V. **Experimental investigation to study the effect of solid lubricants on cutting forces and surface quality in end milling,** Int. J. Mach. Tools Manuf. 46 (2006) 189–198p.

REDDY, N. S. K.; NOUARI, M. **A comparative study on the role of solid lubricant for improving tribological properties in turning process**, in: Proceedings of the 37th International Conference on Metallurgical Coatings and Thin Films, San Diego, USA, 2010.

REDDY, N. S. K.; NOUARI, M. **The influence of solid lubricant for improving tribological properties in turning process**, Lubr. Sci. 23 (2) (2011) 49–59p.

REED, R. C. **The Superalloys: Fundamentals and Applications**. Cambridge University Press. p. 372, 2006.

RIBEIRO, J. L. S.; ABRÃO, A. M.; SALES, W. F. **Forças de usinagem no fresamento de aços para matrizes**. In: 16 POSMEC- Simpósio de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, 2006, Uberlândia. anais do 16 POSMEC, 2006.

RIBEIRO, J. L.; ABRAO, A. M. **Vida de ferramenta no fresamento de aços para matrizes**. In: 4º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação – COBEF, 2007. Estância de São Pedro. Anais do 4º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação. Rio de Janeiro: ABCM, 2007.

RODA, D. T. **Tudo Sobre Plásticos: Politetrafluoretileno (PTFE)**. Disponível em: <<http://www.tudosobreplasticos.com/materiais/ptfe>>. Acessado em 18 de janeiro de 2017.

SAFIAN, S., HISYAM, M.A., AND AMAN S., 2009. **Evaluation Of Vegetable Oil As An Alternative Cutting Lubricant When End Milling Martensitic Stainless Steel Using Uncoated Carbide Tool**. J. Adv. Manuf. Technol., 3(2): 49–56.

SAMUEL, J., RAFIEE, J., DHIMAN, P. YU, Z. Z., KORATKAR, N., 2011. **Graphene Colloidal Suspensions as High Performance Semi-Synthetic Metal-Working Fluids**, Journal of Physical Chemistry C, v.115, p. 3410.

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

SCHULZ, H. **“Hochgeschwindigkeitsfräsen metalischer und nichtmetallischer Werkstoff”**. München-Wien: Hanser, 1989.

SETRAL, **Lubrificantes. Catalogo de lubrificantes à seco**. 2014. Disponível em: <<http://www.setral.net/pt/schmierstoffe-allg.html>> . Acessado em: 10 de janeiro de 2015.

SHAJI, S.; RADHAKRISHNAN, V. **An investigation of a solid lubricant moulded grinding wheels**, Int. J. Mach. Tools Manuf. 43 (2003) 65–972.

SHAJI, S.; RADHAKRISHNAN, V. **An investigation on surface grinding using grafite as lubricant**, Int. J. Mach. Tools Manuf. 42 (6) (2002) 733–740.

SHARMA, V. S.; DOGRA; M; SURI, N. M. **Cooling techniques for improved productivity in turning**. Journal of Materials Processing Technology, vol.152, pp.199-214p, 2009.

- SHAW, M. C. **Metal cutting principles**. Oxford University Press, Great Britain. 1984.
- SHAW, M.C.; PIGGOT, J.D.; RICHARDSON, L.P. "The Effect of the Cutting Fluid upon Chip-Tool Interface Temperature", Trans of ASME, vol. 73(1), 1951, pp. 45- 56.
- SILLIMAN, J. D. (Ed.). **Cutting and grinding fluids: selection and application**. Dearborn – Michigan, SME, Second Edition, 1992, p. 119-135, ISBN: 0-87263-423-X.
- SILVA, F. C. S. **Diagnóstico do processo de torneamento do aço inoxidável ABNT 304 a partir do estudo da formação do cavaco**. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2007. 109p.
- SILVA, R. B. **High Pressure Coolant Supply Technology in Finishing Turning of Ti-6Al-4Vwith various cutting tools**. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia. 2006.
- SILVA, R. B.; MACHADO, Á.R. ; EZUGWU, E.O.; BONNEY, J.; SALES, W.F. **Tool life and wear mechanisms in high speed machining of Ti-6Al-4V alloy with PCD tools under various coolant pressures**. J. Mater. Process. Technol. 4 (2013) 25–46p.
- SILVA, R. M; VIEIRA, R. P. **Ciência dos materiais II – Titânio e suas ligas**. Apostila, Universidade Federal Fluminense. 2011.
- SOUZA, F. L. C. ; RODRIGUES, A. R. ; YAMAKAMI, W. J. ; PAULO, R. G. R. **Avaliação do processo de formação de cavaco no torneamento do aço ABNT 1045**. In: Congresso de Iniciação Científica da Unesp, 18, 2006, Bauru - SP. Anais, Bauru: UNESP, 2006.
- SREEJITH, P. S., NGOI, B. K. A. "Dry machining: machining of the future". Journal of Material Processing Technology 101 (3) (2000) 287–291.
- SRIKANT, R. R., PRASAD, M. M. S., AMRITA, M., SITARAMARAJU, A. V., VAMSI, K. P., 2014. **Nanofluids as a potential solution for Minimum Quantity Lubrication: A review**. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, p. 228.
- SU, Y.; HE, N.; LI, L.; LI, X. L. **An experimental investigation of effects of cooling/lubrication conditions on tool wear in high-speed end milling of Ti-6Al-4V**, Wear 261 (7–8). 2006. 760–766p.
- TABAK, D. R. S. **Medição de temperatura no torneamento da liga Ti6Al4V utilizando o método termopar ferramenta-peça**. Trabalho de Conclusão de Curso em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia. Uberlândia, 2015. 31p.
- TABAK, D.; MOURA, R. R. ; SILVA, M. B. **Temperatura de usinagem no torneamento da liga Ti-6Al-4V com o uso de lubrificantes sólidos**. In: xvIII Colóquio de Usinagem, 2014, überlândia. Usinagem, 2014.
- TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. **Metal Cutting**. 4th ed., Butterworth-Heinemann, Boston, MA, 2000.

- VENUGOPAL, A.; RAO, P.V. **Performance improvement of grinding of SiC using graphite as a solid lubricant**, Mater. Manuf. Process. 19 (2) (2004) 177–186.
- VOGEL, J. P.; NERY, W. S.; ARAUJO, A. C. **Estudo do efeito do avanço nas forças e no acabamento de um torneamento de aço superduplex**. In: Congresso Brasileiro de Fabricação, VII COBEF, PENEDO, 2013.
- VYAS, A.; SHAW, M. C. **Machining Effects in Metals**, Trans. ASME-J. Mech. Sci., 21, 1, 1999, 63-72p.
- WANG, M.; ZHANG, Y.Z. **Diffusion wear in milling titanium alloys**, Mater. Sci. Technol. 4. 1988. 548–553p.
- WANG, Z. G.; RAHMAN, M.; WONG, Y. S. **Tool wear characteristics of binderless CBN tools used in high-speed milling of titanium alloys**. Wear 258. 2005. 752–758p.
- WERTHEIM, R.; BER, A.; ROTBERG, J. **Influence of high pressure flushing through the rake face of the cutting tool**, Ann. CIRP 41 (1) (1992) 101–106.
- YAN, R.; SIMPSON, J. R.; BERTOLAZZI, S.; BRIVIO, J.; WATSON, M.; WU, X.; KIS, A.; LUO, T.; HIGHT, W. A. R.; XING, H. G. **Thermal Conductivity of Monolayer Molybdenum Disulfide Obtained from Temperature-Dependent Raman Spectroscopy**. ACS NANO, 2014, 986-993.
- YILDIZ, Y.; NALBANT, M. **A review of cryogenic cooling in machining processes**, Int. J. Mach. Tools Manuf. 48. 2008. 947–964P.
- ZARDIAKAS, L. D.; KRAAY, M. J.; FREESE, H. L. **Titanium, niobium, zirconium and tantalum for medical and surgical applications**. ASTM International: Washington, 2004.
- ZHANG, X. Q.; YAMAZAKI, K.; YAMAGUCHI, Y. **A study on a novel tool temperature measurement method in high-speed machining of titanium**, in: Proceedings of the 17th Annual Meeting of the American Society for Precision Engineering, St. Louis, MO, 2002 pp. 425–428.
- ZOYA, Z. A.; KRISHNAMURTHY, R. **The performance of CBN tools in the machining of titanium alloys**, J. Mater. Process. Technol. 100. 2000. 80–86p.

ANEXO

TRABALHOS PUBLICADOS

Este capítulo tem como finalidade apresentar a todos os trabalhos publicados durante o doutorado. Abaixo segue a lista com todos os trabalhos:

MOURA, R. R.; OLIVEIRA, G. V. ; SILVA, M. B. **Avaliação da rugosidade no torneamento da liga Ti-6Al-4V com lubrificantes sólidos.** In: POSMEC - SIMPÓSIO DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA, 2013, Uberlândia. Fabricação, 2013.

MOURA, R. R.; SILVA, M. B. ; MACHADO, A. R. ; SALES, WISLEY F. . **The effect of application of cutting fluid with solid lubricant in suspension during cutting of Ti-6Al-4V alloy.** In: WEAR OF MATERIALS - WOM, 2015, Toronto. WOM, 2015. p. 762-771.

MOURA, R. R.; SILVA, M. B. . **Desempenho do grafite como lubrificante sólido no torneamento da liga Ti-6Al-4V.** In: POSMEC 2014 ? Simpósio do Programa de Pós-Graduação, 2014, Uberlândia. Fabricação, 2014. v. 1. p. 1-4.

MOURA, R. R.; SILVA, M. B. . **Rugosidade com o uso de MoS₂ no torneamento da liga Ti-6Al-4V.** Maquinas e Metais, v. 1, 2015b, 16-23p.

MOURA, R. R.; SILVA, M. B. **Efeito do lubrificante sólido (MoS₂) na rugosidade da liga Ti-6Al-4V no torneamento.** In: Congresso Nacional de Engenharia Mecânica, 2014, Uberlândia. Processos de Fabricação, 2014.

MOURA, R. R.; SILVA, M. B.; RESENDE, A. A. **Avaliação da rugosidade no torneamento da liga Ti-6Al-4V com diferentes lubrificantes sólidos.** Máquinas e Metais, São Paulo, fev. 2015c, 16-21p.

MOURA, R. R.; TABAK, D. ; DA SILVA, MÁRCIO B. **Desempenho dos lubrificantes sólidos na usinagem da liga Ti-6Al-4V.** In: XVIII Colóquio de Usinagem, 2014, Uberlândia. USINAGFEM, 2014.

OLIVEIRA, G. V. ; MOURA, R. R. ; SILVA, M. B. **Temperatura de usinagem do torneamento da liga de Ti-6Al-4V utilizando o método do termopar ferramenta-peça.** In: 17º Colóquio de Usinagem, 2013, Uberlândia. Usinagem, 2013.

TABAK, D. ; MOURA, R. R. ; SILVA, M. B. **Temperatura de usinagem no torneamento da liga Ti-6Al-4V com o uso de lubrificantes sólidos.** In: XVIII Colóquio de Usinagem, 2014, Uberlândia. Usinagem, 2014