

ARMANDO MARQUES

**TORNEAMENTO DE INCONEL 718 COM APLICAÇÃO
DE LUBRIFICANTES SÓLIDOS**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
2015

ARMANDO MARQUES

**TORNEAMENTO DE INCONEL 718 COM APLICAÇÃO DE
LUBRIFICANTES SÓLIDOS**

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

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Álisson Rocha Machado

Co-orientador: Prof. Dr. Narala Suresh Kumar Reddy

Uberlândia – MG

2015

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

M357t Marques, Armando, 1970-
2015 Torneamento de Inconel 718 com aplicação de lubrificantes sólidos /
Armando Marques. - 2015.
226 f. : il.

Orientador: Álisson Rocha Machado.
Coorientador: Narala Suresh Kumar Reddy.
Tese (doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Programa
de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
Inclui bibliografia.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Usinagem - Teses. 3.
Lubrificação e lubrificantes - Teses. 4. Ferramentas para cortar metais -
Teses. I. Machado, Álisson Rocha, 1956- II. Reddy, Narala Suresh
Kumar. III. Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-
Graduação em Engenharia Mecânica. IV. Título.

CDU: 621

ARMANDO MARQUES

**TORNEAMENTO DE INCONEL 718 COM APLICAÇÃO DE LUBRIFICANTES
SÓLIDOS**

Tese aprovada pelo Programa de Pós-graduação
em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de
Uberlândia.

Área de Concentração: Materiais e Processos de
Fabricação.

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Álisson Rocha Machado - UFU

Prof. Dr. Marcio Bacci da Silva - UFU

Prof. Dr. Rosemar Batista da Silva - UFU

Prof. Dr. Reginaldo Teixeira Coelho - USP

Prof. Dr. José Divo Bressan - UDESC

UBERLÂNDIA, 30 DE NOVEMBRO DE 2015.

DEDICATÓRIA

À Minha esposa Magda e a minha filha
Amanda, pelo apoio e compreensão.
Aos meus Pais, Aroldo Marques e Olga
Zanetti Marques e aos meus irmãos.

AGRADECIMENTOS

A Deus o autor e consumidor de toda obra, sem o qual nada seria possível.

Ao Prof. Dr. Álisson Rocha Machado pelo apoio, incentivo e orientações, imprescindíveis para a realização deste trabalho.

Ao meu Co-orientador Prof. Ph.D. Narala Suresh Kumar Reddy, pelo auxílio na realização deste trabalho.

Aos professores Márcio Bacci da Silva, Rosemar Batista da Silva, Wisley Falco Sales, Eder Silva Costa e Washington Martins da Silva Junior, por sempre se mostrarem prestativos em todas as solicitações de auxílio e em todos os momentos de dúvida.

Aos meus amigos e colegas do LEPU e LAPROSOLDA que tive a oportunidade de conviver durante a realização deste trabalho, Janaina Geisler, Cleudes Guimarães, Jairo de A. Montalvão, Daniel Cunha, Roberto Reis, Alcione dos Reis, André Grube, Saimon Vendrame, Luciano Fernandes, Ivanilson Costa, Ricardo, José Aécio, Hélio dos Santos, Marcelo Nascimento (in memoriam), Antônio, Raphael, Mauro Paipa, Marcília Finzi, Victor Rubin, Déborah de Oliveira, Igor Cesar, Aline Elias, Mariana Landim, Maksym Ziberov, Mario Martins de Oliveira Junior, Vinícius, Lucas Alves do Nascimento, Diandro Bailoni e Thonson.

Ao aluno de iniciação científica Osmar Custódio de Moura Filho, que me auxiliou nos ensaios de temperatura de usinagem e aos demais alunos de iniciação científica Lucas, Ricardo Spini, Mateus Carrara, Mateus Carvalho, Bruno e Danilo sempre muito competentes e prestativos.

À técnica Ângela Andrade pelo auxílio nos ensaios metalográficos e de dureza.

Aos técnicos do LEPU Lázaro Vieira, Eurípides Alves, Thiago Pereira, Thiago Menezes e Cláudio Nascimento, que sempre me auxiliaram durante toda a execução dos experimentos.

À Universidade Federal de Uberlândia (UFU), à Faculdade de Engenharia Mecânica (FEMEC) e ao Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU), pela oportunidade concedida.

À empresa Villares Metals S. A. pelo fornecimento do material, do qual originou este trabalho.

À empresa Sandvik do Brasil S.A. pelo fornecimento das ferramentas utilizadas neste trabalho.

Às agências financiadoras CAPES, CNPq e FAPEMIG pelo apoio financeiro.

Ao Instituto Federal de Educação Ciência e Tecnologia do Espírito Santo – Ifes campus Vitória, pela liberação para a realização deste trabalho.

Aos colegas da Coordenadoria do Curso Técnico em Mecânica do Ifes – Campus Vitória.

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

RESUMO

As superligas à base de níquel apresentam alta resistência mecânica que se mantém em elevadas temperaturas, alta resistência à fluência e à fadiga e excelente resistência a oxidação. Isso torna estas ligas altamente recomendadas para utilização em ambientes que trabalham a altas temperaturas, como por exemplo na fabricação de componentes mecânicos para a indústria aeroespacial. Entretanto, esta característica representa um grande problema quando elas são usinadas, pois promove elevada geração de calor na zona de fluxo, implicando no desenvolvimento de altas taxas de desgaste da ferramenta de corte. A fim de reduzir os problemas causados pelas altas temperaturas geradas, a aplicação de um fluido de corte, quando possível, é essencial, proporcionando redução do atrito na interface cavaco-ferramenta-peça e menores temperaturas na zona de corte. Na busca de aumentar ainda mais a eficiência dos fluidos de corte na complexa usinagem das ligas de níquel, este trabalho apresenta um estudo da influência dos lubrificantes sólidos grafite e bissulfeto de molibdênio (MoS_2) misturado a um fluido de corte de base vegetal, aplicados pelo método convencional (jorro) e mínima quantidade de fluido – MQF, no torneamento do Inconel 718, com ferramentas de metal duro e cerâmicas (mista, *whisker* e SiAlON). No torneamento com ferramentas de metal duro a adição de grafite ao fluido de corte proporcionou os melhores resultados, enquanto que no torneamento com ferramentas cerâmicas, foi o MoS_2 que apresentou melhor desempenho. A vida da ferramenta de metal duro teve um incremento acima de 200% na usinagem convencional (jorro) quando comparado com a usinagem por MQF, sem considerar a adição do lubrificante sólido. A adição de lubrificantes sólidos promoveu um incremento na vida das ferramentas *whisker* e SiAlON . O desgaste de flanco foi predominante para as ferramentas de metal duro e cerâmica SiAlON , enquanto que nas cerâmicas *whisker* e mista o desgaste de entalhe foi predominante. Os mecanismos de desgaste de *attrition* e difusão foram observados em todas as condições avaliadas. A adição de lubrificante sólido ao fluido de corte proporcionou melhorias significativas nos valores da rugosidade para a maioria das condições avaliadas. No entanto, não se observou mudanças significativas nas forças e temperatura de usinagem. As tensões residuais foram de tração e compressão, dependendo do método de aplicação do fluido. No geral, a adição do lubrificante sólido não apresentou diferenças significativas.

Palavras Chave: *Inconel 718, lubrificantes sólidos, força de usinagem, temperatura de usinagem, torneamento, ferramentas de metal duro e cerâmicas.*

MARQUES, A. **Turning of Inconel 718 Application With Solid Lubricants**. 2015. 226 f. Doctoral Thesis, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia - MG.

ABSTRACT

The nickel-based superalloys have a high mechanical strength which remains at elevated temperature, high creep and fatigue resistances and excellent oxidation resistance. This makes these alloys highly recommended for use in high temperature working environments such as mechanical components for the aerospace industry. However, these characteristics are major problems when machining them, as it promotes high heat generation in the flow zone, resulting in the development of high wear rates on the cutting tools. In order to reduce the problems caused by the high temperatures generated, the application of a cutting fluid, when possible, is essential to reduce friction at the chip-tool-workpiece interfaces and lower the temperatures in the cutting zone. Seeking to further increase in the efficiency of cutting fluids during machining of nickel alloys, this work presents a study of the influence of solid lubricants, graphite and molybdenum disulphide (MoS_2) mixed to a vegetal based cutting fluid, applied by conventional method (flooding) and minimal quantity of fluid - MQF in turning of Inconel 718 with carbide and ceramic (mixed, *whisker* and SiAlON) tools. When turning with cemented carbide tools the addition of graphite to the cutting fluid provided the best results, while with ceramic tools MoS_2 presented the best performance. The life of the carbide tool had an average increase above 200% in conventional flooding application of cutting fluid when compared to MQF, regardless the addition of solid lubricant. The addition of solid lubricants promoted an increase in the life of *whisker* and SiAlON tools. The flank wear was dominant for cemented carbide tools and SiAlON ceramics, while for *whisker* and mixed ceramics the notch wear was predominant. Attrition and diffusion wear mechanism were observed in all evaluated conditions. The addition of solid lubricant to the cutting fluid provided significant improvements in the surface roughness values for most of the evaluated conditions. However, there were no significant changes in the machining forces and cutting temperature. The residual stress was tensile and compression, depending on the fluid application method. Overall, the addition of solid lubricant showed no significant differences.

Keywords: *Inconel 718, solid lubricants, machining forces, cutting temperature, turning, cemented carbide and ceramic tools.*

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Lascamento e falha catastrófica, ferramenta de metal duro $v_c = 100$ m/min, $f = 0,15$ mm/dente, $a_p = 1$ mm, após 742 mm de corte (KADIRGAMA et al., 2010).	14
Figura 2.2 - Relação entre o desgaste de flanco (VBB) e da velocidade de corte (v_c) durante a usinagem de Inconel 718 ($f = 0,2$ mm / rot, $a_p = 2$ mm) (ALTIN et al., 2007).	17
Figura 2.3 - Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte (DEARNLEY e TRENT, 1982).	20
Figura 2.4 - Parâmetros utilizados para medir desgastes das ferramentas de corte (ISO 3685, 1993).	20
Figura 2.5 - Mecanismos de desgaste das ferramentas de corte em função da temperatura. (VIEREGGE, 1970, apud KONIG e KLOCKE 1997).....	21
Figura 2.6 - Mecanismos de desgaste que ocorrem nas ferramentas de corte (Adaptado de TRENT e WRIGHT, 2000).	22
Figura 2.7 – Deformação plástica (TRENT; WRIGHT, 2000)	23
Figura 2.8 - Imagem de MEV de desgaste de entalhe da liga de níquel Inconel 718 com ferramenta de PCBN sem revestimento com $v_c = 300$ m/min, $f = 0,05$ mm/rot e $a_p = 0,2$ mm (KHAN et al., 2012).....	24
Figura 2.9 - Imagem de MEV de desgaste de entalhe da liga de níquel Inconel 718 com ferramenta de metal duro sem revestimento com $v_c = 30$ m/min, $f = 0,1$ mm/rot e $a_p = 2$ mm. (OLOVSJÖ e NYBORG, 2012)	25
Figura 2.10 - Danos superficiais típicos obtidos (MEV) com o uso de uma ferramenta nova em condições de usinagem com jorro. $v_c = 200$ m/min, $f = 0,1$ mm/rot, $a_p = 0,3$ mm (ZHOU et al., 2012).	30
Figura 2.11 - Micrografias de danos a sub-superfície sob condições de corte a seco e jorro, $v_c = 300$ m/min, $f = 0,15$ mm/rot e $a_p = 0,3$ mm. a) jorro, b) seco (ZHOU et al., 2012).....	30
Figura 2.12 - Efeito da velocidade de corte e lubrificação na usinagem do Inconel 718; a) no acabamento superficial, b) na profundidade afetada pelas tensões residuais (DEVILLEZ et al., 2011).	31
Figura 2.13- Direções possíveis de aplicação do fluido de corte, adaptado de (DA SILVA, 2006).	36
Figura 2.14 - Sistema de alimentação de lubrificante externo e interno (DGUV, 2010).	39
Figura 2.15 - Rugosidade nas condições de usinagem, a seco, jorro, e MQL (DHAR et al., 2006).	40

Figura 2.16- Vida da ferramenta (a) e acabamento superficial (b) das três ferramentas revestidas no processo de usinagem por MQF, corte seco e jorro. As condições de usinagem foram, velocidade de corte 60 m/min, avanço 0,1 mm/rot, profundidade de corte de 0,1 mm, MQF (pressão do ar 0,4 MPa e vazão de óleo 16,8 ml/h) (KAMATA e OBIKAWA, 2007). ...	40
Figura 2.17 – Medida da dureza abaixo da superfície usinada (YAZID et al., 2011)	42
Figura 2.18 – Influência da posição do bocal na força de corte (a) e rugosidade (b) (HADAD e SADEGHI, 2013).	43
Figura 2.19 - Representação esquemática do alimentador de lubrificante sólido (REDDY e RAO, 2006).....	49
Figura 2.20 - Acabamento superficial em diferentes condições de lubri-refrigeração (KRISHNA e RAO, 2008).....	50
Figura 2.21 - Dispositivo para aplicação de pó na região de corte (RAO e KRISHNA, 2008).	51
Figura 2.22 - Diagrama esquemático para lubrificação sólida eletrostática (REDDY et al., 2010).	52
Figura 2.23 – Análise comparativa das diversas condições de lubrificantes utilizados para uma ferramenta com diâmetro de 8 mm; a) rugosidade média x tempo de usinagem em minutos; b) desgaste de flanco x tipo de lubrificante (ZAILANI et al., 2011).	52
Figura 3.1 Fluxograma dos ensaios realizados nos pré-testes.....	57
Figura 3.2- Fluxograma das principais etapas dos ensaios experimentais do Inconel 718...	58
Figura 3.3 – Microestrutura dos materiais em estudo, ataque reagente Kalling nº 2	60
Figura 3.4 – Fotografias da aresta principal de corte das ferramentas utilizadas nos ensaios obtidas através do MEV	62
Figura 3.5 – Suportes de ferramentas utilizados nos ensaios	63
Figura 3.6 – Sistema de lubri-refrigeração: a) MQF (vista superior); b) Convencional (jorro).....	64
Figura 3.7 – Estéreo Microscópio utilizado para acompanhamento do desgaste nas ferramentas de corte.....	66
Figura 3.8 – Desenho esquemático do sistema de aquisição de força	68
Figura 3.9 - Desenho esquemático para medição de microdureza e análise sub-superficial	70
Figura 3.10 - Analisador de tensões XStress 3000	71
Figura 3.11 – Posição e direções analisadas nas medições de tensão residual	72
Figura 3.12 Diagrama esquemático do sistema de medição de temperatura	73
Figura 3.13 – Diagrama esquemático do sistema de calibração	75
Figura 3.14 – Curva de calibração para medição da temperatura de usinagem do Inconel 718	75

Figura 3.15 – Desenho esquemático e foto do esclerômetro pendular utilizado nos ensaios (FRANCO, 1989)	77
Figura 3.16 – Tribômetro Plint TE 67 utilizado nos ensaios.....	79
Figura 4.1 - Desgaste de flanco $VB_{BM\acute{a}x}$, condição de MQF, velocidade de corte 100 m/min, avanço 0,15 mm/rot e profundidade de corte 1,5 mm	81
Figura 4.2 – Volume de material removido em cm^3 , condição de MQF, velocidade de corte 100 m/min, avanço 0,15 mm/rot e profundidade de corte 1,5 mm.....	81
Figura 4.3 – Acabamento superficial, condição de MQF, velocidade de corte 100 m/min, avanço 0,15 mm/rot e profundidade de corte 1,5 mm	82
Figura 4.4 – Força de corte, condição de MQF, velocidade de corte 100 m/min, avanço 0,15 mm/rot e profundidade de corte 1,5 mm	82
Figura 4.5 - Gráfico de interação das médias de material removido com a concentração e vazão do fluido de corte (MQF) com material solubilizado	83
Figura 4.6 – Volume de material removido em cm^3 , condição de jorro, velocidade de corte 100 m/min, avanço 0,15 mm/rot e profundidade de corte 1,5 mm.....	84
Figura 4.7 - Desgaste de flanco $VBBM\acute{a}x$, condição de jorro, velocidade de corte 100 m/min, avanço 0,15 mm/rot e profundidade de corte 1,5 mm	86
Figura 4.8 - Força de avanço, condição de jorro, velocidade de corte 100 m/min, avanço 0,15 mm/rot e profundidade de corte 1,5 mm	86
Figura 4.9 – Volume de material removido variando as velocidades de corte, avanço de 0,1 mm/rot e profundidade de corte de 0,5 mm	87
Figura 4.10 – Desgaste de flanco ($VBBM\acute{a}x$) em função do tempo de usinagem avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm	88
Figura 4.11 – Volume de material removido variando as velocidades de corte, avanço de 0,1 mm/rot e profundidade de corte de 0,5 mm	89
Figura 4.12 - Desgaste de flanco ($VBBM\acute{a}x$) em função do tempo de usinagem, velocidade de corte de 50 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm	91
Figura 4.13 – Volume de material removido para diversas condições de lubri-refrigeração, velocidade de corte de 50 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm	92
Figura 4.14 – Efeito médio das condições de lubri-refrigeração no volume de material removido	93
Figura 4.15 - Efeito médio das condições de lubri-refrigeração no volume de material removido	94
Figura 4.16 – Evolução do desgaste da ferramenta no processo de usinagem com MQF, nas diversas condições de lubri-refrigeração. Velocidade de corte 50 m/min, profundidade de corte	

0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot. a) MQF LB 2000, b) MQF LB 2000 + 20% MoS2 e c) MQF LB 2000 + 20% grafite	95
Figura 4.17 - Evolução do desgaste da ferramenta no processo de usinagem com jorro, nas diversas condições de lubri-refrigeração. Velocidade de corte 50 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot. a) Vasco 1000, b) Vasco 1000 + 20% MoS2 e c) Vasco 1000 + 20% grafite	96
Figura 4.18 – Taxa de desgaste de flanco VBBMáx após usinagem do Inconel 718 nas diversas condições de lubri-refrigeração. Velocidade de corte 50 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot	97
Figura 4.19 - Fotos obtidas através do MEV após a usinagem do Inconel 718 com ferramentas de metal duro, (a) jorro Vasco 1000 e (b) MQF LB 2000. Velocidade de corte 50 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte de 0,5 mm.....	98
Figura 4.20 - Fotos obtidas através do MEV das ferramentas de metal duro após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte LB 2000 por MQF. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída. Velocidade de corte 50 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte de 0,5 mm.....	101
Figura 4.21 - Fotos obtidas através do MEV das ferramentas de metal duro após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte LB 2000 + 20% de MoS2 por MQF. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída. Velocidade de corte 50 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte de 0,5 mm.	102
Figura 4.22 - Fotos obtidas através do MEV das ferramentas de metal duro após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte LB 2000 + 20% de grafite por MQF. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída. Velocidade de corte 50 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte de 0,5 mm.	103
Figura 4.23 - Fotos obtidas através do MEV das ferramentas de metal duro após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte Vasco 1000 por jorro. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída. Velocidade de corte 50 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte de 0,5 mm.	105
Figura 4.24 - Fotos obtidas através do MEV das ferramentas de metal duro após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte Vasco 1000 + 5% de MoS2 por jorro. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída. Velocidade de corte 50 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte de 0,5 mm.	106
Figura 4.25 - Fotos obtidas através do MEV das ferramentas de metal duro após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte Vasco 1000 + 5% de grafite por jorro. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída. Velocidade de corte 50 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte de 0,5 mm.	107

Figura 4.26 - Força de corte variando a velocidade de corte, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm.....	108
Figura 4.27 - Força de avanço variando a velocidade de corte, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm	110
Figura 4.28 - Força passiva variando a velocidade de corte, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm.....	111
Figura 4.29 - Força de corte variando o avanço, velocidade de corte 50 m/min e profundidade de corte 0,5 mm.....	111
Figura 4.30 - Força de avanço variando o avanço, velocidade de corte 50 m/min e profundidade de corte 0,5 mm	112
Figura 4.31 - Força passiva variando o avanço, velocidade de corte 50 m/min e profundidade de corte 0,5 mm.....	113
Figura 4.32 – Variação da rugosidade (Ra) na usinagem do Inconel 718 variando velocidade de corte, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm	113
Figura 4.33 - Variação da rugosidade (Ra) na usinagem do Inconel 718 variando o avanço, velocidade de corte de 50 m/min e profundidade de corte 0,5 mm.	115
Figura 4.34 – Superfícies geradas no processo de usinagem com MQF, nas diversas condições de lubri-refrigeração. Velocidade de corte 50 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot	117
Figura 4.35 - Superfícies geradas no processo de usinagem por jorro, nas diversas condições de lubri-refrigeração. Velocidade de corte 50 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot	118
Figura 4.36 - Variação da microdureza sub-superficial após a usinagem nas diversas condições de lubri-refrigeração com ferramentas de metal duro (aresta nova) com aplicação de fluido por MQF. Velocidade de corte 50 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot.	119
Figura 4.37 - Variação da microdureza sub-superficial após a usinagem nas diversas condições de lubri-refrigeração com ferramentas de metal duro (aresta usada) com aplicação de fluido por MQF. Velocidade de corte 50 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot.	121
Figura 4.38 - Variação da microdureza sub-superficial após a usinagem nas diversas condições de lubri-refrigeração com ferramentas de metal duro (aresta nova) com aplicação de fluido por jorro. Velocidade de corte 50 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot.	122
Figura 4.39 - Variação da microdureza sub-superficial após a usinagem nas diversas condições de lubri-refrigeração com ferramentas de metal duro (aresta usada) com aplicação	

de fluido por jorro. Velocidade de corte 50 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot.	123
Figura 4.40 - Microestrutura do Inconel 718 após a usinagem nas diversas condições de lubri-refrigeração com ferramentas de metal duro com aplicação de fluido por MQF (100x). Velocidade de corte 50 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot.....	124
Figura 4.41 - Microestrutura do Inconel 718 após a usinagem nas diversas condições de lubri-refrigeração com ferramentas de metal duro com aplicação de fluido por jorro (200x). Velocidade de corte 50 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot.....	126
Figura 4.42 – Tensão residual após a usinagem nas diversas condições de lubri-refrigeração com ferramentas de metal duro, com aplicação de fluido por MQL. Velocidade de corte 50 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot.....	128
Figura 4.43 - Tensão residual após a usinagem nas diversas condições de lubri-refrigeração com ferramentas de metal duro, com aplicação de fluido por jorro. Velocidade de corte 50 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot.....	129
Figura 4.44 - Desgaste de entalhe (VBN) em função do tempo de usinagem com ferramentas de cerâmica mista, velocidade de corte de 250 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm.....	131
Figura 4.45 – Volume de material removido com ferramentas de cerâmica mista, velocidade de corte de 250 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm	131
Figura 4.46 - Efeito médio das condições de lubri-refrigeração no volume de material removido na usinagem com ferramenta cerâmica mista.....	133
Figura 4.47 - Desgaste de flanco (VBB _{máx}) em função do tempo de usinagem com ferramentas de cerâmica SiAlON, velocidade de corte de 250 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm	134
Figura 4.48 - Volume de material removido com ferramentas de cerâmica SiAlON, velocidade de corte de 250 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm	135
Figura 4.49 - Efeito médio das condições de lubri-refrigeração no volume de material removido na usinagem com ferramenta cerâmica SiAlON.....	136
Figura 4.50 - Desgaste de entalhe (VBN) em função do tempo de usinagem com ferramentas de cerâmica <i>whisker</i> , velocidade de corte de 250 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm.....	137
Figura 4.51 - Volume de material removido com ferramentas de cerâmica <i>whisker</i> , velocidade de corte de 250 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm	138
Figura 4.52 - Efeito médio das condições de lubri-refrigeração no volume de material removido na usinagem com ferramenta cerâmica <i>whisker</i>	139

Figura 4.53 – Comparação entre as ferramentas cerâmicas com relação ao volume de material removido, velocidade de corte de 250 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm	140
Figura 4.54 - Fotos obtidas através do MEV da superfície de folga das ferramentas cerâmicas, após a usinagem do Inconel 718 a seco, velocidade de corte 250 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte de 0,5 mm.	141
Figura 4.55 - Fotografias obtidas através do MEV das ferramentas mista após a usinagem do Inconel 718 a seco. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída.....	143
Figura 4.56 - Fotografias obtidas através do MEV das ferramentas mista após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte LB 2000 por MQF. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída	144
Figura 4.57 - Fotografias obtidas através do MEV das ferramentas mista após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte LB 2000 + 20% grafite por MQF. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída.....	145
Figura 4.58 - Fotografias obtidas através do MEV das ferramentas mista após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte LB 2000 + 20% MoS ₂ por MQF. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída.....	146
Figura 4.59 - Fotografias obtidas através do MEV das ferramentas SiAlON após a usinagem do Inconel 718 a seco. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída.....	147
Figura 4.60 - Fotografias obtidas através do MEV das ferramentas SiAlON após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte LB 2000 por MQF. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída	148
Figura 4.61 - Fotografias obtidas através do MEV das ferramentas SiAlON após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte LB 2000 + 20% grafite por MQF. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída.....	149
Figura 4.62- Fotografias obtidas através do MEV das ferramentas SiAlON após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte LB 2000 + 20% MoS ₂ por MQF. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída.....	150
Figura 4.63 - Fotografias obtidas através do MEV das ferramentas <i>whisker</i> após a usinagem do Inconel 718 a seco. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída.....	151
Figura 4.64 - Fotografias obtidas através do MEV das ferramentas <i>whisker</i> após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte LB 2000 por MQF. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída	152
Figura 4.65 - Fotografias obtidas através do MEV das ferramentas <i>whisker</i> após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte LB 2000 + 20% grafite por MQF. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída.....	153

Figura 4.66 - Fotografias obtidas através do MEV das ferramentas <i>whisker</i> após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte LB 2000 + 20% MoS ₂ por MQF. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída.....	154
Figura 4.67 - Força de corte variando a velocidade de corte na usinagem do Inconel 718 com ferramentas cerâmicas, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm, a) mista, b) SiAlON, c) <i>whisker</i>	157
Figura 4.68 - Força de avanço variando a velocidade de corte na usinagem do Inconel 718 com ferramentas cerâmicas, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm, a) mista, b) SiAlON, c) <i>whisker</i>	158
Figura 4.69 - Força passiva variando a velocidade de corte na usinagem do Inconel 718 com ferramentas cerâmicas, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm, a) mista, b) SiAlON, c) <i>whisker</i>	159
Figura 4.70 - Força de corte variando o avanço na usinagem do Inconel 718 com ferramentas cerâmicas, velocidade de corte 250 m/min e profundidade de corte 0,5 mm, a) mista, b) SiAlON, c) <i>whisker</i>	160
Figura 4.71 - Força de avanço variando o avanço na usinagem do Inconel 718 com ferramentas cerâmicas, velocidade de corte 250 m/min e profundidade de corte 0,5 mm, a) mista, b) SiAlON, c) <i>whisker</i>	161
Figura 4.72 - Força passiva variando o avanço na usinagem do Inconel 718 com ferramentas cerâmicas, velocidade de corte 250 m/min e profundidade de corte 0,5 mm, a) mista, b) SiAlON, c) <i>whisker</i>	162
Figura 4.73 - Variação da rugosidade (Ra) pela velocidade de corte na usinagem do Inconel 718, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm com ferramentas cerâmicas, a) mista, b) SiAlON, c) <i>whisker</i>	163
Figura 4.74 - Variação da rugosidade (Ra) pelo avanço na usinagem do Inconel 718, velocidade de corte 250 m/min e profundidade de corte 0,5 mm com ferramentas cerâmicas, a) mista, b) SiAlON, c) <i>whisker</i>	164
Figura 4.75 - Superfícies geradas no processo de usinagem do Inconel 718 com ferramenta cerâmica <i>whisker</i> , nas diversas condições de lubri-refrigeração. Velocidade de corte 250 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot.....	166
Figura 4.76 - Variação da microdureza sub-superficial após a usinagem nas diversas condições de lubri-refrigeração com ferramenta cerâmica <i>whisker</i> (aresta nova) a seco e com aplicação de fluido de corte por MQF. Velocidade de corte 250 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm.....	167
Figura 4.77 - Variação da microdureza sub-superficial após a usinagem nas diversas condições de lubri-refrigeração com ferramenta cerâmica <i>whisker</i> (aresta usada) a seco e com	

aplicação de fluido de corte por MQF. Velocidade de corte 250 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm.....	168
Figura 4.78 - Microestrutura do Inconel 718 após a usinagem nas diversas condições de lubri-refrigeração com ferramenta cerâmica <i>whisker</i> a seco e com aplicação de fluido por MQF. Velocidade de corte 250 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm.....	171
Figura 4.79 - Tensão residual após a usinagem nas diversas condições de lubri-refrigeração com ferramenta cerâmica <i>whisker</i> a seco e com aplicação de fluido por MQF. Velocidade de corte 250 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot.....	172
Figura 4.80 – Temperatura de usinagem em função da velocidade de corte	174
Figura 4.81 – (a) Perfil de carga aplicada; (b) Coeficiente de atrito em função do número de ciclos, resultantes dos ensaios com fluidos de corte integral aplicados por MQF (LB 2000, LB 2000 + 20% grafite e LB 2000 + 20% MoS ₂) e a seco.....	175
Figura 4.82 - (a) Perfil de carga aplicada; (b) Coeficiente de atrito em função do número de ciclos, resultantes dos ensaios com fluidos de corte emulsionável aplicados por jorro (Vasco 1000, Vasco 1000 + 5% grafite e Vasco 1000 + 5% MoS ₂) e a seco.....	177
Figura 4.83 - Energia específica consumida em amostras da superliga à base de níquel Inconel 718 submersas em fluidos de corte. Pontos experimentais	178
Figura 4.84 - Curvas ajustadas por um modelo de potências.....	178
Figura 4.85 - Vista superior dos riscos produzidos nas diversas condições de lubri-refrigeração obtidos pelo ensaio de esclerometria pendular	180
Figura 4.86 – Comparação entre a usinagem do material no estado solubilizado (MS) e envelhecido (ME), com ferramentas de metal duro e aplicação de fluido por MQF. (a) volume de material removido, (b) tempo de usinagem	182
Figura 4.87 - Comparação entre a usinagem do material no estado solubilizado (MS) e envelhecido (ME), com ferramentas de metal duro e aplicação de fluido por jorro. (a) volume de material removido, (b) tempo de usinagem	184

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 - Composição química da liga 718 segundo a especificação API (UNSN07718) (API, 2004).	10
Tabela 2.2 - Principais parâmetros de rugosidade de acordo com a norma ABNT NBR ISO 4287 (2002)	26
Tabela 2.3 - Comprimento de Amostragem tomando como base a faixa de Ra de acordo com a norma ABNT NBR ISO 4287 (2002).	27
Tabela 3.1 – Composição química da liga VAT718A (% Peso).....	59
Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas da liga VAT718A	59
Tabela 3.3 – Características das ferramentas de corte.....	61
Tabela 3.4 – Condição de lubri-refrigeração	64
Tabela 3.5 – Características técnicas dos lubrificantes sólidos.....	65
Tabela 3.6 – Parâmetros de corte utilizados nos ensaios de vida da ferramenta.....	67
Tabela 3.7 - Parâmetros de corte utilizados nos ensaios de força variando o avanço	68
Tabela 3.8 - Parâmetros de corte utilizados nos ensaios de força variando a velocidade de corte	69
Tabela 3.9 - Parâmetros utilizados no sistema de análise das tensões residuais.	72
Tabela 3.10 – Parâmetros de corte utilizados nos ensaios de medição de temperatura de corte	74
Tabela 3.11 – Matriz de experimentos 2 ^k	76
Tabela 4.1 – ANOVA volume de material removido	83
Tabela 4.2 - Análise de variância do volume de material removido - jorro.....	85
Tabela 4.3 - Comparação de 2 tratamentos para o volume de material removido - jorro	85
Tabela 4.4 – Análise de variância do volume de material removido - MQF	92
Tabela 4.5 – Comparação de 2 tratamentos para o volume de material removido - MQF	93
Tabela 4.6 - Análise de variância do volume de material removido - Jorro.....	94
Tabela 4.7 - Comparação de 2 tratamentos para o volume de material removido - Jorro	95
Tabela 4.8 - Composição química dos pontos indicados na Figura 4.52 obtida por EDS (% em peso)	97
Tabela 4.9 - Análise de variância do volume de material removido na usinagem com ferramenta cerâmica mista.....	132
Tabela 4.10 - Comparação de 2 tratamentos para o volume de material removido na usinagem com ferramenta cerâmica mista.....	133
Tabela 4.11 - Análise de variância do volume de material removido na usinagem com ferramenta cerâmica SiAlON	135

Tabela 4.12 - Comparação de 2 tratamentos para o volume de material removido na usinagem com ferramenta cerâmica SiAlON.....	136
Tabela 4.13 - Análise de variância do volume de material removido na usinagem com ferramenta cerâmica <i>whisker</i>	138
Tabela 4.14 - Comparação de 2 tratamentos para o volume de material removido na usinagem com ferramenta cerâmica <i>whisker</i>	139
Tabela 4.15 - Composição química dos pontos indicados na Figura 4.53 obtida por EDS (% em peso).....	142
Tabela 4.16 - Parâmetros característicos do ajuste em modelo de potência.....	179

LISTA DE ABREVIações E SÍMBOLOS

A	Área da seção de corte
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
a_p	Profundidade de corte
APC	Aresta postiça de corte
b	<i>Largura de corte</i>
CBN	Nitreto cúbico de boro
CFC	Cúbica de face centrada
CVD	Deposição química de vapor
DIN	<i>Deutsches Institut für Normun</i>
DRT	<i>Driven Rotary tools</i>
EP	Aditivo de extrema pressão
f	Avanço
F_{ap}	Força de apoio
F_c	Força de corte
F_f	Força de avanço
F_p	Força passiva
F_{TR}	Força ativa
F_u	Força de usinagem
h	Espessura de corte
h'	Espessura do cavaco
HSS	<i>Aço rápido</i>
HRc	Dureza Rockwell "c"
ISO	<i>International Organization for Standardization</i>
k_s	Pressão específica de corte
KT	Profundidade da cratera
LAM	<i>Laser assisted machining</i>
Lc	Percurso de corte
Lf	Percurso de avanço
ln	Comprimento de avaliação
lr	Comprimento de amostragem
LVDT	Transformador diferencial variável linear
MoS ₂	Bissulfeto de molibdênio
MQF	Mínima quantidade de fluido
MEV	Microscópio eletrônico de varredura
NBR	Norma Brasileira

PEM	Plasma enhanced machining
P_c	Potência de corte
PCBN	Nitreto cúbico de boro policristalino
P_f	Potência de avanço
P_{mf}	Potência de acionamento do eixo arvore do motor
P_{mf}	Potência de acionamento do sistema de avanço do motor
PTFE	Politetrafluoretileno
PVD	Deposição física de vapor
QM	Média dos quadrados
R_a	Rugosidade média aritmética
R_c	Grau de recalque
R_{ku}	Fator de achatamento do perfil
R_q	Rugosidade média quadrática
R_{sk}	Fator de assimetria do perfil (Skewness)
R_t	Rugosidade Máxima
R_z	Rugosidade Total
r_ϵ	Raio de ponta da ferramenta
SQ	Média dos quadrados
TCC	Tetragonal de corpo centrado
VB_B	Desgaste de flanco médio
$VB_{Bmáx}$	Desgaste de flanco máximo
VB_N e VC_N	Desgaste de entalhe
v_c	Velocidade de corte
v_f	Velocidade de avanço
VMR	Volume de material removido
α_o	Ângulo de folga da ferramenta
β_o	Ângulo de cunha da ferramenta
γ_o	Ângulo de saída da ferramenta
ϵ_r	Ângulo de ponta da ferramenta
λ_s	Ângulo de inclinação da ferramenta
χ_r	Ângulo de posição primária da ferramenta
χ_r	Ângulo de posição secundária da ferramenta
\emptyset	Ângulo de cisalhamento teórico
ψ	Ângulo de inclinação do colimador
λ	Comprimento de onda

SUMÁRIO

CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO	1
1.1 Objetivo geral	4
1.2 Estruturação do trabalho	4
CAPÍTULO II – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	5
2.1 Superligas de Níquel	5
2.2 Desenvolvimento Histórico das Superligas de Níquel.....	5
2.3 Estruturas e Microestruturas.....	6
2.4 Reforço e Tratamento das Superligas à base de Níquel.....	7
2.4.1 Endurecimento por Solução Sólida	7
2.4.2 Endurecimento por Precipitação	8
2.4.3 Dispersão de Carbonetos.....	8
2.5 Aplicações das Ligas de Níquel.....	9
2.6 INCONEL® 718.....	10
2.7 Usinagem das Superligas de Níquel.....	11
2.7.1 Principais problemas na usinagem das superligas à base de níquel	11
2.8 Materiais de ferramentas empregados na usinagem das superligas à base de níquel	12
2.8.1 Usinagem com metal duro	13
2.8.2 Usinagem com ferramentas de cerâmica	15
2.8.3 Usinagem com ferramentas de CBN	18
2.9 Tipos e mecanismos de desgaste das ferramentas de corte	18
2.9.1 Tipos de desgastes	19
2.9.2 Mecanismos de desgaste.....	21
2.10 Integridade Superficial na Usinagem das Ligas à base de Níquel	25
2.11 Lubrificação e Refrigeração em Usinagem	32
2.11.1 Funções dos Fluidos de Corte.....	32
2.11.2 Tipos de lubrificantes e refrigerantes.....	33
2.11.2.1 Óleos integrais	33
2.11.2.2 Emulsões	34
2.11.2.3 Soluções	35
2.11.3 Direção de Aplicação do Fluido de Corte	36
2.11.4 Métodos de aplicação dos Fluidos de Corte	37

2.11.4.1 Jorro a baixa pressão	37
2.11.4.2 Mínima Quantidade de Fluido (MQF)	38
2.11.4.3 Aplicação de fluidos a alta pressão	43
2.11.5 Aplicação de fluidos de corte na usinagem das superligas de níquel	44
2.11.6 Outras técnicas aplicadas na usinagem das superligas de níquel	45
2.11.7 Problemas causados pelos fluidos de corte	45
2.12 Lubrificantes Sólidos	46
2.12.1 Tipos e Características dos Lubrificantes Sólidos	47
2.12.2 Métodos de Utilização e Aplicações	48
2.12.3 Aplicação externa dos Lubrificantes Sólidos em Usinagem	48
2.13 Planejamento de Experimentos	53
2.13.1 Planejamento Fatorial 2^k	54
2.14 Comparação de K tratamentos – Análise de Variância	54
2.14.1 Comparação de dois tratamentos	55
CAPÍTULO III - METODOLOGIA	56
3.1 Introdução	56
3.2 Caracterização do Material da Peça	59
3.2.1 Microestrutura	59
3.3 Máquina-ferramenta	60
3.4 Ferramentas de corte	61
3.5 Fluido de corte	63
3.6 Ensaios de Vida da Ferramenta de Corte	65
3.7 Ensaios para medição das componentes da força de usinagem	67
3.8 Medição da rugosidade	69
3.9 Medição da microdureza e análise microestrutural abaixo da superfície usinada	70
3.10 Medição da tensão residual	71
3.11 Ensaio para medição da temperatura de usinagem	73
3.11.1 Calibração do termopar	74
3.12 Planejamento estatístico	76
3.13 Ensaios para verificar a capacidade lubrificante dos fluidos de corte	77
3.13.1 Esclerometria pendular	77
3.13.2 Reciprocating	79
CAPÍTULO IV – RESULTADOS E DISCOSSÕES	80
4.1 Resultados dos Pré-testes	80

4.1.1	Pré-testes para verificar a influência dos lubrificantes sólidos na mistura bem como a vazão do fluido aplicado na zona de corte pela técnica MQF, com material solubilizado	80
4.1.2	Pré-testes para verificar a influência dos lubrificantes sólidos na mistura do fluido aplicado na zona de corte pela técnica de aplicação convencional do fluido de corte (jorro).	84
4.1.3	Pré-testes para escolher a velocidade de corte das ferramentas de metal duro com material envelhecido	87
4.1.4	Pré-testes para escolher a velocidade de corte das ferramentas cerâmicas com material envelhecido	88
4.2	Resultado dos testes com ferramenta de metal duro.....	89
4.2.1	Vida da ferramenta.....	89
4.2.2	Desgaste das ferramentas de metal duro.....	95
4.2.2.1	Mecanismos de desgaste das ferramentas	99
4.2.3	Componentes das forças de usinagem variando a velocidade de corte para todas as condições de corte avaliadas.	108
4.2.4	Componentes da força de usinagem variando o avanço para todas as condições de corte avaliadas.....	111
4.2.5	Acabamento superficial na usinagem de Inconel 718 com ferramentas de metal duro.	113
4.2.6	Superfícies geradas após usinagem do Inconel 718 com ferramentas de metal duro.	115
4.2.7	Dureza sub-superficial após a usinagem nas diversas condições de lubri-refrigeração.....	119
4.2.8	Análise das subsuperfícies geradas após usinagem do Inconel 718 com ferramentas de metal duro.	123
4.2.9	Análise da tensão residual	127
4.3	Resultado dos testes com ferramentas cerâmicas	130
4.3.1	Vida da ferramenta.....	130
4.3.2	Desgaste das ferramenta cerâmicas	140
4.3.2.1	Mecanismo de desgaste das ferramentas cerâmicas	142
4.3.3	Componentes das forças de usinagem variando a velocidade de corte para todas as condições de corte avaliadas.	156
4.3.4	Componentes das forças de usinagem variando o avanço para todas as condições de lubri-refrigeração avaliadas.	159

4.3.5 Acabamento superficial na usinagem do Inconel 718 com ferramentas cerâmicas.	162
4.3.6 Superfícies geradas após usinagem do Inconel 718 com ferramenta cerâmica <i>whisker</i>	165
4.3.7 Dureza sub-superficial após a usinagem do Inconel 718 nas diversas condições de lubri-refrigeração com ferramenta cerâmica <i>whisker</i>	166
4.3.8 Análise das sub-superfícies após usinagem do Inconel 718 com ferramenta cerâmica <i>whisker</i>	169
4.3.9 Análise da tensão residual	171
4.4 Resultados dos ensaios de temperatura de usinagem	173
4.5 Resultados dos ensaios de caracterização dos fluidos de corte	174
4.5.1 Reciprocating	175
4.5.2 Esclerometria pendular	177
4.6 Correlação entre os ensaios de usinagem e tribológicos	181
4.7 Comparação da usinagem do Inconel 718 no estado solubilizado e envelhecido	181
CAPÍTULO V – CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	185
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	190

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

Com a crescente demanda por materiais com elevada resistência mecânica, resistência à corrosão/oxidação e manutenção destas propriedades em altas temperaturas, vários estudos tem sido direcionados para o desenvolvimento desses materiais. Nessa linha de pesquisa, as superligas à base de níquel se destacam, pois elas combinam boa resistência à fadiga e à fluência, bem como ductilidade e rigidez. Estas características singulares as tornam habilitadas a trabalhar em ambientes com temperaturas acima de 500 °C. As superligas à base de níquel possuem um papel extremamente importante na indústria aeronáutica, automobilística, marítima, dentre outras aplicações. Contudo a usinagem das superligas torna-se complexa devido a estas propriedades citadas somadas à baixa condutividade térmica e à alta afinidade química com muitos materiais de ferramentas de corte. Por este motivo, normalmente a usinagem dessas ligas é realizada a baixas velocidades de corte (KITAGAWA et al., 1997), comparadas com os aços em geral. Segundo Dudzinski (2004) velocidades de usinagem superiores a 50 m/min, na usinagem das ligas à base de níquel são enquadradas no conceito de usinagem com alta velocidade (high speed machining).

As ligas de níquel possuem composição química com elevado teor de elementos de liga, os quais são responsáveis por suas propriedades mecânicas e térmicas, porém estas características dificultam muito sua usinagem, levando à ocorrência de alguns problemas durante o processo, dentre estes elevadas temperaturas na região de corte (SILVA et. al., 2001).

Como as superligas à base de níquel apresentam baixa usinabilidade devido às suas propriedades mecânicas, a superfície e sub-superfície são facilmente afetadas ou até mesmo danificadas durante as operações de usinagem. Para minimizar os efeitos da usinagem sobre a integridade superficial das peças usinadas, deve-se tomar um cuidado especial na escolha das condições de corte, material da ferramenta, geometria e revestimento da ferramenta (DEVILLEZ, et al., 2011).

Uma forma de controlar a elevada geração de calor nas operações de usinagem é a utilização de fluidos de corte e, tradicionalmente, os lubrificantes líquidos têm sido empregados. No entanto, o uso desses fluidos de corte tem sido contestado mundialmente por problemas causados à saúde dos operadores e poluição ambiental. Com a preocupação das empresas em produzir sem agredir o meio ambiente e reduzir custos, pesquisas tem sido desenvolvidas com o intuito de obter novas tecnologias para substituir os fluidos de corte convencionais. Assim, como uma alternativa para fluidos de corte surgiram a usinagem a seco, usinagem criogênica, Mínima Quantidade de Fluido (MQF) e lubrificantes sólidos (LS) (RAO, KRISHNA, 2008).

A usinagem a seco tem sido relatada como a usinagem do futuro, pois elimina a utilização do fluido de corte, reduzindo o custo de produção e os riscos ambientais. Segundo Diniz e Oliveira (2004), as vantagens do corte a seco incluem: menor poluição da atmosfera e das redes pluviais; nenhum resíduo de óleos nos cavacos, que se refletirá nos custos de eliminação e limpeza; nenhum risco para a saúde. Isto só está sendo possível devido aos avanços dos materiais das ferramentas de corte. Mas, na usinagem a seco haverá maior coeficiente de atrito e aderência entre a ferramenta e a peça, resultando em maior desgaste da ferramenta e, conseqüentemente, a redução na vida útil da ferramenta (SREEJITH e NGOI, 2000; REDDY, et al., 2010).

A aplicação de uma Mínima Quantidade de Fluido (MQF) consiste de uma mistura de ar comprimido e de gotículas de óleo aplicado na zona de corte, também chamada névoa refrigerante (RAHMAN et al., 2001). Entretanto, a aplicação de um fluido em forma de névoa também representa graves riscos para a saúde, incluindo irritação dos olhos, problemas respiratórios graves devido à inalação da névoa e poluição do ar. Mas, o MQF tem apresentado desempenho superior em algumas aplicações em comparação com a usinagem a seco e com lubrificantes líquidos aplicados em abundância, com relação às forças de corte, vida da ferramenta de corte, temperatura de usinagem e acabamento superficial (VARADARAJAN, et al., 2002).

Experiências foram realizadas para estudar o efeito de resfriamento do processo com nitrogênio líquido (LN_2) no desgaste da ferramenta, rugosidade superficial e consistência dimensional na operação de torneamento (SOKOVIC e MIJANOVIC, 2001). Verificou-se que resfriamento criogênico fornecido por jatos de LN_2 reduziu o desgaste da ferramenta, a rugosidade superficial e aumentou a precisão dimensional, em comparação com a usinagem a seco e com lubrificante líquido em abundância, devido à redução substancial da temperatura de corte (RAVI e KUMAR, 2011).

A usinagem com lubrificantes sólidos é uma tentativa de evitar a utilização de fluidos de corte convencionais, que vem sendo estudada por vários pesquisadores (REDDY et al., 2010; RAO, 2008; RAO e KRISHNA, 2008) e tem demonstrado ser uma solução plausível em substituição aos fluidos convencionais (RAO, 2008; NAGESWARA e KRISHNA, 2008).

Segundo Trent e Wright (2000), os lubrificantes sólidos podem ser utilizados de duas formas: (i) na forma de pós, aplicados diretamente na superfície de saída da ferramenta, antes da operação de usinagem. Geralmente é utilizado como veículo uma graxa ou um óleo viscoso; (ii) como aditivos metalúrgicos, (elementos químicos) que são adicionados ao material da peça durante a sua fabricação. Normalmente são adicionados enxofre, bismuto, chumbo, manganês, telúrio ou selênio. Estes elementos, puros ou combinados, formando compostos, normalmente possuem menores resistências ao cisalhamento que a própria matriz.

Outra forma de utilizar lubrificantes sólidos, é misturá-los ao fluido de corte ou aplicá-los puramente por gravidade. Neste caso, os lubrificantes sólidos típicos utilizados são: grafite e bissulfeto de molibdênio (MoS_2), estes materiais são aditivos de lubrificantes eficazes, devido à sua estrutura lamelar. Outros componentes que são úteis como lubrificantes sólidos incluem o nitreto de boro, o politetrafluoretileno (PTFE), talco, fluoreto de cálcio, fluoreto de cério e bissulfeto de tungstênio (REDDY et al., 2010). Mais recentemente, outras formas de carbono em escalas nanométricas tem sido consideradas promissoras, entre eles os nanotubos de carbono e o grafeno (VASU e REDDY, 2011; PADMINI et al., 2014; RAHMATI et al., 2013).

A utilização de lubrificantes sólidos é um conceito novo, que visa controlar a temperatura na região de corte reduzindo o atrito na interface peça/ferramenta/cavaco, com o intuito de aumentar a vida da ferramenta e melhorar o acabamento superficial, sem poluir o meio ambiente. Outro fator importante que ajuda a incentivar esta pesquisa é a dificuldade de se usinar ligas de níquel. Pois elas são superligas consideradas materiais-de-difícil-usinagem e qualquer tentativa para favorecer a formação de cavaco é plenamente válida.

É importante destacar também que ao se usinar com ferramentas cerâmicas, e as ligas de níquel são muitas vezes usinadas com esta classe de material de ferramenta, a recomendação é usinar sem o fluido de corte, uma vez que as cerâmicas possuem pobres resistências a choques térmicos (EZUGWU et al., 1999). A aplicação de fluido na forma de MQF entretanto é mais uma tentativa de melhorar a usinagem deste material e a adição de lubrificantes sólidos pode contribuir ainda mais com a operação, sendo este mais um ponto de incentivo para esta pesquisa.

1.1 Objetivo geral

O objetivo geral da pesquisa é estudar a influência dos lubrificante sólidos (grafite e bissulfeto de molibdênio) dispersos no fluido e aplicados na região de corte por jorro e MQF, no torneamento da superliga à base de níquel Inconel 718 com ferramentas de metal duro e cerâmicas, por meio da:

- ✓ Vida da ferramenta de corte;
- ✓ Força de usinagem;
- ✓ Temperatura de usinagem e
- ✓ Integridade das superfícies usinadas.

Este estudo será conduzido em processo de torneamento cilíndrico externo. As ferramentas de corte utilizadas serão metal duro revestidas com $(\text{TiAlN} + (\text{AlCr})_2\text{O}_3 + \text{TiAlN})$ classe S15 e cerâmicas mista $(\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiC})$, Sialon $(\text{Si}_3\text{N}_4 + \text{Al}_2\text{O}_3)$ e Whisker $(\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{SiC})$. Os parâmetros de corte variados serão a velocidade de corte, a profundidade de corte, o avanço e as condições de lubri-refrigeração (seco, jorro, MQF, dependendo da ferramenta utilizada).

1.2 Estruturação do trabalho

Este trabalho está dividido em seis capítulos, incluindo este Capítulo I – Introdução. No Capítulo II é apresentada uma revisão bibliográfica, abordando os conhecimentos teóricos necessários para desenvolvimento desse trabalho. No Capítulo III estão descritos os procedimentos adotados para realização dos experimentos, bem como os materiais, ferramentas, instrumentos e equipamentos utilizados no estudo. O Capítulo IV apresenta os resultados encontrados e as discussões sobre os mesmos. As conclusões e sugestões para trabalhos futuros estão apresentados no Capítulo V.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Superligas de Níquel

A utilização do níquel como elemento de liga remonta aos primórdios da civilização moderna. Análises químicas feitas em artefatos como armas, ferramentas e moedas antigas, mostram a presença de níquel em quantidades variadas. Manuscritos chineses sugerem que a primeira liga contendo níquel, a *Pai-Thong* ou cobre branco, foi produzida adicionando zinco aos minérios de níquel, e era utilizada no Oriente desde 1400-1700 a.C. No entanto, a facilidade de confundir as minas de níquel com as de prata induzem a pensar que, na realidade o uso do níquel foi posterior, a partir do século IV a.C. (METALS HANDBOOK, 1990).

O níquel na forma elementar ou misturado com outros materiais trouxe contribuições significativas para a sociedade atual e ainda tem muito a contribuir para o desenvolvimento tecnológico. Pesquisas têm sido direcionadas no desenvolvimento de suas ligas, pois apresentam características como resistência mecânica associada à resistência à corrosão, tanto à temperatura ambiente como às temperaturas elevadas (METALS HANDBOOK, 1990).

2.2 Desenvolvimento Histórico das Superligas de Níquel

As superligas à base de níquel são conhecidas desde a década de 1930 e utilizadas principalmente em aplicações aeroespaciais e plantas de geração de energia, quando requer um material com elevada resistência mecânica, boa resistência à fadiga e à fluência, boa resistência à corrosão e capacidade de operar continuamente em elevadas temperaturas.

As ligas de níquel apresentam a seguinte evolução:

- Em 1905 a descoberta do Monel, uma liga de níquel-cobre com elevada resistência à tração, à corrosão, água salgada e altamente resistente à corrosão atmosférica.

- Em 1929 foi observado que adições de pequenas quantidades de titânio e alumínio à liga padrão de níquel - 20% cromo resultava em um aumento significativo de resistência a fluência. Estes estudos resultaram na década de 1940 no desenvolvimento da primeira superliga de níquel, a Nimonic 80. Esta liga foi posteriormente modificada para a liga Nimonic 80A (BETTERIDGE et al., 1987; EZUGWU et al., 1999).
- No final dos anos 1940 foram desenvolvidas as ligas Waspaloy e M-252, caracterizando pela adição de molibdênio, com duplo efeito de endurecimento por solução sólida e de formação de carbonetos.
- As ligas de Ni-Fe-Cr, denominadas Inconel. A primeira desta série de ligas, a Inconel X, posteriormente denominada Inconel X-750 foi patenteada em 1941 por Bieger e Buck. No final da década de 1950 foi desenvolvida a superliga de níquel Inconel 718 (BETTERIDGE et al., 1987).

Com os avanços da tecnologia de fusão por indução a vácuo introduzidos na década de 1950 que evita a oxidação dos elementos reativos de endurecimento, foi possível incorporar mais titânio e alumínio no processo de produção. O refino a vácuo também remove alguns dos elementos voláteis (bismuto, chumbo, telúrio, etc) presentes nas matérias primas utilizadas e que prejudicam a resistência a fluência e a ductilidade das ligas à base de níquel, aumentaram significativamente a qualidade das superligas produzidas (METALS HANDBOOK, 1990; EZUGWU et al., 1999).

2.3 Estruturas e Microestruturas

O níquel é um metal dúctil com estrutura cúbica de face centrada (CFC) e não sofre transformações em sua estrutura básica abaixo da temperatura de fusão.

Estudos contínuos dos elementos de liga e da microestrutura têm levado ao desenvolvimento das ligas à base de níquel. De uma forma geral, pode-se dizer que as ligas à base de níquel são caracterizadas e reforçadas por alguns elementos de liga que tendem a melhorar a sua microestrutura ou fase, conforme descrito a seguir (EZUGWU et al., 1999):

- Matriz da liga (γ). A matriz contínua à base de níquel possui uma estrutura cúbica de face centrada (CFC) ou fase austenítica, que é reforçada normalmente por elementos em solução sólida, tais como cobalto, cromo, molibdênio e tungstênio;

- Fase Gama linha (γ'). Às ligas são adicionados alumínio e titânio na mesma proporção, formando precipitados do tipo $Ni_3(Al, Ti)$, que também possuem estrutura cristalina CFC, coerentes com a matriz austenítica;
- Carbonetos. Adição de carbono em aproximadamente 0,05 - 0,2%, reagindo com outros elementos e formando precipitados primários do tipo MC. Durante o tratamento térmico estes carbonetos se decompõem formando outros carbonetos tais como $M_{23}C_6$ e M_6C , os quais precipitam ao longo dos contornos de grãos;
- Para muitas ligas, as técnicas de tratamento térmico têm sido desenvolvidas para gerar um filme de precipitados (γ') nos contornos de grão, pois acredita-se que isso promova um aperfeiçoamento das propriedades de resistência à ruptura;
- O Nb pode substituir o (Al, Ti), formando Ni_3Nb , designado por (γ''), que é uma fase tetragonal de corpo centrado – TCC.

2.4 Reforço e Tratamento das Superligas à base de Níquel

O elemento níquel é muito versátil e possibilita a solubilização de quantidades razoáveis de outros elementos como o ferro, cromo e molibdênio e desta forma, muitas composições de ligas tem sido desenvolvidas. A estrutura cúbica de face centrada (CFC) da matriz (γ) pode ser reforçada por solução sólida, precipitação de carbonetos e endurecimento por precipitação (MANKINS e LAMB, 1990). As propriedades dos contornos de grão são controladas pelo tipo, quantidade e morfologia dos carbonetos e também pela presença de (γ') nessas regiões (EZUGWU et al., 1999).

2.4.1 Endurecimento por Solução Sólida

Adição de elementos de liga como o cromo, cobalto, ferro, vanádio, titânio molibdênio, tungstênio e alumínio produzem o endurecimento por solução sólida das superligas. As superligas endurecidas por solução sólida são estáveis a altas temperaturas e consequentemente resistentes à fluência, não apresentando efeitos metalúrgicos catastróficos.

Portanto, as ligas à base de níquel típicas são variações de uma matriz austenítica de níquel-cromo-tungstênio ou (molibdênio). A fim de se obter um bom endurecimento por solução sólida, um elemento de liga deve satisfazer as seguintes condições (EZUGWU et al., 1999):

- Deve ter uma ampla gama de solubilidade na matriz;

- Deve ter grande diferença de tamanho atômico com a Matriz;
- Deve ter um ponto de fusão elevado.

Esses elementos, por apresentarem uma diferença de raio atômico que variam de 1-13% em relação ao níquel, facilitam a ocorrência do endurecimento por este mecanismo.

2.4.2 Endurecimento por Precipitação

A quantidade de compostos finamente dispersos na matriz austenítica (CFC) do níquel, é proporcional ao seu endurecimento, pois esses precipitados induzem obstáculos que impedem a movimentação das discordâncias (Van VLACK, 1970).

O endurecimento por precipitação das ligas à base de níquel implica na precipitação da fase (γ'), $\text{Ni}_3(\text{Al}, \text{Ti})$ em uma matriz de alto níquel, proporcionando um reforço significativo para o material. Esta fase intermetálica única tem uma estrutura cúbica de face centrada (CFC) semelhante ao da matriz e uma constante de rede com 1% ou menos de defasagem em relação à matriz (γ), proporcionando assim baixa energia de superfície e estabilidade ao longo do tempo. Outras fases como os boretos e carbonetos fornecem pouco reforço à baixa temperatura, por causa de sua baixa fração de volume, no entanto eles influenciam a taxa de deformação e à fluência do material à base de níquel. O aumento da resistência das ligas está diretamente relacionado com o tamanho dos precipitados (γ').

A fase (γ') pode se transformar em outros precipitados (Ni_3X), se a liga estiver supersaturada com titânio, nióbio ou tântalo. A fase (γ') rica em titânio metaestável, pode se transformar em (Ni_3Ti) ou fase eta (η), com estrutura hexagonal compacta. A formação desta nova fase pode alterar as propriedades mecânicas. O excesso de nióbio resulta na transformação da fase metaestável (η) para uma fase (γ'') com estrutura tetragonal de corpo centrado (TCC) e finalmente para o equilíbrio (Ni_3Nb), fase esta com estrutura ortorrômbica. (METALS HANDBOOK, 1990; EZUGWU et al., 1999). A formação dos precipitados varia em função da composição química do material, do tratamento térmico e do tempo de tratamento.

2.4.3 Dispersão de Carbonetos

Basicamente em todas as ligas à base de níquel podem ser encontradas pequenas quantidades de carbono que combinando com outros elementos de liga produzem uma rede de precipitados finos e estáveis nos contornos de grão. Estes carbonetos funcionam como barreiras interferindo no movimento das discordâncias. O conhecimento das classes de carbonetos e de sua morfologia é extremamente importante para o desenvolvimento das ligas.

Os carbonetos encontrados com maior frequência nas ligas à base de níquel são MC, M_6C , M_7C_3 e M_{23}C_6 (sendo M é o elemento metálico de formação do carboneto). MC é

geralmente formado na forma de grandes blocos indesejados, distribuídos de forma aleatória na matriz. Os carbonetos M_6C também são formados em blocos nos contornos de grão e podem ser usados para controlar o tamanho dos grãos. Carbonetos do tipo M_7C_3 predominantemente (Cr_7C_3) são benéficos se precipitados de forma discreta e distribuídos na matriz. Normalmente se formam em um posicionamento intergranular e podem causar fragilidade à liga, se formarem filmes ao longo dos contornos de grão. Isto pode ocorrer se o material for exposto a altas temperaturas, por longos períodos. Os carbonetos do tipo $M_{23}C_6$ são basicamente intergranulares e mais propensos a se precipitarem nos contornos de grão, eles geralmente ocorrem como partículas em forma de blocos descontínuos e irregulares, no entanto placas e formas geométricas regulares têm, também, sido observadas. Esse tipo de carboneto pode conter Fe, Mo, W e Co e geralmente são formados durante tratamentos térmicos ou em serviços, em temperaturas compreendidas entre 760 °C e 980 °C (DECKER e SINS, 1972; METALS HANDBOOK, 1990).

Segundo Decker e Sins (1972), é necessário controlar a dinâmica de precipitação para que ela seja benéfica às propriedades mecânicas do material. Em geral os carbonetos se localizam nos contornos de grão e são pontos críticos para se iniciar as trincas. Assim, controlando a formação dos carbonetos obtém-se materiais com excelentes características de resistência mecânica, mantidas a altas temperaturas.

2.5 Aplicações das Ligas de Níquel

Atualmente as ligas à base de níquel constituem aproximadamente 45 - 50% dos materiais utilizados na fabricação de componentes de turbinas de avião devido à sua excepcional resistência mecânica, a oxidação e boas características em condições extremas de temperatura. Ligas de níquel são usadas hoje também em veículos espaciais, motores de foguete, aviões experimentais, reatores nucleares, submarinos, equipamento petroquímico e em outras aplicações de altas temperaturas (EZUGWU et al., 1999).

A grande variedade de aplicações, são destacadas a seguir:

- Aeronaves (Turbinas a gás): discos, câmaras de combustão, parafusos, carcaças, eixos, sistemas de exaustão, estojos, lâminas, pás, turbinas, reversores, etc.
- Sistemas de energia nuclear: mecanismos de controle do conversor de vara, hastes de válvulas, molas, dutos, etc.
- Indústrias química e petroquímica: parafusos, ventiladores, válvulas, vasos de pressão, tubulações, bombas, etc.

- Aplicações médicas: uso odontológico, prótese, dispositivos, etc.

2.6 INCONEL® 718

O Inconel 718 pertence à família das superligas de níquel e teve o seu desenvolvimento no ano de 1959 por H.L. Eiselstein, com o objetivo de ser utilizado como disco de turbina em motores a jato desenvolvidos pela General Electric (ULUTAN e OZEL, 2010). É uma liga metálica de alta resistência mecânica e a corrosão, excelente resistência a fluência, endurecível por precipitação formando compostos intermetálicos, apropriada para trabalhar em altas temperaturas. É uma liga que apresenta grande resistência a corrosão e a oxidação em uma variedade de meios agressivos.

O Inconel 718 é uma superliga composta predominantemente de níquel-ferro-cromo, que representa atualmente quase a metade do total de superligas utilizadas no mundo, tendo uma grande variedade de aplicações, dentre elas pode-se citar: Indústria aeroespacial, em componentes para indústria do petróleo, turbina a gás, reservatórios criogênicos e na indústria nuclear (PATEL e SMITH, 2001).

A composição química típica da liga Inconel 718, de acordo com a especificação API (UNS N07718), é apresentada na Tabela 2.1.

Tabela 2.1 - Composição química da liga 718 segundo a especificação API (UNSN07718) (API, 2004).

Elemento	Ni	Cr	Fe	Nb+Ta	Mo	Ti	Al	Co
% Peso	50,0 55,0	17,0 21,0	Bal.	4,75 5,50	2,80 3,30	0,65 1,15	0,20 0,80	1,0 máx
Elemento	C	Mn	Si	P	S	B	Cu	Pb
% Peso	0,08 máx	0,35 máx	0,35 máx	0,015 máx	0,015 máx	0,006 Máx	0,30 máx	0,001 máx

O Inconel 718 apresenta um alto teor de nióbio que é responsável pela fase altamente endurecedora γ'' (Ni_3Nb). Observa-se também baixos teores de tungstênio, molibdênio, e tântalo que são responsáveis pelo endurecimento por solução sólida nas ligas de níquel, e baixos valores de alumínio e titânio, constituintes da fase γ' . Evidenciando assim, que o mecanismo mais efetivo de endurecimento desta liga é a precipitação da fase γ'' . É importante ressaltar também o alto teor de ferro e praticamente a ausência de cobalto, o que resulta na redução do custo da liga (REED, 2006; PAULONIS e SCHIRRA, 2001).

2.7 Usinagem das Superligas de Níquel

Apesar do níquel possuir um ponto de fusão mais baixo (1.452°C), em geral, apresenta maior dificuldade de usinar do que o ferro (1.535°C). É um metal muito dúctil com uma estrutura cúbica de face centrada, e, ao contrário do ferro, não sofre transformações em sua estrutura cristalina básica até seu ponto de fusão. O níquel comercialmente puro tem usinabilidade pobre, com base em quase todos os critérios. A vida da ferramenta tende a ser curta e os desgastes de flanco e de entalhe costumam predominar, com possibilidade de ocorrer também a deformação da aresta de corte em velocidades relativamente baixas de usinagem, quando utilizando metal duro. Assim, a taxa máxima admissível de remoção do metal é baixa. As forças de usinagem são mais elevadas na usinagem do níquel do que do ferro comercialmente puro. A área de contato na superfície de saída da ferramenta é muito grande, com um ângulo de cisalhamento pequeno, geralmente produzindo cavacos muito grossos (TRENT e WRIGHT, 2000).

Da mesma forma que acontece com o ferro e outros metais puros, não se forma arestas postiças de corte na usinagem do níquel puro, e a força de corte tende a diminuir à medida que a velocidade de corte aumenta, pois a área de contato cavaco-ferramenta torna-se menor e o cavaco mais fino.

Contudo, para todas as velocidades de corte, as forças são relativamente elevadas. As temperaturas geradas na zona de fluxo também são elevadas, promovendo altas taxas de desgaste da ferramenta.

2.7.1 Principais problemas na usinagem das superligas à base de níquel

As superligas à base de níquel se caracterizam devido sua alta resistência mecânica em altas temperaturas, resistência à oxidação e a sua baixa usinabilidade. Segundo Ezugwu et al. (1999), as superligas à base de níquel são consideradas os materiais com a mais baixa usinabilidade dentre aqueles usualmente utilizados na indústria metal-mecânica. Ainda segundo os autores, essa baixa usinabilidade é devido a diversos fatores, dentre eles:

- Grande parte de sua resistência é mantida durante a usinagem, devido a sua alta resistência a elevadas temperaturas;
- Ocorrência de encruamento, o qual contribui para o surgimento do desgaste de entalhe (VB_N) na altura da profundidade de corte;
- Alto desgaste abrasivo da ferramenta devido à presença de diversos carbonetos com dureza elevada;

- Interação química no par ferramenta-peça devido as elevadas temperaturas na região de corte, conduzindo a altas taxas de difusão;
- Adesão de material da peça na ferramenta durante a usinagem, causando severo desgaste bem como lascamento na superfície de saída;
- Produção de um cavaco tenaz e longo, de difícil controle durante a usinagem, contribuindo para a degradação da ferramenta por fratura e/ou desenvolvimento de uma cratera;
- A baixa condutividade térmica das ligas à base de níquel geram altas temperaturas na aresta de corte, assim como grandes gradientes de temperatura na ferramenta.

A maioria dos problemas encontrados durante a usinagem das superligas à base de níquel estão relacionadas à geração de calor durante o processo de deformação e atrito entre o cavaco-ferramenta-peça, o que contribui para elevar as temperaturas associadas (EZUGWU, 2005).

Os modos de falha dominantes na usinagem de superligas à base de níquel com ferramentas de metal duro são desgaste de flanco e entalhe na ponta da ferramenta e/ou na altura da profundidade de corte. Essas ferramentas, normalmente, não podem ser utilizadas na usinagem em altas velocidades, pois elas não suportam as condições extremas de temperatura e tensão na zona de corte (EZUGWU E WANG, 1996).

2.8 Materiais de ferramentas empregados na usinagem das superligas à base de níquel

Segundo Ezugwu et al. (1999) a vida da ferramenta na usinagem das superligas à base de níquel é curta comparada com aços carbono comum nas mesmas velocidades de corte, aumentando o custo de produção. Na maioria dos casos, os principais parâmetros considerados a fim de se obter um melhor desempenho do processo de usinagem são: seleção do material e geometria da ferramenta, método de usinagem, velocidade de corte, avanço e profundidade de corte. Com o controle desses parâmetros, pode-se conseguir um maior tempo de vida para as ferramentas durante a usinagem. As ferramentas empregadas na usinagem das superligas devem atender aos seguintes aspectos: excelente resistência aos mecanismos de desgaste; alta resistência mecânica; possuir dureza e tenacidade em elevadas temperaturas; boa resistência ao choque térmico; alta condutividade térmica e suficiente estabilidade química em altas temperaturas (SHAFFER, 1999; EZUGWU et al., 1999).

As ferramentas de aço rápido (HSS) e de metal duro foram amplamente utilizadas para usinagem das ligas à base de níquel, e esses materiais foram às únicas opções para a usinagem de superligas exóticas por várias décadas. Ferramentas de aço rápido foram (e ainda são) geralmente utilizadas nas operações de fresamento, furação, rosqueamento, entre outras, enquanto que as ferramentas de metal duro são utilizadas principalmente nas operações mais contínuas de corte (torneamento e mandrilamento, etc.) (EZUGWU et al., 1999). No entanto, novos materiais para ferramentas de corte foram desenvolvidos com o intuito de aumentar as velocidades de corte e diminuir o custo de produção na usinagem das superligas, dentre estes podem-se citar: a cerâmica mista ($\text{Al}_2\text{O}_3\text{-TiC}$); as cerâmica à base de $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{SiAlON}$ e os *whiskers* (Al_2O_3 contendo 25% de $\text{SiC}_{\text{whiskers}}$). Estas ferramentas têm sido utilizadas cada vez mais para a usinagem de ligas à base de níquel (RICHARDS, 1989).

2.8.1 Usinagem com metal duro

Na usinagem das ligas à base de níquel com ferramenta de metal duro, a faixa recomendada de velocidades de corte é de 10 e 30 m/min. Desgaste severo de flanco e o entalhe na ponta da ferramenta e/ou na altura da profundidade de corte são as modalidades de falha dominantes ao se usinar com ferramentas de metal duro. Ferramentas de metal duro não podem ser usadas para usinar em altas velocidades de corte porque não podem suportar as condições de temperatura e tensão extremamente altas na zona de corte. Nas velocidades de corte mais elevadas, ocorre um rápido aumento no entalhe, o que geralmente leva à fratura prematura da aresta inteira do inserto (EZUGWU et al., 1990). Avanços na tecnologia de recobrimentos levaram à introdução de revestimentos múltiplos nas ferramentas de corte de metal duro, que tendem a aumentar a velocidade de corte acima de 50 m/min na operação de torneamento.

Baixas velocidades de corte são geralmente empregadas no fresamento das ligas à base de níquel com ferramentas de corte de metal duro (corte interrompido). Neste caso, os modos de falha dominantes são o lascamento e ou fratura das bordas da ferramenta, devido a uma combinação de alta temperatura, choques térmicos e mecânicos, bem como a adesão do material sobre a superfície de saída da ferramenta. Ferramentas de metal duro da classe K20 foram testadas e verificou-se um ótimo desempenho no fresamento das ligas à base níquel (Nimonic 75 e Inconel 718), em diferentes condições de usinagem (EZUGWU et al., 1988).

As ferramentas de corte com revestimento adequado podem ter sua vida útil aumentada. Pode-se encontrar no mercado classes de metal duro com revestimentos à base de óxido de alumínio (Al_2O_3), carboneto de titânio (TiC) e nitreto de titânio (TiN), além de revestimento de

nitreto de alumínio-titânio (TiAlN). Dentre esses, o Al_2O_3 , é o mais resistente contra oxidação, se comparado com os demais revestimentos, porém sua dureza é reduzida. O TiC apresenta elevada dureza, a qual é reduzida em temperaturas elevadas.

A relação equilibrada entre dureza e a resistência ao desgaste térmico, torna o TiAlN o material mais indicado como revestimento para a usinagem das ligas à base de níquel. Geometrias positivas das ferramentas de corte bem como arestas de corte afiadas facilitam o cisalhamento, reduzem a força de corte e a carga térmica sobre a ferramenta (WITTING, 2002), entretanto, enfraquece a cunha.

Kadirgama et al. (2010) estudaram os mecanismos de desgaste e vida das ferramentas de metal duro revestido, no fresamento da superliga Hastelloy C-22HS. O experimento foi realizado utilizando quatro diferentes materiais para ferramentas de corte, com aplicação de fluido de corte durante a usinagem. Ferramentas revestidas com TiAlN, TiN / TiCN / TiN, com revestimento PVD, e revestidas com TiN/TiCN/ Al_2O_3 , e TiN / TiCN / TiN, com revestimento CVD. As ferramentas de corte revestidas por PVD apresentaram melhor desempenho do que as ferramentas de corte revestidas por CVD, em termos de vida da ferramenta de corte. As ferramentas revestidas com TiAlN apresentaram o melhor desempenho em comparação com as outras ferramentas. Esta foi seguida pelas ferramentas revestidas com TiN / TiCN / TiN e CVD revestida com TiN/TiCN/ Al_2O_3 e TiN / TiCN / TiN. Sendo que o desgaste de flanco, lascamento, trincas, falha catastrófica e entalhe foram os modos de falha dominante das ferramentas na usinagem de Hastelloy C-22HS com ferramentas de metal duro revestidas, conforme Figura 2.1.

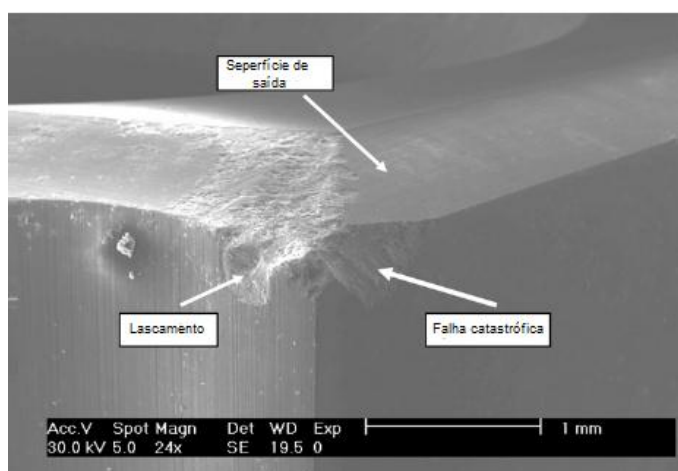


Figura 2.1 - Lascamento e falha catastrófica, ferramenta de metal duro $v_c = 100$ m/min, $f = 0,15$ mm/dente, $a_p = 1$ mm, após 742 mm de corte (KADIRGAMA et al., 2010).

Prengel et al. (2001) estudaram o comportamento de ferramentas de metal duro com revestimento multicamadas com diferentes revestimentos PVD a 61 e 76 m/min no

torneamento do Inconel 718 com fluido de corte. Os estudos mostraram que a ferramenta com revestimento múltiplo TiAlN resultou em algumas vantagens sobre o revestimento TiAlN simples e sobre o revestimento múltiplo TiN/TiCN/TiAlN, particularmente na velocidade de 76 m/min. A principal modalidade de falha na usinagem do Inconel 718 foi o desgaste abrasivo da aresta, acompanhado pela deformação plástica. Observou-se também desgaste de entalhe na altura da profundidade de corte, que é bastante influenciado pela formação da rebarba. Foi também observado lascamento na altura da profundidade de corte para todas as ferramentas revestidas estudadas.

2.8.2 Usinagem com ferramentas de cerâmica

Materiais cerâmicos para ferramentas como a cerâmica mista ($\text{Al}_2\text{O}_3\text{-TiC}$), cerâmica Si_3N_4 (SiAlON) e cerâmica reforçada com *whiskers* (SiC) têm sido utilizados cada vez mais para usinagem de ligas à base de níquel (EZUGWU, WANG e MACHADO, 1999).

As cerâmicas puras são ferramentas constituídas basicamente em finos grãos de Al_2O_3 , contendo uma pequena quantidade de zircônia (ZrO_2) para uma maior resistência. A cerâmica mista é baseada em Al_2O_3 , contendo carboneto de titânio (TiC) que lhe confere melhores propriedades térmicas e aumenta a resistência ao desgaste da ferramenta. A cerâmica reforçada com *whiskers* é baseada em Al_2O_3 , contendo carbonetos de silício (SiC) na forma de pequenos cilindros, que lhe confere uma melhor condutividade térmica e maior tenacidade. O nitreto de silício (Si_3N_4) com adição de Al_2O_3 formam uma ferramenta cerâmica conhecida como SiAlON que tem melhores propriedades térmicas e tenacidade do que as cerâmicas brancas de Al_2O_3 . Estas ferramentas estão sendo amplamente utilizadas para usinagem das superligas (CHOUDHURY e BARADIE, 1998).

Ferramentas de cerâmica pura ($\text{Al}_2\text{O}_3\text{+ZrO}_2$) não apresentam desempenho satisfatório na usinagem das ligas à base de níquel, apesar de sua boa estabilidade química, dureza a quente e elevada resistência ao desgaste. Este baixo desempenho pode ser atribuído à baixa resistência ao choque térmico, baixa tenacidade à fratura ou à baixa resistência ao choque mecânico em temperaturas elevadas. O torneamento contínuo com ferramentas monocortantes, testada em Inconel 718 mostrou que a cerâmica mista ($\text{Al}_2\text{O}_3\text{+TiC}$) é muito mais adequada para a usinagem deste material que a cerâmica pura. O uso de ferramentas de cerâmica mista foi relatado primeiramente no final dos anos 70, com velocidades de corte na faixa de 120 e 240 m/min, quase dez vezes maiores do que aquelas usadas pelas ferramentas de metal duro. A vida da ferramenta sob estas condições foi limitada severamente pelo entalhe excessivo na região da profundidade de corte, através da aderência e arrancamento de partículas (*attrition*), que podem ser causados pela tenacidade relativamente

baixa da ferramenta. Vidas razoáveis da ferramenta foram obtidas na usinagem do Incoloy 901 com ferramentas de cerâmica mista, com altas velocidades de corte (até 300 m/min). A alta velocidade de usinagem da liga à base de níquel (Inconel 718) foi conseguida também com outra classe (Al+Zr+W) de cerâmicas mistas (KHAMSEHZADEH, 1991; EZUGHU et al., 1992; SUH, 1980; DROZDA, 1985).

Ferramentas de cerâmicas de alumina reforçadas com *whiskers* foram desenvolvidas especialmente para usinar as ligas à base de níquel (WEI e BECHER, 1985). Elevadas velocidades de corte na faixa de (200 – 750 m/min), avanços na faixa de (0,125 - 0,375 mm/rev) podem ser alcançados na usinagem das ligas à base níquel com alumina reforçada com *whiskers*. Ensaios de usinagem mostraram que estas ferramentas foram mais favoráveis para a usinagem da liga à base de níquel (Inconel 718) nas condições a seco ou com fluido refrigerante (EZUGHU et al., 1999).

A tenacidade relativamente elevada de ferramentas cerâmicas à base de nitreto de silício (SiAlON) permite também usinar superligas com altas velocidades e avanços. Com a utilização desta ferramenta, observou-se uma redução de até 70% (em relação ao metal duro) na taxa de formação do entalhe, na usinagem do Incoloy. O torneamento de semi-acabamento de Inconel 718 com o SiAlON também resultou em uma economia de 57% nos custos em comparação com ferramentas de metal duro. Ferramentas cerâmicas de SiAlON usinaram melhor a liga Waspaloy na presença de fluido refrigerante (KHAMSEHZADEH, 1991; BHATTACHARYYA, 1984 e BAKER, 1982).

Ferramentas de cerâmica podem ser usadas com sucesso na usinagem da maioria dos aços, ferro fundido e das superligas à base de níquel, mesmo na sua condição endurecida, bem como na usinagem de muitas ligas não ferrosos e materiais compósitos. No entanto, o SiAlON e cerâmicas reforçadas com SiC_{whisker}, estão limitados na sua aplicação devido a reações químicas entre a peça e a ferramenta. As cerâmicas reforçadas com SiC_{whisker} estão limitadas a usinagem das superligas à base de níquel, enquanto as ferramentas SiAlON são essencialmente limitadas a usinagem de ferro fundido e superligas à base de níquel (METALS HANDBOOK, 1989).

Choudhury et al. (1998) observaram que o desgaste de entalhe na altura da profundidade de corte é o maior problema na usinagem dessas superligas. Na usinagem do Inconel com ferramentas de cerâmica, o desgaste do entalhe na altura da profundidade de corte é promovido, envolvendo o mecanismo de adesão (*attrition*). O desgaste de flanco das ferramentas de alumina reforçada com *whiskers* e SiAlON podem ser considerados como um desgaste pelo mecanismo de difusão, determinado principalmente pela reação química e dissolução com o material em peça.

Normalmente o desgaste de uma ferramenta de corte é um fenômeno complexo e pode ser atribuídos a vários modos e fatores, dentre eles podem-se citar: Desgaste ativado mecanicamente, que compreende a abrasão, aderência e fratura (*attrition*); desgaste ativado quimicamente, também chamado triboquímico e desgaste que inclui difusão ou (desgaste de dissolução).

Em geral, as ferramentas de corte com materiais cerâmicos são mais resistentes ao desgaste do que as ferramentas de metal duro. Desgaste abrasivo é predominantemente controlado pelas propriedades mecânicas do material da ferramenta, tais como dureza e tenacidade. Desgaste de difusão é predominantemente controlado pela estabilidade química e a solubilidade do material da ferramenta no material da peça a altas temperaturas (KUMAR et al., 2003).

Altin et al. (2007) avaliaram os efeitos da velocidade de corte no desgaste vida da ferramenta na usinagem de Inconel 718 com ferramentas cerâmicas (SiAlON e *Whisker*). Foram utilizadas ferramentas com dois tipos de geometria, sendo uma quadrada (SNMG) e outra redonda (RNMG) e três qualidades ISO diferentes. O avanço ($f = 0,2$ mm/rot) e a profundidade de corte ($a_p = 2$ mm) foram mantidos constantes, variando a velocidade de corte entre 150 e 300 m/min. Os valores médios de desgaste de flanco da ferramenta foram medidos em cada teste após a retirada de 273 cm^3 de material, tendo como critério de fim de vida os valores estabelecidos pela norma ISO Standard 3685. Os resultados dos experimentos mostram que o desgaste de cratera e flanco são geralmente os tipos dominantes nas ferramentas com geometria quadrada (SNGN), enquanto o desgaste entalhe e flanco são dominantes nas ferramentas com geometria redonda (RNGN). Observou-se ainda que para as condições utilizadas, a velocidade de corte de 250 m/min é ideal, pois acima desta velocidade a vida da ferramenta é afetada drasticamente, conforme Figura 2.2.

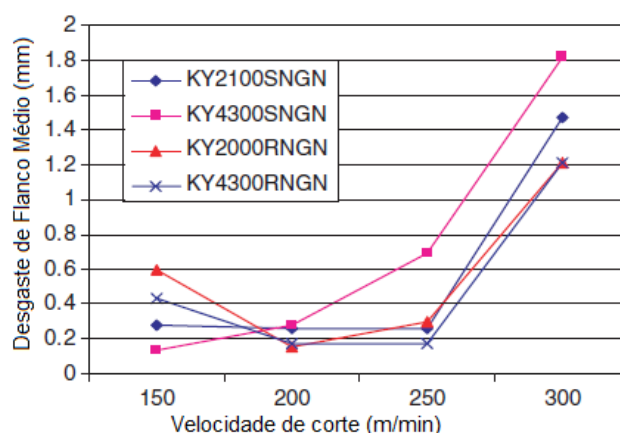


Figura 2.2 - Relação entre o desgaste de flanco (VB_B) e da velocidade de corte (vc) durante a usinagem de Inconel 718 ($f = 0,2$ mm / rot, $a_p = 2$ mm) (ALTIN et al., 2007).

2.8.3 Usinagem com ferramentas de CBN

Depois do diamante, o CBN é o material mais duro disponível, e não ocorre na natureza. Em síntese CBN policristalino é composto por cerca de 50-90% de CBN e ligantes de cerâmica, tais como carboneto de titânio e nitreto de titânio. O aumento do teor de CBN melhora a condição de corte das superligas e tende a aumentar a resistência ao lascamento. A dureza aumenta quase linearmente com aumento do teor de CBN. Em comparação com a cerâmica, CBN tem maior dureza e resistência à fratura, mas menor resistência química. Estas ferramentas são utilizadas para a usinagem das superligas à base de níquel e cobalto, de dureza igual ou superior a 340 HV. A faixa de velocidade de corte recomendada dessas ferramentas para usinagem a liga Inconel 718 é 120-240 m/min (CHOUDHURY e BARADIE, 1998).

Takatsu apud Ezugwu et al. (1999) comprovou que nos testes de torneamento do Inconel 718, utilizando ferramentas de PCBN com concentração de 30 a 95% CBN, o desgaste de entalhe foi reduzido significativamente com o aumento da concentração de CBN, enquanto que a média do desgaste de flanco apresentou pequena variação.

A capacidade de CBN para cortar materiais duros, com altas velocidades de corte é devido à manutenção da resistência a temperaturas mais elevadas do que outros materiais para ferramentas, juntamente com sua excelente resistência a abrasão e resistência à reação com os materiais não ferrosos das peças (TRENT e WRIGHT, 2000).

2.9 Tipos e mecanismos de desgaste das ferramentas de corte

Durante o processo de usinagem as ferramentas de corte sofrem algum tipo de alteração na sua geometria, independente da sua dureza ou resistência ao desgaste. Estas alterações estão relacionadas às avarias, aos desgastes e às deformações plásticas.

As avarias ocorrem de maneira repentina e inesperada e envolvem a quebra, lascamento e ou trinca da aresta de corte da ferramenta.

- As quebras podem ser consequência do crescimento excessivo dos desgastes ou evolução de avarias da ferramenta de corte (trinca ou lasca). A quebra também pode ocorrer inesperadamente devido a alguns fatores como uma ferramenta muito frágil, carga excessiva sobre a ferramenta, ângulo de ponta e ângulo de cunha pequenos, entupimento dos canais de expulsão dos cavacos, etc. (DINIZ; MARCONDES e COPPINI, 2006).

- O lascamento consiste na retirada durante o processo de corte de grandes partículas da ferramenta, e ocorre principalmente em ferramentas de material frágil (DINIZ; MARCONDES e COPPINI, 2006).
- As trincas são causadas pela variação da temperatura e/ou pela ação dos esforços mecânicos. No corte interrompido as temperaturas flutuam ciclicamente aumentando durante o tempo ativo, diminuindo durante o tempo inativo da aresta de corte a cada revolução da ferramenta (MACHADO et al., 2015).

Este fenômeno é muito raro de ocorrer em corte contínuo (torneamento), é mais comum ocorrer no corte interrompido (fresamento) devido aos choques térmicos e mecânicos inerentes a esse processo.

O desgaste envolve a perda gradual e progressiva de material da ferramenta, sendo que a abrasão, difusão, adesão e à oxidação são os principais mecanismos envolvidos. Nesse processo, a temperatura é um fator determinante e atinge ferramentas de corte de qualquer material.

Na deformação plástica ocorre uma mudança na geometria da aresta de corte pelo deslocamento de material na direção de fluxo de material do cavaco ou da peça. Isto ocorre devido a uma combinação de altas tensões (compressão e cisalhamento) e de temperaturas na superfície de corte da ferramenta (MACHADO et al., 2015).

2.9.1 Tipos de desgastes

Todas as ferramentas de corte estão sujeitas ao desgaste, que podem se localizar tanto na superfície de saída quanto na superfície de folga. O tipo de desgaste depende da geometria da ferramenta, do material da ferramenta, da composição química e das propriedades mecânicas do material da peça e das condições de usinagem. A Figura 2.3 apresenta esquematicamente os típicos desgastes encontrados nas ferramentas de corte (MACHADO et al., 2015).

- Desgaste de flanco (B) ocorre na superfície de folga da ferramenta;
- Desgaste de cratera (A) ocorre na superfície de saída da ferramenta e
- Desgaste de entalhe (C e D), normalmente ocorre na superfície de folga da ferramenta, podendo se estender, às vezes, pela superfície de saída.

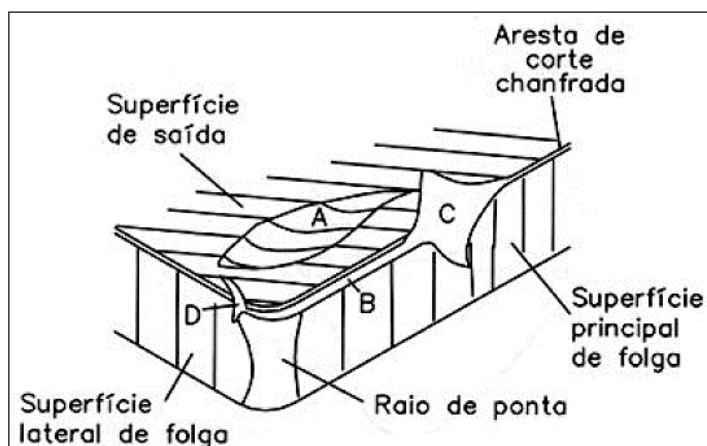


Figura 2.3 - Principais áreas de desgaste de uma ferramenta de corte (DEARNLEY e TRENT, 1982).

A norma ISO 3685 (1993) é utilizada para quantificar esses desgastes, para indicar a troca da ferramenta, antes que alcancem grandes proporções e coloquem o processo de usinagem em risco. A Figura 2.4 representa esquematicamente esses parâmetros, que são: profundidade da cratera (KT); desgaste de flanco médio (VB_B); desgaste de flanco máximo ($VB_{Bmáx}$) e o desgaste de entalhe (VB_N). Os critérios de fim de vida recomendados por essa norma, para ferramentas de HSS, metal duro e cerâmica, em operações de desbaste são (MACHADO et al., 2015): $VB_B = 0,3 \text{ mm}$ ou $VB_{Bmáx} = 0,6 \text{ mm}$ ou VB_N e $VC_N = 1 \text{ mm}$ ou $KT = (0,06 + 0,3f_c)$, no qual f_c é o avanço de corte em mm/rot.

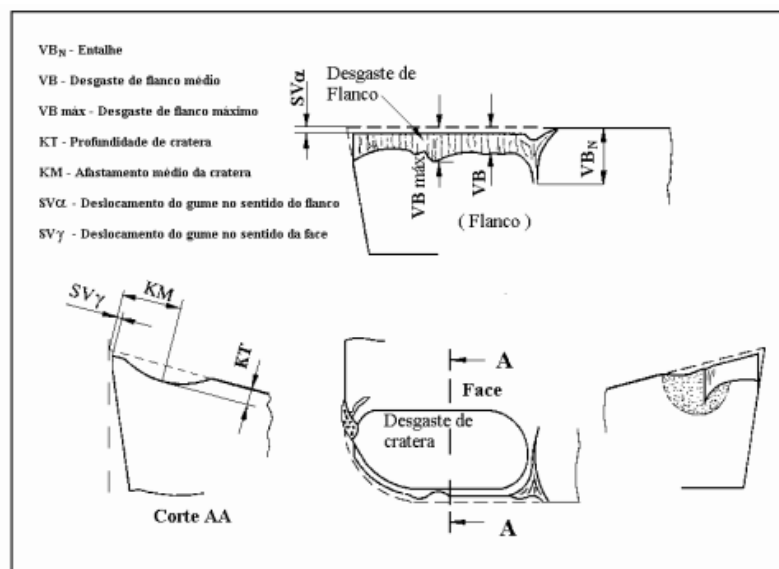


Figura 2.4 - Parâmetros utilizados para medir desgastes das ferramentas de corte (ISO 3685, 1993).

2.9.2 Mecanismos de desgaste

Praticamente todas as formas de desgaste apresentados anteriormente estão presentes em um processo de usinagem, no entanto alguns irão prevalecer, dependendo dos mecanismos de desgaste atuantes e estes, por suas vezes, irão depender das condições e dos parâmetros de corte utilizados. Os mecanismos de desgastes encontrados nos processos de usinagem são: abrasão, adesão, difusão e oxidação. Segundo Machado et al. (2015), em baixas temperaturas, apenas os mecanismos de adesão e abrasão estão presentes e a adesão é predominante, enquanto em temperaturas elevadas, a adesão perde lugar para os novos mecanismos de difusão e oxidação, conforme representado na Figura 2.5.

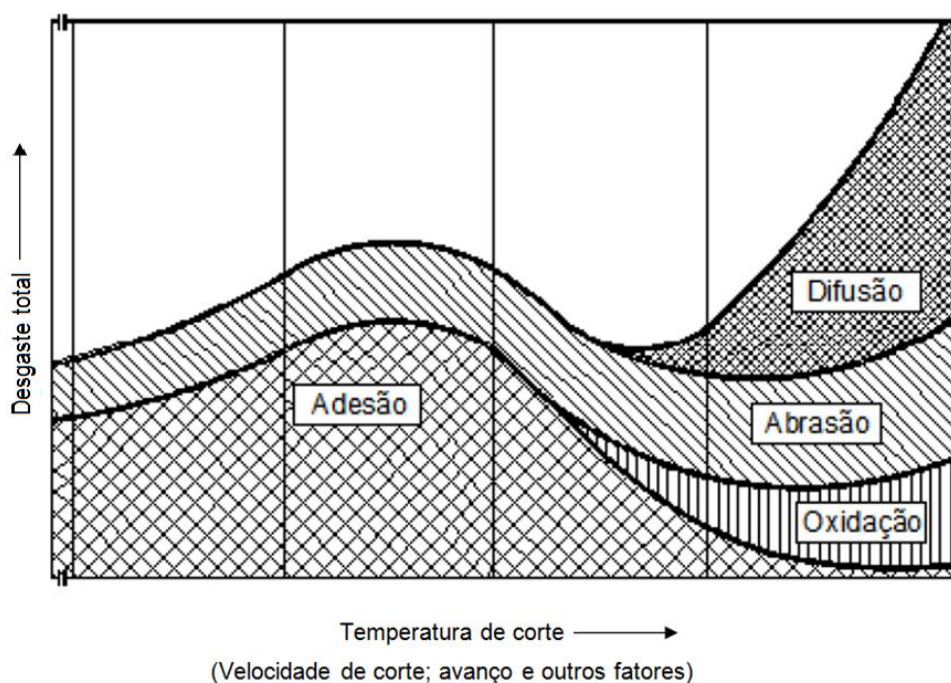


Figura 2.5 - Mecanismos de desgaste das ferramentas de corte em função da temperatura. (VIEREGGE, 1970, apud KONIG e KLOCKE 1997).

Segundo Trent e Wright (2000) há seis diferentes mecanismos de desgaste nas ferramentas de corte, conforme representado esquematicamente na Figura 2.6.

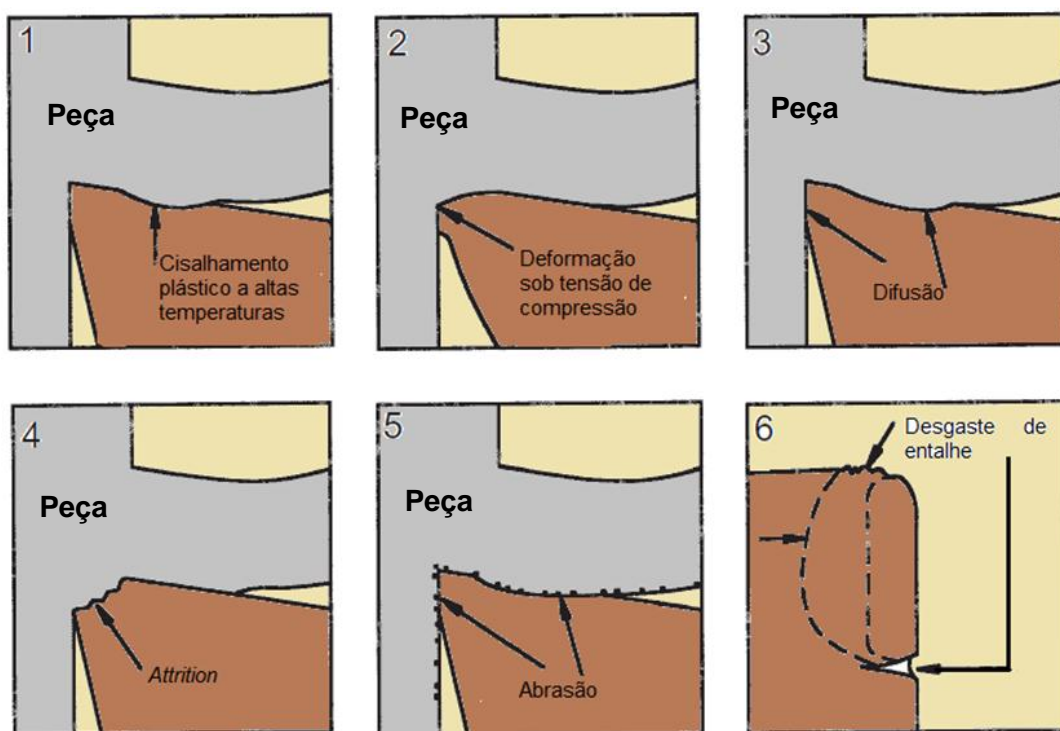


Figura 2.6 - Mecanismos de desgaste que ocorrem nas ferramentas de corte (Adaptado de TRENT e WRIGHT, 2000).

O desgaste por deformação plástica superficial por cisalhamento a altas temperaturas ocorre principalmente na usinagem de materiais com alto ponto de fusão, utilizando-se ferramentas de aço rápido ou metal duro. As elevadas temperaturas desenvolvidas na interface cavaco/ferramenta reduzem a tensão de escoamento do material da ferramenta, e com isso as tensões de cisalhamento ali geradas são suficientes para causar a deformação plástica superficial na superfície de saída da ferramenta, promovendo a formação de crateras (MACHADO et al., 2015).

O desgaste por deformação plástica da aresta de corte sob altas tensões de compressão ocorre principalmente na usinagem de materiais que possuem elevada dureza em ferramentas de aço rápido ou metal duro (Figura 2.7). A combinação de altas tensões de compressão com elevadas temperaturas na superfície de saída podem provocar deformação plástica na aresta de corte. Em altas velocidades de corte e avanços elevados, a deformação plástica pode levar a uma falha catastrófica da ferramenta.

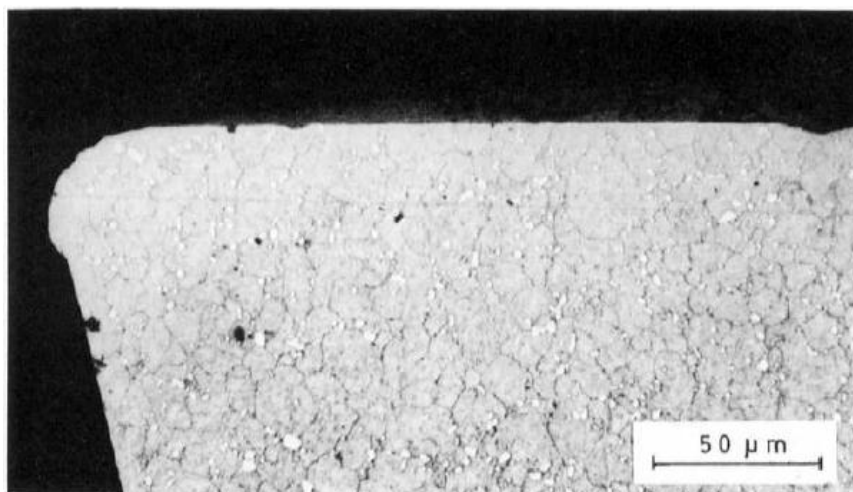


Figura 2.7 – Deformação plástica (TRENT; WRIGHT, 2000)

No mecanismo de difusão, a transferência de material se dá no nível atômico, e é fortemente dependente da temperatura, do tempo e da solubilidade dos elementos envolvidos na zona de fluxo (MACHADO et al., 2015). Como na usinagem as velocidades relativas entre peça/ferramenta/cavaco são altas e o tempo de contato entre estes materiais é pequeno, o mecanismo de difusão poderia ser considerado praticamente desprezível se não fosse à existência de uma zona de aderência com velocidade nula na interface cavaco/ferramenta (TRENT; WRIGHT, 2000). Segundo Astakhov (1998), a difusão é grande responsável pelo desgaste de cratera. Como esse mecanismo envolve a transferência no nível atômico, a superfície tem um aspecto liso.

A oxidação é um grande responsável pelo desgaste de entalhe nas ferramentas, ocorre principalmente na região em que a combinação de altas temperaturas, ar e água (presente no fluido de corte) está presente, ou seja, nas regiões do final da profundidade de usinagem, tanto na superfície primária quanto na secundária de folga (DINIZ et al., 2001).

A aderência e arrastamento (*attrition*) ocorrem geralmente a baixas velocidades de corte, nas quais o fluxo de material sobre a superfície de saída da ferramenta se torna irregular. Esse mecanismo envolve destacamento de fragmentos microscópicos da superfície da ferramenta (grãos), que são arrastados junto com o cavaco, deixando a superfície com um aspecto áspero. Na presença da aresta postiça de corte o contato com a ferramenta torna-se menos contínuo. Nessas condições, fragmentos microscópicos são arrancados da superfície da ferramenta e arrastados junto com o fluxo de material. Este fenômeno geralmente ocorre na zona de escorregamento ao invés da zona de aderência, preferencialmente durante o fresamento, com uso de profundidade de corte irregular ou falta de rigidez do equipamento (MACHADO et al., 2015).

A abrasão está relacionada à remoção de material da ferramenta, através da ação de partículas abrasivas. Estas partículas abrasivas podem estar presentes no material da peça (óxidos, carbonetos, nitretos ou carbonitretos), podem ser fragmentos da aresta postiça de corte ou de fragmentos que se desprendem da ferramenta por *attrition* e são mergulhadas no fluxo de material. Devido às elevadas tensões normais que atuam entre a ferramenta e a peça, a superfície da ferramenta apresenta uma característica similar às marcas geradas pela retificação (KHAMSEHZADEH, 1991). Segundo Machado et al. (2015) o desgaste abrasivo pode envolver deformação plástica e fratura frágil, provocando perda ou deslocamento de material devido ao microsulcamento, microcorte ou microlascamento. Esse mecanismo pode ocorrer nas ferramentas de aço rápido, ferramentas revestidas, cerâmicas puras e mistas. A aparência característica desse tipo de desgaste são sulcos paralelos que se formam na direção do fluxo de material, tanto do cavaco como da peça Figura 2.8.

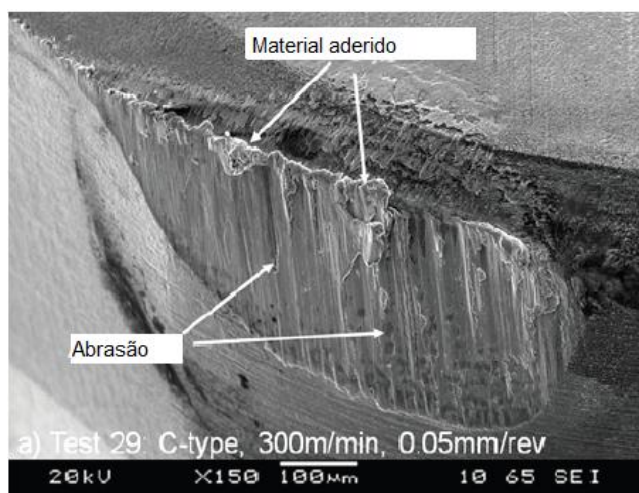


Figura 2.8 - Imagem de MEV de desgaste de entalhe da liga de níquel Inconel 718 com ferramenta de PCBN sem revestimento com $v_c = 300$ m/min, $f = 0,05$ mm/rot e $a_p = 0,2$ mm (KHAN et al., 2012).

O desgaste por entalhe não é propriamente um mecanismo, mas sim uma forma de desgaste conforme representado esquematicamente nas (áreas C e D da Figura 2.3). Porém, não existe um consenso na literatura que explique exatamente o mecanismo que provoca o desgaste de entalhe. Esse tipo de desgaste ocorre principalmente na usinagem de materiais resistentes a altas temperaturas e com alto índice de encruamento como as ligas de níquel, titânio e aços inoxidáveis austeníticos (MACHADO et al., 2015).

Para Trent e Wright, (2000) as condições de escorregamento prevalecem nas regiões na qual acontece esse tipo de desgaste e o mecanismo de desgaste provavelmente, envolve

a abrasão e a transferência de material, sendo bastante influenciados pela interação com a atmosfera. Estudos sugerem que óxidos se formam continuamente e se aderem na ferramenta nessas regiões, e a quebra das junções de aderência entre os óxidos e a ferramenta pode ocasionalmente promover a remoção de material da superfície, pelo mecanismo de *attrition*.

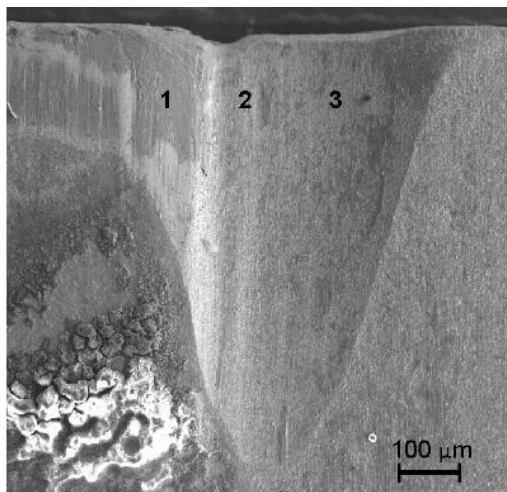


Figura 2.9 - Imagem de MEV de desgaste de entalhe da liga de níquel Inconel 718 com ferramenta de metal duro sem revestimento com $v_c = 30$ m/min, $f = 0,1$ mm/rot e $a_p = 2$ mm. (OLOVSJÖ e NYBORG, 2012)

As altas temperaturas associadas às altas tensões de compressão no plano de cisalhamento secundário, a abrasão e a aderência sobre a superfície de saída da ferramenta, fadigas térmicas devido à natureza cíclica da formação do cavaco e as tensões cíclicas na interface cavaco-ferramenta são os principais responsáveis pelos desgastes das ferramentas de corte (ASTAKHOV, 1998).

2.10 Integridade Superficial na Usinagem das Ligas à base de Níquel

Integridade superficial envolve o estudo e controle da rugosidade ou topografia superficial, dureza superficial, variações da microdureza e variações metalúrgicas da sub-superfície. Ambos os fatores influenciam na qualidade da superfície e sub-superfície usinada, tornando-se extremamente importante na fabricação de componentes estruturais que precisam suportar altas tensões estáticas e dinâmicas.

A condição de uma superfície usinada é resultado de um processo que envolve deformações plásticas, ruptura, deformação e recuperação elástica, geração de calor, vibração, tensões residuais e ainda podem ocorrer reações químicas. Assim, todos esses fatores podem ter efeitos diferentes na nova superfície (MACHADO et al., 2015).

Como as superligas à base de níquel apresentam baixa usinabilidade, a superfície e sub-superfície são facilmente afetadas ou até mesmo danificadas durante as operações de usinagem. Para minimizar os efeitos da usinagem sobre a integridade superficial das peças usinadas, deve-se tomar um cuidado especial na escolha das condições de corte, material da ferramenta, geometria e revestimento da ferramenta (DEVILLEZ, et al., 2011).

Para as indústrias aeroespaciais em que a segurança é extremamente crítica, a integridade superficial é importante para os componentes submetidos a elevadas cargas térmicas e mecânicas durante o seu uso. Estruturas em aplicações aeroespaciais são submetidas a severas condições de tensão, temperaturas e ambientes hostis. As dimensões das seções são continuamente reduzidas a fim de minimizar o peso, de modo que a condição da superfície tem uma influência cada vez maior sobre o seu desempenho (DUDZINSKI, et al., 2004).

A rugosidade é considerada uma alteração superficial, sendo utilizada em muitos casos nas operações de usinagem como um parâmetro de controle do processo, sendo especificada de acordo com a aplicação e com o grau de exigência do componente usinado.

De acordo com a norma ABNT NBR ISO 4287 (2002), os principais parâmetros de rugosidade podem ser definidos de acordo com a Tabela 2.2.

Tabela 2.2 - Principais parâmetros de rugosidade de acordo com a norma ABNT NBR ISO 4287 (2002)

Símbolo	Nome	Definição
Ra	Desvio aritmético médio do perfil avaliado	Média aritmética dos valores absolutos das ordenadas no comprimento de amostragem.
Rq	Desvio médio quadrático do perfil avaliado	Raiz quadrada da média dos valores das ordenadas no comprimento de amostragem.
Rt	Altura total do perfil avaliado	Soma da maior altura de pico do perfil e da maior profundidade do vale do perfil no comprimento de avaliação.
Rz	Altura máxima do perfil avaliado	Soma da altura máxima dos picos e a maior das profundidades dos vales no comprimento de amostragem.
Rsk	Fator de assimetria do perfil avaliado (skewness)	Quociente entre o valor médio dos valores das ordenadas e Rq ao cubo, no comprimento de amostragem.
Rku	Fator de achatamento do perfil avaliado (kurtosis)	Quociente entre o valor médio dos valores das ordenadas a quarta potência e o valor de Rq à quarta potência no comprimento de amostragem.

Segundo a norma ABNT NBR ISO 4287 (2002), comprimento de amostragem (l_r) é definido como sendo o comprimento na direção do eixo X usado para identificar as irregularidades características do perfil sob avaliação. O comprimento de avaliação (l_n) é definido como sendo o comprimento na direção do eixo X usado para estabelecer o perfil sob avaliação e pode conter um ou mais comprimentos de amostragem. Recomenda-se que comprimento de avaliação seja equivalente a cinco vezes o comprimento de amostragem, para obter uma maior confiabilidade dos dados. A Tabela 2.3 apresenta estes valores de acordo com a norma NBR ISO 4287 (2002).

Tabela 2.3 - Comprimento de Amostragem tomando como base a faixa de Ra de acordo com a norma ABNT NBR ISO 4287 (2002).

Faixa de Ra (μm)	Comprimento de amostragem l_r (mm)	Comprimento de avaliação l_n (mm)
Até 0,02	0,08	0,4
De 0,02 a 0,1	0,25	1,25
De 0,1 a 2	0,8	4
De 2 a 10	2,5	12,5
De 10 a 80	8	40

De acordo com Machado et al. (2015) no processo de torneamento os parâmetros Ra e Rt podem ser calculados teoricamente. No entanto, como estes parâmetros são afetados por outros fatores tais como a vibração, aresta postiça de corte e desgaste das ferramentas de corte, estes valores são apenas indicativos. Se o avanço (f) é menor que o raio de ponta (r_ϵ) da ferramenta, os valores de Ra e Rt teóricos são calculados, aproximadamente por:

$$Ra = \frac{f^2}{18\sqrt{3}r_\epsilon} = \frac{f^2}{31,2r_\epsilon} \quad 2.1$$

$$Rt = \frac{f^2}{8r_\epsilon} \quad 2.2$$

Observa-se nestas equações que dentre os parâmetros de corte o que apresenta maior influência sobre a rugosidade é o avanço, ou seja, a altura dos picos e a profundidade

dos vales proporcionados pelas marcas de avanço tendem a aumentar em proporção quadrática ao avanço.

A tensão residual é um dos parâmetros práticos mais relevantes usados para avaliar a qualidade da superfície usinada, principalmente quando componentes estruturais críticos são usinados, com o objetivo de alcançar níveis elevados de confiabilidade que é o caso dos aços inoxidáveis austeníticos e ligas à base de níquel que são amplamente utilizados em geração de energia nuclear e aeroespacial (OUTEIRO et al., 2008). Condições de usinagem que apresentam elevada tensão residual de tração nas superfícies usinadas devem sempre ser evitadas e esforços devem ser feitos para garantir uma tensão de compressão, sempre que possível. Os efeitos indesejáveis nas superfícies usinadas podem ser minimizados através da utilização de métodos e condições de usinagem adequados. Segundo Machado, et al., (2015) a tensão de compressão é benéfica pois a mesma aumenta a resistência a fadiga da peça.

Ezugwu e Tang (1995) realizaram estudos de torneamento do Inconel 718 utilizando ferramenta de cerâmica com a formas redonda e romboide de óxido puro ($\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{ZrO}_2$) e óxido misto ($\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiC}$), sem a utilização de refrigerante, devido às baixas propriedades ao choque térmico das ferramentas cerâmicas. Os demais foram realizados com uma velocidade de corte (v_c) de 152 m/min, velocidade de avanço (v_f) de 0,125 mm/min e uma profundidade de corte constante de 2,0 mm. Eles demonstraram que a geometria da ferramenta de corte desempenha um papel importante na determinação da natureza das superfícies usinadas. As pastilhas redondas apresentaram melhor acabamento superficial do que as pastilhas romboides. Todas as ferramentas de cerâmica da forma romboide falharam após usinagem por 1 min, devido a um grave entalhe na altura da profundidade de corte. Nas condições estudadas, cavacos contínuos foram produzidos, devido à ductilidade do material trabalhado. A dureza da camada superficial da peça aumentou com a usinagem prolongada, devido à deformação plástica e a alta taxa encruamento do Inconel 718. A deformação plástica ficou evidente pela observação do alongamento e orientação dos grãos sob a superfície usinada.

Outeiro et al. (2008) estudaram a influência dos parâmetros de corte sobre o desempenho de processos de usinagem e integridade superficial gerada durante o torneamento a seco do Inconel 718 (ferramenta de metal duro sem revestimento) e aço inoxidável austenítico AISI 316L (ferramentas de metal duro com revestimento TiAlN -2 μm). Os testes foram realizados com uma velocidade de corte de 70 m/min, profundidade de corte de 0,5 mm e avanço de 0,2 mm/rot, para o Inconel 718 e velocidade de corte de 125 m/min, profundidade de corte de 2,5 mm e avanço de 0,05 mm/rot. Os resultados mostraram que as tensões residuais medidas em ambos os materiais apresentaram de forma consistente o aparecimento de altas tensões residuais de tração na superfície usinada (superfície primária)

e tensões residuais de compressão na subsuperfície abaixo de 10-25 μm . Maiores tensões superficiais foram geradas quando se utilizou ferramenta sem revestimento do que com ferramenta revestida. Além disso, os valores mais elevados de tensões residuais foram obtidos na superfície secundária do que na superfície primária.

Zhou et al. (2012) analisaram os efeitos dos parâmetros de corte, desgaste da ferramenta e condição de lubri-refrigeração sobre a superfície usinada no torneamento de acabamento do Inconel 718, utilizando ferramenta cerâmica reforçada com *whisker*, nas condições a seco e jorro. As ferramentas utilizadas foram do tipo DNGN150712T01020, montada em um suporte (CDJNL3025P11- ISO) com ângulo de inclinação e de saída de -6° e ângulo de posição de 93° . Os ensaios experimentais foram realizados com velocidade de corte de 100, 200, 300 e 400 m/min, avanço de 0,1, 0,15 e 0,2 mm/rot e profundidade de corte constante de 0,3 mm. As condições que foram utilizadas como critério para determinar o uso das ferramentas foram VB_{Bmax} de 0,2 mm para a condição semi-desgastada e 0,3 mm para a condição desgastada. O fluido de corte utilizado na usinagem por jorro foi o Sitala D 201-03 (Shell), contendo 5% de emulsão semi-sintético em solução e aplicado com uma pressão de 0,5 MPa e uma vazão de 40 l/min, através de um orifício de 5 mm de diâmetro. A superfície usinada foi examinada por um microscópio eletrônico de varredura (MEV). Os resultados dos experimentos permitiram concluir que uma grande variedade dos danos superficiais causados sob as condições de corte utilizadas foram devidos a rachaduras (trincas) e fratura de carbonetos de nióbio (NbC) e carbonetos de titânio (TiC). A combinação de uma nova aresta de corte, baixa velocidade de corte e baixo avanço resultam na tendência a fratura dos carbonetos de nióbio Figura 2.10. Baixos avanços apresentam maior tendência de formar aresta postiça de corte do que em avanços maiores, devido ao aumento do tamanho da área deformada plasticamente e da interface entre a ferramenta e a peça. O efeito global dos parâmetros de corte sobre o grau dos danos superficiais na peça é consideravelmente menor do que os efeitos do grau de desgaste da ferramenta e as condições de refrigeração. A usinagem com fluido de corte resulta em menores danos superficiais do que na usinagem a seco. A deformação dos grãos e dos contornos de grão pode ter sido causada pelo efeito combinado das forças axiais atuando sobre a peça e das temperaturas elevadas de corte induzidas durante o corte (Figura 2.11).

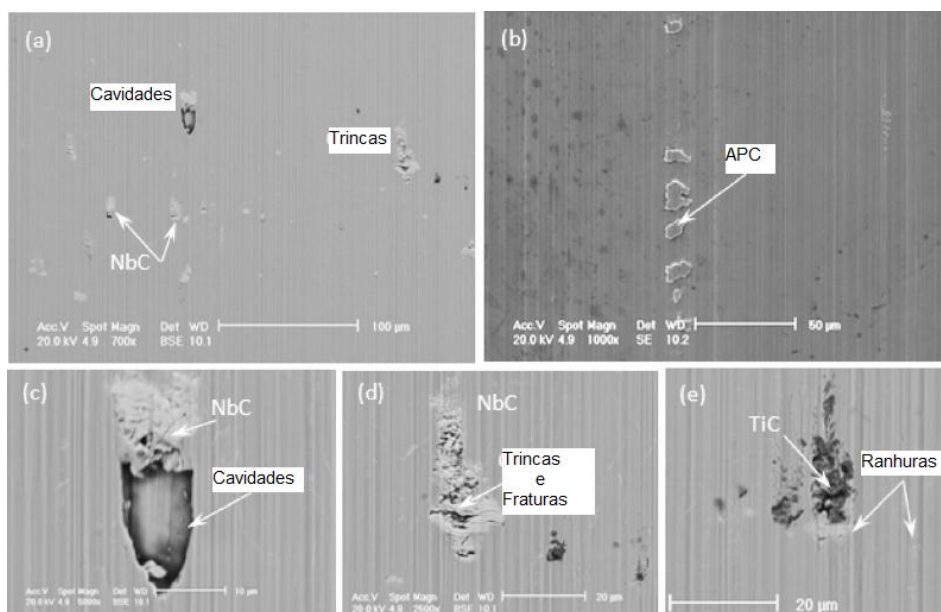


Figura 2.10 - Danos superficiais típicos obtidos (MEV) com o uso de uma ferramenta nova em condições de usinagem com jorro. $v_c = 200$ m/min, $f = 0,1$ mm/rot, $a_p = 0,3$ mm (ZHOU et al., 2012).

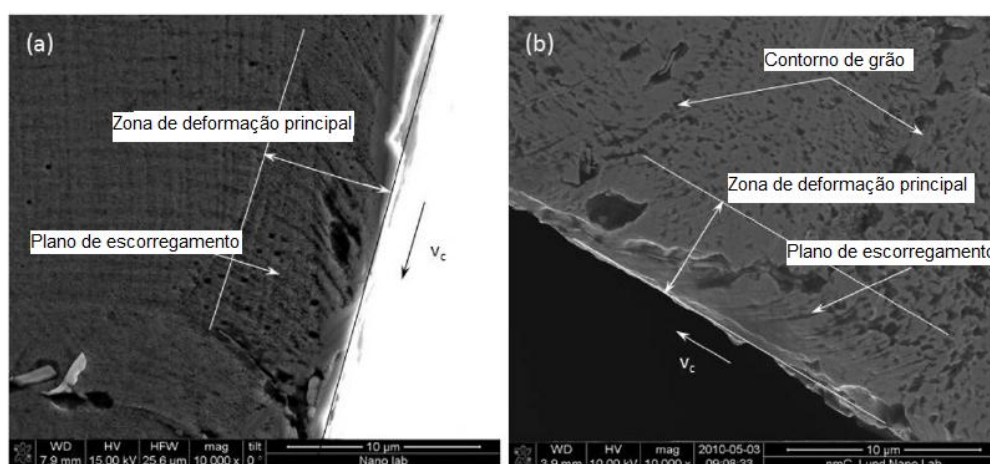


Figura 2.11 - Micrografias de danos a sub-superfície sob condições de corte a seco e jorro, $v_c = 300$ m/min, $f = 0,15$ mm/rot e $a_p = 0,3$ mm. a) jorro, b) seco (ZHOU et al., 2012).

Devillez et al. (2011) avaliaram o efeito de usinagem sobre a integridade superficial no torneamento de acabamento ($a_p = 0,5$ mm e $f = 0,1$ mm/rot) do Inconel 718 nas condições a seco e jorro com ferramenta de metal duro revestida com TiCN–Al₂O₃–TiN pelo processo CVD. As velocidades de corte utilizadas foram de 40, 60 e 80 m/min para ambas as condições de corte utilizadas. Foi utilizado uma emulsão com concentração de 5%, aplicado com o sistema do próprio CNC, com uma pressão de 5 bar e uma vazão de 25 l/min. As ferramentas utilizadas tinham um raio de ponta de 0,4 mm, ângulo de saída de 0° e ângulo de folga de 7°,

montadas em um porta ferramenta com ângulo de posição de 90°. Utilizou-se como critério de fim de vida da ferramenta um desgaste de flanco igual ou superior $VB_{Bmáx}$ de 0,2 mm, ou quando aparecer uma falha catastrófica. As medições de microdureza Vickers foram realizadas utilizando um indentador Zwick ZHV1 com uma carga de 100 g durante 10 s. A análise microestrutural da sub-superfície foi realizada com um microscopia eletrônica de varredura (MEV). Tensões residuais foram determinadas usando uma técnica de análise de tensões de raios-X com a Fe-anticathode e um filtro de manganês. Conclui-se, quanto ao acabamento superficial, que a condição a seco apresentou melhores resultados, com uma tendência de diminuir com o aumento da velocidade de corte (Figura 2.12). Para todas as condições de corte utilizadas foram observadas tensões residuais de tração na camada mais próxima da superfície usinada, sendo máxima na superfície. Esta camada é seguida de zona de tensões de compressão várias vezes mais espessa do que a camada de tração. Estas tensões são devido as altas propriedades mecânicas dessa liga, combinada com a sua baixa condutividade térmica, conduzindo a altas temperaturas na região de corte. Ao comparar as tensões residuais de tração nas condições de usinagem a seco e jorro, observa-se uma redução com a utilização do jorro. Entretanto, o efeito do fluido refrigerante diminui quando a velocidade corte aumenta para 80 m/min. Outro efeito observado foi a redução das tensões de tração máxima com o aumento da velocidade de corte na condição a seco. Nas condições de corte escolhidas, a utilização do fluido de corte teve pouca influência sobre a microestrutura e o gradiente de microdureza na camada superficial.

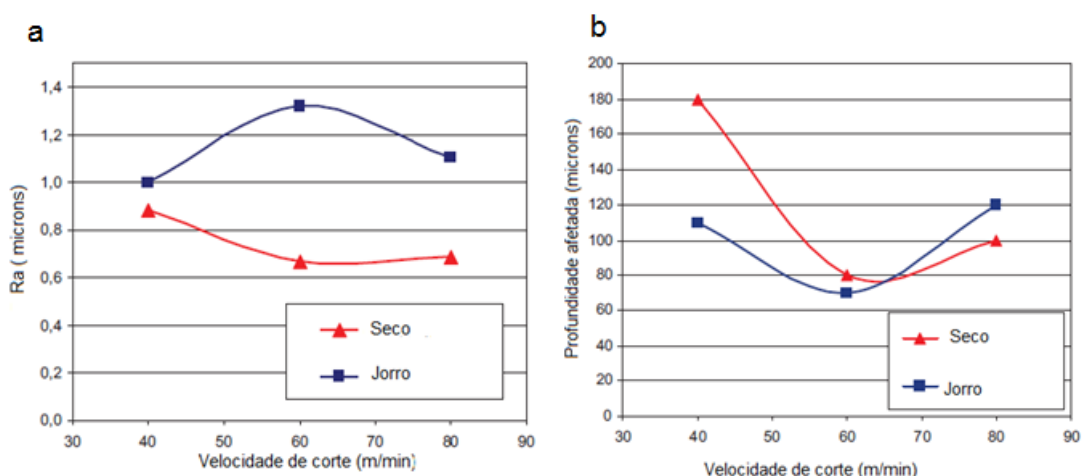


Figura 2.12 - Efeito da velocidade de corte e lubrificação na usinagem do Inconel 718; a) no acabamento superficial, b) na profundidade afetada pelas tensões residuais (DEVILLEZ et al., 2011).

2.11 Lubrificação e Refrigeração em Usinagem

Os fluidos de corte quando aplicados de maneira correta podem contribuir para o aumento da produtividade e reduzir os custos, tornando possível o uso de altas velocidades de corte, maiores avanços e o uso de maiores profundidades de corte. A aplicação eficaz de fluidos de corte pode também prolongar a vida da ferramenta, diminuir a rugosidade da superfície da peça, aumentar a precisão dimensional, e diminuir a quantidade de energia consumida, em comparação com o corte a seco (METALS HANDBOOK, 1989).

Para uma correta seleção do fluido de corte é necessário o conhecimento dos tipos e funções, limitações físicas, composição química e propriedades dos fluidos que atendam às exigências de cada processo de usinagem.

O primeiro pesquisador a observar o efeito do fluido refrigerante no processo de usinagem foi Frederick Winslow Taylor (1894). Ele aplicou uma grande quantidade de água na região de corte, e com isso foi possível aumentar a velocidade de corte em 33%, sem prejuízo para a vida da ferramenta de corte (FERRARESI, 2006). No entanto, a água causa problemas de oxidação nas partes da máquina e da peça. Para minimizar os efeitos da corrosão causada pela água na peça, na ferramenta e na máquina, óleos foram misturados à água formando emulsões, melhorando assim a lubrificação do conjunto peça-ferramenta-máquina.

Desde então, grandes avanços tecnológicos foram obtidos e um número muito grande de fluidos de corte encontra-se comercialmente disponível, cabendo aos planejadores de produção selecionar o mais adequado para uma aplicação no seu processo. Um fluido ideal não deve só melhorar o processo de corte, mas também deve satisfazer certo número de outros requisitos. Ele não deve ser tóxico ou ofensivo para o operador, não deve ser inflamável, não deve ser nocivo para o sistema de lubrificação da máquina-ferramenta, não deve ser corrosivo para o material da peça, devendo dar alguma proteção contra a corrosão para a superfície de metal recentemente cortado e, obviamente, deve ser o mais barato possível (TRENT e WRIGHT, 2000).

2.11.1 Funções dos Fluidos de Corte

Os fluidos de corte desempenham um papel muito importante nas operações de usinagem, e muitas dessas operações não poderiam ser realizadas eficazmente sem o uso do fluido de corte correto. Segundo Machado et al. (2015), as principais funções dos fluidos de corte são:

- Lubrificação a baixas velocidades de corte;

- Refrigeração a altas velocidades de corte;
- Remoção dos cavacos da zona de corte;
- Proteção da máquina-ferramenta e da peça contra oxidação.

Embora as funções de lubrificação e refrigeração sejam consideradas prioritárias, há situações em que a remoção de cavacos se torna crítica, como no caso das operações de furação profunda e no serramento. A capacidade de remoção dos cavacos da zona de corte depende da sua viscosidade e vazão, além, da natureza da operação de usinagem e do tipo de cavaco que está sendo formado.

Em operações com altas velocidades de corte a refrigeração é a função mais importante do fluido de corte, pois as altas velocidades de corte propiciam o desenvolvimento de altas temperaturas. Além disso, em altas velocidades de corte as condições não são favoráveis para a penetração do fluido de corte na interface ferramenta cavaco para que exerça suas funções. Em velocidades de corte moderadas tanto a refrigeração quanto a lubrificação são importantes. Contudo nas operações nas quais as velocidades de corte são baixas, a lubrificação torna-se a função principal de um fluido de corte, e a refrigeração é relativamente sem importância, pois as temperaturas nessas condições são baixas (TRENT e WRIGHT, 2000; MACHADO et al., 2015).

O fluido de corte agindo como lubrificante contribui para a redução do atrito e da área de contato ferramenta/cavaco, permitindo maiores velocidades de corte, melhores acabamentos superficiais e contribuindo para o aumento da vida útil da ferramenta de corte. No entanto, sua eficiência irá depender da habilidade de penetrar na interface cavaco/ferramenta no curto período de tempo disponível e de formar um filme com resistência ao cisalhamento menor que a resistência do material da peça (MACHADO et al., 2015).

2.11.2 Tipos de lubrificantes e refrigerantes

Os fluidos de corte mais comuns são agrupados nas seguintes categorias, de acordo com a sua classificação:

- Óleos integrais;
- Emulsões;
- Soluções.

2.11.2.1 Óleos integrais

Nesta categoria de fluidos de corte encontram-se os óleos de origem vegetal, animal e mineral. Os óleos de origem vegetal e animal foram os primeiros lubrificantes empregados como óleos integrais na usinagem dos metais. Porém, a sua utilização se tornou inviável

devido ao seu alto custo e rápida deterioração, entretanto, são empregados como aditivos nos fluidos minerais, com o intuito de melhorar as suas propriedades lubrificantes. Entretanto, devido a sua baixa condutividade térmica se tornam ineficazes na retirada do calor da região de corte (MACHADO et al., 2015).

Os óleos minerais são obtidos a partir do refino do petróleo cru, e constituídos por hidrocarbonetos. Suas propriedades dependem do comprimento da cadeia, da estrutura molecular e do grau de refino. Estes óleos podem ser utilizados puros ou com aditivos. Os aditivos à base de cloro ou enxofre proporcionam características de extrema pressão ao fluido. O uso destes óleos tem perdido espaço para os óleos emulsionáveis nos últimos anos, devido ao alto custo, do baixo ponto de fulgor e ineficiência a altas velocidades de corte, baixo poder de refrigeração e formação de fumos, além de oferecer riscos à saúde do operador.

Os óleos minerais podem ser base parafínica, naftênica ou aromática. Os fluidos de base parafínica derivam do refino do petróleo cru com alto teor de parafinas (ceras), resultando em excelentes fluidos lubrificantes. Eles apresentam um menor custo por serem encontrados em maior abundância, além disso, possuem alto índice de viscosidade, elevada resistência à oxidação e são menos prejudiciais à pele e ainda menos agressivos à borracha e ao plástico.

Os óleos minerais de base naftênica derivam do refino do petróleo naftênico. Estes óleos tendem a formar soluções mais estáveis que os óleos parafínicos e suportam cargas mais elevadas. Entretanto, o uso desses óleos como base para fluidos de corte tem diminuído devido aos problemas causados à saúde humana.

Os óleos minerais de base aromática não são utilizados como fluido de corte, pois são extremamente oxidantes, no entanto podem melhorar a resistência ao desgaste e apresentam boas propriedades EP, quando presentes em grandes quantidades nos óleos parafínicos (REIS, 2000; MACHADO et al., 2015).

2.11.2.2 Emulsões

São compostos bifásicos de óleos minerais adicionados à água na proporção de 1: 10 a 1: 100, mais agentes emulsificantes que garantem a miscibilidade destes com a água. Esses emulsificantes são tensoativos polares que reduzem a tensão superficial, formando uma película monomolecular relativamente estável na interface óleo-água. Assim, os emulsificantes promovem a formação de glóbulos de óleo menores, o que resulta em emulsões translúcidas. A estabilidade dessas emulsões se deve ao desenvolvimento de uma camada elétrica na interface óleo-água. Forças repulsivas entre glóbulos de mesma carga evitam a coalescência destes. Os efeitos nocivos da água presente na emulsão podem ser

evitados com a adição de aditivos anticorrosivos como o nitrito de sódio, que ainda é utilizado na fabricação de óleos de corte emulsionáveis. Para inibir o crescimento de bactérias e fungos na emulsão são usados biocidas, porém devem ser compatíveis com a pele humana e atóxicos.

Os aditivos EP e antidesgaste são os mesmo empregados nos óleos puros. As emulsões com maior teor de óleo apresentam uma coloração leitosa e são usadas geralmente em operações em que predomina a necessidade de lubrificação, já as translúcidas/transparentes são recomendadas em operações em que a necessidade de refrigeração é predominante. Corantes podem ser adicionados para proporcionar uma cor mais viva e aceitável pelos operadores.

Os fluidos semi-sintéticos são caracterizados por apresentarem um teor de óleo mineral menor que os óleos emulsionáveis (entre 5% e 50% no fluido concentrado), além de aditivos e compostos químicos que se dissolvem na água e formam moléculas individuais. Estes fluidos de corte poderiam ser chamados, mais apropriadamente de microemulsões. A presença de uma grande quantidade de emulsificantes propicia ao fluido uma coloração menos leitosa e mais transparente. Devido a menor quantidade de óleo mineral e a presença de biocidas, há um aumento da vida do fluido de corte e uma redução dos riscos a saúde humana. São também utilizados aditivos EP, anticorrosivos e agentes umectantes (MACHADO et al., 2015).

2.11.2.3 Soluções

As soluções são compostos monofásicos de óleos dissolvidos completamente na água. Nas soluções, como os compostos reagem quimicamente formando fases únicas, não há necessidade de atuação de elementos emulsificantes. Pertencendo à classe das soluções, encontram-se os fluidos sintéticos, que se caracterizam por serem isentos de óleo mineral em suas composições. São constituídos de sais orgânicos e inorgânicos, aditivos de lubricidade, biocidas, inibidores de corrosão, entre outros. Por serem menos atacáveis por bactérias, apresentam uma vida maior que os fluidos semi-sintéticos, reduzindo assim o número de trocas da máquina. Além disso, formam soluções transparentes, resultando em uma melhor visibilidade durante o processo de usinagem. Estes fluidos possuem agentes umectantes que melhoram as propriedades refrigerantes da solução e também oferecem boa proteção anticorrosiva.

2.11.3 Direção de Aplicação do Fluido de Corte

Durante o processo de usinagem, o fluido de corte pode ser aplicado em quatro diferentes direções e a Figura 2.13 apresenta estas quatro possibilidades. Aplicação sobre-cabeça (sobrecavaco) (A), aplicação entre a superfície de saída e o cavaco (B) e aplicação do fluido de corte entre a superfície de folga e a peça (C), e a quarta possibilidade é a aplicação do fluido de corte pelo interior da ferramenta (D), através de um canal que entrega o fluido de corte na interface cavaco-ferramenta (MACHADO et al., 2015).

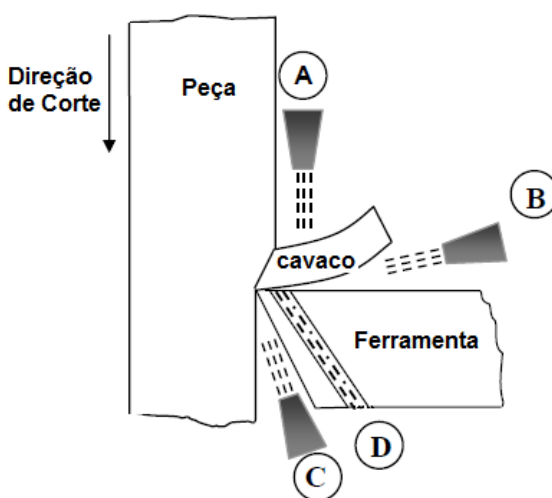


Figura 2.13- Direções possíveis de aplicação do fluido de corte, adaptado de (DA SILVA, 2006).

A aplicação do fluido de corte sobre-cabeça (A), é a forma mais tradicional de aplicação do fluido de corte. No entanto, esta forma se torna ineficiente quando cavacos emaranhados são produzidos durante a usinagem, pois estes impedem o acesso do fluido à interface ferramenta/cavaco.

Na aplicação entre a superfície de saída e cavaco (B), é recomendado apenas quando o fluido é aplicado sob alta pressão. Machado (1990) obteve bons resultados utilizando este método no torneamento da liga de titânio Ti6Al4V, aplicando o fluido com uma pressão de aproximadamente 145 atm.

A aplicação do fluido de corte entre a superfície de folga e a peça na direção (C), apresenta a vantagem de atingir diretamente a interface ferramenta/peça, reduzindo o desgaste de flanco e contribuindo para a qualidade da superfície usinada (MACHADO et al., 2015).

2.11.4 Métodos de aplicação dos Fluidos de Corte

A correta aplicação do fluido de corte na interface cavaco/ferramenta/peça é fundamental para a utilização eficaz do fluido. O método de aplicação afeta não só a lubrificação e a refrigeração, mas também a eficiência da remoção dos cavacos da região de corte. Frequentemente, mais de um bocal por ferramenta é utilizado a fim de aumentar o volume e facilitar a remoção dos cavacos, bem como a refrigeração e lubrificação (METALS HANDBOOK,1989).

Segundo Machado et al. (2015), existem basicamente três métodos de aplicação do fluido de corte, que são:

- Jorro a baixa pressão;
- Atomização (MQF) (de 0,1 a 0,6 MPa);
- Sistema a alta pressão (até 16,3 MPa).

2.11.4.1 Jorro a baixa pressão

A forma de aplicação de fluido de corte por jorro a baixa pressão é o sistema mais utilizado, devido a sua simplicidade. Consiste na aplicação em baixa pressão ou (por gravidade), o fluido é aplicado sobre-cabeça contra a superfície do cavaco ou ainda na superfície de saída da ferramenta. Este método de aplicação utiliza um grande volume de fluido. Para aplicações em altas velocidades de corte não é muito eficiente devido à dificuldade de penetrar na interface cavaco-ferramenta, sendo arrastado para fora desta região.

A refrigeração por jorro é eficaz em termos de redução da temperatura de corte na usinagem em condições de baixa velocidade. O fluido refrigerante além de reduzir a temperatura atua como um lubrificante, diminuindo o atrito e reduzindo as componentes das forças de usinagem e, conseqüentemente, a taxa de desgaste da ferramenta. Em condições de velocidades mais altas, o fluido refrigerante não acessa facilmente as interfaces peça-ferramenta-cavaco que estão em condições de altas tensões, uma vez que é vaporizado pelas altas temperaturas geradas próximo à aresta de corte da ferramenta, perdendo a sua eficácia como lubrificante.

É importante ressaltar que na usinagem de ligas de níquel, na maioria das vezes, as ferramentas cerâmicas são as mais indicadas. Assim sendo, o uso de fluido de corte pode ser proibitivo, por razões óbvias inerentes a esta classe de ferramenta.

2.11.4.2 *Mínima Quantidade de Fluido (MQF)*

Esforços têm sido feitos no sentido de minimizar a utilização de fluidos de corte, pois representam um perigo em potencial para a saúde do pessoal de operação que entra em contato com o produto. Outro problema está relacionado com o custo e o descarte impróprio dos fluidos de corte que causam graves problemas ambientais. A aplicação de fluido de corte pelo método da atomização (névoa ou Mínima Quantidade de Fluido - MQF) é uma técnica que consiste no princípio de utilização total do óleo de corte sem resíduos, ou seja, com baixo fluxo do fluido de corte (na faixa de 10 a 200 ml/h.) aplicado a elevadas pressões. A mistura de ar comprimido e de gotículas de óleo é aplicada na zona de corte. A função de lubrificação é assegurada pelo óleo e a de refrigeração, mesmo que pequena, pelo ar comprimido. Esta pequena quantidade de óleo é suficiente para reduzir o atrito no corte e diminuir a tendência à aderência dos materiais (DÖRR, 1999).

No entanto, para Dhar et al. (2006), a vazão do fluido de corte aplicado pela técnica MQF pode ser de 50 a 500 ml/h, que é cerca de 3 a 4 vezes menor do que a quantidade normalmente utilizada em condições de jorro (inundação) de refrigeração.

A técnica de aplicação de fluido por MQF entrega o lubrificante apenas na interface peça/ferramenta/cavaco, enquanto que no processo convencional por jorro toda a região de trabalho é afetada. A fim de alcançar melhores resultados a geometria do bocal deve ser levada em consideração para que se tenha boa atomização e molhabilidade da região de corte (DA SILVA, 2006). No entanto, cuidados devem ser tomados no intuito de minimizar os efeitos causados pela névoa e fumaça gerada durante o processo de utilização desta técnica, pois estes vapores em suspensão podem oferecer riscos à saúde dos operadores.

O desempenho da técnica de MQF, assim como em qualquer outra técnica empregada em processos de usinagem depende da seleção correta de fluidos de corte, material da peça a ser usinado e do processo de usinagem (EL BARADIE, 1996).

A aplicação do fluido de corte através da técnica MQF pode ser feita de duas formas distintas, ou seja: interno por meio de canais internos da ferramenta de corte e externo em que o fluido é aplicado através de um bocal externo montado na estrutura da máquina ferramenta, conforme ilustrado na Figura 2.14. Sendo que cada um destes sistemas tem áreas de aplicação específicas. O sistema externo é usado principalmente em operações de serragem, fresamento, retificação e torneamento. O sistema interno pode ser utilizado em operações de usinagem, como furação, fresamento e rosqueamento (LAWAL et al., 2013).

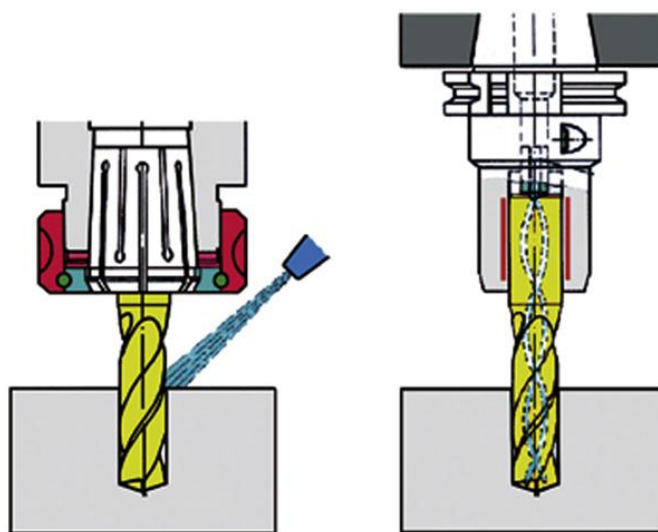


Figura 2.14 - Sistema de alimentação de lubrificante externo e interno (DGUV, 2010).

Diversos pesquisadores têm investigado a técnica MQF e bons resultados foram obtidos. Machado e Wallbank (1997) utilizaram esta técnica para avaliar qual o efeito da mínima quantidade de fluido no torneamento do aço carbono AISI 1040 utilizando ferramentas de metal duro sem revestimento. Foram investigadas cinco diferentes condições de lubrificação, seco, ar, ar + água, ar + óleo solúvel e jorro. Na condição de mínima quantidade de fluido foi utilizada uma vazão de 200 a 300 ml/h, enquanto na condição em abundância (jorro) foi de 5,2 l/h. Os resultados mostram que tanto o acabamento superficial, quanto a variação da força e espessura dos cavacos foram beneficiados com a utilização da técnica de mínima quantidade de fluido em comparação com a refrigeração em abundância (jorro).

Dhar et al. (2006) utilizaram a técnica de MQF no torneamento do aço AISI 4340. Os resultados foram comparados com usinagem a seco e convencional (jorro). Foram utilizadas ferramentas de metal duro sem revestimento com ângulo de folga e saída de -6° e raio de ponta de 0,8 mm. Os parâmetros de corte foram mantidos constantes, velocidade de corte ($v_c = 110$ m/min), avanço ($f = 0,16$ mm/rot) e a profundidade de corte ($a_p = 1,5$ mm). A vazão utilizada para o MQF foi de 60 ml/h com uma pressão do ar de 0,7 MPa. Os resultados mostraram uma redução significativa na taxa de desgaste da ferramenta e melhor acabamento superficial (Figura 2.15). Os autores sugerem que esta melhoria se dá em função da redução da temperatura na zona de corte e mudança favorável na interação entre o cavaco/ferramenta/peça.

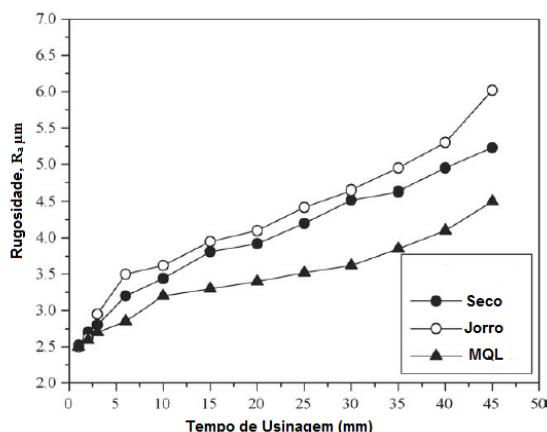


Figura 2.15 - Rugosidade nas condições de usinagem, a seco, jorro, e MQL (DHAR et al., 2006).

Kamata e Obikawa (2007) analisaram o efeito da mínima quantidade de fluido no torneamento de acabamento da superliga à base níquel Inconel 718, com três tipos de ferramentas de metal duro revestidas com raio de ponta de 0,8 mm, sendo elas: (TiCN/Al₂O₃/TiN, TiN/AlN e TiAlN). Eles analisaram também o efeito da pressão de ar (0,4 e 0,6 MPa), vazão do fluido (16,8 e 31,8 ml/h) e velocidade de corte. As performances de corte destas ferramentas com MQF foram avaliadas em termos de vida e acabamento superficial, e comparados com usinagem a seco e convencional (jorro). As velocidades de corte foram fixadas em 60 e 90 m/min com uma profundidade de corte de 0,1 mm e avanço de 0,1 mm/rot. Os resultados mostraram que para a velocidade de corte de 60 m/min, a ferramenta com revestimento TiCN/Al₂O₃/TiN na usinagem com MQF apresentou melhor desempenho enquanto que a ferramenta com revestimento de TiN/AlN exibiu a segunda melhor performance. A ferramenta com revestimento TiCN/Al₂O₃/TiN teve uma maior vida na usinagem por jorro, mas não apresentou um bom acabamento (Figura 2.16).

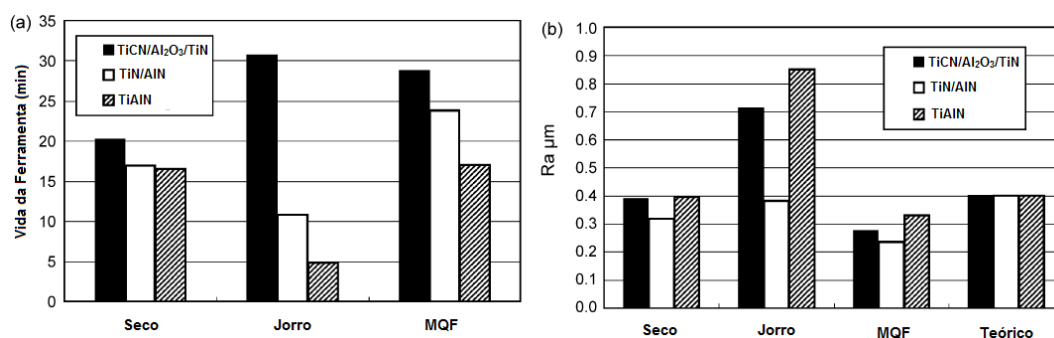


Figura 2.16- Vida da ferramenta (a) e acabamento superficial (b) das três ferramentas revestidas no processo de usinagem por MQF, corte seco e jorro. As condições de usinagem

foram, velocidade de corte 60 m/min, avanço 0,1 mm/rot, profundidade de corte de 0,1 mm, MQF (pressão do ar 0,4 MPa e vazão de óleo 16,8 ml/h) (KAMATA e OBIKAWA, 2007).

Observou-se ainda que à medida que a velocidade de corte aumentou de 60 m/min para 90 m/min, a vida da ferramenta foi drasticamente reduzida. A vida da ferramenta de corte quando comparado o corte a seco e MQF para uma pressão de 0,6 MPa foi quase a mesma, enquanto que o acabamento superficial na usinagem com MQF se mostrou muito melhor do que aquele encontrado no corte a seco. No entanto, quando se compara usinagem com MQF com pressão de 0,4 MPa e 0,6 MPa, os resultados são favoráveis à menor pressão, ou seja, 0,4 MPa. Os resultados sugerem que devido ao fato de os dois tipos de revestimentos estudados ($\text{TiCN}/\text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiN}$, TiN/AlN) mostrarem resultados semelhantes, que o ar causou um efeito negativo sobre o desgaste da ferramenta. Os autores sugerem que este aumento do desgaste da ferramenta pode estar relacionado com a oxidação do revestimento que é acelerado pelo maior volume de oxigênio e nitrogênio na zona de corte, devido ao aumento do fluxo de ar com o aumento da pressão. Outra possível causa é o resfriamento excessivo pela elevada taxa de fluxo de ar. Quando a vazão do fluido de corte passou de 16,8 ml/h para 31,8 ml/h, houve um aumento significativo da vida da ferramenta com revestimento de $\text{TiCN}/\text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiN}$, mas, não foi observado uma melhora no acabamento superficial.

Yazid et al. (2011) realizaram experimentos no sentido de avaliar a integridade superficial no torneamento (operação de acabamento) da superliga à base de níquel Inconel 718, com ferramenta de metal duro (CNMG 120408QM 1105) revestida com TiAlN , em altas velocidades de corte. Dois aspectos da integridade superficial foram investigados, ou seja, a rugosidade e metalurgia da superfície e sub superfície usinada que incluem alteração da micro dureza e danos sub superficiais. Os parâmetros de corte utilizados foram: velocidade de corte (90, 120, 150 m/min), avanço (0,10, 0,15 mm/rot) e profundidade de corte (0,30, 0,50 mm), sob condições de usinagem (seco, MQF 50 ml/h e MQF 100 ml/h). Os resultados demonstraram que em termos de rugosidade a condição de usinagem com MQF produziu melhor acabamento superficial que a condição a seco, sendo que para as velocidades de corte de 90 m/min e 120 m/min, MQF 50 ml/h registrou a menor rugosidade e para a velocidade de corte de 150 m/min, MQF 100 ml/h obteve menor rugosidade. Houve uma maior deformação da microestrutura atingindo maior profundidade na condição de usinagem a seco do que com MQF. Isto pode ser observado nos altos valores da microdureza medida na seção transversal da amostra usinada, indicando alto encruamento do material (Figura 2.17).

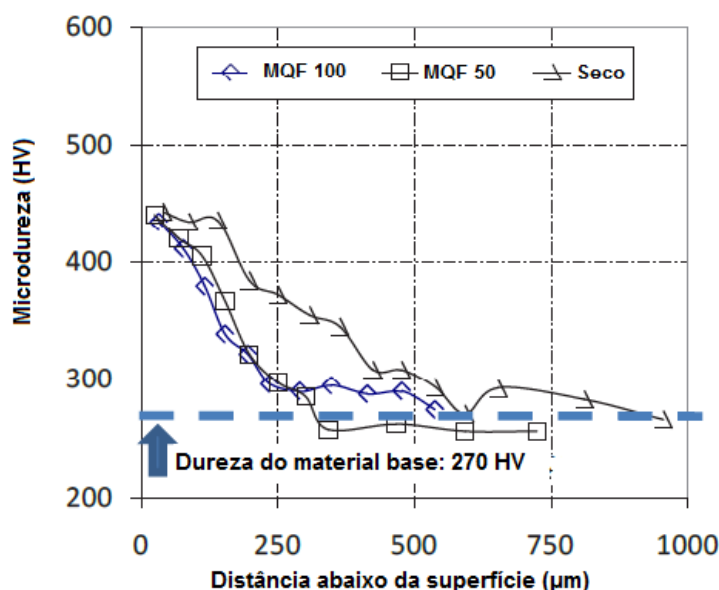


Figura 2.17 – Medida da dureza abaixo da superfície usinada (YAZID et al., 2011)

Hadad e Sadeghi (2013) avaliaram, dentre outros parâmetros, a influência da posição do bocal na aplicação do fluido de corte na usinagem por MQF, comparando com a usinagem a seco e convencional (jorro), no torneamento do aço AISI 4140, sob os aspectos da força de corte e acabamento superficial. Para isso os bocais foram posicionados na superfície de saída, superfície de folga e em ambas as posições. Foram utilizadas ferramentas de aço rápido, com ângulo de posição de 60° , ângulo de folga e de saída de 15° , ângulo de inclinação de 0° e raio da ponta com 0,4 mm. As velocidades de corte utilizadas foram de 50,2, 100,4 e 141,4 m/min com uma profundidade de corte de 0,5 mm e avanço de 0,09 mm/rot. Foi utilizado um fluido de corte miscível em água com uma concentração de 10% para a aplicação por jorro com uma vazão de 5 l/min e para a aplicação por MQF foi utilizado o óleo integral (RS 1642) com vazão de 30 ml/h a uma pressão de 0,3 MPa. A análise dos resultados mostrou que aplicação do fluido de corte pela técnica MQF, teve desempenho superior em relação aos métodos convencionais. Os autores sugerem que este desempenho pode ser atribuído possivelmente por uma maior eficiência de penetração do lubrificante na zona de corte. A posição do bocal tem importante influência sobre o desempenho no processo de torneamento com MQF, pois a névoa de óleo aplicada em ambas às superfícies (folga e saída) confere o efeito de impedir a adesão do cavaco em baixas temperaturas de corte, enquanto que o efeito de lubrificação melhora o acabamento superficial (Figura 2.18).

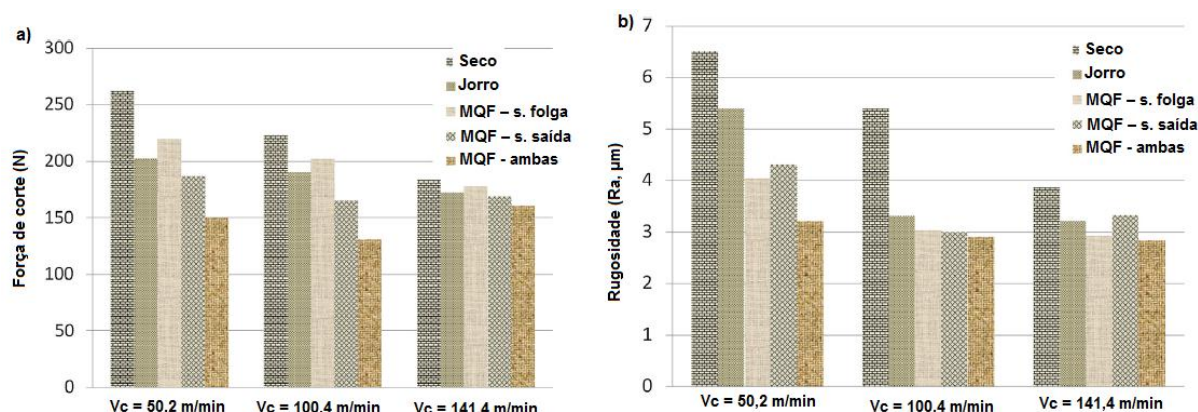


Figura 2.18 – Influência da posição do bocal na força de corte (a) e rugosidade (b) (HADAD e SADEGHI, 2013).

2.11.4.3 Aplicação de fluidos a alta pressão

O sistema de aplicação à alta pressão exige equipamentos mais complexos. Consiste no bombeamento do fluido de corte através do porta-ferramenta e aplicado na direção (B) da Figura 2.13, promovendo também a quebra do cavaco. Normalmente empregam-se pressões acima de 7 Mpa.

Para que a usinabilidade seja melhorada em condições de altas velocidades, é necessário que o fluido de corte seja aplicado muito próximo do ponto crítico, na zona de cisalhamento secundária. A refrigeração de alta pressão aplicada na ponta da ferramenta faz exatamente isso. Este sistema não só proporciona um arrefecimento adequado na interface ferramenta-peça, mas também proporciona uma remoção eficaz do cavaco da área de corte (EZUGWU, 2004). As principais vantagens desta técnica estão relacionadas ao controle e a quebra do cavaco, aumento da vida da ferramenta, redução da temperatura de corte e melhoria da integridade superficial (PALANISAMY, 2009, Da SILVA et al., 2013).

Machado (2000) estudou a influência da injeção de fluido de alta pressão (14.5 MPa) no torneamento da liga titânio Ti-6Al-4V e na liga à base de níquel Inconel 901, utilizando ferramenta de metal duro sem revestimento. Foi observado que para a liga de titânio o sistema de refrigeração de alta pressão aumentou significativamente a vida da ferramenta em todas as condições analisadas. Entretanto, na prática este sistema se mostrou prejudicial à vida da ferramenta na usinagem de ligas de níquel, uma vez que aumentou o desgaste de entalhe na altura da profundidade de corte, possivelmente por acelerar reações químicas e aumentar mecanismos de desgastes como o *attrition*.

Ezugwu, et al. (2005) fizeram uma avaliação sobre o desempenho da ferramenta de cerâmica (*whisker*) no torneamento do Inconel 718, utilizando um sistema de refrigeração de alta pressão, comparando com refrigeração convencional. As pressões utilizadas foram de

11, 15 e 20,3 MPa, velocidades de corte 200, 270, 300 m/min, avanço de 0,1 e 0,2 mm/rot e profundidade de corte de 0,5 mm. Em termos de vida da ferramenta, foi observado melhor desempenho para uma pressão de 15 MPa, comparando com refrigeração convencional, sendo o pior desempenho para pressão de 20,3 MPa, devido a um acelerado desgaste de entalhe. As forças de corte foram menores para as pressões mais elevadas de alimentação do fluido de refrigeração, proporcionado por uma melhor refrigeração e lubrificação nas interfaces de corte e também como resultado da segmentação dos cavacos. O acelerado desgaste de entalhe em ambas as faces pode ser causado por erosão devido ao impacto do jato de água na ferramenta durante a aplicação da refrigeração a alta pressão. A análise da microestrutura da superfície usinada mostrou evidências de deformação plástica e se estendeu em média entre 30 e 50 μm abaixo da superfície, nas condições de refrigeração de alta pressão.

Ainda avaliando a influência da pressão de alimentação do fluido na região de corte no sistema de alta pressão, na usinagem da liga de titânio Ti-6Al-4V com ferramentas de PCD, Da Silva et al. (2013) observaram que houve uma melhora significativa na vida da ferramenta, variando entre 9 a 21 vezes em relação ao sistema de refrigeração convencional. Os melhores resultados foram encontrados para a pressão do fluido de refrigeração mais elevada (20,3 MPa), em condições de baixa velocidade.

2.11.5 Aplicação de fluidos de corte na usinagem das superligas de níquel

As ligas altamente resistentes à fluência utilizadas na indústria aeroespacial como as superligas à base de níquel e de titânio, estão entre os materiais mais difíceis de usinar. Estas ligas são reforçadas por uma segunda fase finamente dispersa na matriz, bem como endurecidas por solução sólida. Estas ligas sempre apresentaram problemas durante o corte, dificultando a sua utilização em vários sistemas mecânicos, contudo, o desenvolvimento dos processos de usinagem e dos fluidos de corte permitiu hoje o uso extenso dessas ligas em vários tipos de indústria. Os fluidos de corte, sob condições severas de usinagem, conseguem reduzir o atrito e refrigerar as partes na região de corte, graças aos vários aditivos e métodos de aplicação (TRENT e WRIGHT, 2000; FERRARESI, 2006).

Quando estas ligas contendo duas fases são usinadas com baixas velocidades de corte há formação de aresta postiça de corte, prejudicando o acabamento superficial. Para que a aresta postiça desapareça é necessário aumentar a velocidade de corte, mas temperaturas muito elevadas são geradas na zona de fluxo da interface ferramenta-cavaco, mesmo em velocidades relativamente baixas. Em velocidades moderadas para alta as temperaturas são fortemente elevadas, podendo chegar a mais de 1000°C (TRENT e WRIGHT, 2000).

Uma vez que estas ligas resistentes à deformação são metalurgicamente projetadas para manter alta resistência a temperaturas elevadas, as tensões na zona fluxo são muito elevadas. O resultado é uma destruição da aresta de corte sob a ação de tensões de cisalhamento e de compressão, que atuam a temperaturas elevadas.

Durante o torneamento das superligas à base de níquel, o calor gerado concentra-se na aresta de corte da ferramenta com uma intensidade superior àquela atingida no torneamento de aços e ferros fundidos usualmente processados, visto que a condutividade térmica deste material é baixa, tornando esta liga refratária. Para diminuir o efeito da temperatura na usinagem de superligas, utiliza-se fluido de corte, que podem ter ação refrigerante e/ou lubrificante.

2.11.6 Outras técnicas aplicadas na usinagem das superligas de níquel

Apesar da pobre usinabilidade das superligas, outras técnicas têm sido estudadas no intuito de reduzir o desgaste e consequentemente prolongar a vida das ferramentas de corte. Dentre essas técnicas pode-se citar: usinagem a seco, usinagem criogênica, ledge tools, ferramentas rotativas, usinagem em rampa e usinagem a quente (hot machining). Maiores detalhes dessas técnicas pode ser encontradas em: usinagem a seco (DEVILLEZ, et al., 2011; DUDZINSKI et al., 2004), usinagem criogênica (YILDIZ e NALBANT, 2008; EZUGWU, et al., 2003; PUSAVEC et al., 2011), ferramentas rotativas (KOSSAKOWSKA e JEMIELNIAK, 2012; ARMAREGO e KATTA, 1997; HOSOKAWA et al., 2010), usinagem em rampa (EZUGWU, BONNEY, YAMANE, 2003), usinagem a quente (EZUGWU, 2007; LESHOCK et al., 2001; ANDERSON, PATWA e SHIN, 2006; GERMAIN et al., 2008; ATTIA et al., 2010; MADHAVULU e AHMED, 1994; LESHOCK et al., 2001 ; WANG et al., 2003).

2.11.7 Problemas causados pelos fluidos de corte

Segundo Gonçalves et al. (2006), os fluidos de corte constam da lista dos principais agentes poluidores nos processos de usinagem, e por isso requerem cuidados especiais no seu gerenciamento ambiental. A usinagem de metais ocupa uma posição de grande destaque na indústria metal-mecânica e os fluidos de corte tem influência direta na qualidade do acabamento superficial das peças e na produtividade. O uso do fluido de corte de forma adequada, através da manipulação correta, seleção adequada, aplicação e o descarte de forma consciente, seguindo os critérios apontados pela legislação e as recomendações dadas pelos fabricantes evitam diversos problemas ambientais.

Os fluidos de corte, de uma maneira geral, representam alguns efeitos colaterais à saúde dos seres humanos. Os operadores das máquinas são os mais prejudicados, pois além

do contato físico com o fluido, eles acabam inalando os vapores provenientes da evaporação do fluido em contato com as partes quentes do cavaco e da ferramenta e/ou gotículas suspensas na atmosfera local. Os problemas de saúde estão na maioria dos casos relacionados a dermatites causadas por fungos, alergias do trato respiratório por bactérias, e menos comum, aumento da mortalidade por diversos tipos de cânceres (PARK et al., 2005).

Como os fluidos de corte possuem uma gama grande de nutrientes, eles são facilmente contaminados por microrganismos que utilizam esses compostos como matéria prima em suas atividades fisiológicas. Conforme são liberados restos metabólicos no meio, ocorre corrosão da máquina em contato com o óleo contaminado, e também da peça que está sendo usinada. Dessa forma, o fluido contaminado sofre uma redução drástica de sua vida útil, uma vez que a degradação ocorre de forma acelerada (THOMÉ, 2007).

Portanto, todo óleo usado deverá ser recolhido, coletado e ter uma destinação final adequada, de modo que não afete negativamente o meio ambiente e propicie a máxima recuperação dos constituintes nele contido. O Conselho Nacional de Meio Ambiente (CONAMA), órgão ligado ao Ministério do Meio Ambiente, proíbe quaisquer descartes de óleos usados ou contaminados em solos, subsolos, nas águas interiores, no mar territorial, na zona econômica exclusiva e nos sistemas de esgoto ou evacuação de águas residuais (CONAMA, 2005).

2.12 Lubrificantes Sólidos

A lubrificação sólida pode ser realizada através de sólidos autolubrificantes, ou ainda pela adição de material sólido com baixo coeficiente de atrito, baixa resistência ao cisalhamento e alta resistência ao desgaste entre as superfícies (JUSTE, 2012).

Estas características da lubrificação sólida vêm de encontro às necessidades dos processos de usinagem, que devido às suas características gera uma grande quantidade de calor. As principais fontes de calor são aquelas devido ao atrito nas interfaces cavaco-ferramenta-peça, que aumenta a temperatura da ferramenta, acelerando o seu desgaste.

A usinagem assistida com lubrificantes sólidos é uma tentativa de evitar a utilização de fluidos de corte, que vem sendo estudada por vários pesquisadores, e tem demonstrado ser uma solução plausível em substituição aos fluidos convencionais (RAO, 2008).

2.12.1 Tipos e Características dos Lubrificantes Sólidos

Os lubrificantes sólidos típicos utilizados em usinagem são: o grafite e o bissulfeto de molibdênio (MoS_2), pois apresentam excelentes propriedades lubrificantes, isto se deve à estrutura lamelar comum nestes sólidos. Outros componentes que são úteis como lubrificantes sólidos incluem o nitreto de boro, o politetrafluoretileno (PTFE), talco, fluoreto de cálcio, fluoreto de cério e bissulfeto de tungstênio (REDDY et al., 2010).

O baixo atrito tanto do grafite como do bissulfeto de molibdênio está associado com suas estruturas lamelares e fraca ligação interplanar, mas de modo algum todos os compostos com estruturas similares mostram baixo atrito, e os baixos valores de atrito não podem, portanto, ser atribuídos apenas a estes fatores isolados (HUTCHINGS, 1992).

Requisitos para as propriedades dos lubrificantes sólidos estão relacionados à baixa resistência ao cisalhamento na direção de deslizamento. Esta propriedade proporciona baixo coeficiente de atrito, devido ao fácil movimento de cisalhamento do material lubrificante. Além disso, ele deve ter uma alta resistência à compressão na direção da carga (perpendicular à direção de deslizamento). Um lubrificante sólido, possuindo resistência à compressão elevada, é capaz de suportar cargas elevadas, sem que haja contato direto entre as superfícies de atrito. Ao mesmo tempo, o lubrificante deve ter também uma boa aderência na superfície do substrato para garantir sua presença sobre a superfície da peça, mesmo em altas tensões cisalhantes (ZAILANI et al., 2011).

A capacidade de lubrificação dos lubrificantes sólidos sofre uma grande influência da temperatura e da atmosfera do ambiente no qual está sendo utilizado. O grafite pode proporcionar lubrificação até cerca de 500°C em ambiente aberto, embora o atrito tende a aumentar à medida que ocorre um aumento da temperatura. Em ambientes com temperaturas mais elevadas, ele começa a oxidar e perder a sua capacidade de lubrificação (ERDEMIR, 2001). A maioria dos metais de transição (dicalcogenídeos MX_2) tendem a oxidar-se em temperaturas elevadas, levando à perda de sua lubrificidade. O bissulfeto de molibdênio (MoS_2) pode proporcionar lubrificação até 400°C (SLINEY, 1982).

As propriedades lubrificantes do grafite dependem da presença de vapores condensáveis, enquanto que elevada umidade atmosférica afeta negativamente a taxa de atrito e de desgaste do MoS_2 (HUTCHINGS, 1992).

O MoS_2 e o grafite são minerais naturais, extraídos de jazidas em todo o mundo, ambos são exemplos clássicos de sólido lamelar que proporciona baixo atrito e alta resistência ao desgaste em superfícies deslizantes. Devido a sua boa lubrificação, abundância e baixo custo são usados em muitas aplicações industriais. O MoS_2 possui ainda melhor capacidade de suporte como filmes finos em substrato rígido (ERDEMIR, 2001).

Durante a sua utilização, devido às propriedades anisotrópicas e fracas forças de ligação (Van der Waals) entre as lamelas, eles podem ser facilmente delaminados e ocupar as ranhuras e irregularidades superficiais, formando um filme lubrificante na superfície, minimizando o atrito e o desgaste prematuro (WYPYCH, 2014).

2.12.2 Métodos de Utilização e Aplicações

Segundo Ferraresi (2006) os sólidos podem ser utilizados como lubrificantes nos processos de usinagem de duas maneiras distintas:

- **Lubrificantes Sólidos** - O pó aplicado externamente diretamente na superfície de saída da ferramenta, antes da operação de usinagem. Geralmente é utilizado como veículo uma graxa ou um óleo viscoso. As minúsculas partículas lubrificantes se aderem aos sulcos da superfície de saída da ferramenta, reduzindo o atrito entre as superfícies metálicas e consequentemente facilitando o escorregamento do cavaco. Este método, porém, é pouco efetivo, uma vez que em poucos instantes os lubrificantes podem ser varridos das superfícies, pelo fluxo de cavaco ou da peça;
- **Aditivos Metalúrgicos** - São elementos adicionados ao material da peça durante a sua fabricação. Normalmente são adicionados enxofre, bismuto, chumbo, manganês, telúrio ou selênio. Estes elementos, combinados ou como inclusões metálicas, normalmente formam compostos com menor resistência ao cisalhamento que a própria matriz, agindo como lubrificante interno. São então produzidos os materiais chamados de livre corte, por apresentarem maior usinabilidade quando comparados com o mesmo material, sem a adição destes elementos, podendo ser usinados a velocidades de corte maiores, proporcionando maior vida às ferramentas de corte. Estes materiais adicionados, por apresentarem menor ponto de fusão, formam mais facilmente uma película no estado líquido sobre a superfície de saída da ferramenta, facilitando o escorregamento do cavaco.

2.12.3 Aplicação externa dos Lubrificantes Sólidos em Usinagem

Usinagem assistida com lubrificantes sólidos é uma tentativa de evitar ou minimizar a utilização de fluidos de corte, em função dos problemas gerados pela sua utilização. Diversos autores relataram melhorias significativas na utilização dos lubrificantes sólidos aplicados externamente nos processos de usinagem, em comparação com a usinagem com fluido de corte em termos de acabamento superficial, força de corte e desgaste da ferramenta.

Ferraresi (2006) relata a utilização de pó de bissulfeto de molibdênio como lubrificante, utilizando como veículo um óleo ou uma pasta. Esta borra é esfregada nas superfícies ativas,

depositando assim uma fina camada de lubrificante nas irregularidades superficiais da ferramenta, o que promoveu uma redução no atrito entre as superfícies cavaco-ferramenta-peça. Entretanto, a eficiência do método é questionável, pois é difícil garantir a presença da camada de lubrificante permanentemente no processo.

Reddy e Rao (2006) investigaram o papel do lubrificante sólido (em pó) na usinagem assistida com grafite e bissulfeto de molibdênio, comparando com as condições de usinagem por jorro sobre o acabamento superficial, as forças de corte e energia específica durante a usinagem do aço SAE 1045, utilizando ferramentas de corte (fresa sólida de metal duro revestida com TiAlN) com diferentes geometrias [ângulo de saída radial (4 a 16°) e raio de ponta (04, 08, 1.2 mm)]. Foi utilizada uma vazão de 3 g/s para os lubrificantes sólidos. Para o lubrificante líquido, foi utilizado uma emulsão na proporção de 1:20, com uma vazão de 4l/min, e velocidade de corte de 150, 200 e 250 m/min, velocidade de avanço de 200, 300 e 400 mm/min. Os resultados indicaram que existe uma melhoria considerável no desempenho do processo de usinagem assistida com lubrificante sólido, em comparação com a usinagem com fluidos de corte. A configuração experimental para a usinagem assistida com lubrificante sólido em pó está representada esquematicamente na Figura 2.19.

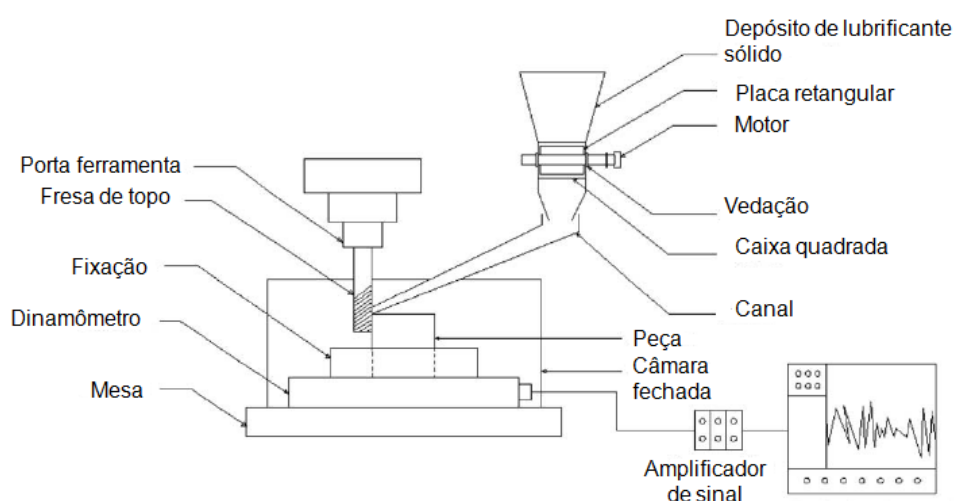


Figura 2.19 - Representação esquemática do alimentador de lubrificante sólido (REDDY e RAO, 2006).

Krishna e Rao (2008) utilizaram uma mistura de grafite e de ácido bórico com óleo SAE 40 em uma proporção que variou em 5%, 10%, 20%, 30% e 40% em peso, como lubrificante sólido no torneamento do aço EN8 (ABNT 1040) com ferramenta de metal duro, velocidade de corte 110 m/min e avanço de 0,25 mm/rot. O fornecimento da mistura de lubrificante foi feito por gravidade e o fluxo controlado por uma válvula de regulação com uma vazão de 600 ml/h, aplicado na interface de trabalho da ferramenta. Os resultados apresentaram redução

no desgaste de flanco da ferramenta, da força de corte e da rugosidade superficial, em comparação com a usinagem a seco e com jorro. A Figura 2.20 mostra os resultados encontrados para o acabamento superficial. O desempenho da usinagem foi melhorado com ambos lubrificantes sólidos utilizados, em comparação com os fluidos de corte convencionais e usinagem a seco. No entanto a mistura com 20% de ácido bórico em óleo SAE 40 proporcionou o melhor desempenho para a combinação de ferramenta e condições de corte selecionada.

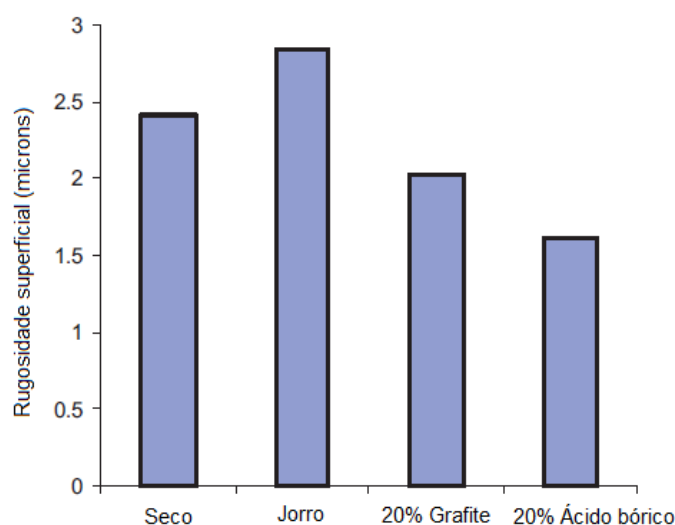


Figura 2.20 - Acabamento superficial em diferentes condições de lubri-refrigeração (KRISHNA e RAO, 2008).

Rao e Krishna (2008) também estudaram o efeito do lubrificante sólido (grafite e ácido bórico nas granulometrias 50, 100, 150 e 200 μm) no torneamento do aço EN 8 (ABNT 1040), comparando com as condições de corte a seco e com fluido de corte convencional, sob o aspecto de forças de corte, desgaste da ferramenta, temperatura de corte e rugosidade superficial. Os autores utilizaram um jato de ar comprimido para aplicação do pó na região de corte, com uma vazão de 2-3 g/min, mostrado esquematicamente na Figura 2.21. Eles empregaram uma ferramenta de metal duro (SNMG 120408) com a seguinte geometria: ângulo de posição de 75° , ângulo de saída, ângulo de inclinação -6° e ângulo de folga de 6° . Os resultados obtidos a partir da experiência demonstraram a eficácia do uso do lubrificante sólido como uma alternativa viável para a usinagem a seco e com fluido de corte. A granulometria que apresentou o melhor desempenho foi a de 50 μm , sendo que o ácido bórico apresentou melhor desempenho, reduzindo as forças de corte e desgaste de flanco. O lubrificante sólido proporcionou melhor acabamento superficial se comparado com a usinagem usando fluidos de corte e a seco.

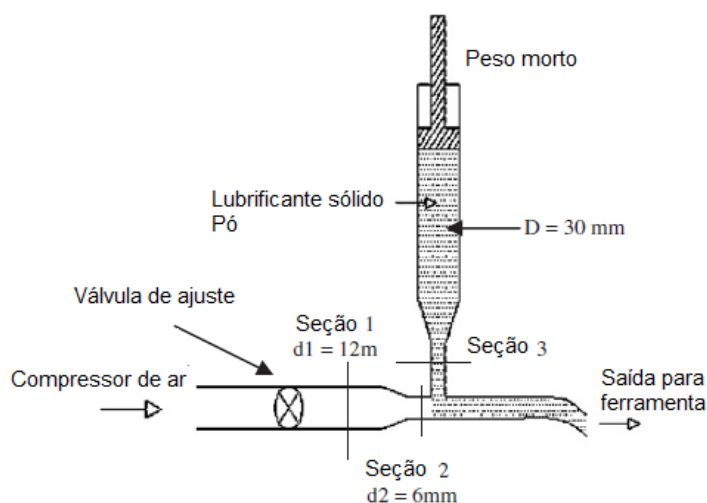


Figura 2.21 - Dispositivo para aplicação de pó na região de corte (RAO e KRISHNA, 2008).

A fim de estudar os efeitos dos lubrificantes sólidos na usinagem, Reddy, Nouari e Yang (2010) realizaram experimentos comparando os resultados obtidos no processo de furação do aço AISI 4340, utilizando o grafite como lubrificante sólido com a técnica de aplicação de fluido jorro e a seco. A aplicação do lubrificante sólido foi realizada através de uma fonte eletrostática, conforme Figura 2.22. A mistura foi aplicada na região de corte através de um jato com alta velocidade e uma taxa de fluxo extremamente baixa. Os parâmetros de corte foram mantidos constantes ($v_c = 219$ m/min, $f = 0,3$ mm/rot) e foi utilizada uma broca de metal duro sem revestimento com diâmetro de 10 mm. O grafite em proporções de 5%, 15%, 25%, 35%, 45% e 55%, em peso, foi misturado com óleo SAE 40 e testado para avaliação de lubrificação e de arrefecimento, tais como propriedades de viscosidade cinemática e condutividade térmica. Após análise das proporções de dissolução do grafite no óleo SAE 40, os autores concluíram que a melhor mistura para as condições do experimento era de 35% de grafite. Os resultados mostraram que a vida da ferramenta melhorou significativamente devido ao fato de que a mistura de lubrificante sólido é capaz de penetrar na interface cavaco-ferramenta e realizar tanto as funções de lubrificação quanto a de refrigeração de forma satisfatória. Houve uma redução drástica na componente da força de corte nas condições testadas que foi atribuído à estrutura de rede da camada de lubrificantes sólidos, que atua como uma película lubrificante eficaz. O papel positivo da mistura lubrificante sólido também foi evidente a partir da melhoria global dos parâmetros de saída: espessura do cavaco e rugosidade superficial, devido às propriedades de lubrificação inerentes a estes lubrificantes, mesmo a temperaturas extremas.

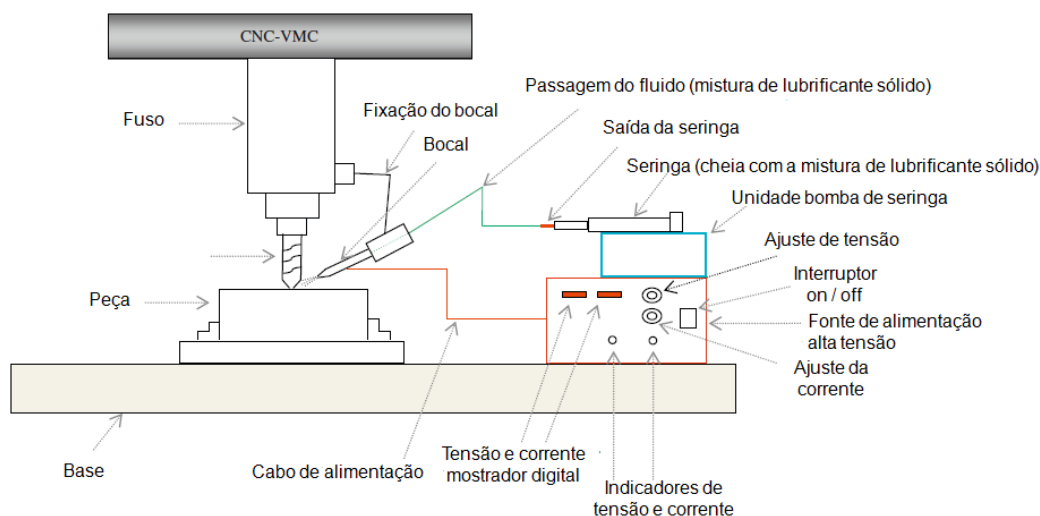


Figura 2.22 - Diagrama esquemático para lubrificação sólida eletrostática (REDDY et al., 2010).

Zailani et al. (2011) aplicaram o lubrificante sólido na região de corte através de uma mistura com o fluido de corte convencional no fresamento de um aço baixo carbono (aço doce), afim de investigar o papel dos lubrificantes sólidos, no caso grafite, sobre o desgaste da ferramenta e o acabamento superficial. Foram utilizadas ferramentas de aço rápido (HSS) com diâmetro de 8 mm ($v_c = 200$ m/min) e 15 mm ($v_c = 220$ m/min) e profundidade de corte de 0,5 mm. A comparação foi feita com um fluido lubrificante semi-sintético comum na proporção de 1:20 e uma mistura deste mesmo fluido com grafite em diferentes quantidades (50g, 100g e 150g), com uma vazão de 600 ml/h. Os resultados mostraram que houve uma melhora significativa no acabamento superficial e no desgaste da ferramenta, quando comparado com a aplicação do fluido de corte comum, conforme Figura 2.23.

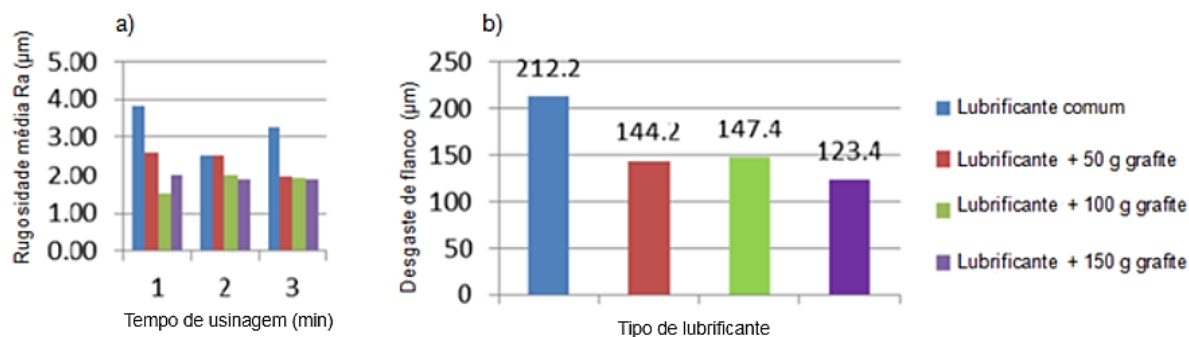


Figura 2.23 – Análise comparativa das diversas condições de lubrificantes utilizados para uma ferramenta com diâmetro de 8 mm; a) rugosidade média x tempo de usinagem em minutos; b) desgaste de flanco x tipo de lubrificante (ZAILANI et al., 2011).

Embora foram encontradas essas referências na literatura, contendo informações sobre aplicações experimentais de lubrificantes sólidos em usinagem, todos eles foram testados na usinagem de aço carbono. Nenhuma aplicação na usinagem de materiais difíceis de usinar, como as superligas, foram encontradas. A única exceção é o trabalho que vem sendo desenvolvido paralelamente com este, no LEPU – Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem da FEMEC – Faculdade de Engenharia Mecânica da UFU – Universidade Federal de Uberlândia, que é o tema do doutorado do pós-graduando Ricardo Riberio Moura. Neste trabalho os lubrificantes sólidos (grafite e bissulfeto de molibdênio) são misturados em óleo de base vegetal puro e aplicados por MQF no processo de torneamento da superliga Ti6Al4V. Os resultados preliminares gerados indicam boas vantagens dessa mistura em comparação com o fluido aplicado na forma convencional (jorro), em termos de vida da ferramenta e acabamento superficial da peça (MOURA, et al., 2015).

2.13 Planejamento de Experimentos

O planejamento de experimentos é uma ferramenta estatística de grande importância, quando se deseja analisar grandes volumes de informações. Ele pode ser tanto no desenvolvimento quanto na solução de problemas relacionados a um determinado processo, bem como ser útil no estabelecimento do controle estatístico de um processo já em andamento.

Vale ressaltar que, em estatística, a análise dos dados não constitui o fator mais importante, e sim o planejamento de como esses dados devem ser obtidos. É importante destacar também que esta ferramenta não substitui o conhecimento técnico do especialista sobre o assunto em estudo, assim o domínio do problema é de fundamental importância.

Segundo Bruns et al. (2006), quando o planejamento é feito de forma inadequada, as informações não serão confiáveis, impossibilitando tirar quaisquer conclusões a respeito do objeto de estudo.

De acordo com Werkema e Aguiar (1996), os objetivos de um experimento planejado podem ser:

- Determinar os fatores que mais influenciam a variável de saída de interesse do processo;

- Determinar as faixas de valores para os fatores controláveis de modo a obter a variável de saída centrada no valor nominal almejado e com pequena variabilidade em torno desse valor;
- Determinar as faixas de valores para os fatores controláveis que minimizem as ações dos fatores não controláveis sobre as variáveis de saída do processo.

Dentre as principais ferramentas que podem ser utilizadas no planejamento de experimentos podem-se citar: planejamentos fatoriais (completo e 2^k), planejamento composto central (PCC), regressão múltipla, superfície de resposta, entre outras (MONTGOMERY, 2005).

2.13.1 Planejamento Fatorial 2^k

O planejamento fatorial 2^k é um tipo de planejamento que realiza uma combinação de (k) fatores com dois níveis de variação ($n = -1$ e $n = +1$), para se gerar um conjunto com 2^k tratamentos. Nesse planejamento assume-se que os fatores são fixos, que o planejamento é completamente aleatório e que a suposição de normalidade é satisfeita (MONTGOMERY, 2005).

Este tipo de planejamento é amplamente aplicado nos estágios iniciais de um trabalho experimental, para se investigar qual a influência dos fatores (k) sobre determinadas variáveis de saída. A organização de um planejamento fatorial consiste em selecionar os fatores (variáveis independentes) e escolher os níveis das variáveis de entrada que serão estudadas. O planejamento é representado na forma de potência, fornecendo assim o número de experimentos a serem realizados. Por exemplo, um planejamento 2^k , sendo $k = 4$, indica que dois níveis foram escolhidos para quatro variáveis em estudo e que dezesseis experimentos deverão ser realizados.

2.14 Comparação de K tratamentos – Análise de Variância

Os modelos de análise de variância constituem um conjunto de técnicas estatísticas que permitem um estudo da relação existente entre uma variável dependente e uma ou mais variáveis independentes (Montgomery, 2005). Os modelos de análise de variância podem ser empregados para analisar dados experimentais, bem como dados observados. Para a realização da análise de variância em um experimento, deve-se considerar algumas hipóteses necessárias para validar o modelo.

2.14.1 Comparação de dois tratamentos

Na comparação de dois tratamentos utiliza-se o teste de hipótese e a comparação pode ser feita com amostras grandes e com amostras pequenas.

Para comparar dois tratamentos com amostras grandes, as seguintes suposições deverão ser atendidas (BARROZO, 2003):

- i) Seja x_1, x_2, \dots, x_{n_1} uma a.a. de tamanho n_1 da população 1 com média populacional η_1 e desvio-padrão populacional σ_1 ;
- ii) Seja y_1, y_2, \dots, y_{n_2} uma a.a. de tamanho n_2 da população 2 com média populacional η_2 e desvio-padrão populacional σ_2 ;
- iii) As amostras são independentes. Em outras palavras, as medidas dos dois tratamentos, não são relacionados entre si.

Quando a comparação de dois tratamentos é feita com amostras pequenas n_1 e n_2 , deve-se levar em consideração as suposições anteriores, bem como as seguintes suposições adicionais:

- i) Ambas populações são normais;
- ii) Os desvios padrões das populações 1 e 2 são iguais, isto é, $\sigma_1 = \sigma_2$;
- iii) x_1, x_2, \dots, x_{n_1} é uma a.a. de distribuição $N(\eta_1, \sigma^2)$;
- iv) y_1, y_2, \dots, y_{n_2} é uma a.a. de distribuição $N(\eta_2, \sigma^2)$;
- v) x_1, x_2, \dots, x_{n_1} e y_1, y_2, \dots, y_{n_2} são duas amostras independentes.

Na comparação de dois tratamentos utiliza-se o teste de hipótese, seguindo as seguintes observações:

- i) Identificar a hipótese de nulidade (H_0) e a hipótese alternativa (H_1) em termos de parâmetros populacionais;
- ii) Escolher o teste estatístico, estabelecendo um nível de significância α , e determinar a região de rejeição;
- iii) Calcular o valor observado do teste estatístico a partir dos dados da amostra selecionada. Verificar se este valor observado está incluído na região de rejeição ou não.

CAPÍTULO III

METODOLOGIA

3.1 Introdução

Este capítulo tem como objetivo apresentar os materiais, equipamentos e planejamentos utilizados nos testes para investigar a influência do lubrificante sólido (grafite e bissulfeto de molibdênio, aplicado na região de corte) no torneamento da superliga à base de níquel (Inconel 718), utilizando ferramentas de metal duro (classe S15) e cerâmicas (mista, SiAlON e *Whisker*), sobre as características de usinabilidade (vida da ferramenta, força de usinagem, temperatura de corte e integridade superficial). Com isso foi possível obter comparações do desempenho das diversas formas de lubri-refrigeração e ferramentas de corte. Os ensaios de usinagem foram realizados no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem - LEPUS da Faculdade de Engenharia Mecânica da UFU. As análises de tensão residual foram realizadas no Laboratório de Análise de Tensões – LAT, do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal Fluminense – UFF.

Antes de desenvolver os testes para atingir os objetivos propostos neste trabalho, foram inicialmente feitos alguns pré-testes, para definir as concentrações dos lubrificantes sólidos na mistura com o fluido de corte (MQF e jorro) e vazão dos fluidos de corte aplicados pela técnica da mínima quantidade de fluido (MQF). Estes pré-testes também tiveram o objetivo de ajustar as condições de corte para cada par ferramenta/peça. Primeiramente, foi utilizado o Inconel 718 no estado solubilizado o qual foi usinado com ferramentas de metal duro em seguida utilizou-se o material no estado envelhecido que foi usinado com ferramentas de metal duro e de cerâmicas. Com isto houve a possibilidade de comparar o comportamento na usinagem do material nos dois estados de tratamento térmico: solubilizado e envelhecido. A Figura 3.1 apresenta o fluxograma dos ensaios realizados nos pré-testes. Após definidas as concentrações dos lubrificantes sólidos tanto no sistema MQF como jorro, a vazão no sistema MQF e as condições de corte adequadas, deu-se prosseguimento para o desenvolvimento dos testes, cujo fluxograma é apresentado na Figura 3.2.

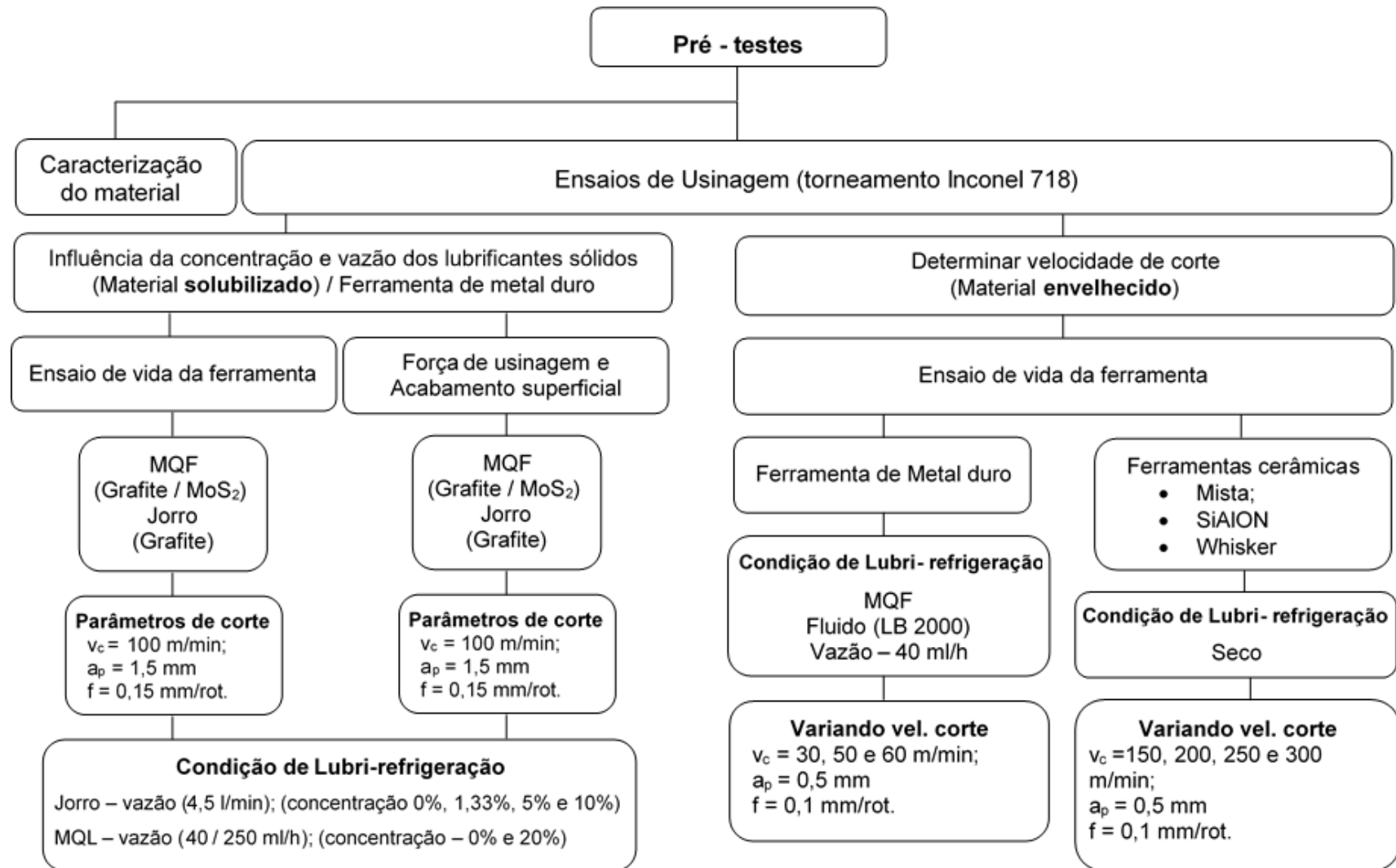


Figura 3.1 Fluxograma dos ensaios realizados nos pré-testes

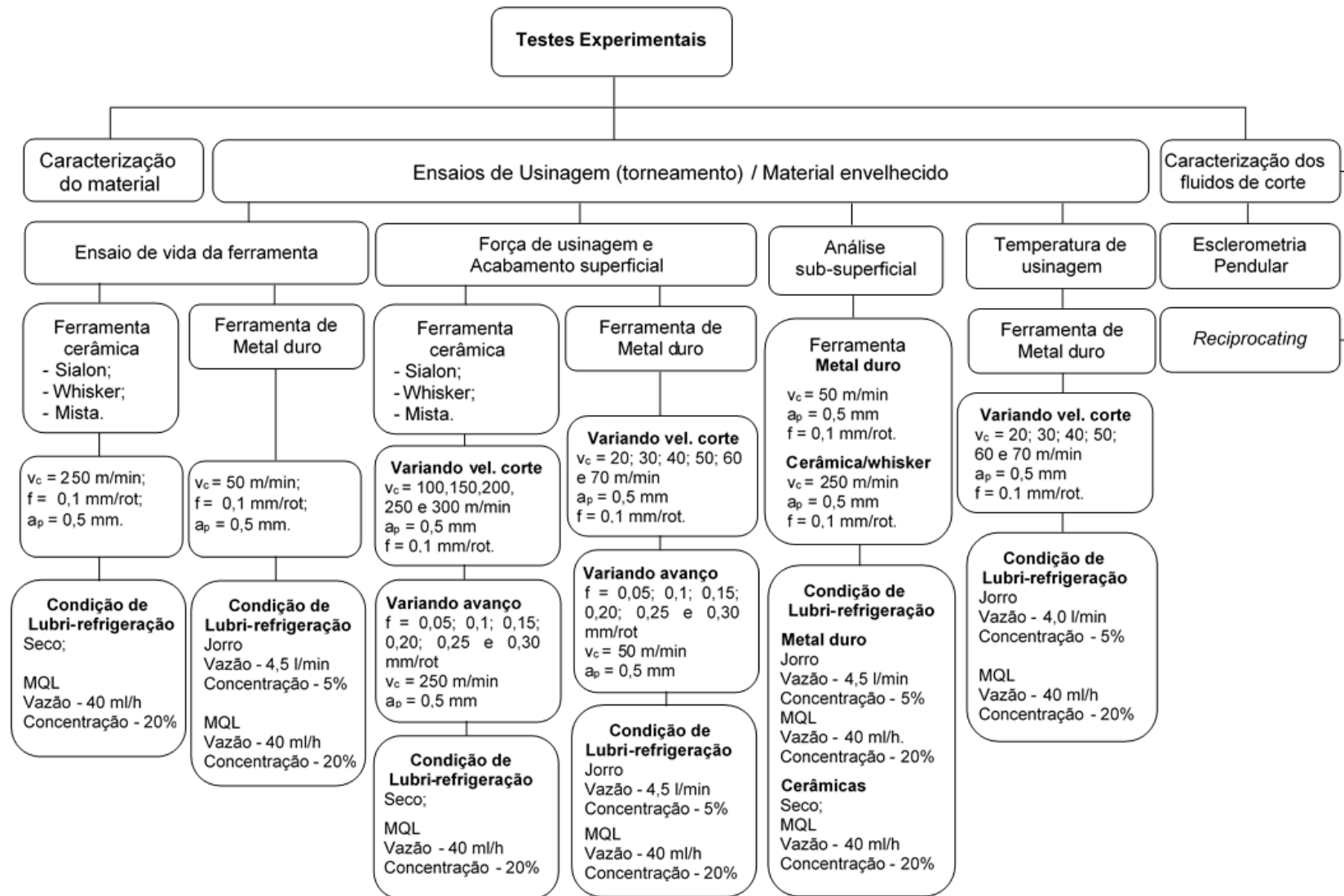


Figura 3.2- Fluxograma das principais etapas dos ensaios experimentais do Inconel 718

3.2 Caracterização do Material da Peça

Os materiais utilizados para esta investigação foram fornecidos pela empresa Villares Metals S.A., com o nome comercial de INCONEL® VAT718A. Estas ligas à base de níquel foram fornecidas em duas condições, solubilizada (utilizada nos pré-testes) e envelhecida (utilizada nos testes). Foram fornecidas 4 barras de material solubilizado com diâmetro de 101 mm e comprimento de 530 mm e 6 barras de material envelhecido com diâmetro de 127 mm e 260 mm de comprimento. A composição química e as propriedades mecânicas dos materiais são dadas nas Tabela 3.1 e Tabela 3.2, respectivamente.

Tabela 3.1 – Composição química da liga VAT718A (% Peso)

Material	Ni	Cr	Fe	Nb	Mo	Ti	Al	C	Co
Solubilizado	53,29	18,48	18,61	5,16	2,55	0,96	0,57	0,033	0,03
Envelhecido	52,90	18,48	18,88	5,11	2,94	0,98	0,54	0,032	0,04

A análise de composição química do material solubilizado foi realizada com equipamento portátil Bruker Turbo SD - Análise FRX, no laboratório do CIMATEC da Bahia. A composição do material envelhecido foi fornecida pela Villares Metals S.A.

Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas da liga VAT718A

Material	Limite de escoamento _{0,2%} (MPa)	Tensão de ruptura (MPa)	Dureza (média) HRc
Solubilizado	350	780	16
Envelhecido	1070	1262	40

As propriedades mecânicas dos materiais foram fornecidas pela Villares Metals S.A.

3.2.1 Microestrutura

A análise da microestrutura da liga envelhecida foi realizada no laboratório da Villares Metals S.A. Para a análise da microestrutura da liga solubilizada, foi retirada uma amostra do material seguido de lixamento utilizando-se lixas d'água com mesh 180, 200, 320, 400, 600, 800 e 1200 mesh. Após o lixamento, a amostra foi polida com pasta de diamante com granulometrias de 1 µm e 3 µm e atacada com o reagente Kalling nº 2 (100 ml etanol + 100

ml HCl + 5 g CuCl_2) a fim de revelar os contornos de grãos e os precipitados da liga. Os ensaios metalográficos foram realizados no Laboratório de Tribologia e Materiais - LTM da UFU. As microestruturas dos materiais podem ser vistas na Figura 3.3.

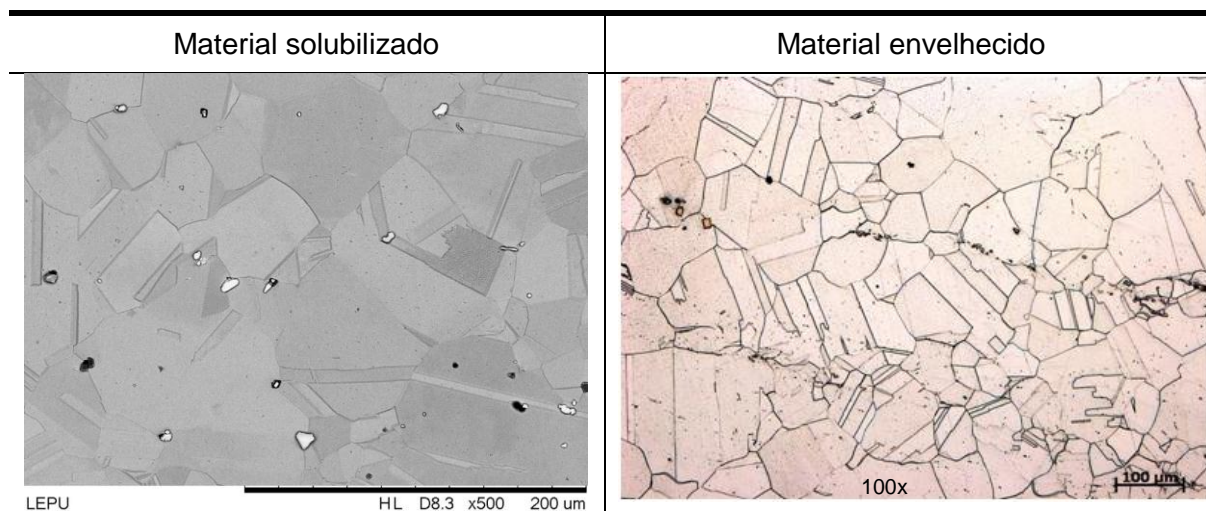


Figura 3.3 – Microestrutura dos materiais em estudo, ataque reagente Kalling nº 2

Em ambos os materiais pode-se observar a presença de carbonetos de nióbio e carbonitretos de titânio, apresentando ainda uma microestrutura isenta de precipitação de fase delta.

3.3 Máquina-ferramenta

Para os ensaios de vida da ferramenta de corte e força no torneamento da superliga à base de níquel Inconel VAT718A foi utilizado o torno CNC da marca Romi, modelo Multiplic 35 – D, com comando numérico GE FANUC Series 21i – TB, com 11 kW (15 CV) de potência no eixo principal e rotação máxima de 3.000 rpm.

Para a realização dos ensaios de temperatura foi utilizado um torno universal fabricado pela DebMaq, modelo Revolution R220 com rotação máxima de 2500 rpm e potência de 8 kW.

Todas as máquinas ferramentas pertencem ao Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem - LEPU da Faculdade de Engenharia Mecânica da UFU.

3.4 Ferramentas de corte

Para a realização deste trabalho foram utilizadas ferramentas de metal duro e cerâmicas, ambas fornecidas pela empresa SANDVIK Coromant. As características das ferramentas podem ser vistas na Tabela 3.3.

Tabela 3.3 – Características das ferramentas de corte

Ferramenta				
Especificação ISO	SNMG 120408- SM	SNGN 120712T01020	SNGN 120712T01020	SNGN 120712T01020
Geometria	Quadrada	Quadrada	Quadrada	Quadrada
Substrato	Metal duro	Al ₂ O ₃ + TiC Mista	Al ₂ O ₃ + SiC <i>Whiskers</i>	Si ₃ N ₄ + Al ₂ O ₃ SiAION®
Classe	S 1115	650	670	6060
Revestimento	TiAlN + (AlCr) ₂ O ₃ + TiAlN (PVD)	Sem revestimento	Sem revestimento	Sem revestimento
Raio de ponta (r _ε)	0,8 mm	1,2 mm	1,2 mm	1,2 mm
Número de arestas	8	8	8	8

Foram escolhidas ferramentas com geometria quadrada, primeiramente por apresentar maior resistência (serem mais robustas) e em segundo lugar por apresentar um maior número de aresta de corte por ferramenta.

Na Figura 3.4 estão representadas as fotografias obtidas através do MEV da superfície de folga das ferramentas de corte utilizadas nos ensaios. Nessas fotografias é possível observar as arestas de corte principal das ferramentas novas.

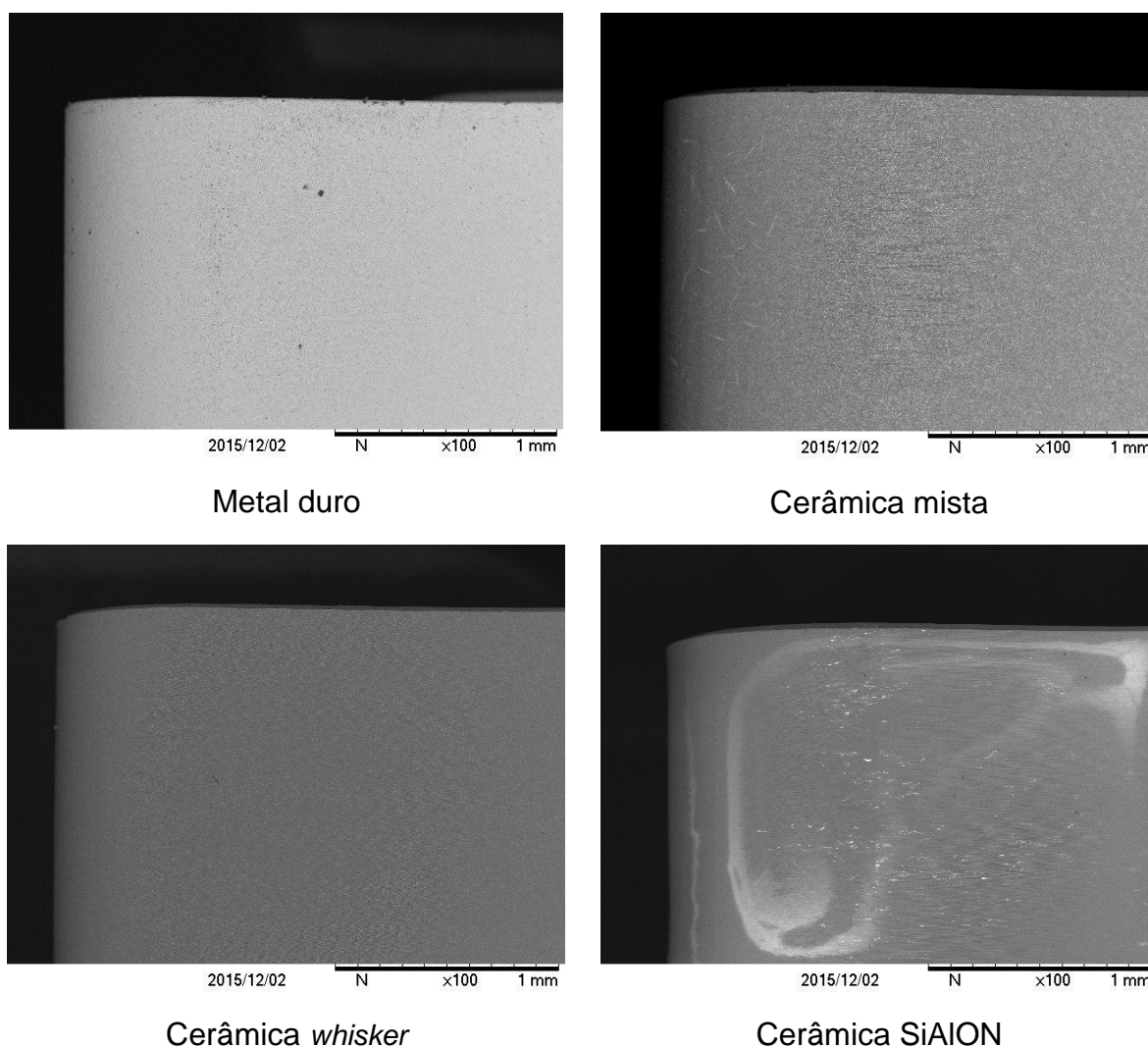


Figura 3.4 – Fotografias da aresta principal de corte das ferramentas utilizadas nos ensaios obtidas através do MEV

Para fixação das ferramentas foram utilizados os seguintes suportes: PSBNR 2525M 12 para as ferramentas de metal duro e o suporte CSRNR 2525M 12-4 para as ferramentas cerâmicas. Nos dois casos as seguintes configurações do conjunto suporte / ferramenta são encontradas: ângulo de posição (χ_r) 75%, ângulo de folga (α_0) 6°, ângulo de saída (γ_0) -6° e ângulo da cunha da ferramenta (β_0) 90°. Entretanto, como as ferramentas de metal duro possuem quebra cavacos, o ângulo de saída efetivo é positivo, (γ_0) igual a 7° e o ângulo da cunha da ferramenta (β_0) igual a 77°. A Figura 3.5 apresenta as ferramentas montadas nos suportes.

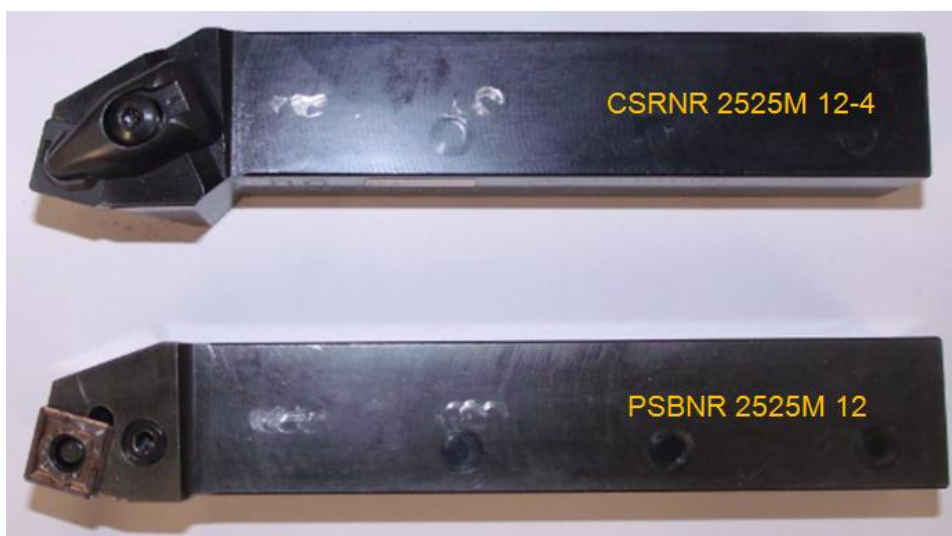


Figura 3.5 – Suportes de ferramentas utilizados nos ensaios

3.5 Fluido de corte

Foram utilizados dois tipos de fluido de corte na realização dos ensaios deste trabalho. Nos ensaios de usinagem no qual a aplicação do fluido de corte foi pelo processo convencional (jorro), utilizou-se o fluido de corte de base vegetal Vasco 1000 (Ponto de fulgor 180 °C, viscosidade 0,37 cm²/s à 40 °C e densidade 950 kg/m³) miscível em água com concentração de 8% (verificada com refratômetro) e uma vazão de 4,5 l/min. Este produto é produzido pela Blaser Swissslube do Brasil Ltda. Quando a técnica de aplicação utilizada foi a da mínima quantidade de fluido (MQF), utilizou-se o fluido de corte de base vegetal Accu-Lube LB 2000 integral (Ponto de fulgor 320 °C, viscosidade 0,37 cm²/s à 40 °C e densidade 920 kg/m³) com uma vazão de 40 ml/h. Este produto é produzido pela ITW Chemical Products Ltda. Os dois fluidos de corte utilizados são de base biodegradáveis.

A aplicação pela técnica da mínima quantidade de fluido (MQF) foi feita através de um dispositivo dosador Accu-Lube (ITW), regulado para a vazão de óleo de 40 ml/h, com um fluxo de ar com 0,5 MPa de pressão. Os bocais flexíveis foram direcionados à região de corte com uma altura da ponta da ferramenta até o bocal de 30 mm, de acordo com a Figura 3.6a. Para a aplicação pela técnica convencional foi utilizado o próprio sistema de lubri-refrigeração do torno, e o fluido foi entregue na região de corte (posição sobre-cabeça) através de um bocal flexível com uma vazão de 4,5 l/min, com uma altura da ponta da ferramenta até o bocal de 50 mm, conforme Figura 3.6b. Em todos os casos tomou-se o cuidado de manter os bocais

sempre na mesma posição em relação a ferramenta de corte, a fim de não influenciar os resultados.

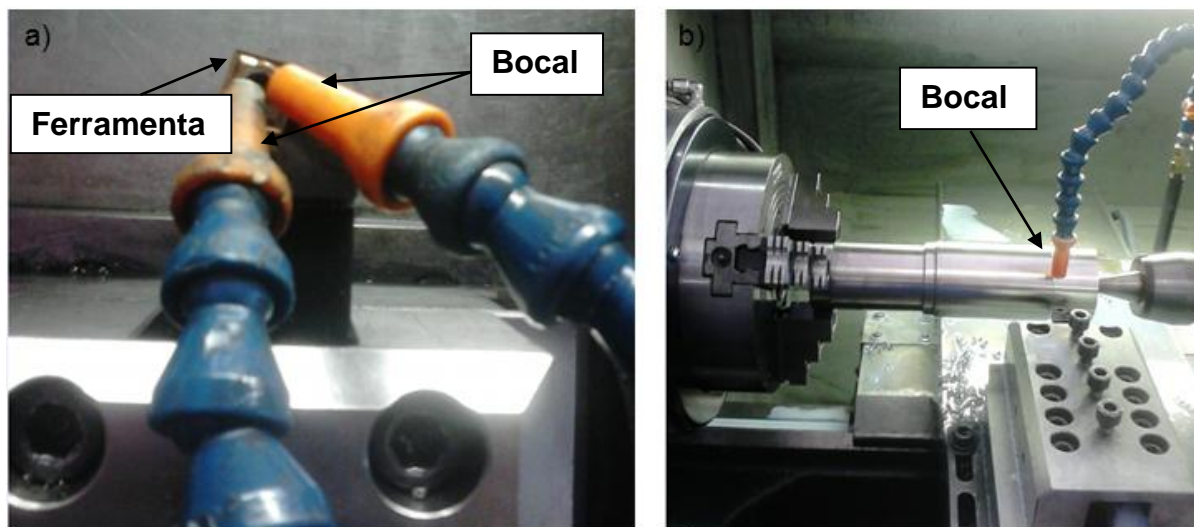


Figura 3.6 – Sistema de lubri-refrigeração: a) MQF (vista superior); b) Convencional (jorro)

A técnica de aplicação por jorro foi aplicada apenas nas ferramentas de metal duro, enquanto que técnica MQF foi aplicada tanto nas ferramentas de metal duro quanto nas cerâmicas.

Os fluidos foram aplicados na região de corte puro e também misturados com lubrificantes sólidos (grafite e bissulfeto de molibdênio – MoS_2). As condições de lubri-refrigeração podem ser vistas na Tabela 3.4.

Tabela 3.4 – Condição de lubri-refrigeração

Ferramentas	Metal duro	Cerâmicas
LB 2000 (MQF)	X	X
LB 2000 + 20% grafite (MQF)	X	X
LB 2000 + 20% MoS_2 (MQF)	X	X
Vasco 1000 (Jorro)	X	--
Vasco 1000 + 5% grafite (Jorro)	X	--
Vasco 1000 + 5% MoS_2 (Jorro)	X	--
Seco	--	X

Os lubrificantes sólidos (grafite e MoS_2) foram adicionados aos fluidos de corte para que pudessem ser aplicados na região de corte. A concentração do fluido de corte (com adição de LS) foi variada a fim de encontrar aquela que proporcionasse maior desempenho das ferramentas de corte.

As características técnicas dos lubrificantes sólidos podem ser vista na Tabela 3.5.

Tabela 3.5 – Características técnicas dos lubrificantes sólidos (REDDY e RAO, 2006)

Lubrificante sólido	Grafite	Bissulfeto de Molibdênio (MoS_2)
Tamanho do grão (μm)	24 a 27	6,0
Densidade (g/cm^3)	2,1 – 2,3	4,7 – 4,8
Dureza (Moh's)	1,0	1,0 – 1,5
Ponto de fusão ($^\circ\text{C}$)	3800	1900

3.6 Ensaios de Vida da Ferramenta de Corte

Os seguintes critérios foram adotados para determinar o fim de vida da ferramenta de corte, de acordo com a NORMA ISO 3685 (1993):

- Desgaste de flanco máximo $\text{VB}_{\text{Bmáx}} \geq 0,6 \text{ mm}$;
- Desgaste de entalhe VB_N e $\text{VC}_N \geq 1 \text{ mm}$;
- Falha catastrófica.

Para acompanhamento do desgaste das ferramentas de corte foi utilizado uma metodologia que consiste em medições periódicas do desgaste em intervalos pré-determinados. A cada 20 mm de comprimento usinado a ferramenta era retirada do suporte e submetida à análise no estéreo microscópio, onde a sua superfície de folga era fotografada e as medições de desgaste eram realizadas. Para todas as condições avaliadas, foram realizados (testes, réplicas e trélicas). Antes de cada medição era feita a calibração do estéreo microscópio por meio de uma escala graduada. O monitoramento do desgaste foi feito através de um estéreo microscópio modelo SZ61, marca Olympus com ampliação de 4,5x com auxílio do software para captura de imagens “Image Pro-Express”. Na Figura 3.7 observa-se uma ferramenta na posição de medição do desgaste, mostrado na tela do monitor.



Figura 3.7 – Estéreo Microscópio utilizado para acompanhamento do desgaste nas ferramentas de corte

Objetivando uma análise mais detalhada da região desgastada da aresta de corte das ferramentas utilizadas bem como determinar os mecanismos de desgastes atuantes, após os ensaios as mesmas foram levadas ao MEV (Microscópio Eletrônico de Varredura) no qual eram fotografadas para análise posterior. Nesta etapa foi possível também fazer uma análise química para verificar a presença de material aderido na superfície da ferramenta utilizando o EDS (Espectroscopia por Dispersão de Energia). A análise foi realizada utilizando um MEV modelo TM 3000 – Tabletop Microscope e EDS modelo SwiftED3000, ambos fabricado pela empresa Hitachi. Estes equipamentos pertencem ao LEPU – Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem da Faculdade de Engenharia Mecânica da UFU. Como em todas as ferramentas foi verificada a presença de material aderido, estas passaram por uma limpeza química com uma solução de HCl para a retirada desse material e, posteriormente, foram feitas novas análises para observar os mecanismos de desgaste atuantes.

Os parâmetros de usinagem utilizados para os ensaios de vida das ferramentas, tanto nos pré-testes, como nos testes, podem ser vistos na Tabela 3.6. Estas condições foram adotadas após usinagem prévia, para gerar tempos de vidas satisfatórios e adequados para o estudo.

Tabela 3.6 – Parâmetros de corte utilizados nos ensaios de vida da ferramenta

Ferramentas	Metal duro		Cerâmicas
	Pré - testes	Testes	Testes
Velocidade de corte (v_c) (m/min)	100	50	250
Avanço (f) (mm/rot)	0,15	0,1	0,1
Profundidade de corte (a_p) (mm)	1,5	0,5	0,5
Condição de lubri-refrigeração	MQF / jorro (com e sem lubr. sólido)	MQF / jorro (com e sem lubr. sólido)	Seco / MQF (com e sem lubr. sólido)
Vazão - MQF (ml/h)	40 / 250	40	40
Vazão - Jorro (l/min)	4,5	4,5	-----

3.7 Ensaios para medição das componentes da força de usinagem

As componentes das forças de usinagem (força de corte - F_c ; força de avanço – F_f e força passiva – F_p) foram medidas utilizando um dinamômetro Kistler modelo 9265B. Este dinamômetro é composto por quatro sensores de cristais piezoelétricos que adquirem os sinais das componentes da força de usinagem e em seguida estes sinais são enviados a um amplificador de sinais Kistler modelo 5070A, que posteriormente segue para uma placa de aquisição modelo USB DAQPad-6251 fabricada pela *National Instrument®* no qual se pode acompanhar os resultados em tempo real através do programa Labview instalado em um computador, conforme representado esquematicamente na Figura 3.8. O tempo de aquisição dos sinais foi de 5 segundos com uma taxa de aquisição de 6 kHz. Para cada ensaio foi utilizada uma nova aresta de corte. Os resultados considerados, portanto, foram as médias de 30.000 pontos adquiridos em cada ensaio.

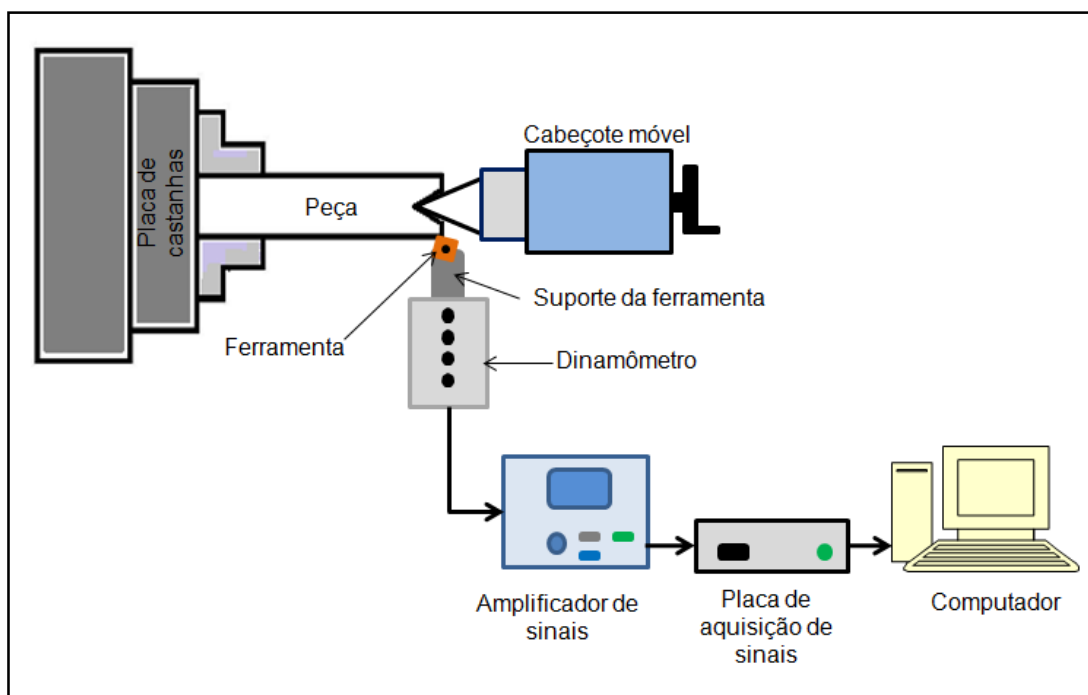


Figura 3.8 – Desenho esquemático do sistema de aquisição de força

Os parâmetros de usinagem utilizados para os ensaios de força de usinagem podem ser vistos na Tabela 3.7 e Tabela 3.8.

Tabela 3.7 - Parâmetros de corte utilizados nos ensaios de força variando o avanço

Ferramentas	Metal duro	Cerâmicas
Velocidade de corte (v_c) (m/min)	50	250
Avanço (f) (mm/rot)	0,05; 0,1; 0,15; 0,20; 0,25 e 0,30	0,05; 0,1; 0,15; 0,20 e 0,25
Profundidade de corte (a_p) (mm)	0,5	0,5
Condição de lubri-refrigeração	MQF / jorro (com e sem lubr. sólido)	Seco / MQF (com e sem lubr. sólido)
Vazão - MQF (ml/h)	40	40
Vazão - Jorro (l/min)	4,5	-----
Tempo de aquisição do sinal de força (s)	5	5

Tabela 3.8 - Parâmetros de corte utilizados nos ensaios de força variando a velocidade de corte

Ferramentas	Metal duro	Cerâmicas
Velocidade de corte (v_c) (m/min)	20; 30; 40; 50; 60 e 70	100; 150; 200; 250 e 300
Avanço (f) (mm/rot)	0,1	0,1
Profundidade de corte (a_p) (mm)	0,5	0,5
Condição de lubri-refrigeração	MQF / jorro (com e sem lubr. sólido)	Seco / MQF (com e sem lubr. sólido)
Vazão - MQF (ml/h)	40	40
Vazão - Jorro (l/min)	4,5	-----
Tempo de aquisição do sinal de força (s)	5	5

3.8 Medição da rugosidade

Os valores dos parâmetros de rugosidade (R_a , R_z e R_q) foram medidos utilizando um rugosímetro portátil marca Mitutoyo, modelo SJ201-P com resolução de 0,01 μm . Para efeito estatístico, foram realizadas três medições afastadas em aproximadamente 120° para cada condição de usinagem. Antes de cada medição a superfície usinada da barra foi limpa com álcool para retirar os resíduos provenientes dos fluidos de corte. Foi utilizado um *Cut-off* de 0,8 mm para os ensaios em que o avanço era de no máximo 0,2 mm/rot. Para avanços de 0,25 a 0,4 mm/rot foi utilizado o *cut-off* de 2,5 mm, de acordo com a norma NBR ISO 4287 (2002).

As leituras foram feitas apenas no primeiro passe pois a ferramenta estava com aresta de corte nova, a fim de evitar a interferência do desgaste nos resultados. Para garantir a precisão das leituras, o instrumento foi calibrado utilizando um bloco padrão antes das medições.

Os parâmetros de corte utilizados para avaliar o acabamento superficial foram os mesmos utilizados na medição de força (Tabela 3.7 e Tabela 3.8).

3.10 Medição da tensão residual

A tensometria por difração de raios X é um método bem estabelecido e eficaz na determinação das tensões residuais e aplicadas em materiais cristalinos. Ela permite qualificar e quantificar em magnitude e direção das tensões superficiais existentes em dado ponto do material. Esta técnica tem como objetivo medir as distâncias interplanares e a partir daí calcular as tensões residuais presentes.

As amostras utilizadas para medição da tensão residual foram retiradas da mesma peça na qual foram realizadas as medições da microdureza. Entretanto, elas não foram embutidas e a medição foi realizada apenas na superfície usinada.

As tensões residuais foram medidas e analisadas nas direções transversal e longitudinal das amostras. A análise das amostras foram realizadas através da técnica de tensometria por difração de raios-X, pelo método $\sin^2\psi$, utilizando radiação $\text{CrK}\beta$ ($\lambda_{\text{CrK}\beta} = 2,0848 \text{ \AA}$), para isso foi utilizado um analisador de tensões da marca *XStress 3000*, fabricado pela Stresstech e adquirido através da Rede de Materiais (TMEC/Petrobras). Ele é constituído por um tubo compacto de raios-X acoplado a um goniômetro montado sobre tripé, conforme Figura 3.10. Este equipamento pertence ao Laboratório de Análise de Tensões – LAT, do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal Fluminense – UFF. Após a determinação dos valores de pico de difração relativos a cada um dos ângulos ψ escolhidos, é determinado o declive da curva que se ajusta a esses pontos (2θ vs. $\sin^2\psi$) e o valor da tensão, bem como a incerteza subjacente. O analisador de tensões possui colimadores dos feixes de raios-X com diâmetros entre $\varnothing 1,0$ a $3,0 \text{ mm}$ e a distância entre o goniômetro e o ponto de medição no material analisado é ajustada automaticamente com $\pm 0,003 \text{ mm}$ de precisão.

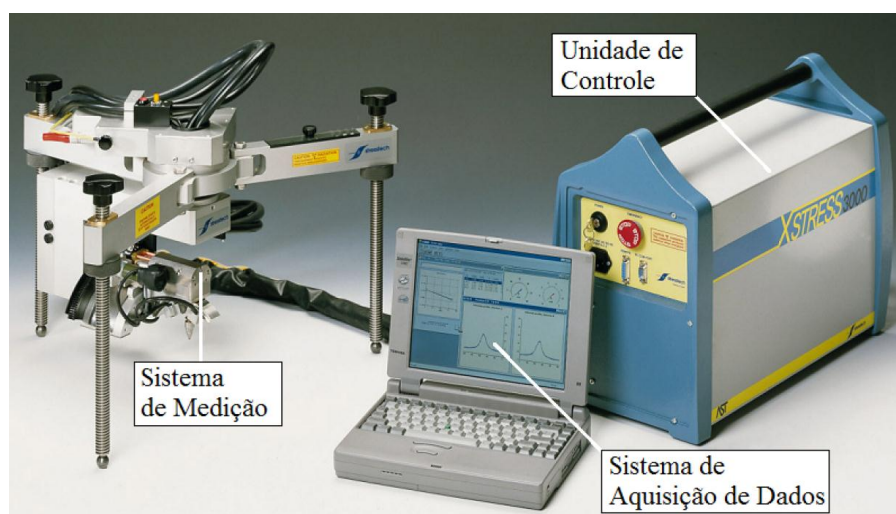


Figura 3.10 - Analisador de tensões *XStress 3000*

No presente trabalho foi utilizado um tubo de Cr com os parâmetros apresentados na Tabela 3.9.

Tabela 3.9 - Parâmetros utilizados no sistema de análise das tensões residuais.

Diâmetro do colimador (mm)	2,0
Ângulo de incidência (2θ) ($^\circ$)	157,73
Plano de difração {hkl}	{311}
Radiação	$\text{CrK}\beta$
Comprimento de onda (λ) $\text{CrK}\alpha$ (Å)	2,0848
Corrente (mA)	6,7
Tensão (kV)	30
Inclinação ψ ($^\circ$)	0, 20,7, 30, 37,7 e 45
Tempo de medição (s)	20

As medições das tensões foram realizadas na direções longitudinais (direção de avanço - L) e transversais (direção de corte - T), de acordo com a Figura 3.11.



Figura 3.11 – Posição e direções analisadas nas medições de tensão residual

3.11 Ensaio para medição da temperatura de usinagem

Foi utilizado o método do termopar ferramenta-peça para medir a temperatura de usinagem da superliga de níquel Inconel 718. A Figura 3.12 apresenta um desenho esquemático do sistema de medição de temperatura desenvolvido por Fernandes e Machado, (1993) e utilizado neste trabalho.

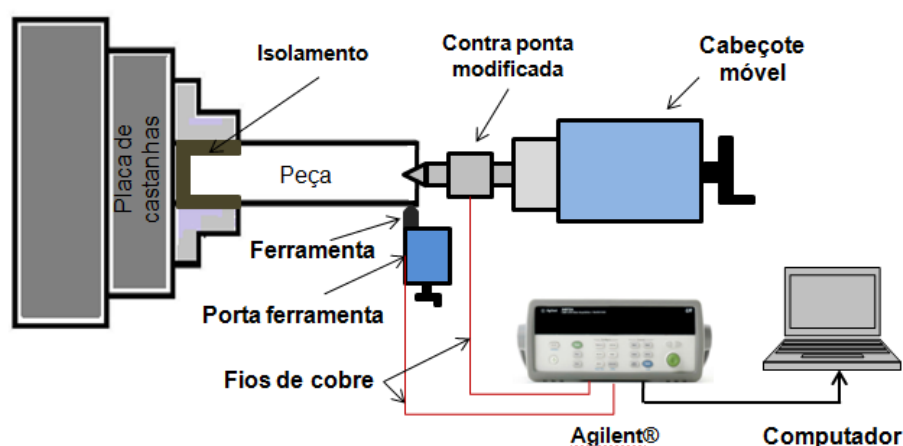


Figura 3.12 Diagrama esquemático do sistema de medição de temperatura

O sinal elétrico (FEM – força eletromotriz) gerado durante a usinagem na interface termopar ferramenta/peça, proporcional ao gradiente entre a temperatura na interface cavaco/ferramenta/peça e a temperatura ambiente é coletado, amplificado e enviado para uma placa de aquisição de dados da Agilent®, modelo 36970A, que é comandado por um microcomputador por meio de um software específico (Agilent BenchLink Data Logger). O programa de computador estabelece a relação da tensão amplificada com a real temperatura da interface. Entretanto, é necessária a utilização de uma curva de calibração previamente ajustada. Para que não ocorra a fuga de tensão entre a peça e a placa de castanhas do torno é necessário que se faça um isolamento elétrico por meio de uma luva de tecnil. Na outra extremidade, usa-se uma contra ponta especial com mercúrio líquido, com o objetivo de conduzir o sinal elétrico da peça para o amplificador e deste para a placa de aquisição de sinais, que é gerenciada pelo software.

Foram utilizados bits de metal duro classe K10 nas dimensões 10 mm x 10 mm x 100 mm. O bits foi afiado com o ângulo de posição principal 75°, ângulo de posição secundária 15°, ângulo de saída 0° e ângulo de folga 6°.

Os parâmetros de corte utilizados nos ensaios para medição de temperatura estão representados na Tabela 3.10, e as condições de lubri-refrigeração utilizadas foram as mesmas utilizadas nos testes de vida das ferramentas. A severidade da operação e a fragilidade da barra de metal duro influenciaram na definição das condições de corte utilizadas.

Tabela 3.10 – Parâmetros de corte utilizados nos ensaios de medição de temperatura de corte

Ferramenta	Bits de metal duro
Velocidade de corte (v_c) (m/min)	20; 30; 40; 50; 60 e 70
Avanço (f) (mm/rot)	0,1
Profundidade de corte (a_p) (mm)	0,5
Condição de lubri-refrigeração	MQF / jorro (com e sem lubrificantes sólidos)
Vazão - MQF (ml/h)	40
Vazão - Jorro (l/min)	4,0
Tempo de aquisição dos sinais (s)	5

3.11.1 Calibração do termopar

Para a calibração utilizou-se um forno Mufla como fonte de calor baseando-se no método termopar ferramenta-peça. Foi necessária uma barra de metal duro com a mesma composição da ferramenta utilizada nos ensaios, termopares do tipo K, fios de cobre, Agilent® (multímetro) responsável pela aquisição de dados no decorrer da calibração, cavaco longo de Inconel 718 e uma contra ponta modificada possuindo mercúrio em seu interior, de acordo com o diagrama esquemático representado pela Figura 3.13. O forno Mufla continha um visor digital informando a temperatura, porém termopares de controle calibrados foram soldados na ferramenta através de descarga capacitiva.

Após toda a montagem experimental, a temperatura foi variada até o valor de 1000°C levando em conta a histerese. O Agilent® transmiti os dados para o software no computador possibilitando a obtenção dos valores necessários para construir a curva de calibração do Inconel 718.

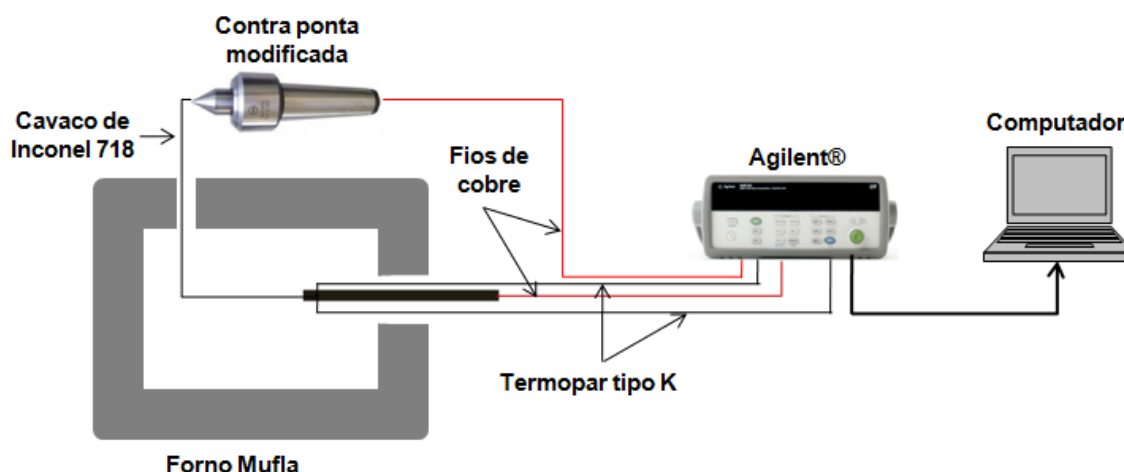


Figura 3.13 – Diagrama esquemático do sistema de calibração

Um aspecto importante, e que deve ser considerado nesses ensaios, é a histerese do sistema, e nesse caso observou-se uma relação muito próxima da curva de calibração no aquecimento e no resfriamento, conforme mostrado na Figura 3.14.

Observa-se que a histerese é pequena e o coeficiente de correlação apresentou um bom resultado ($R^2 = 0,997$), quanto mais o coeficiente de correlação R^2 se aproximar de 1 mais confiável é o sistema. Esta curva de calibração foi utilizada para quantificar a temperatura atingida na interface cavaco-ferramenta durante os experimentos.

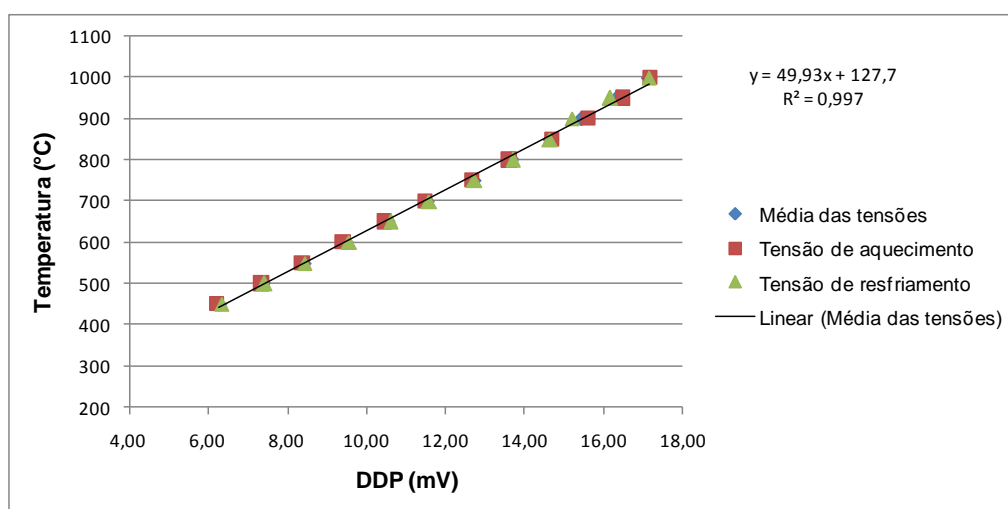


Figura 3.14 – Curva de calibração para medição da temperatura de usinagem do Inconel 718

Com base nos valores da diferença de potencial e utilizando a regressão linear, obteve-se a função que relaciona a temperatura na região de corte com a voltagem monitorada nos termopares, dada pela seguinte equação 3.1:

$$T = 49,33x + 127,7 \text{ (}^{\circ}\text{C)}$$

3.1

Sendo:

T = Temperatura de usinagem

x = ddp (mV)

3.12 Planejamento estatístico

Para avaliar a influência da concentração e a vazão de lubrificante sólido na mistura a serem utilizadas nos experimentos foi feito um planejamento fatorial 2^k . Assim pode-se avaliar o efeito da concentração, da vazão e o do tipo de lubrificante sólido (grafite e MoS_2), conforme representado na Tabela 3.11.

Tabela 3.11 – Matriz de experimentos 2^k

Variáveis	- 1	+ 1	Variável de resposta
Tipo de lubrificante	Grafite	MoS_2	Força de corte; Acabamento superficial; Tempo de usinagem; Volume de material removido.
Concentração em peso (%)	0	20	
Vazão (ml/h)	40	250	

Para estes ensaios foram utilizadas ferramentas de metal duro com uma velocidade de corte de 100 m/min, profundidade de corte de 1,5 mm e avanço de 0,15 mm/rot. O fluido de corte foi aplicado na região de corte pela técnica da mínima quantidade de fluido. O material utilizado foi o Inconel 718 solubilizado, com 03 repetições para cada condição.

Nos ensaios em que se utilizou a aplicação do fluido de corte pelo sistema convencional (jorro), a concentração de lubrificante sólido na mistura foi determinada através de um tratamento estatístico utilizando a metodologia de comparação de 2 tratamentos. Foram utilizadas ferramentas de metal duro com uma velocidade de corte de 100 m/min, profundidade de corte de 1,5 mm e avanço de 0,15 mm/rot. A vazão do fluido de corte foi mantida constante em 4,5 l/min e o material utilizado foi o Inconel 718 solubilizado, com 3 repetições para cada condição. As concentrações utilizadas foram (0%, 1,33%, 5% e 10%).

Todas as análises estatísticas foram realizadas utilizando o software Statistica® 7.0, adotando um nível de significância de 5%, para uma confiabilidade de 95%.

3.13 Ensaios para verificar a capacidade lubrificante dos fluidos de corte

Para verificar a capacidade lubrificante dos fluidos de corte utilizados nos ensaios foram utilizados os métodos, *esclerometria pendular* e *reciprocating*.

3.13.1 Esclerometria pendular

Este método consiste em produzir um risco em uma amostra com geometria definida através da passagem de um pêndulo, no qual é fixado um penetrador de geometria conhecida com dureza superior ao material da amostra. O pêndulo é liberado de uma altura conhecida e ao riscar a amostra continua o movimento empurrando uma escala atingindo uma determinada altura, registrando diretamente no instrumento a energia consumida no ensaio.

A Figura 3.15 mostra o desenho esquemático e a foto do equipamento utilizado para a realização dos ensaios, que foi projetado, construído e avaliado por Franco (1989). Este equipamento pertence ao Laboratório de Tribologia e Materiais (LTM) da Universidade Federal de Uberlândia.

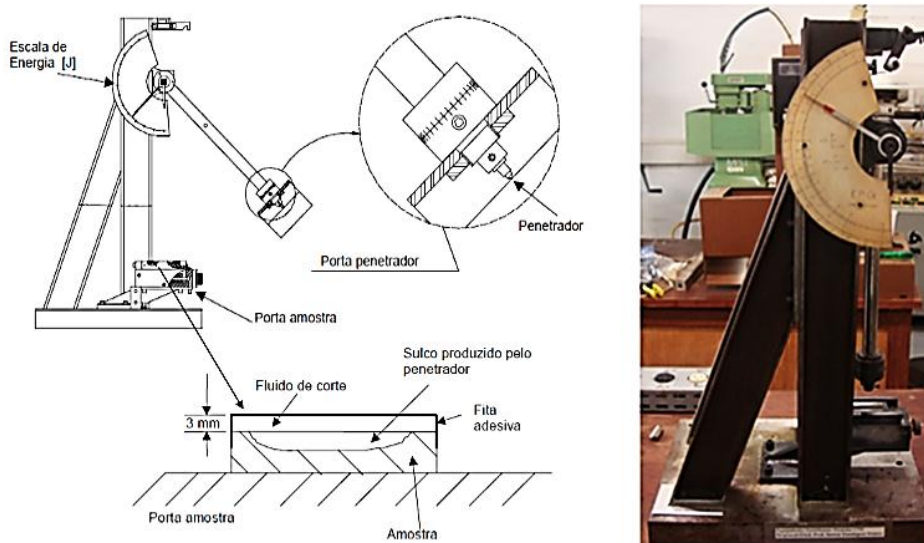


Figura 3.15 – Desenho esquemático e foto do esclerômetro pendular utilizado nos ensaios (FRANCO, 1989)

Os ensaios para verificar a capacidade de lubrificação foram realizados conforme Sales et al. (1999). As amostras foram fixadas no porta amostra do esclerômetro pendular. Utilizando o ajuste de altura da mesa, a amostra foi levantada até que o penetrador tocasse a superfície. Após o procedimento de referenciamento, a amostra foi afastada e o pêndulo fixado na parte

superior. Foi utilizado um pêndulo com uma massa de 0,877 Kg, liberado a um ângulo de 154°, com energia de 4,24 J e velocidade de percussão de 4,9 m/s.

O penetrador utilizado foi confeccionado de metal duro (WC-Co) com ângulo de ataque de 43,5° e base quadrada de 0,48 mm. Após cada risco, a face de ataque do penetrador foi analisada com uma lupa, com capacidade de ampliação de 25 vezes. Caso houvesse material aderido, ou pequeno desgaste na ponta do penetrador o mesmo era substituído. A profundidade do risco foi variada por meio de um parafuso com passo de rosca micrométrico existente na máquina, que eleva ou abaixa a mesa de acordo com a penetração desejada. Para cada condição de lubri-refrigeração foram feitos riscamentos com profundidades nominais de 24, 48, 72, 96, 120 e 144 µm.

A superfície da amostra foi submersa em uma camada de fluido de corte com aproximadamente 3 mm. Para que isso fosse possível, uma fita adesiva contornava a amostra formando um reservatório de fluido na superfície da amostra. Após os ensaios, as amostras eram limpas utilizando água corrente e depois imersas em acetona e lavadas durante 5 minutos em uma máquina de limpeza ultra-sônica. Na sequência foram secadas com jato de ar e pesadas (antes e após) o risco por meio de uma balança Sartorius, modelo MC210P, com resolução de 10⁻⁵ Kg.

A partir da energia consumida no processo de riscamento e da perda da respectiva massa, a energia específica foi calculada utilizando a equação 3.2, (FRANCO, 1989).

$$e = \frac{E}{\Delta m} (J / mg) \quad 3.2$$

Sendo:

e – Energia específica de riscamento

E – Energia dissipada para produzir o risco (J)

Δm – Perda de massa produzida (mg)

Os corpos de prova foram fabricados a partir do próprio material utilizado nos ensaios de usinagem (Inconel 718 com dureza média de 40 HRc) em formato de paralelepípedos, com dimensões de 9 mm x 9 mm x 50 mm e uma rugosidade média Ra de 0,15 µm. Foram então retificados em uma retificadora tangencial com rebolo de alumina com grana 46.

3.13.2 Reciprocating

Nesses ensaios utilizou-se o método de deslizamento tipo *starving*, onde uma gota do lubrificante a ser analisado é colocada na região de contato entre o corpo e o contra-corpo, e logo após inicia-se o deslizamento alternativo entre eles.

Os ensaios foram realizados utilizando um tribômetro universal Plint®, Modelo TE 67 Plint & Partners LDT no modo alternativo, com amplitude de 5 mm e frequência de 2 Hz. O tribômetro é composto de uma célula de carga para medir a força de atrito e um sistema de medição com potenciômetro de contato, viabilizando a percepção da formação ou não de isolamento entre o corpo e o contra-corpo durante o ensaio. O sistema possui ainda um sensor LVDT (Transformador Diferencial Variável Linear), que permite medir a posição do corpo em relação ao contra-corpo em cada ciclo do ensaio, Figura 3.16.

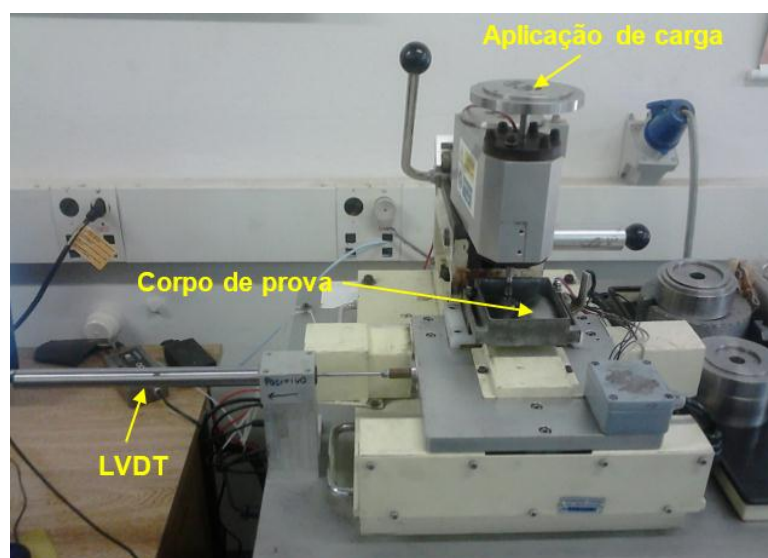


Figura 3.16 – Tribômetro Plint TE 67 utilizado nos ensaios

Foram utilizados corpos de prova de Inconel 718 dureza média de 40 HRC, rugosidade média R_a de $0,62\ \mu\text{m}$ e para o contra-corpo esferas de aço AISI 52100 com diâmetro de 5 mm. Uma gota de $0,5\ \mu\text{l}$ de fluido de corte foi aplicada sobre a superfície do corpo de prova e em seguida foi aplicado um carregamento incremental, com adição de uma carga de 6,867 N em intervalos de 10 minutos (DE MELLO; BINDER, 2006).

A aquisição dos dados foi feita utilizando uma placa de aquisição ligada a um microcomputador com o software LabVIEW, foi utilizado também um programa de aquisição de dados para adquirir os sinais referentes aos ensaios. A análise dos dados foi feita de acordo com (OLIVEIRA JÚNIOR, 2013).

CAPÍTULO IV

RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo são apresentados os resultados dos pré-testes e testes experimentais realizados, bem como as discussões pertinentes.

4.1 Resultados dos Pré-testes

Antes do início dos experimentos inerentes a este trabalho foram realizados primeiramente pré-testes com o Inconel 718 no estado solubilizado, para definir as concentrações dos lubrificantes sólidos na mistura com o fluido de corte e vazão do fluido de corte aplicado pela técnica da mínima quantidade de fluido (MQF) e jorro, bem como se ter uma ideia das velocidades de corte a serem utilizadas nas ferramentas de metal duro e cerâmicas durante os testes com o material envelhecido.

4.1.1 Pré-testes para verificar a influência dos lubrificantes sólidos na mistura bem como a vazão do fluido aplicado na zona de corte pela técnica MQF, com material solubilizado

Para avaliar a influência da concentração do tipo de lubrificante sólido na mistura e também a vazão do fluido de corte nos testes com MQF foi utilizado um planejamento fatorial 2^k . Neste, os parâmetros de corte foram mantidos constantes, sendo a velocidade de corte de 100 m/min, profundidade de corte de 1,5 mm e avanço de 0,15 mm/rot. Para estes ensaios foram utilizadas ferramentas de metal duro e a liga na condição solubilizada. Utilizou-se como critério de fim de vida da ferramenta de corte o desgaste de flanco máximo $VB_{BMáx}$ de 0,6 mm.

Os resultados indicaram que a adição de bissulfeto de molibdênio (MoS_2) ao fluido de corte promoveu um aumento significativo na usinagem da superliga à base de níquel Inconel 718 com relação a vida da ferramenta de corte, Figura 4.1 e volume de material removido, Figura 4.2, mas, com relação ao acabamento superficial, Figura 4.3, e principalmente à força de corte, Figura 4.4, não houve diferenças significativas.

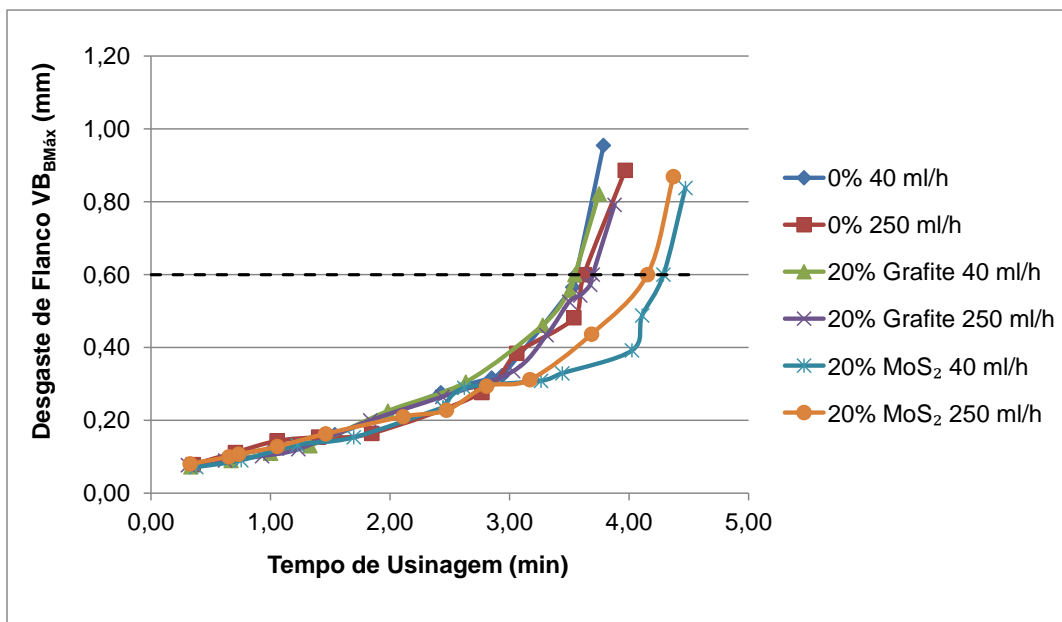


Figura 4.1 - Desgaste de flanco $VB_{BMáx}$, condição de MQF, velocidade de corte 100 m/min, avanço 0,15 mm/rot e profundidade de corte 1,5 mm

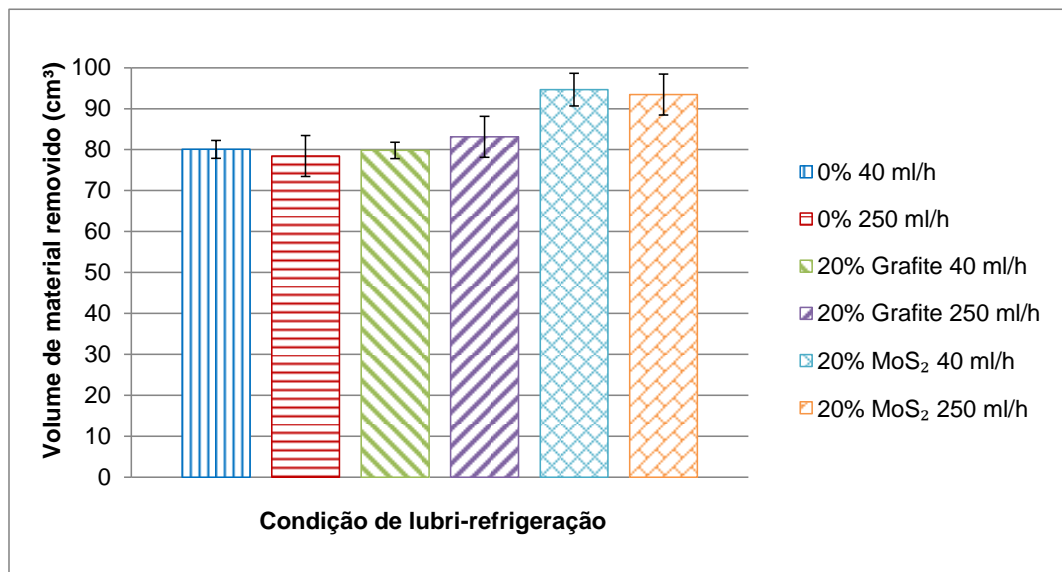


Figura 4.2 – Volume de material removido em cm^3 , condição de MQF, velocidade de corte 100 m/min, avanço 0,15 mm/rot e profundidade de corte 1,5 mm

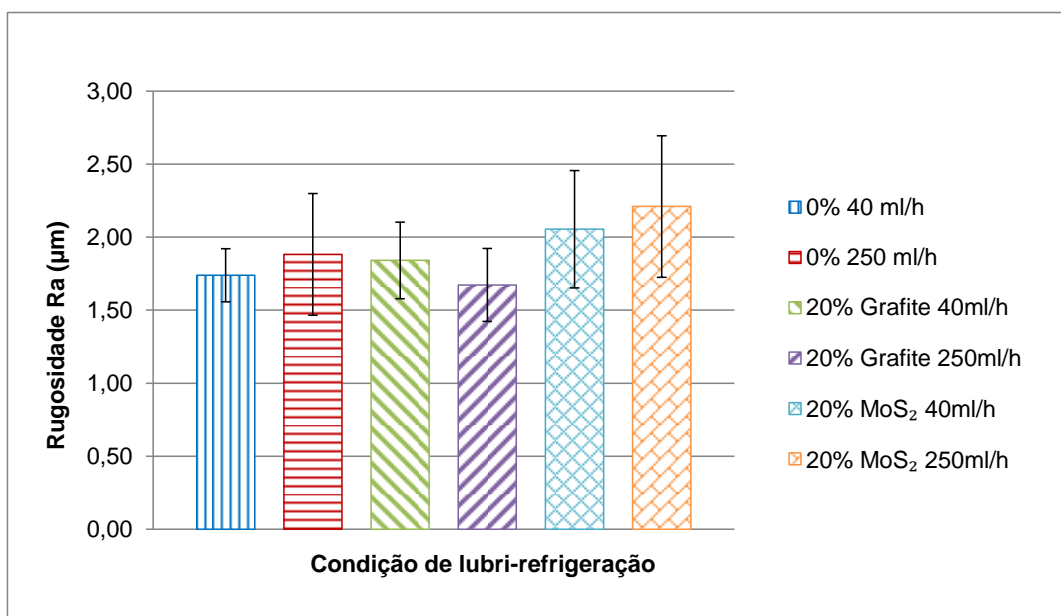


Figura 4.3 – Acabamento superficial, condição de MQF, velocidade de corte 100 m/min, avanço 0,15 mm/rot e profundidade de corte 1,5 mm

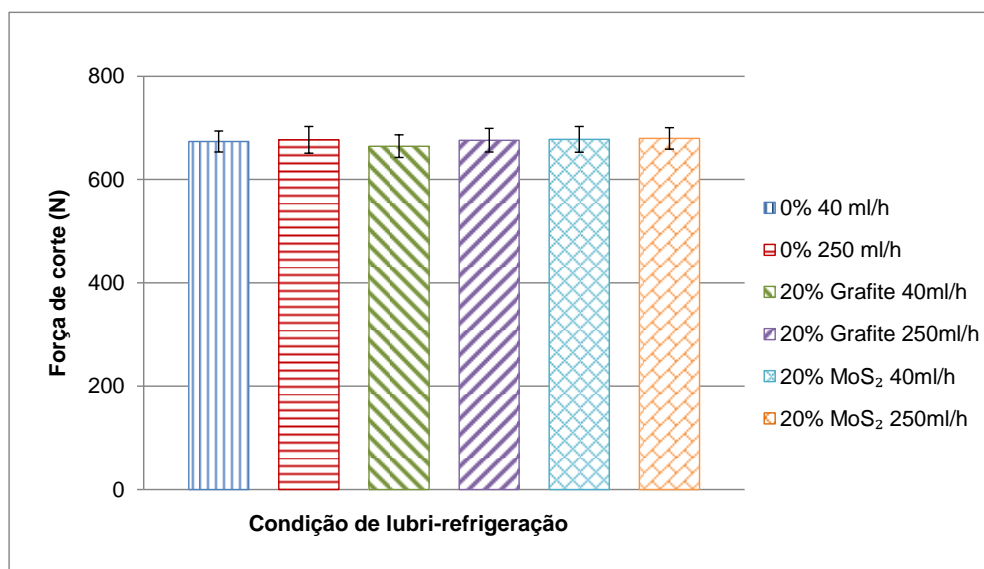


Figura 4.4 – Força de corte, condição de MQF, velocidade de corte 100 m/min, avanço 0,15 mm/rot e profundidade de corte 1,5 mm

Ignorando o efeito da vazão e de suas interações, foi realizada uma análise estatística para o volume de material removido utilizando o programa Statistica® 7.0 que gerou o quadro de ANOVA (análise de variância), Tabela 4.1, na qual se observa que o tipo de lubrificante a concentração e a interação entre elas são significativas, com 95% de confiabilidade (p valor $\leq 0,05$) e para um nível de significância de 5%.

Tanto os resultados mostrados na Figura 4.2 como aqueles representados na Figura 4.5 indicam que houve uma melhora significativa com relação ao volume de material removido quando se utilizou bissulfeto de molibdênio na mistura com o fluido de corte, tanto para a vazão de 40 ml/h quanto para a vazão de 250 ml/h. Observa-se ainda que o aumento da vazão do fluido de corte não proporcionou aumento no volume de material removido. Com adição de grafite não foi observada nenhuma melhora no processo, independente da vazão utilizada.

Tabela 4.1 – ANOVA volume de material removido

	SQ	Grau de liberdade	Q.M	F	p
Tipo de lubrificante (1)	79,1282	1	79,12820	31,50353	0,004951
Concentração (2)	90,9901	1	90,99005	36,22612	0,003838
1 x 2	79,1282	1	79,12820	31,50353	0,004951
Erro	10,0469	4	2,51173		
Total SS	259,2934	7			

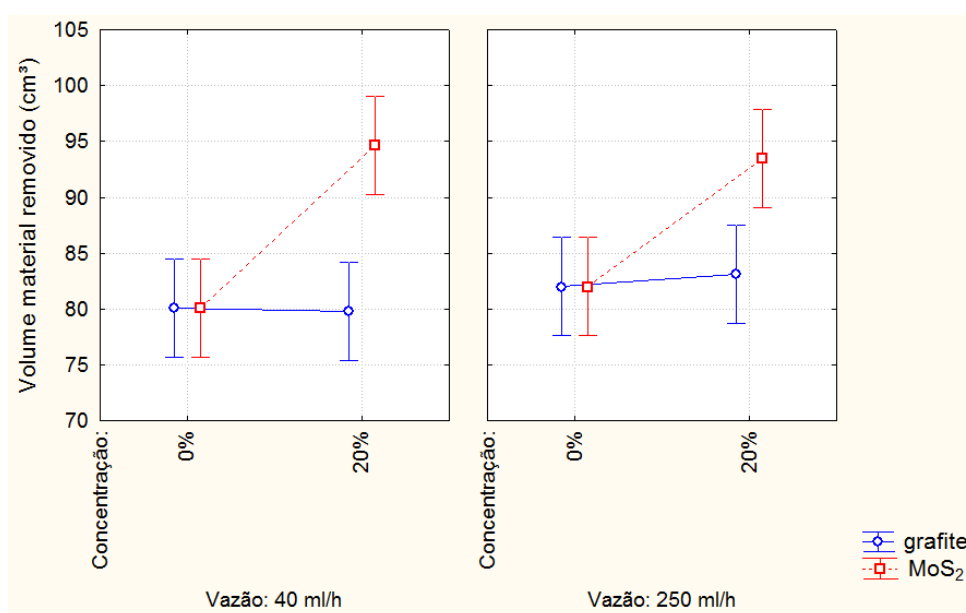


Figura 4.5 - Gráfico de interação das médias de material removido com a concentração e vazão do fluido de corte (MQF) com material solubilizado

Com base nesses resultados foi definido que a concentração de lubrificante sólido na mistura a ser utilizada nos ensaios de vida e força será de 20% em peso e a vazão de 40 ml/h, quando a técnica de aplicação do fluido de corte for a MQF.

4.1.2 Pré-testes para verificar a influência dos lubrificantes sólidos na mistura do fluido aplicado na zona de corte pela técnica de aplicação convencional do fluido de corte (jorro).

Para avaliar a influência dos lubrificantes sólidos (LS) na mistura com o fluido de corte aplicado por jorro, foram mantidos os mesmos parâmetros de corte utilizados na técnica MQF, sendo que neste caso a vazão do fluido de corte aplicado na zona de corte foi mantida constante em 4,5 l/min. Nestes testes preliminares foi utilizado apenas o grafite como lubrificante sólido. O grafite foi misturado ao fluido de corte convencional (Vasco 1000 com uma concentração de 8%) variando a concentração de lubrificante sólido da mistura em 1,33; 5 e 10% em peso. Para efeito de comparação também foram realizados testes com o fluido de corte sem adição de lubrificante sólido com uma concentração de 8%, utilizando ferramentas de metal duro e a liga de Inconel 718 solubilizada.

Os critérios de avaliação da influência do lubrificante sólido na mistura foram o volume de material removido e a vida da ferramenta.

Pode-se observar na Figura 4.6 que com a adição de lubrificante sólido na mistura houve um aumento do volume de material removido, sendo que a concentração de 5% apresentou melhor resultado. Quando comparado com a condição de usinagem convencional, ou seja, sem a adição de lubrificante sólido, a solução com 5% de grafite apresentou um aumento da média do volume de material removido em torno de 17%.

Para uma maior proporção de grafite na mistura (10%) o volume médio de material removido decresceu levando a concluir que para as condições aplicadas a concentração de 5% é a mais recomendada.

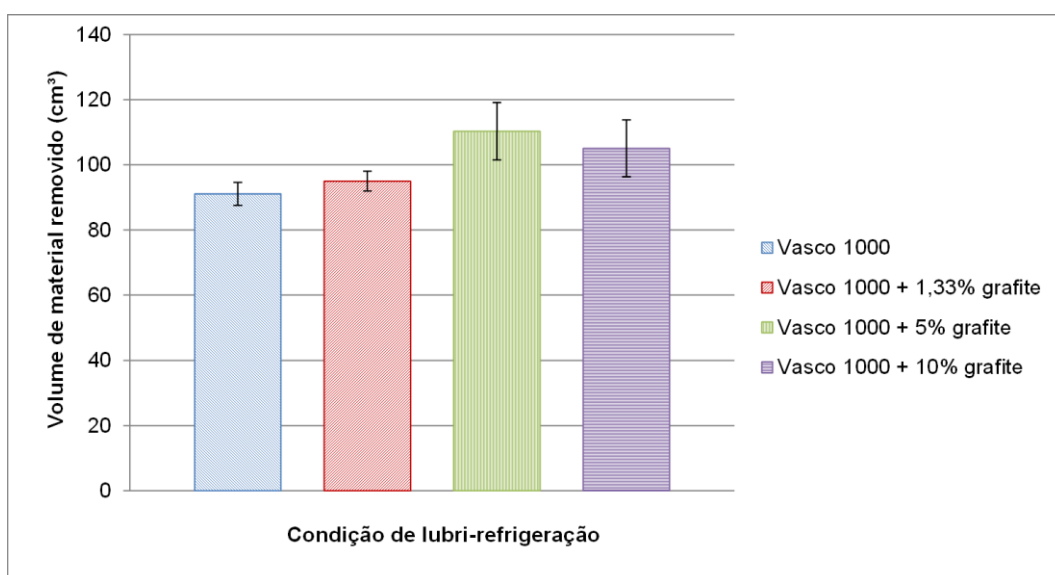


Figura 4.6 – Volume de material removido em cm³, condição de jorro, velocidade de corte 100 m/min, avanço 0,15 mm/rot e profundidade de corte 1,5 mm

Para melhor compreensão dos resultados foi realizada uma análise estatística utilizando o programa Statistica® 7.0 que gerou o quadro de ANOVA (análise de variância) Tabela 4.2. Para realizar esta análise foram utilizados os resultados do volume de material removido para cada condição de lubri-refrigeração avaliada.

Tabela 4.2 - Análise de variância do volume de material removido - jorro

	SQ	Grau de liberdade	Q.M	F	p
Média	120426,6	1	120426,6	2743,081	0,000000
Condição de lubri-refrigeração	729,3	3	243,1	5,537	0,023620
Resíduos	351,2	8	43,9		

Adotando-se uma confiabilidade de 95% e um nível de significância de 5%, tem-se que o valor de “p” é menor que este nível, portanto conclui-se que existe diferença entre pelo menos dois dos tipos de condição de lubri-refrigeração utilizados. Isto pode ser observado também na Tabela 4.3 na qual se utilizou o método estatístico de comparação de 2 tratamentos com confiabilidade de 95%. Nota-se que houve diferenças significativas nas comparações entre o fluido isento de LS e com adição de 5% de grafite e entre este com 1,33% de grafite ($p \leq 0,05$).

Tabela 4.3 - Comparação de 2 tratamentos para o volume de material removido - jorro

Condições de lubri-refrigeração		p
Vasco 1000	Vasco 1000 + 1,33% grafite	0,2921
Vasco 1000	Vasco 1000 + 5% grafite	0,0246
Vasco 1000	Vasco 1000 + 10% grafite	0,0620
Vasco 1000 + 5% grafite	Vasco 1000 + 1,33% grafite	0,0412
Vasco 1000 + 5% grafite	Vasco 1000 + 10% grafite	0,5049
Vasco 1000 + 1,33% grafite	Vasco 1000 + 10% grafite	0,1153

Estes resultados demonstram que o fluido de corte está promovendo não só a refrigeração da ferramenta de corte, mas, também está contribuindo na redução do atrito na

interface cavaco/ferramenta/peça. Isto pode ser observado na Figura 4.7, na qual demonstra que a vida da ferramenta aumentou com a adição de lubrificante sólido na mistura.

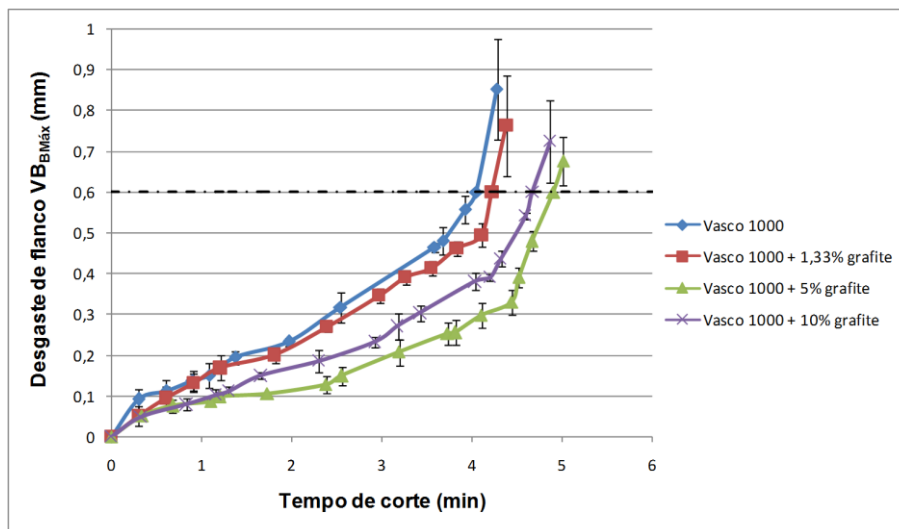


Figura 4.7 - Desgaste de flanco $VB_{BMáx}$, condição de jorro, velocidade de corte 100 m/min, avanço 0,15 mm/rot e profundidade de corte 1,5 mm

Na Figura 4.8 estão representados os resultados da força de avanço em função das condições de lubri-refrigeração. Apesar de apresentar uma pequena redução média nos valores da força de avanço com a adição de 5% de grafite ao fluido de corte sugerindo uma redução no atrito na interface cavaco/ferramenta/peça, estatisticamente não houve diferença significativa nos valores da força de avanço.

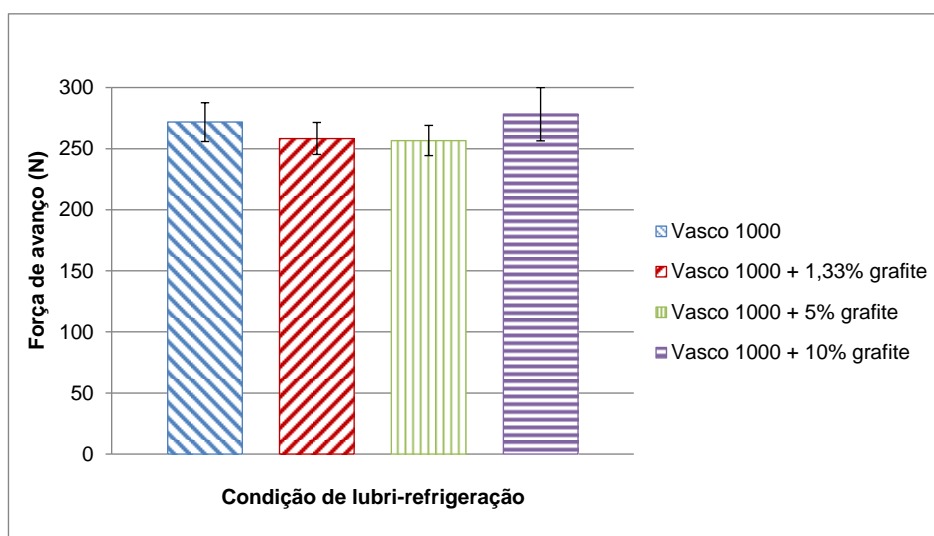


Figura 4.8 - Força de avanço, condição de jorro, velocidade de corte 100 m/min, avanço 0,15 mm/rot e profundidade de corte 1,5 mm

A concentração de 5% de grafite no fluido emulsionável reduziu os valores médios das forças de avanço, demonstrando que esta parece ser uma concentração ideal, uma vez que a maior concentração de 10% não mostrou os mesmos resultados. A maior viscosidade nesta concentração pode ter prejudicado a penetração na interface cavaco-ferramenta, diminuindo assim a função lubrificante do fluido.

Com base nos resultados foi definido que a concentração de lubrificante sólido na mistura a ser utilizada nos ensaios de vida e força será de (5% em peso) e a vazão de 4,5 l/min, quando a técnica de aplicação do fluido de corte for jorro.

4.1.3 Pré-testes para escolher a velocidade de corte das ferramentas de metal duro com material envelhecido

Para determinar a velocidade de corte a ser utilizada nos testes de vida das ferramentas de metal duro, foram avaliadas três velocidades de corte dentro de uma faixa recomendada pelo fabricante, qual seja (30, 50 e 60 m/min). Os testes foram realizados utilizando fluido de corte LB 2000 sem a adição de lubrificante sólido aplicado pela técnica MQF, vazão de 40 ml/h, com uma profundidade de corte de 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot. O volume de material removido pode ser visto na Figura 4.9.

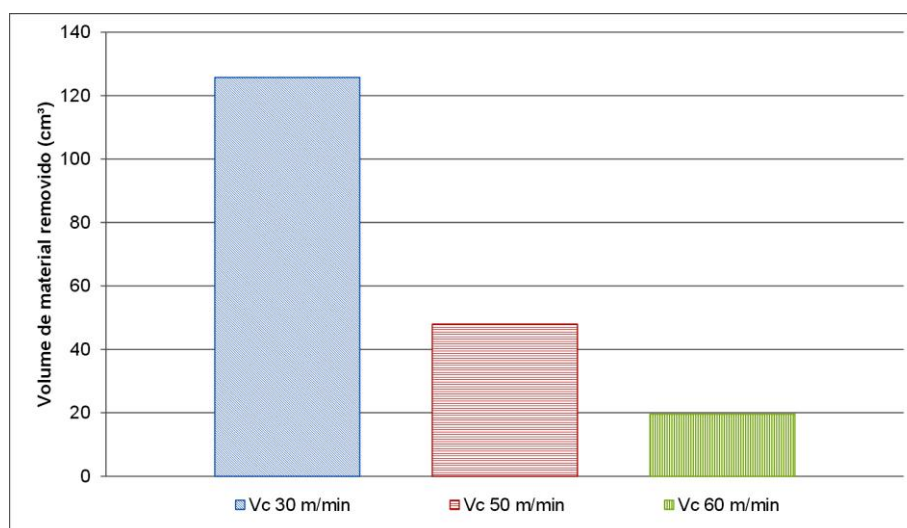


Figura 4.9 – Volume de material removido variando as velocidades de corte, avanço de 0,1 mm/rot e profundidade de corte de 0,5 mm

Estes resultados estão de acordo com a literatura uma vez que quanto maior a velocidade de corte maior será o desgaste da ferramenta de corte em função do aumento da

temperatura de usinagem, diminuindo a vida da ferramenta, como pode ser observado na Figura 4.10.

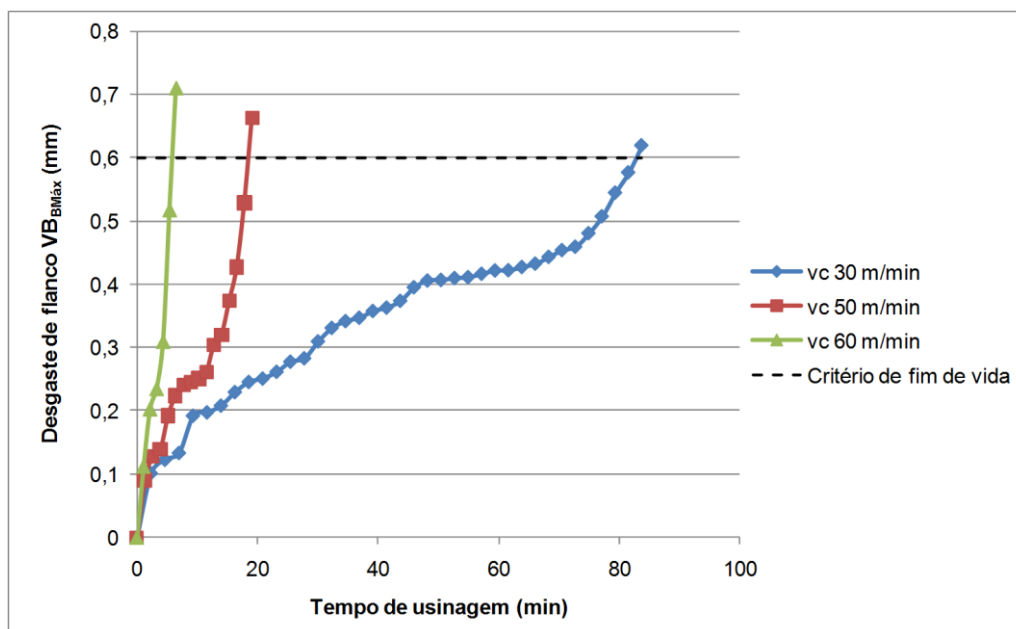


Figura 4.10 – Desgaste de flanco ($VB_{BMáx}$) em função do tempo de usinagem avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm

Com base nestes resultados adotou-se a velocidade de 50 m/min para a realização dos testes propriamente ditos no material no estado envelhecido, com as ferramentas de metal duro. A escolha foi baseada no tempo de usinagem, pois, com a velocidade de corte de 30 m/min seria demandado um tempo muito longo na realização dos experimentos além de gasto excessivo de material, já para a velocidade de corte de 60 m/min o tempo seria muito curto.

4.1.4 Pré-testes para escolher a velocidade de corte das ferramentas cerâmicas com material envelhecido

Para avaliar a melhor condição de usinagem em termos de velocidade de corte para as ferramentas cerâmicas foram realizados pré-testes utilizando as três ferramentas testadas neste trabalho (mista, SIALON e *Whisker*). As velocidades avaliadas foram (150, 200, 250 e 300 m/min). Os testes foram realizados a seco, haja vista que esta é uma condição recomendada para as ferramentas cerâmicas. Os resultados demonstraram que a velocidade de corte de 250 m/min foi a que apresentou a melhor condição de usinagem em termos de volume de material removido, conforme pode ser visto na Figura 4.11.

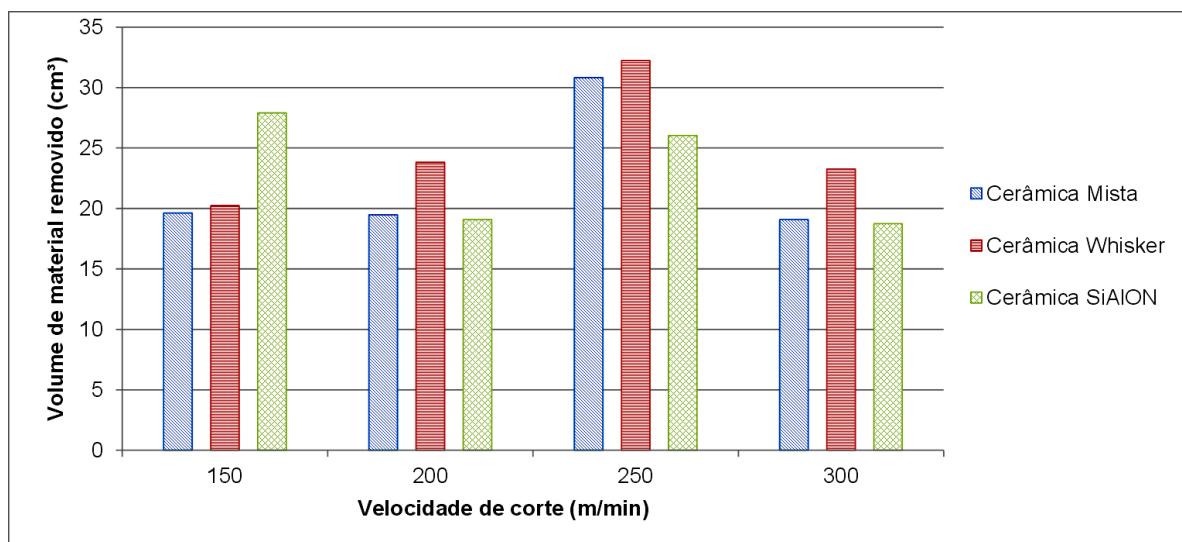


Figura 4.11 – Volume de material removido variando as velocidades de corte, avanço de 0,1 mm/rot e profundidade de corte de 0,5 mm

O desgaste predominante encontrado nas ferramentas mista e *Whisker* é de entalhe, enquanto a ferramenta SiAlON o desgaste predominante é de flanco, isto pode explicar o seu melhor desempenho a baixa velocidade de corte, em que o desgaste por entalhe é mais acentuado devido ao maior encruamento do material. No entanto, como na média o desempenho das ferramentas foi melhor na velocidade de corte de 250 m/min, esta velocidade foi escolhida para a realização dos testes definitivos de vida das ferramentas cerâmicas com lubrificantes sólidos aplicados pela técnica MQF e a seco.

Resultados semelhantes foram encontrados por Altin et al. (2007) quando avaliaram os efeitos da velocidade de corte no desgaste e na vida da ferramenta na usinagem de Inconel 718 com ferramentas cerâmicas (SiAlON e *Whisker*). Os resultados mostraram que para as condições utilizadas, a velocidade de corte de 250 m/min é ideal, pois acima desta velocidade a vida da ferramenta é afetada drasticamente.

4.2 Resultado dos testes com ferramenta de metal duro

4.2.1 Vida da ferramenta

A vida da ferramenta de corte foi avaliada em termos de tempo de usinagem e volume de material removido, de acordo com os critérios definidos na Tabela 3.6.

A partir do gráfico representado pela Figura 4.12, observam-se os resultados do desgaste da ferramenta em função do tempo de usinagem para todas as condições lubri-

refrigerante aplicadas. De um modo geral pode-se observar que para todas as condições de lubri-refrigeração os resultados apresentam uma curva característica, no qual os três estágios de desgaste da ferramenta podem ser observados (MACHADO et al., 2015). No primeiro estágio há um aumento acelerado do desgaste da ferramenta, natural de adequação ao sistema tribológico envolvido, promovendo uma acomodação ao processo. No segundo estágio a taxa de desgaste é constante ao longo do tempo, pois a ferramenta já se encontra totalmente adequada ao processo e os mecanismos específicos de desgaste operam em uma taxa constante. No terceiro estágio ocorre uma aceleração acentuada na taxa de desgaste podendo promover, em um curto de espaço tempo, o colapso da ferramenta.

Observa-se claramente neste gráfico o melhor desempenho da ferramenta quando se utilizou o processo de usinagem convencional por jorro, independentemente do tipo de lubrificante utilizado. A vida da ferramenta teve um incremento em média de 202% em relação ao método de aplicação por MQF. Resultados semelhantes foram encontrados por Suarez (2012) no torneamento do aço ABNT 1050 com uma velocidade de corte de 350 m/min. Estes resultados estão de acordo com a literatura (MACHADO et al., 2015), em que a técnica de MQF não tem apresentado bons resultados no processo de torneamento, pois a sua ação refrigerante é menos eficiente do que a técnica de usinagem convencional (jorro).

Como os parâmetros de corte foram os mesmos em ambas as condições de usinagem, esta melhoria na vida da ferramenta pode ser atribuída à melhor capacidade de resfriamento do fluido de corte aplicado por jorro. As altas temperaturas nas ferramentas de corte não só aceleram os mecanismos de desgaste termicamente ativados, mas também reduzem o limite de escoamento do material da ferramenta. As temperaturas encontradas na interface ferramenta/cavaco podem atingir a ordem de 1100°C (MACHADO et al., 2015). Mais adiante, na apresentação dos resultados das temperaturas da interface cavaco/ferramenta, medidas pelo método do termopar ferramenta-peça, pode-se observar na Figura 4.80, que a temperatura de usinagem medida para a velocidade de corte de 50 m/min ficou em torno de 5% maior para todas as condições de lubri-refrigeração avaliadas quando se utilizou o processo de aplicação de fluido de corte por MQF.

Quando comparado independentemente, observa-se que o tempo de vida da ferramenta para o sistema com aplicação de fluido por MQF, a adição do grafite ao fluido de corte apresentou um incremento na vida da ferramenta em torno de 15% quando comparado ao fluido de corte com adição de MoS_2 e 4% se comparado ao fluido de corte puro, ou seja, sem adição de lubrificante sólido. A adição de MoS_2 não apresentou resultados satisfatórios, proporcionando uma vida da ferramenta em torno de 12% inferior que a condição do fluido puro. No sistema de aplicação convencional (jorro), a adição de lubrificante sólido ao fluido de

corte apresentou um incremento na vida da ferramenta em torno de 4% quando comparado a fluido de corte puro. Mas, entre os lubrificantes sólidos não foi observada diferença significativa.

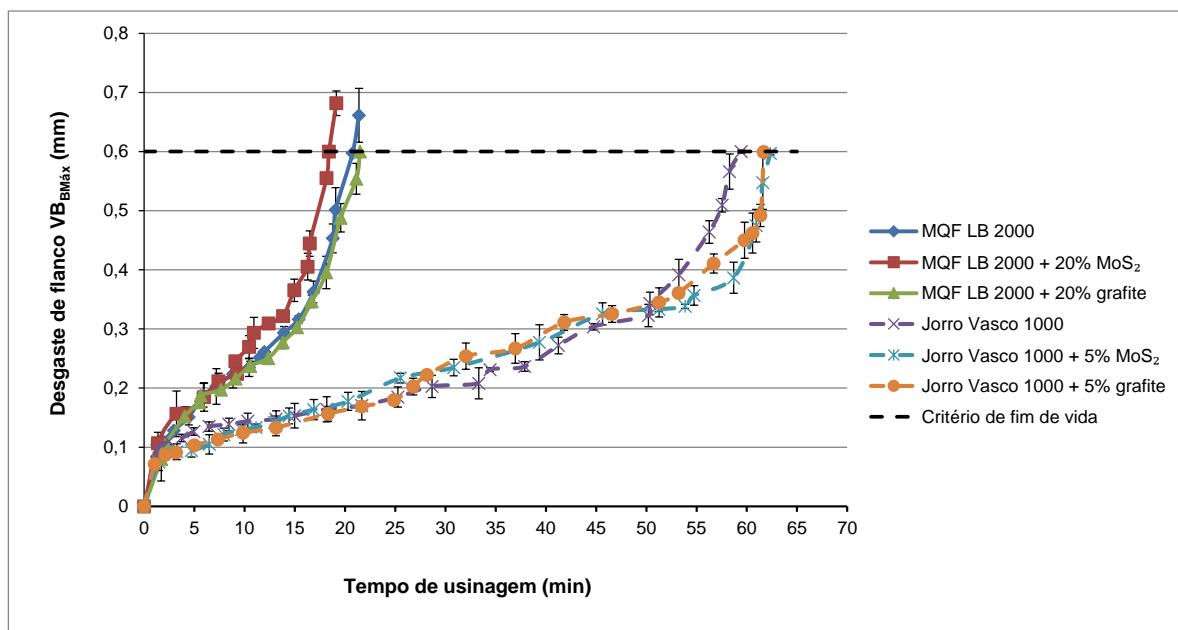


Figura 4.12 - Desgaste de flanco ($VB_{BMáx}$) em função do tempo de usinagem, velocidade de corte de 50 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm

A Figura 4.13 apresenta a média do volume de material removido considerando um desgaste de flanco máximo de 0,6 mm, para todas as condições de corte avaliadas. Como as condições de corte são as mesmas utilizadas no teste de vida, isto já era esperado, ou seja, quanto maior o tempo de vida da ferramenta maior o volume de material removido. Esta é apenas mais uma forma de representar o maior desempenho das ferramentas quando se utiliza o processo de usinagem convencional. No sistema de aplicação de fluido por MQF, a adição de grafite ao fluido de corte apresentou uma pequena vantagem quando comparado o fluido de corte puro, no entanto a adição de MoS_2 foi prejudicial, reduzindo o volume de material removido. Já na usinagem com aplicação do fluido pela técnica convencional (jorro), a adição de lubrificante sólido proporcionou um aumento do volume de material removido com pequena vantagem para o MoS_2 . Esta diferença, entretanto, não é significativa, como pode ser observado pelas barras de dispersão.

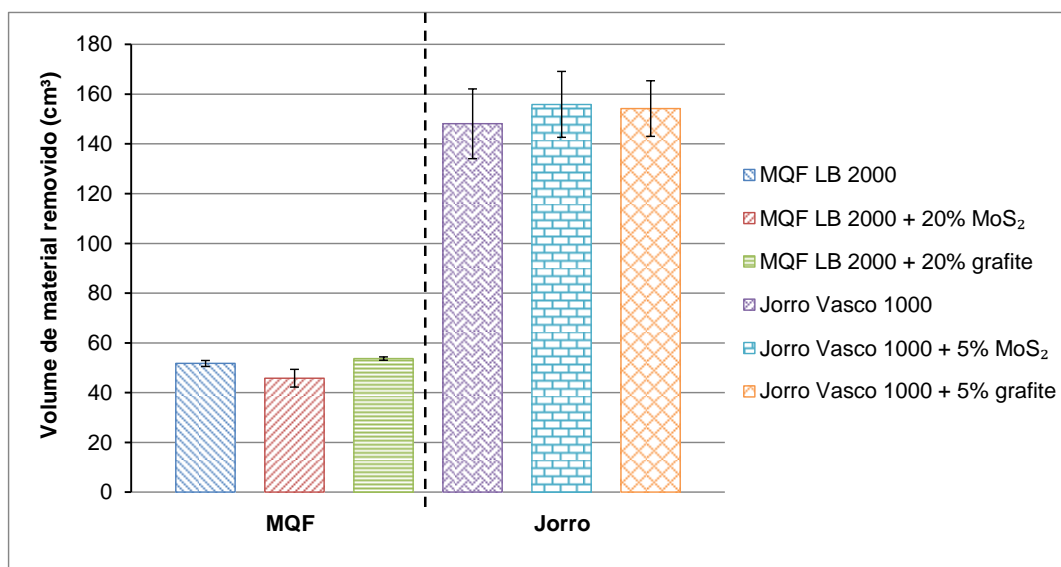


Figura 4.13 – Volume de material removido para diversas condições de lubri-refrigeração, velocidade de corte de 50 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm

Para melhor compreensão dos resultados foi realizada uma análise estatística utilizando o programa Statistica® 7.0 que gerou o quadro de ANOVA (análise de variância). Para realizar esta análise foram utilizados os resultados do volume de material removido para cada condição de lubri-refrigeração avaliada.

Na Tabela 4.4 está representado o quadro de ANOVA para os resultados obtidos nos ensaios em que o fluido de corte foi aplicado por MQF.

Tabela 4.4 – Análise de variância do volume de material removido - MQF

	SQ	Grau de liberdade	Q.M	F	p
Média	22885,94	1	22885,95	4657,70	0,000000
Condição de lubri-refrigeração	101,62	2	50,81	10,34	0,011371
Resíduos	29,48	6	4,91		

Adotando-se uma confiabilidade de 95% e um nível de significância de 5%, tem-se que o valor de “p” é menor que 0,05, portanto conclui-se que existe diferença entre pelo menos dois dos tipos de lubrificantes utilizados. Pode-se observar na Figura 4.14 que estatisticamente existe diferença significativa entre o fluido de corte com adição do grafite e o fluido de corte com adição de bissulfeto de molibdênio, com ligeira vantagem para o primeiro.

No entanto, se comparado o fluido de corte sem adição de lubrificante sólido com os fluidos de corte com adição de lubrificantes sólidos, não se observa estatisticamente uma diferença significativa. Isto pode ser observado também na Tabela 4.5, na qual se utilizou o método estatístico de comparação de 2 tratamentos com confiabilidade de 95%.

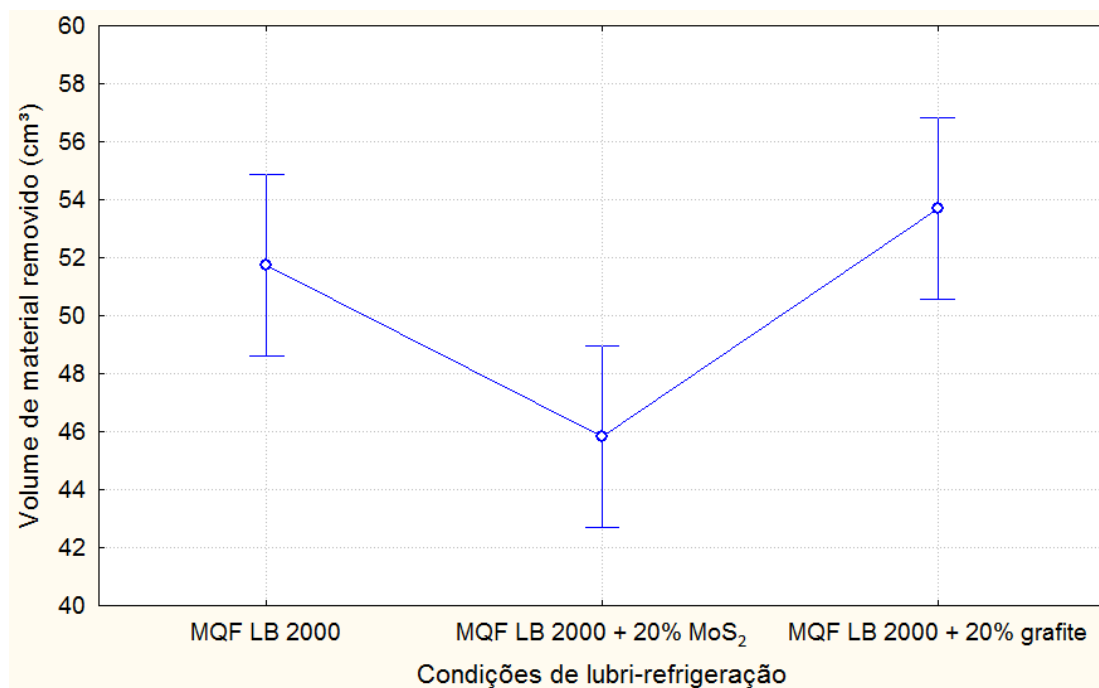


Figura 4.14 – Efeito médio das condições de lubri-refrigeração no volume de material removido

Tabela 4.5 – Comparação de 2 tratamentos para o volume de material removido - MQF

Condições de lubri-refrigeração		p
MQF LB 2000	MQF LB 2000 + 20% grafite	0,0661
MQF LB 2000	MQF LB 2000 + 20% MoS ₂	0,0531
MQF LB 2000 + 20% grafite	MQF LB 2000 + 20% MoS ₂	0,0198

Na Tabela 4.6 está representado o quadro de análise de variância para os resultados obtidos nos ensaios em que o fluido de corte foi aplicado pela técnica convencional (jorro).

Tabela 4.6 - Análise de variância do volume de material removido - Jorro

	SQ	Grau de liberdade	Q.M	F	p
Média	209915,0	1	209915,0	1270,46	0,0000
Condição de lubri-refrigeração	100,1	2	50,1	0,30	0,7492
Resíduos	991,4	6	165,2		

Adotando-se um nível de significância de 5%, tem-se que o valor de “p” é maior que este nível, portanto conclui-se que não existe diferença significativa entre pelo menos dois dos tipos de lubrificantes utilizados. Pode-se observar no gráfico representado pela Figura 4.15 que estatisticamente não existe diferença significativa no volume de material removido para as condições de lubri-refrigeração utilizadas. Os resultados dos valores de “p” mostrados na Tabela 4.7, na qual se utilizou o método estatístico de comparação de 2 tratamentos com confiabilidade de 95% confirmam as conclusões apresentadas acima.

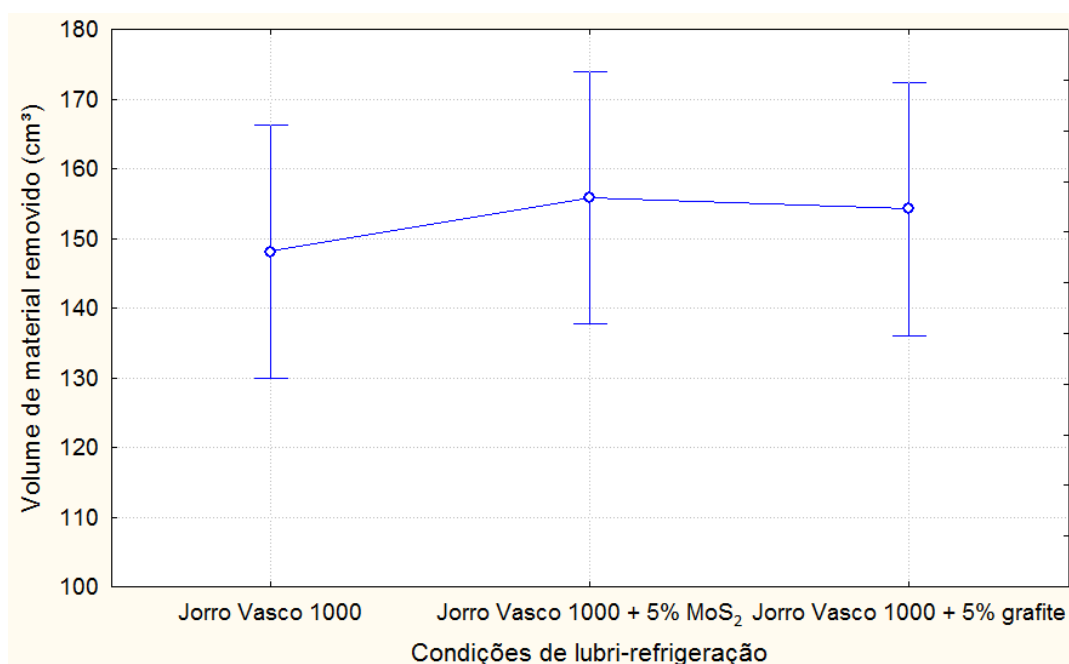


Figura 4.15 - Efeito médio das condições de lubri-refrigeração no volume de material removido

Tabela 4.7 - Comparação de 2 tratamentos para o volume de material removido - Jorro

Condições de lubri-refrigeração		p
Jorro Vasco 1000	Jorro Vasco 1000 + 5% grafite	0,5867
Jorro Vasco 1000	Jorro Vasco 1000 + 5% MoS ₂	0,5212
Jorro Vasco 1000 + 5% MoS ₂	Jorro Vasco 1000 + 5% grafite	0,8750

4.2.2 Desgaste das ferramentas de metal duro

Neste tópico serão analisados os tipos de desgaste e os mecanismos envolvidos nas ferramentas de metal duro após usinar a superliga à base de níquel (Inconel 718) com diferentes condições de lubri-refrigeração. Para todas as condições de lubri-refrigeração foram observados desgaste de ponta, entalhe e de flanco. No entanto, o desgaste de flanco foi predominante determinando o fim de vida da ferramenta, conforme representado nas Figura 4.16 e Figura 4.17.

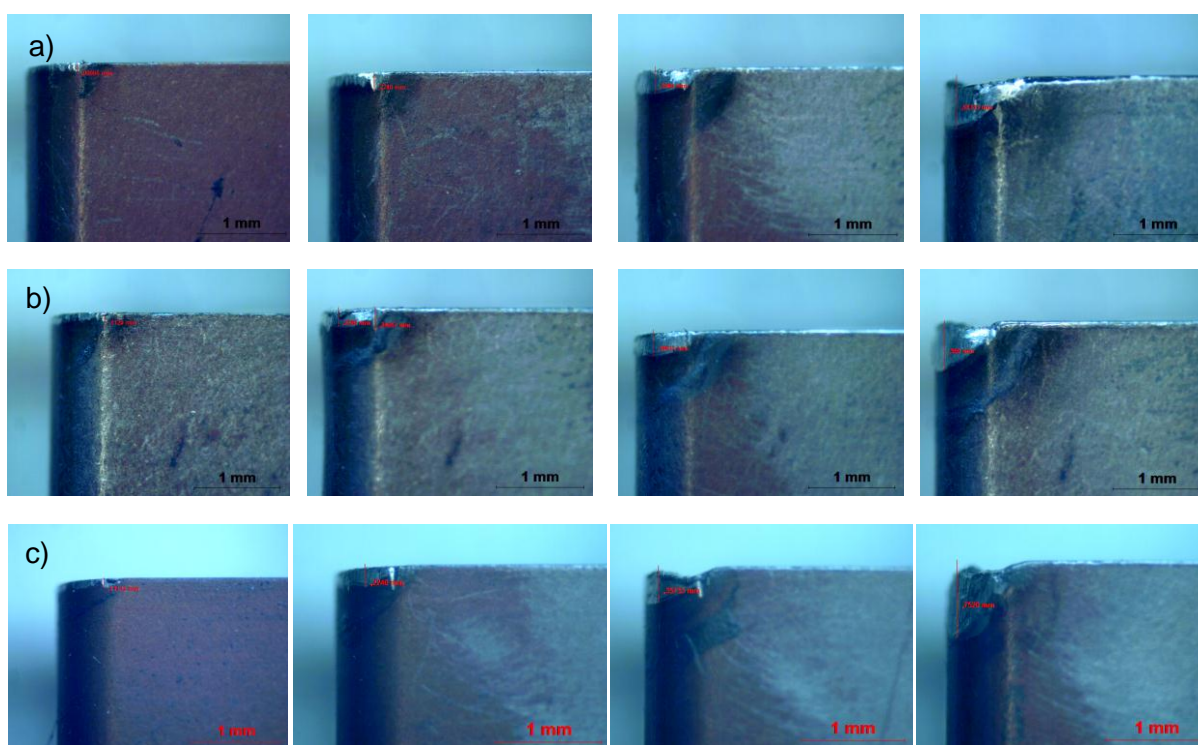


Figura 4.16 – Evolução do desgaste da ferramenta no processo de usinagem com MQF, nas diversas condições de lubri-refrigeração. Velocidade de corte 50 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot. a) MQF LB 2000, b) MQF LB 2000 + 20% MoS₂ e c) MQF LB 2000 + 20% grafite

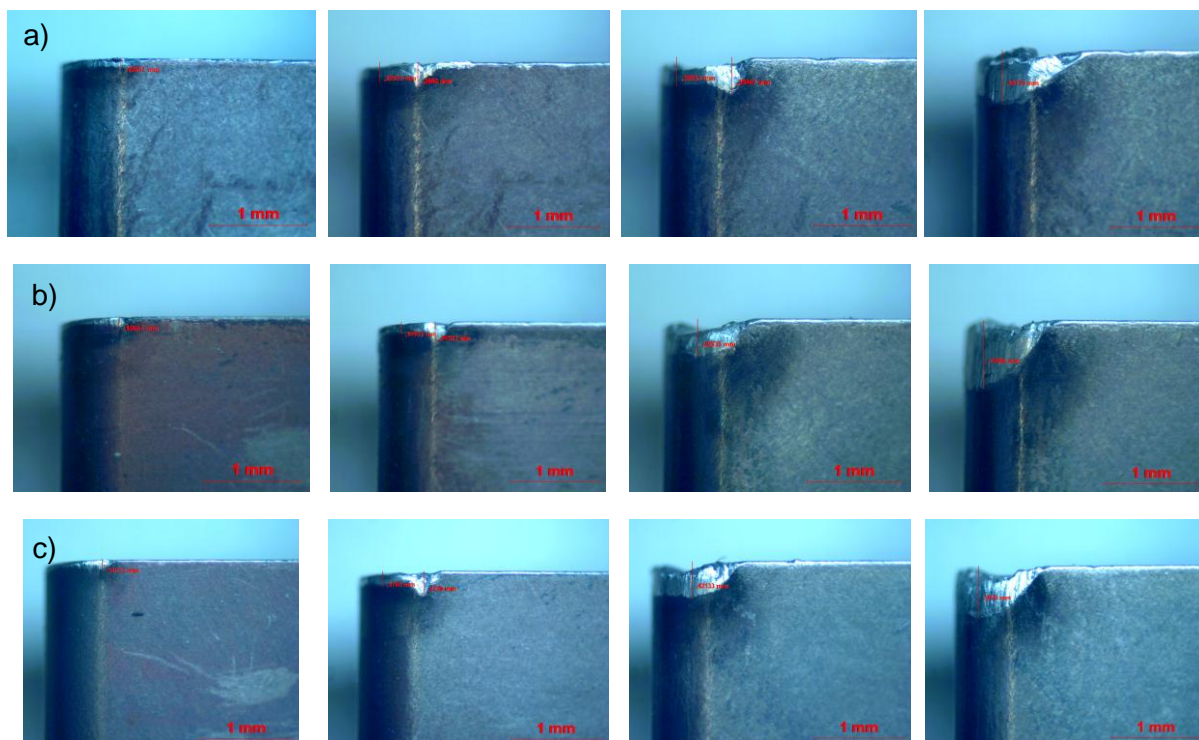


Figura 4.17 - Evolução do desgaste da ferramenta no processo de usinagem com jorro, nas diversas condições de lubri-refrigeração. Velocidade de corte 50 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot. a) Vasco 1000, b) Vasco 1000 + 20% MoS₂ e c) Vasco 1000 + 20% grafite

Pode-se observar nas Figura 4.16 e Figura 4.17 que para todas as condições de lubri-refrigeração avaliadas, a evolução do desgaste das ferramentas segue um mesmo padrão. Nos primeiros minutos de usinagem ocorre um pequeno desgaste de flanco no período de acomodação da ferramenta ao processo, em seguida, surge um desgaste de entalhe na altura da profundidade de corte que em até um determinado tempo de usinagem é predominante. Entretanto, a partir de um ponto o desgaste de flanco se desenvolve mais rapidamente absorvendo o desgaste de entalhe e se tornando predominante.

Durante o processo de usinagem a área de contato na interface ferramenta/peça vai se alterando devido ao desgaste da ferramenta, esse desgaste irá promover uma maior interação entre as partes devido à maior área de contato, fazendo com que a temperatura de usinagem aumente. Com o aumento da temperatura os mecanismos de desgastes podem ser alterados, alterando também o tipo de desgaste.

Observa-se na Figura 4.18 a taxa de desgaste de flanco $VB_{BM\acute{a}x}$ das ferramentas de corte para todas as condições de usinagem avaliadas. Este índice permite avaliar a evolução

do desgaste da ferramenta ao longo do tempo de usinagem. Vale ressaltar que este índice é um valor médio. É possível visualizar que o processo de usinagem com MQF apresenta uma taxa de desgaste de flanco muito maior que o processo de usinagem convencional. No entanto, dentro do processo de usinagem por MQF a adição MoS_2 como lubrificante sólido aumentou a taxa de desgaste da ferramenta, enquanto que a adição do grafite como lubrificante sólido apresentou uma ligeira melhora. Para o processo de usinagem convencional por jorro, a adição de lubrificante sólido apresentou uma ligeira redução na taxa de desgaste da ferramenta quando comparado ao fluido de corte puro.

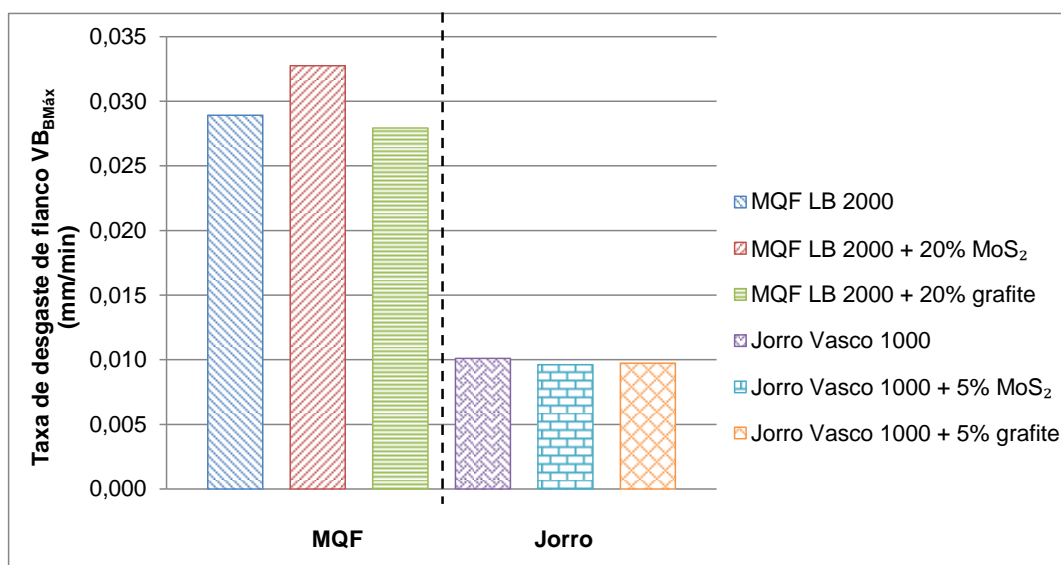


Figura 4.18 – Taxa de desgaste de flanco $VB_{BMáx}$ após usinagem do Inconel 718 nas diversas condições de lubri-refrigeração. Velocidade de corte 50 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot

Em todas condições de lubri-refrigeração utilizadas, o material aderido pôde ser claramente observado, tanto na superfície de folga quanto na superfície de saída da ferramenta, conforme fotos obtidas através do MEV e representadas na Figura 4.19. Análise por meio de espectroscopia por dispersão de energia (EDS) apresenta os elementos químicos presentes na aresta de corte, conforme Tabela 4.8.

Tabela 4.8 - Composição química dos pontos indicados na Figura 4.54 obtida por EDS (% em peso)

Elementos	Ni	Fe	Cr	Nb	Mo	Ti	Al	Si	Co	C	O	W
EDS - 1	42,96	16,53	15,00	4,80	3,01	1,01	0,60	--	--	11,34	--	--
EDS - 2	47,80	16,58	17,10	4,82	3,31	1,03	0,77	--	--	8,36	--	--
EDS - 3	3,42	1,12	1,90	--	--	0,54	--	--	4,62	11,01	--	72,91
EDS - 4	2,56	1,03	1,56	--	--	1,07	--	--	4,18	10,46	--	75,97

Observa-se que no EDS – 1 e 2 há uma grande concentração de níquel, nióbio, cromo, molibdênio e ferro que são os principais elementos químicos presentes na liga Inconel 718. Nos EDS – 3 e 4, os elementos químicos encontrados indicam que se trata basicamente do material do substrato das ferramentas de metal duro.

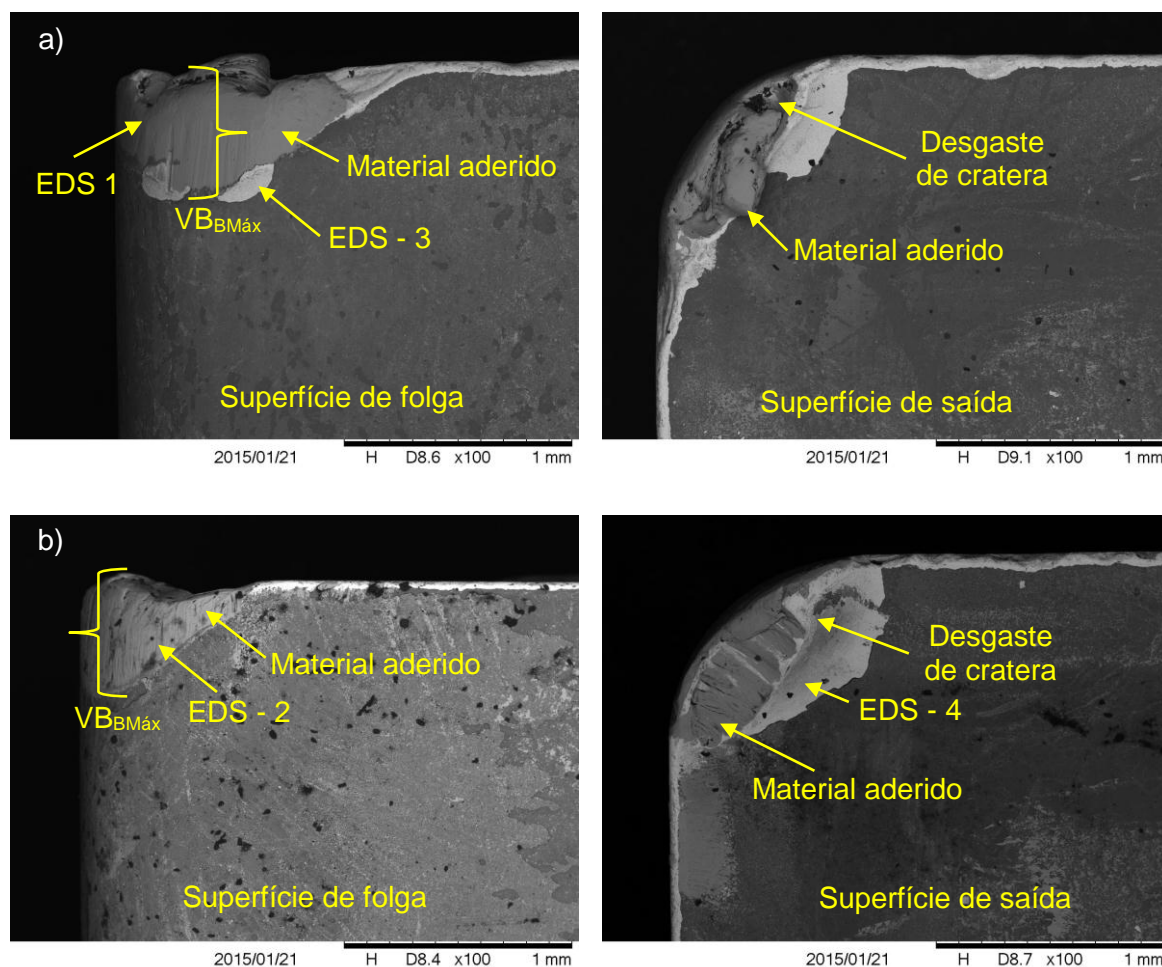


Figura 4.19 - Fotos obtidas através do MEV após a usinagem do Inconel 718 com ferramentas de metal duro, (a) jorro Vasco 1000 e (b) MQF LB 2000. Velocidade de corte 50 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte de 0,5 mm.

Liao e Shiue (1996) investigaram os mecanismos de desgaste de ferramentas de metal duro na usinagem do Inconel 718 e observaram a presença de uma camada de material aderido na aresta de corte próximo da ponta da ferramenta, indicando que altas tensões e elevadas temperaturas estão agindo na interface ferramenta/cavaco. Isto, somada à alta afinidade química entre a ferramenta e o cavaco são responsáveis por essa adesão.

Xue e Chen (2011) observaram uma grande quantidade de material aderido nas superfícies de folga e de saída da ferramenta de corte, no torneamento da superliga à base

de níquel (GH4169, similar a liga Inconel 718) com ferramentas de metal duro revestida com TiAlN pelo processo PVD. Os autores verificaram que no início do corte, devido a elevada dureza a quente e estabilidade química do revestimento de (TiAlN), a aderência de material na superfície da ferramenta foi suprimida, mas, com o tempo o revestimento da ferramenta começou a ser arrancado e o material da peça se aderiu rapidamente as superfícies expostas da ferramenta, sendo mais evidente na superfície de folga. Isto ocorre devido as altas tensões e temperaturas que atuam sobre as interfaces.

4.2.2.1 Mecanismos de desgaste das ferramentas

Neste tópico serão analisados os mecanismos de desgaste envolvidos nas ferramentas de metal duro na usinagem da superliga à base de níquel (Inconel 718) para diferentes condições de lubri-refrigeração.

Devido à grande quantidade de material aderido sobre a superfície da ferramenta, as mesmas foram embebidas em uma solução de ácido clorídrico (HCl) por um período de aproximadamente 48 horas para remoção desse material, permitindo a observação das áreas desgastadas e análise dos mecanismos de desgaste envolvidos no processo.

As Figura 4.20 a Figura 4.22 apresentam as fotografias das ferramentas usadas nos ensaios de vida na usinagem da superliga à base de níquel Inconel 718, com aplicação de fluido por MQF. As análises realizadas nas fotografias das ferramentas obtidas através do microscópio eletrônico de varredura – MEV, indica que attrition e difusão são os principais mecanismos de desgaste atuantes no processo. Foram observadas também a presença de lascamento, trincas e microtrincas de origem mecânica.

Segundo Machado et al. (2015), no mecanismo de difusão a transferência de material se dá no nível atômico, sendo fortemente dependente da temperatura, do tempo e da solubilidade dos elementos envolvidos na zona de fluxo e se caracteriza por apresentar uma superfície com aspecto liso. Enquanto que a aderência e arrastamento (*attrition*) ocorre geralmente a baixas velocidades de corte, nas quais o fluxo de material sobre a superfície de saída da ferramenta se torna irregular, apresentam uma superfície com aspecto áspero.

Devillez et al. (2007) realizaram testes de torneamento a seco do Inconel 718 para investigar o comportamento do desgaste em ferramentas de metal duro revestidas. Os autores observaram que os modos de desgaste dominantes foram soldagem e adesão de material da peça nas superfícies de folga e saída. O material aderido na aresta de corte forma uma APC, que dependendo das condições de corte pode ser instável. Quando o material se desprende da aresta da ferramenta pode arrastar partículas da ferramenta que levam à formação de desgaste de cratera, de flanco e entalhe na altura da profundidade de corte.

Ao analisar o desgaste de ferramentas de metal duro revestidas na usinagem da liga à base de níquel Inconel 718, Ezugwu et al. (2000) observaram que os desgastes de flanco e de cratera são os principais modos de falhas das ferramentas, enquanto *attrition*, abrasão e difusão são os principais mecanismos de desgaste envolvidos no processo.

Esses tipos de desgastes também foram encontrados por Bhatt et al. (2010), no entanto, eles observaram que os mecanismos de desgaste predominante na usinagem do Inconel 718 com ferramentas de metal duro revestidas foram o desgaste abrasivo e adesivo (*attrition*) para uma velocidade de corte de 50 m/min, e quando a velocidade de corte aumentou para 70 m/min foi observado também a presença de difusão, os autores concluíram que o desgaste adesivo ocorre devido às altas temperatura e pressão geradas durante o corte, fazendo com que ocorra soldagem entre a superfície recém formada do cavaco e a superfície de saída da ferramenta.

Lima (2012) observou que *attrition* (aderência e arrastamento) em conjunto com abrasão e difusão foram os mecanismos de desgaste predominantes na usinagem das ligas à base de níquel Inconel 751 e Inconel 718, o autor justifica estes mecanismos de desgaste em função das altas temperaturas geradas na região de corte. Sendo o desgaste de flanco médio (VB_B) predominante, seguido do desgaste de ponta.

Ao analisar com EDS o material aderido nas superfícies de folga e de saída da ferramenta no torneamento da superliga à base de níquel GH4169 (similar a liga Inconel 718), Xue e Chen, (2011) observaram que o elemento (W) apareceu na camada depositada sobre a ferramenta, indicando que houve difusão do material da ferramenta para dentro do material da peça. O contrário não foi observado, ou seja nas análises realizadas com EDS na seção transversal da ferramenta não foi encontrado material da peça difundido na matriz da ferramenta.

Apesar de vários pesquisadores citarem a presença de desgaste abrasivo na usinagem do Inconel 718, não foi possível observar este tipo de desgaste nos ensaios realizados neste trabalho para as condições de corte utilizadas. Observa-se também que a adição de lubrificante sólido ao fluido de corte não proporcionou mudanças nos tipos de desgastes e de seus mecanismos.

A presença de avarias como lascamento, trincas e microtrincas foram observadas para todas as condições de lubri-refrigeração. O aspecto das trincas sugere que são de origem mecânica. As trincas de origem mecânica podem surgir devido aos choques mecânicos e ocorrem normalmente paralelas a aresta de corte, tanto na superfície de saída quanto na superfície de folga da ferramenta, podendo levar ao lascamento e conseqüentemente inutilizar a ferramenta (MACHADO et al., 2015).

A adesão do material da peça sobre a aresta de corte e subsequente a ação de arrancamento, promovem lascamento durante a usinagem (EZUGWU, (2005).

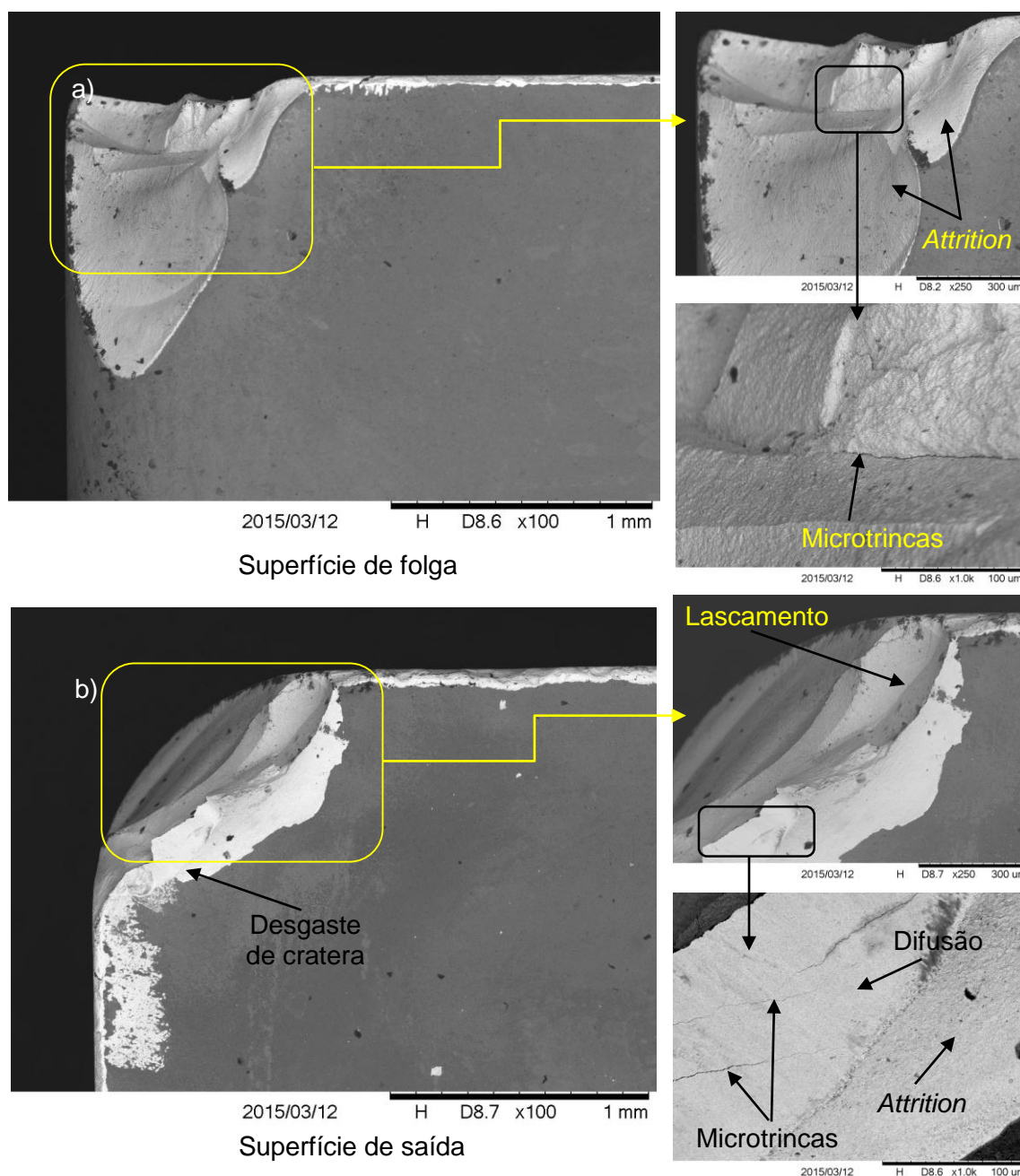


Figura 4.20 - Fotos obtidas através do MEV das ferramentas de metal duro após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte LB 2000 por MQF. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída. Velocidade de corte 50 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte de 0,5 mm.

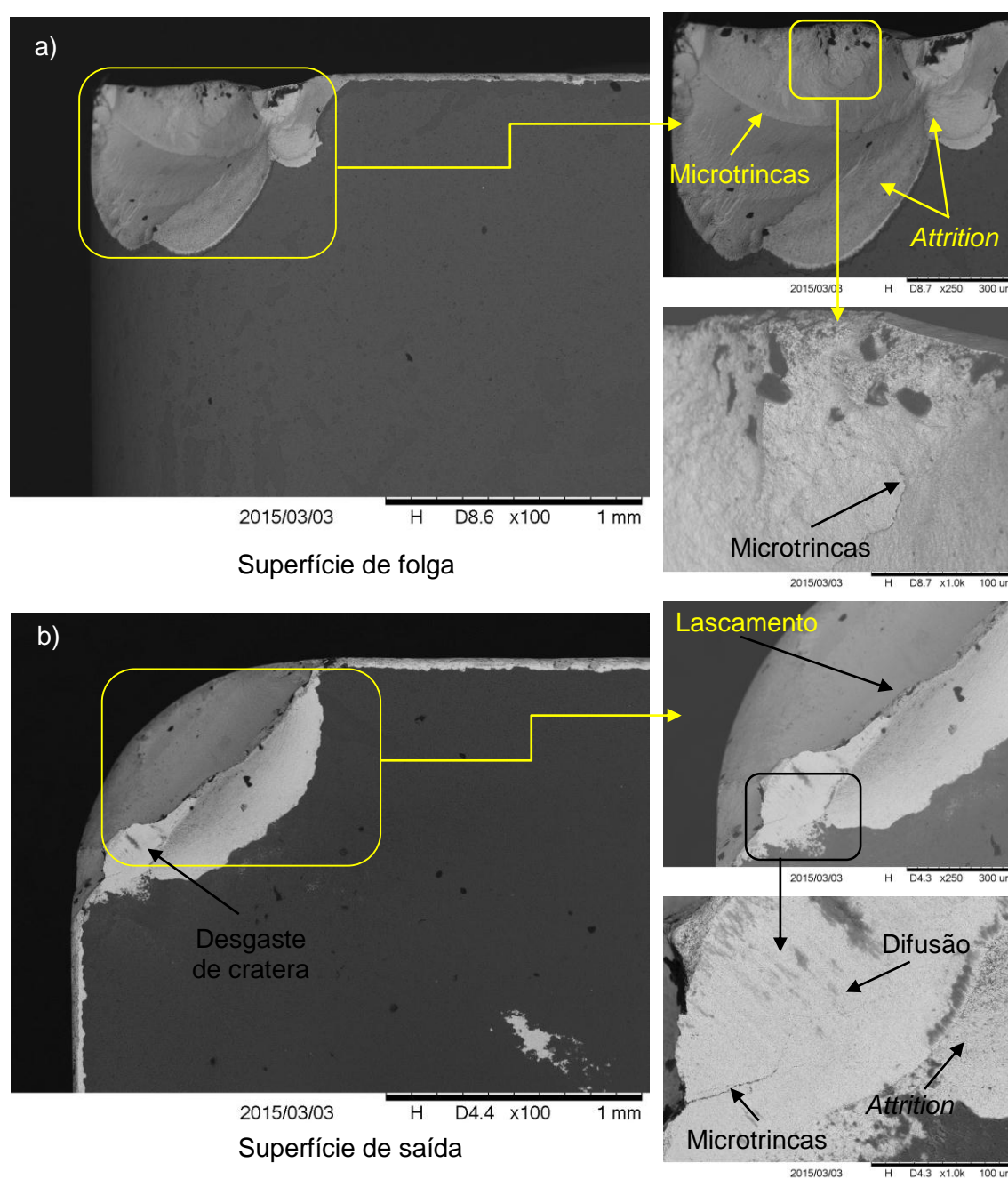


Figura 4.21 - Fotos obtidas através do MEV das ferramentas de metal duro após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte LB 2000 + 20% de MoS_2 por MQF. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída. Velocidade de corte 50 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte de 0,5 mm.

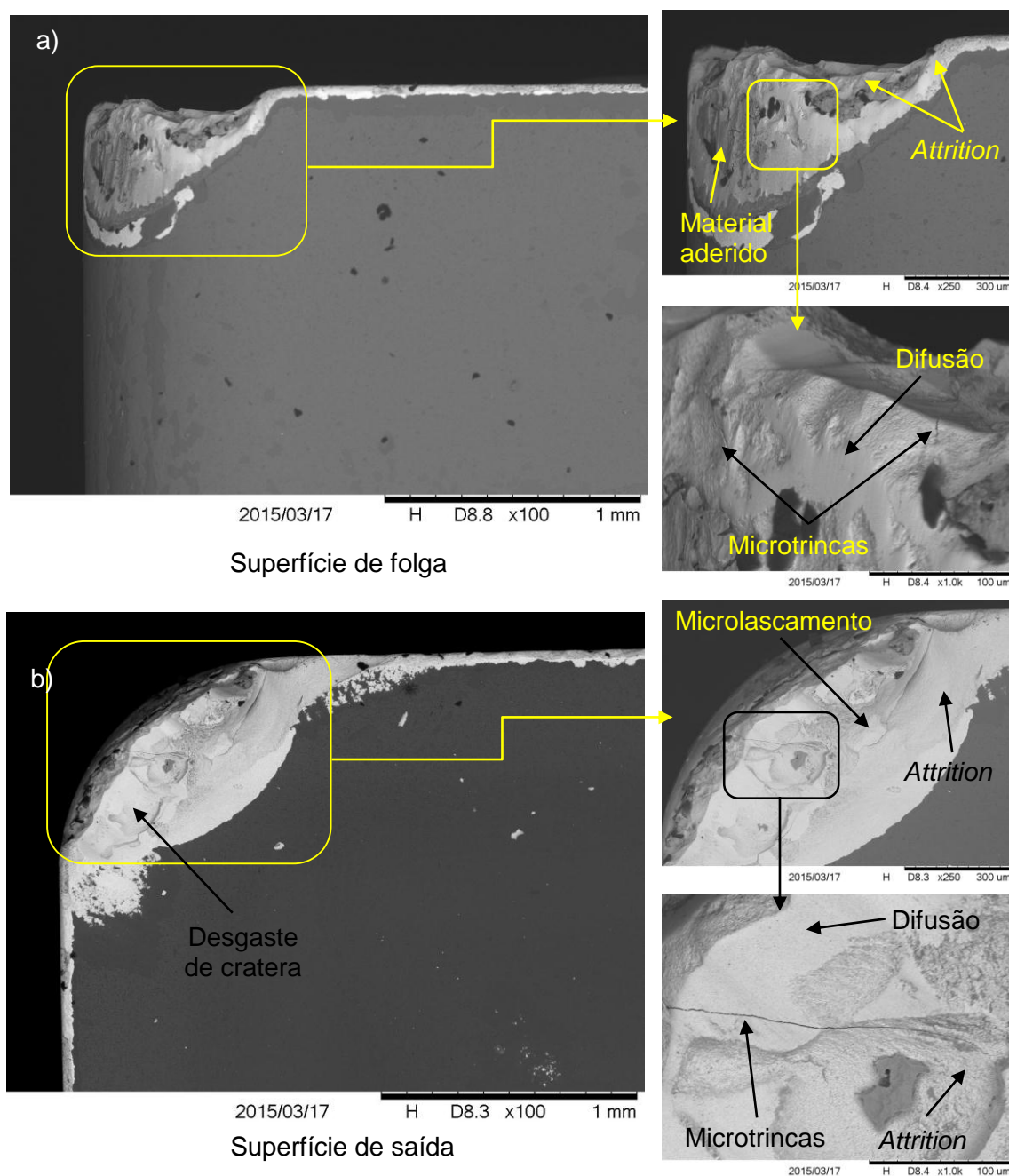


Figura 4.22 - Fotos obtidas através do MEV das ferramentas de metal duro após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte LB 2000 + 20% de grafite por MQF. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída. Velocidade de corte 50 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte de 0,5 mm.

As Figura 4.23 a Figura 4.25 apresentam as fotografias das ferramentas usadas nos ensaios de vida na usinagem da superliga à base de níquel Inconel 718, com aplicação de fluido por jorro. Os mecanismos de desgastes encontrados no processo de usinagem com aplicação do fluido de corte por jorro são os mesmos do processo de aplicação por MQF, ou seja, attrition e difusão. Foram observadas também a presença de lascamento, trincas e microtrincas. Na condição de lubri-refrigeração em que foi adicionado o lubrificante sólido bissulfeto de molibdênio (MoS_2) ao fluido de corte Figura 4.24, não foi observado microtrincas.

No corte contínuo, como o torneamento, as trincas de origem térmica não são comuns, podendo aparecer somente se houver acesso irregular do fluido de corte, por exemplo. Durante a usinagem observou-se a formação de emaranhamento de cavaco, promovendo o efeito guarda-chuva, em algumas ocasiões, com flutuações do acesso do fluido de corte. Isto pode acarretar na possibilidade de aparecimento das trincas de origem térmica. Entretanto, essas trincas podem, também, ser provocadas pelas grandes cargas mecânicas experimentadas pela ferramenta na usinagem do Inconel 718. A grande taxa de encruamento dessa liga pode colaborar para proporcionar cargas suficientes para também promover trincas de origem mecânica. Assim, essas trincas podem ser tanto de origem térmica ou mecânica, ou da combinação desses efeitos.

Outro fator importante a ser analisado é a grande quantidade de microlascamento encontrado tanto nas superfícies de folga quanto na superfície de saída das ferramentas de metal duro, para todas as condições de lubri-refrigeração utilizadas. Pode-se inferir que estes microlascamentos são devido ao choques térmicos envolvidos no processo, conforme explicado anteriormente (efeito guarda-chuva).

Para as condições de usinagem com jorro é possível observar que o desgaste de cratera foi bastante acentuado quando comparado com o MQF.

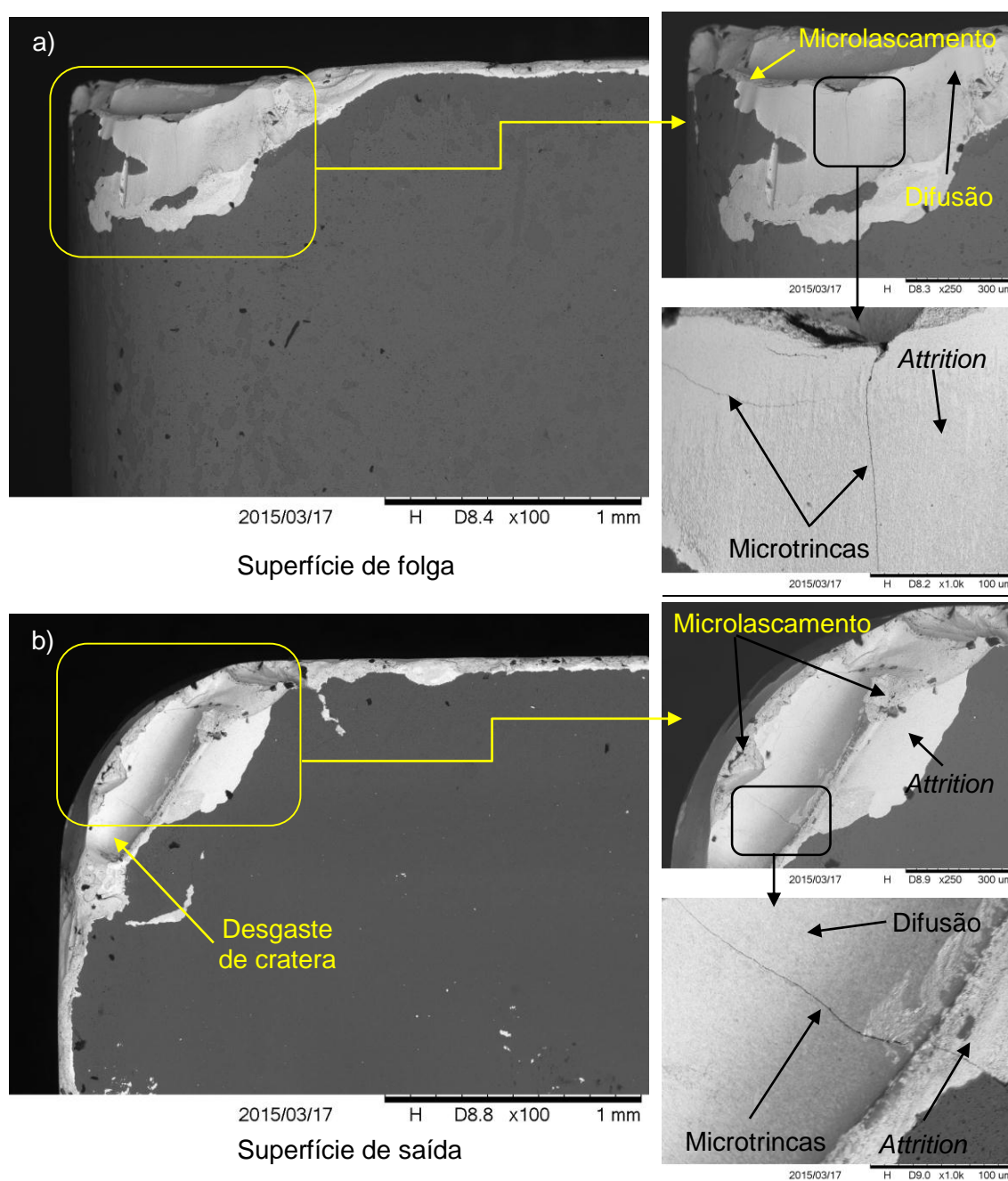


Figura 4.23 - Fotos obtidas através do MEV das ferramentas de metal duro após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte Vasco 1000 por jorro. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída. Velocidade de corte 50 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte de 0,5 mm.

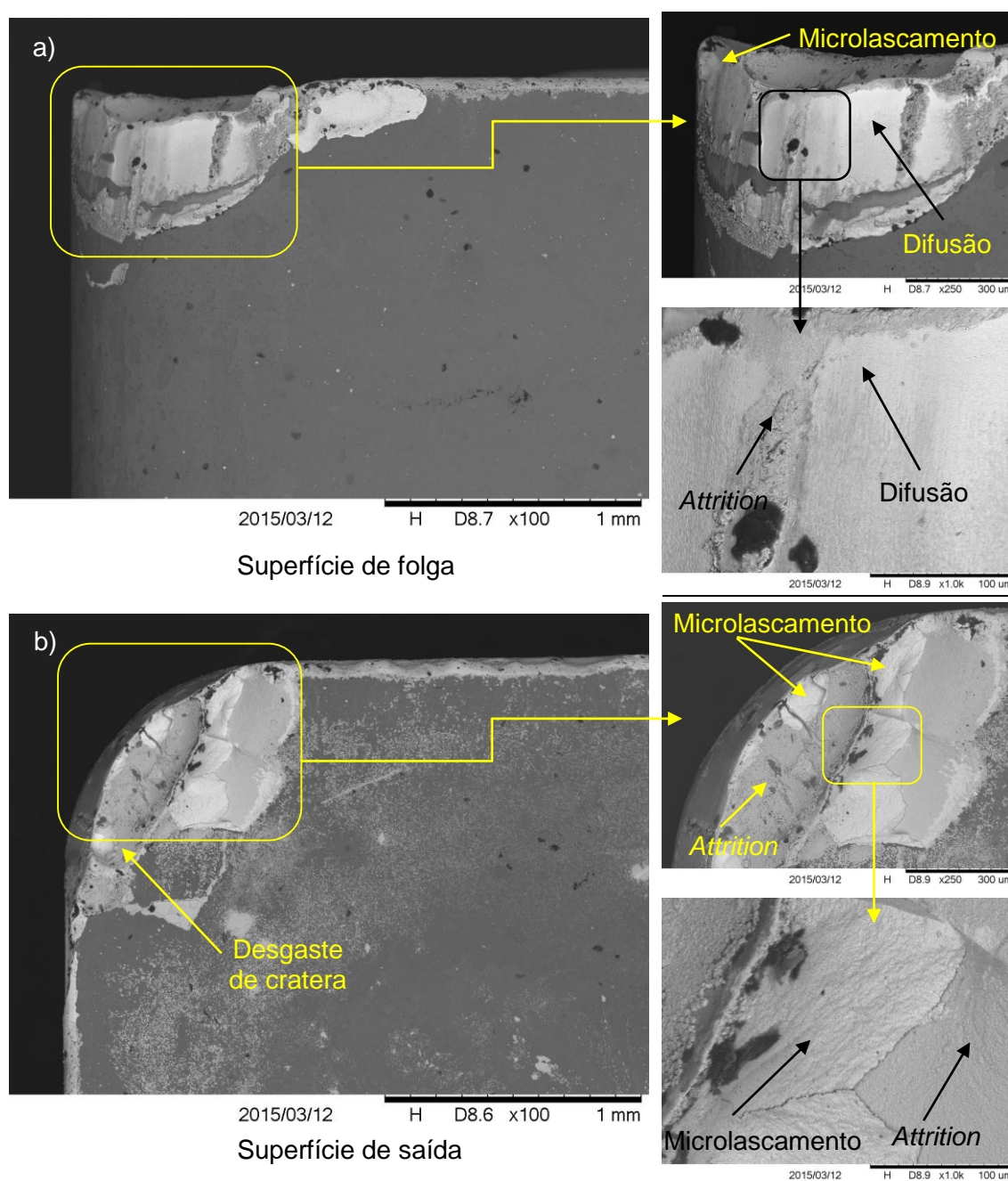


Figura 4.24 - Fotos obtidas através do MEV das ferramentas de metal duro após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte Vasco 1000 + 5% de MoS_2 por jorro. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída. Velocidade de corte 50 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte de 0,5 mm.

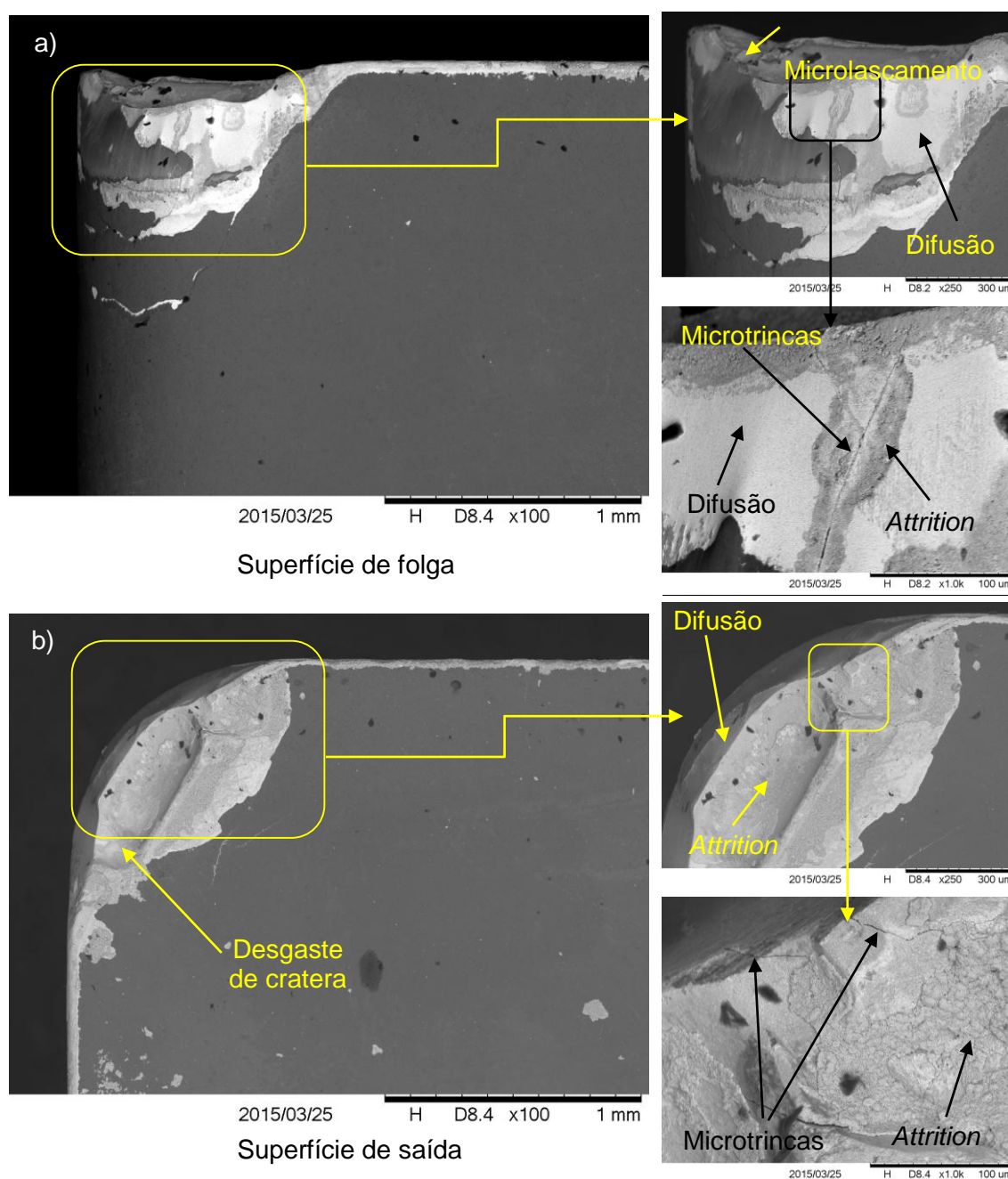


Figura 4.25 - Fotos obtidas através do MEV das ferramentas de metal duro após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte Vasco 1000 + 5% de grafite por jorro. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída. Velocidade de corte 50 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte de 0,5 mm.

4.2.3 Componentes das forças de usinagem variando a velocidade de corte para todas as condições de corte avaliadas.

As componentes da força de usinagem foram adquiridas de acordo com os critérios definidos na Tabela 3.8. Para evitar a influência do desgaste da ferramenta de corte no processo de aquisição dos dados das componentes da força de usinagem, foi utilizada uma aresta nova para cada condição de lubri-refrigeração avaliada.

Para melhor visualização e interpretação dos resultados, cada componente da força de usinagem será analisada separadamente.

A Figura 4.26 ilustra o comportamento da força de corte para todas as condições de lubri-refrigeração avaliadas. Observa-se que o comportamento das curvas segue a mesma tendência para todas as condições de usinagem, ou seja, à medida que a velocidade de corte aumenta a força de corte tende a diminuir (DEVILLEZ, et al., 2011). Isto se deve à diminuição da resistência e da dureza do cavaco proporcionado pelo aumento da temperatura gerada na interface cavaco/ferramenta (KUMAR; CHOUDHURY, 2008). O aumento da velocidade de corte também tende a reduzir a área de contato entre o cavaco e a ferramenta que é outro fator que contribui para a redução da força de corte (TRENT e WRIGHT, 2000). Entretanto, esta redução não é tão acentuada nas superligas à base de níquel como é nos aços carbono, devido ao fato de que a resistência mecânica destas ligas se mantém em elevadas temperaturas. Este mesmo comportamento também foi observado por Sharman et al. (2006) na usinagem do Inconel 718 com ferramentas de metal duro.

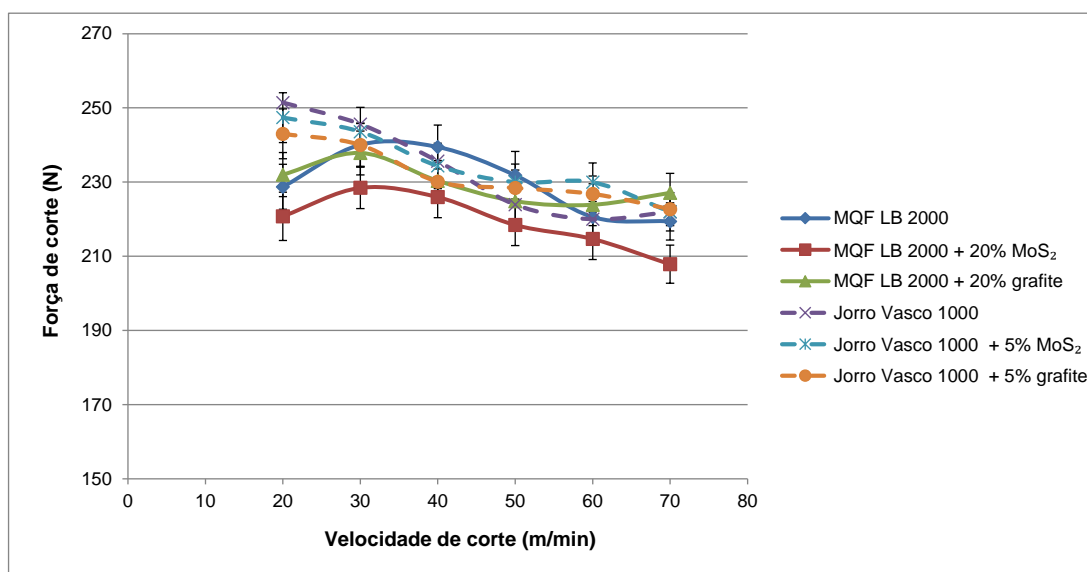


Figura 4.26 - Força de corte variando a velocidade de corte, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm

Quando comparado o sistema de aplicação do fluido de corte, observa-se que o MQF apresentou melhores resultados que o jorro, principalmente para as velocidades de corte mais baixas, em que há um maior efeito lubrificante. Nos sistema de aplicação por jorro, o resfriamento não ocorre apenas na superfície da ferramenta e sim em toda a região de corte incluindo a peça que está sendo usinada reduzindo a temperatura que favorece a amaciamento do material e consequentemente aumentando a resistência ao cisalhamento.

Em baixas velocidades de corte a lubrificação é fundamental para reduzir o atrito e a área de contato na interface peça-ferramenta-cavaco, para velocidades de corte mais elevadas a lubrificação fica mais prejudicada, pois as condições não são favoráveis a penetração do fluido de corte na interface para exercer as suas funções (MACHADO et al., 2015). Observa-se ainda que durante o processo de usinagem com aplicação de fluido por MQF o comportamento das curvas sugerem a presença da aresta postiça de corte (APC), enquanto que na aplicação de fluido por jorro este mesmo comportamento não é observado.

Para o sistema de aplicação do fluido de corte por MQF, os resultados encontrados demonstram que a adição do lubrificante sólido ao fluido de corte proporcionou uma redução nos valores da força de corte em quase todas as velocidades de corte analisadas. Entretanto, os menores valores da força de corte foram obtidos com a adição de bissulfeto de molibdênio (MoS_2), para todas as condições de usinagem. Esta redução pode estar relacionada às propriedades dos lubrificantes sólidos que possuem baixa resistência ao cisalhamento na direção de deslizamento. Esta propriedade proporciona baixo coeficiente de atrito, devido ao fácil movimento de cisalhamento do material lubrificante.

Resultados semelhantes foram encontrados por Dilbag e Rao, (2008) no qual observaram que o lubrificante sólido MoS_2 resultou em menores forças de corte quando comparado ao grafite na usinagem da aço AISI 52100 com dureza de 58 HRc.

De acordo com Reddy e Nouari (2011), o melhor desempenho do bissulfeto de molibdênio pode estar relacionado a sua estrutura cristalina em camadas e baixo coeficiente de atrito. Ainda segundo os autores, a redução das forças de atrito também ajuda a diminuir a área de contato na interface ferramenta/cavaco, de modo que o cavaco seja facilmente formado. Isso também poderia ser uma das razões prováveis para redução das forças de usinagem com lubrificante sólido.

No sistema de aplicação por jorro, a adição de lubrificantes sólidos na mistura apresentou menores valores de força de corte para as velocidades menores (20, 30 e 40 m/min), para as velocidades de corte de (50, 60 e 70 m/min) o fluido de corte sem adição apresentou menores valores da força de corte. Na comparação entre os lubrificantes sólidos a grafite apresentou melhores resultados para as forças de corte.

As Figura 4.27 e Figura 4.28 apresentam os resultados das forças de avanço e passiva respectivamente. O comportamento das curvas para as duas figuras é semelhante, sendo que a condição de usinagem por MQF apresenta menores valores, exceto para a condição de usinagem com adição de grafite. Observa-se ainda que para a velocidade de corte de 50 m/min houve uma convergência das curvas para um único ponto, em que as forças para todas as condições de usinagem utilizadas são praticamente as mesmas. Este comportamento está relacionado provavelmente com a presença da aresta postiça de corte (APC).

Observa-se que as menores forças de avanço e passiva foram obtidas quando se utilizou a condição de usinagem com aplicação por MQF, sendo que a adição de MoS_2 apresentou a melhor condição, seguida pela aplicação do fluido sem adição. Isto justifica a menor força de corte encontrada, evidenciando a melhor capacidade lubrificante do MoS_2 como explicado anteriormente.

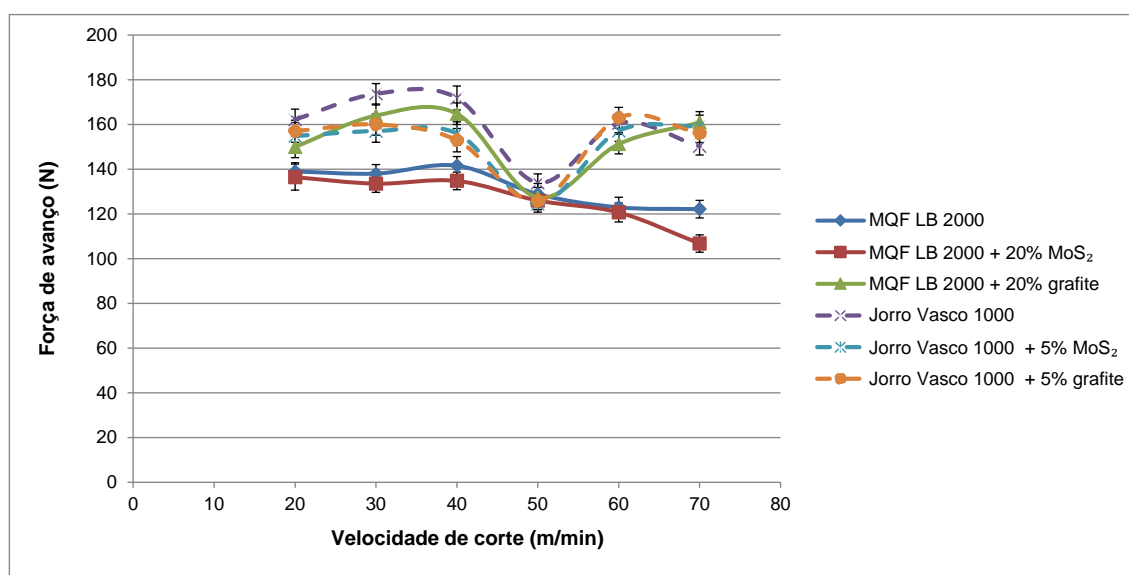


Figura 4.27 - Força de avanço variando a velocidade de corte, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm

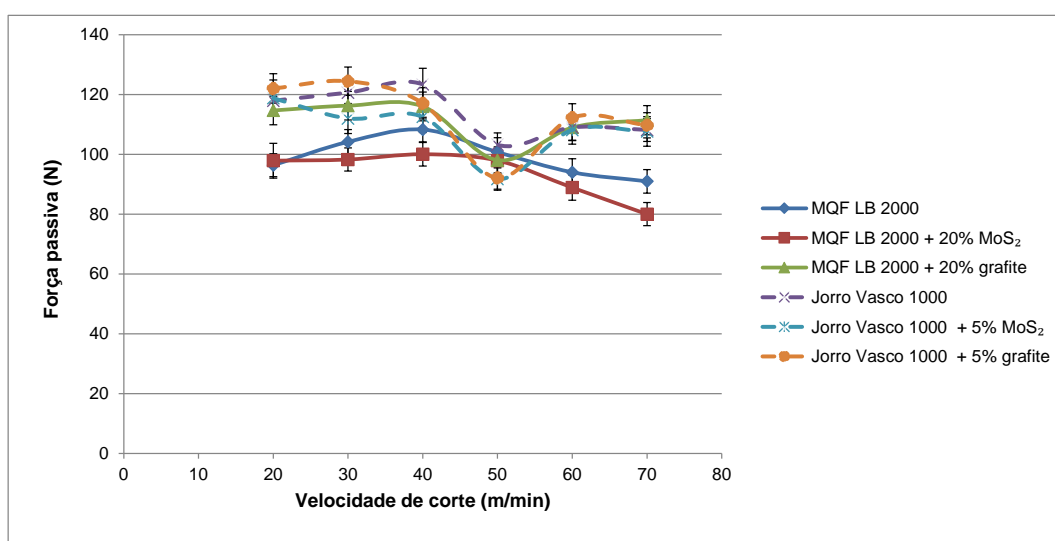


Figura 4.28 - Força passiva variando a velocidade de corte, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm

4.2.4 Componentes da força de usinagem variando o avanço para todas as condições de corte avaliadas.

A Figura 4.29 ilustra a variação da força de corte com a variação do avanço para todas as condições de lubri-refrigeração avaliadas. As componentes da força de usinagem foram adquiridas de acordo com os critérios definidos na Tabela 3.7.

Observa-se nessa figura que quanto maior o avanço, maiores são as forças de corte, isto se deve ao aumento da área da seção de corte (FERRARESI, 2006; MACHADO et al., 2015).

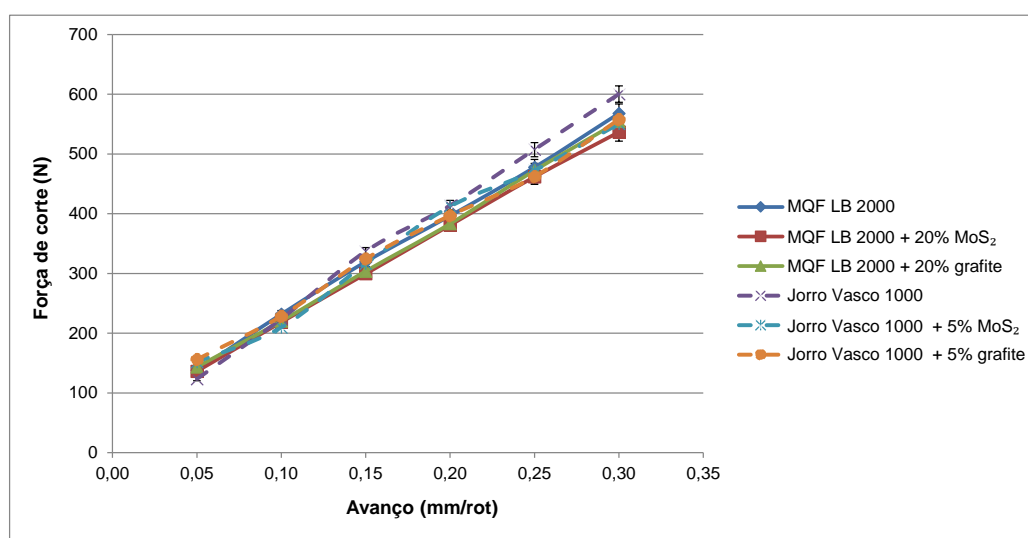


Figura 4.29 - Força de corte variando o avanço, velocidade de corte 50 m/min e profundidade de corte 0,5 mm

A adição de lubrificantes sólidos ao fluido de corte não proporcionou mudanças significativas na força de corte para as condições estudadas. Observa-se que para os avanços mais altos acima de 0,15 mm/rot, a força de corte apresentou uma tendência de aumento quando o fluido de corte sem adição de lubrificante sólido foi aplicado pela técnica de usinagem convencional.

Diferente da força de corte, a força de avanço mostrada na Figura 4.30 demonstra que a aplicação de fluido de corte pela técnica MQF proporciona uma redução das forças para os avanços acima de 0,15 mm/rot, exceto para o fluido de corte com adição de grafite, semelhante ao que aconteceu no item anterior.

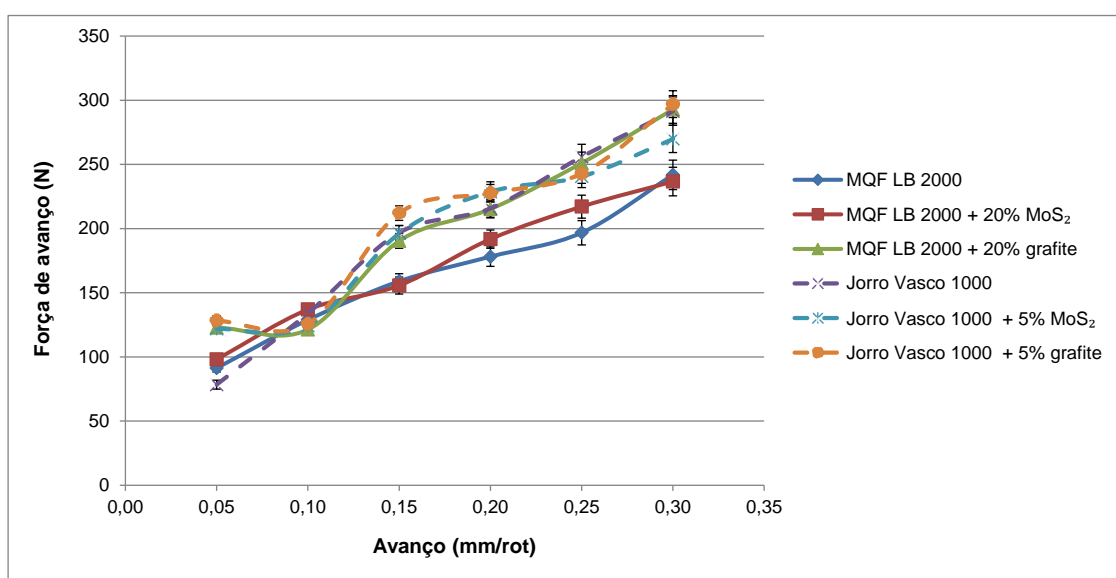


Figura 4.30 - Força de avanço variando o avanço, velocidade de corte 50 m/min e profundidade de corte 0,5 mm

Observando as curvas do gráfico em que o fluido de corte foi aplicado pela técnica convencional, não houve diferença significativa entre o fluido com e sem adição de lubrificantes sólidos. Este resultado sugere que este fluido apresenta uma maior capacidade de resfriamento que os demais, proporcionando um aumento da resistência do material ao cisalhamento e consequentemente maior força de corte.

Na Figura 4.31 estão representados os resultados da força passiva nas diversas condições de lubri-refrigeração utilizadas. Ao comparar as técnicas de aplicação do fluido de corte, observa-se que não houve grande diferença nos valores da força passiva, apenas uma pequena vantagem da técnica MQF. Similar o que aconteceu na força de corte pode-se observar uma tendência de aumento da força passiva quando o fluido de corte sem adição de lubrificante sólido foi aplicado pela técnica de usinagem convencional.

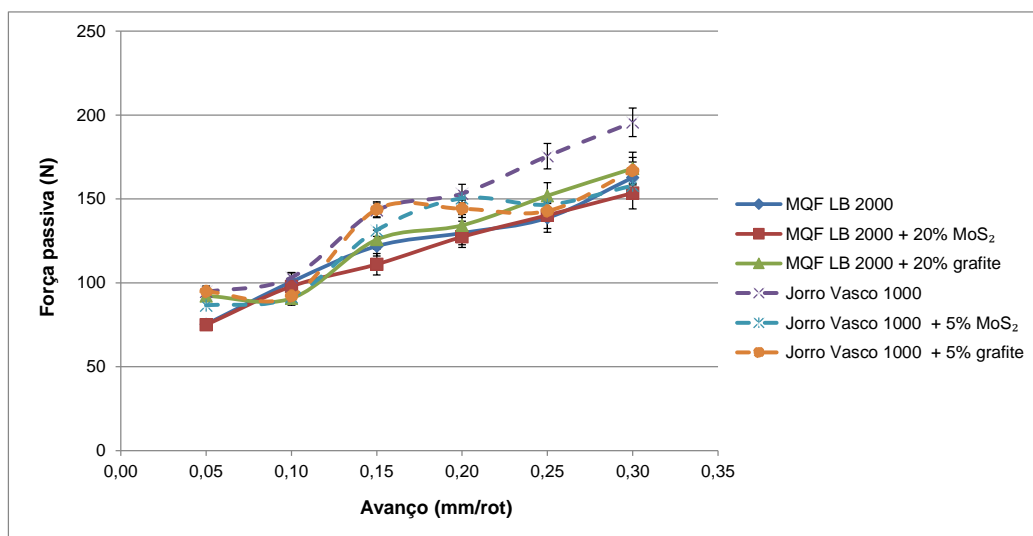


Figura 4.31 - Força passiva variando o avanço, velocidade de corte 50 m/min e profundidade de corte 0,5 mm

4.2.5 Acabamento superficial na usinagem de Inconel 718 com ferramentas de metal duro.

Os parâmetros de corte utilizados para avaliar o acabamento superficial estão definidos na Tabela 3.8. Para evitar a influência do desgaste da ferramenta de corte foi utilizada uma aresta nova para condição de lubri-refrigeração avaliada.

A Figura 4.32 representa a variação da rugosidade Ra com a variação da velocidade de corte.

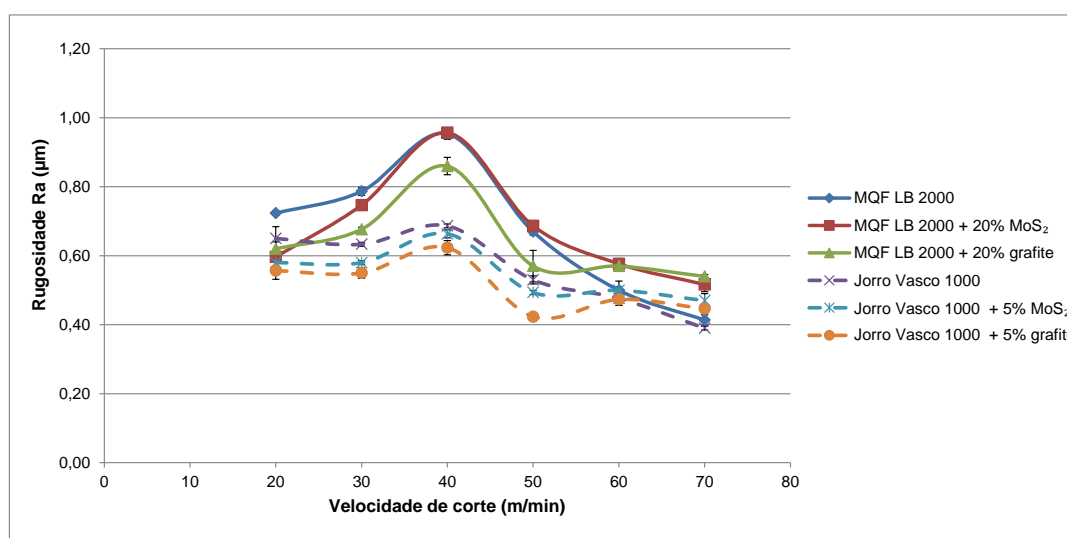


Figura 4.32 – Variação da rugosidade (Ra) na usinagem do Inconel 718 variando velocidade de corte, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm

De um modo geral observa-se que a rugosidade ficou entre 0,40 e 1,0 μm , sendo que os maiores valores foram encontrados para o sistema de aplicação por MQF.

Nota-se ainda que os maiores valores da rugosidade tanto para o MQF quanto jorro foram registrados para a velocidade de corte de 40 m/min, e, a partir desta velocidade há uma redução dos valores da rugosidade para todas as condições avaliadas. Este comportamento sugere que este fenômeno está relacionado à presença da APC, que normalmente ocorre em baixas velocidades de corte. A APC é um fator que piora o acabamento devido ao fato de que partes desta são cisalhadas durante o processo e permanecem aderidas a superfície da peça (MACHADO et al., 2015). Ainda segundo os autores, com o aumento da velocidade de corte o acabamento tende a melhorar porque a APC desaparece. Isto ocorre devido à redução da resistência ao cisalhamento do material da peça proporcionado pelo aumento da temperatura de usinagem, promovendo a redução das forças de usinagem.

A adição de lubrificante sólido ao fluido de corte apresentou melhores (menores) valores de rugosidade para as velocidades de corte mais baixas na usinagem com MQF, com ligeira vantagem para a adição de grafite, sugerindo que nestes casos, a lubrificação teve um papel significativo no processo. Krishna e Rao (2008) encontraram resultados semelhantes no torneamento do aço EN8 (ABNT 1040), os autores utilizaram uma concentração de 20 % de grafite adicionada ao óleo SAE 40 e aplicaram o fluido na região de corte por gravidade.

Na usinagem convencional (jorro) a adição de lubrificante sólido ao fluido de corte se mostrou satisfatório apresentando melhores resultados que o fluido de corte sem adição. Neste caso o grafite também apresentou os menores valores. Zailani et al. (2011), também investigaram o uso de grafite misturado ao fluido de corte convencional e aplicado à região de corte por jorro no fresamento de um aço baixo carbono. Os resultados encontrados mostraram que a adição de grafite proporcionou menores valores de rugosidade quando comparado ao fluido de corte sem adição (puro).

Mishra e Agarwal (2009) avaliaram o desempenho do grafite no torneamento do aço AISI 4340 com ferramentas de metal duro e compararam com a usinagem convencional. Os autores observaram uma redução significativa da rugosidade superficial com a utilização do grafite como lubrificante sólido, quando comparado a usinagem convencional. Segundo os autores, esta redução pode ser atribuída à formação de uma fina película de lubrificante na superfície da ferramenta, reduzindo a força de cisalhamento do material na zona de usinagem, de modo que se torna mais fácil a usinagem.

A Figura 4.33 representa a variação da rugosidade R_a em função da variação do avanço. Os parâmetros de corte utilizados para avaliar o acabamento superficial estão definidos na Tabela 3.7.

Observa-se que as curvas de rugosidade R_a apresentam o mesmo comportamento para todas as condições de lubri-refrigeração analisadas, ou seja, os valores de R_a aumentam à medida que o avanço aumenta. Resultados semelhantes foram encontrados por Corrêa (2014) na usinagem dos aços inoxidáveis supermartensítico e martensítico no torneamento.

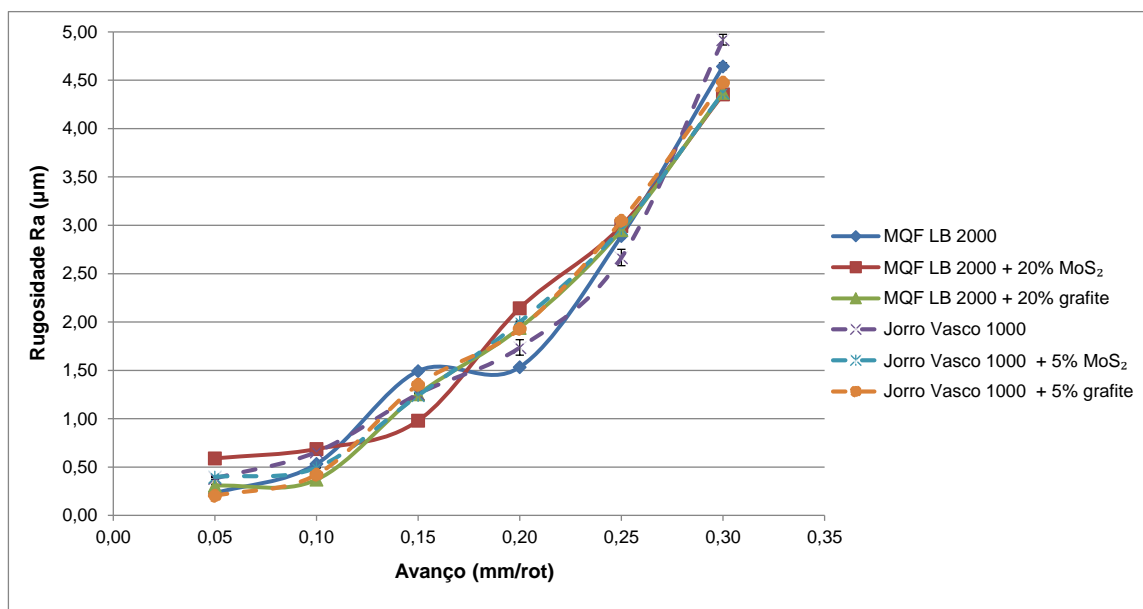


Figura 4.33 - Variação da rugosidade (R_a) na usinagem do Inconel 718 variando o avanço, velocidade de corte de 50 m/min e profundidade de corte 0,5 mm.

O avanço é um dos principais parâmetros que influenciam na rugosidade da peça, pois a rugosidade da superfície usinada será teoricamente formada pelas marcas de avanço deixadas na peça e a altura dos picos e profundidade dos vales das marcas de avanço tendem a aumentar em proporção quadrática ao avanço (MACHADO et al., 2015).

Não foi possível observar diferença significativa quando comparado os sistemas de aplicação do fluido MQF e jorro. A adição de lubrificante sólido ao fluido de corte também não proporcionou mudanças significativas nos valores da rugosidade em nenhum dos sistemas de aplicação de fluido.

4.2.6 Superfícies geradas após usinagem do Inconel 718 com ferramentas de metal duro.

Na Figura 4.34 estão representadas as micrografias das superfícies geradas após a usinagem nas diversas condições de lubri-refrigeração, com ferramentas novas e usadas no processo de usinagem por MQF. As superfícies geradas consistem em marcas de avanço bem definidas e uniformes perpendiculares em relação à direção de movimento da ferramenta

(direção de avanço), sem qualquer evidência de deformação plástica (DA SILVA, 2006; EZUGWU, et al., 2005).

Ao analisar estas micrografias, nota-se que houve um maior desgaste da ferramenta na usinagem com fluido de corte sem adição de lubrificante sólido. Pois, além das marcas de avanço apresenta também ranhuras provenientes do desgaste da ponta da ferramenta aumentando a área de contato na interface ferramenta/peça, isto pode justificar a maior força de corte para esta condição de lubri-refrigeração (ver Figura 4.26). Também foram observadas ranhuras finas e sulcos, indicando a existência de fluxo lateral de material causado pela ocorrência de severa deformação plástica da superfície da peça.

Kishawy e Elbestawi, (1999) estudaram os efeitos dos parâmetros do processo de usinagem sobre o fluxo lateral de material durante torneamento do aço AISI 4615 com dureza de 60 Rc. Eles concluíram com base nos resultados que haviam dois mecanismos possíveis para a formação de fluxo lateral de material. No primeiro mecanismo, o material da peça foi comprimido entre o flanco da ferramenta e a superfície usinada. Este fenômeno foi mais evidente quando a espessura do cavaco era menor do que a espessura mínima do cavaco. Assim, abaixo de espessura mínima de cavaco o material a ser usinado foi arado entre a ferramenta e a peça. O segundo mecanismo baseou-se no pressuposto de que sob altas temperaturas e pressão o material deformado plasticamente foi pressionado lateralmente. Este mecanismo de fluxo lateral de material foi facilitado pelo entalhe da aresta secundária.

Segundo Zhou et al. (2012), há dois fatores que podem estar associados com a geração de ranhuras, partículas de carbonetos que quebram e se desprendem da peça e pela deformação plástica do material da peça.

Para as condições de usinagem com adição de lubrificantes sólidos observa-se que as micrografias apresentam material aderido à superfície da peça. Este defeito pode estar associado a presença de aresta postiça instável que ao se desprender se adere na superfície da peça usinada, devido as altas temperaturas de usinagem geradas na interface peça/ferramenta/cavaco (LIEW et al., 2003).

Para as condições de usinagem com ferramentas usadas, não se observa diferenças significativas nas superfícies usinadas. Para todas as condições de lubri-refrigeração ficam evidentes as marcas de avanço e ranhuras devido ao desgaste das ferramentas. Pode-se ainda observar deformações plásticas da superfície na direção de avanço e a presença de material aderido sugerindo a presença de APC.

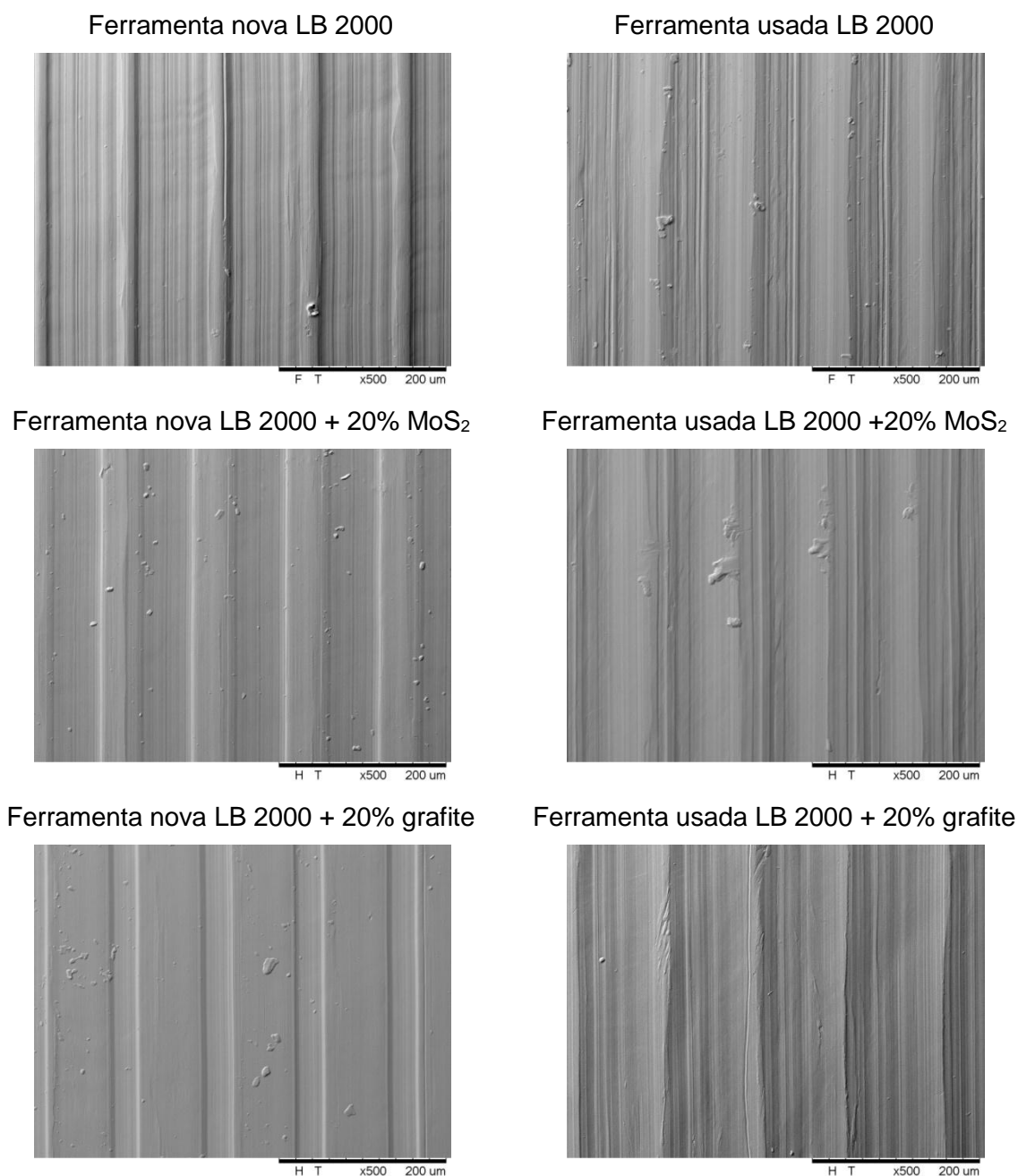


Figura 4.34 – Superfícies geradas no processo de usinagem com MQF, nas diversas condições de lubri-refrigeração. Velocidade de corte 50 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot

Na Figura 4.35 estão representadas as micrografias das superfícies geradas após a usinagem nas diversas condições de lubri-refrigeração, com ferramentas novas e usadas no processo de usinagem por jorro. Observa-se que as marcas de avanço estão bem definidas e uniformes não apresentando material aderido na superfície, isto justifica os menores valores

encontrados para a rugosidade. Na usinagem com ferramentas usadas, não é possível observar diferenças significativas entre as condições de lubri-refrigeração. É possível observar marcas de avanço bem definidas e uniformes com indicações de deformações plásticas e fluxo lateral.

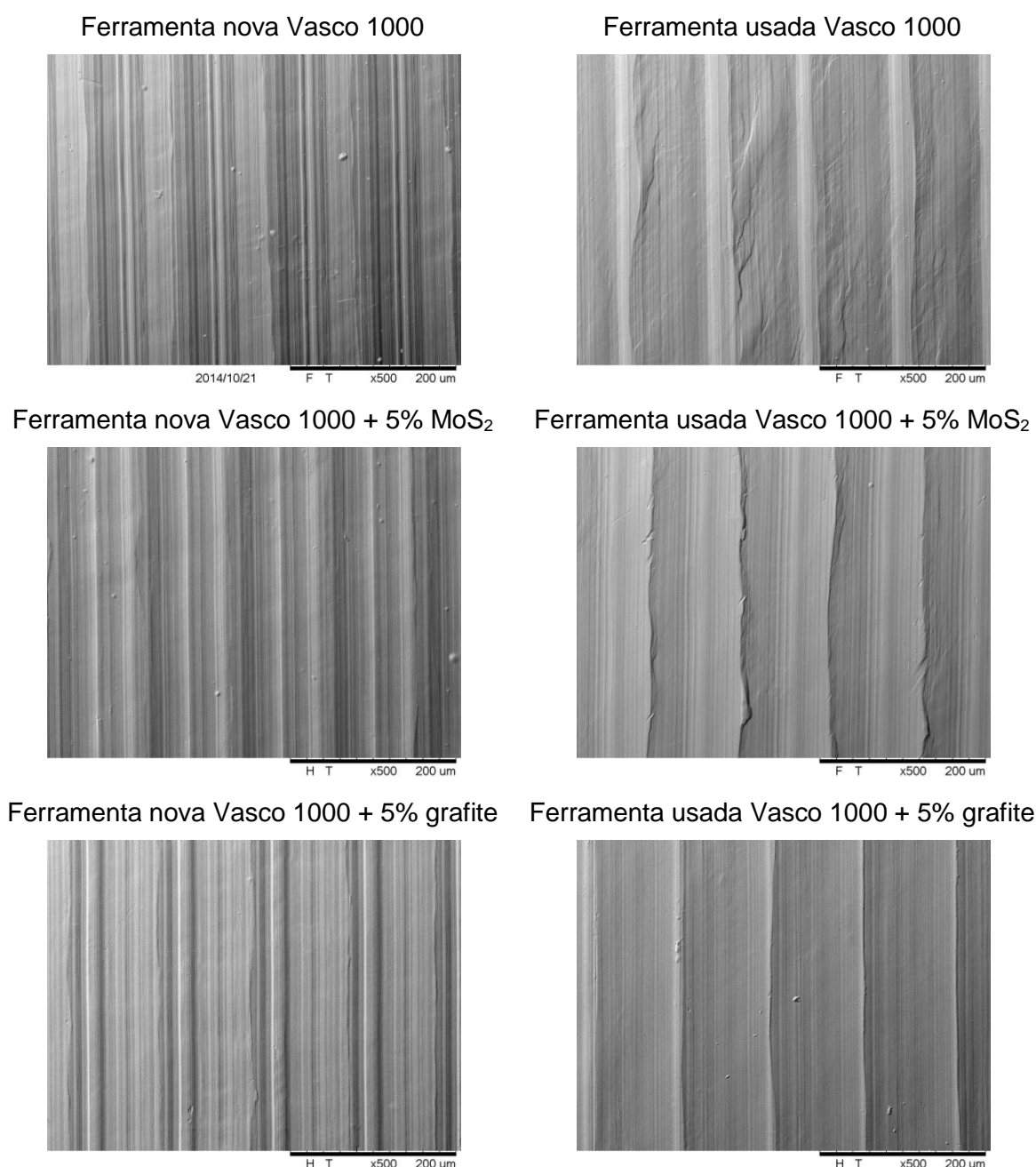


Figura 4.35 - Superfícies geradas no processo de usinagem por jorro, nas diversas condições de lubri-refrigeração. Velocidade de corte 50 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot

4.2.7 Dureza sub-superficial após a usinagem nas diversas condições de lubri-refrigeração

A microdureza foi medida abaixo da superfície usinada, iniciando em 20 μm da borda até 1000 μm .

Nas Figura 4.36 e Figura 4.37 estão representados os valores da microdureza medidos na usinagem do Inconel 718 com ferramentas de metal duro novas e usadas no processo de usinagem por MQF para as diversas condições de lubri-refrigeração utilizadas.

Observa-se na Figura 4.36 que os valores da microdureza na camada mais próxima da superfície não apresentaram uma variação significativa, ficando em torno da média da dureza do material base. Entretanto, na camada mais abaixo da superfície, a partir de 80 μm , o material apresentou uma tendência de encruamento, sendo mais evidente para a condição de usinagem com LB 2000 puro e com adição de MoS_2 . A condição de lubri-refrigeração LB 2000 + 20% MoS_2 foi o que apresentou uma maior camada afetada, chegando até 300 μm . As condições de lubri-refrigeração com LB 2000 puro e com adição de grafite apresentaram menor camada afetada, chegando até 200 μm . Observa-se uma tendência de amaciamento na camada mais próxima da superfície da peça, que pode estar relacionado as altas temperaturas geradas na usinagem das superligas à base de níquel.

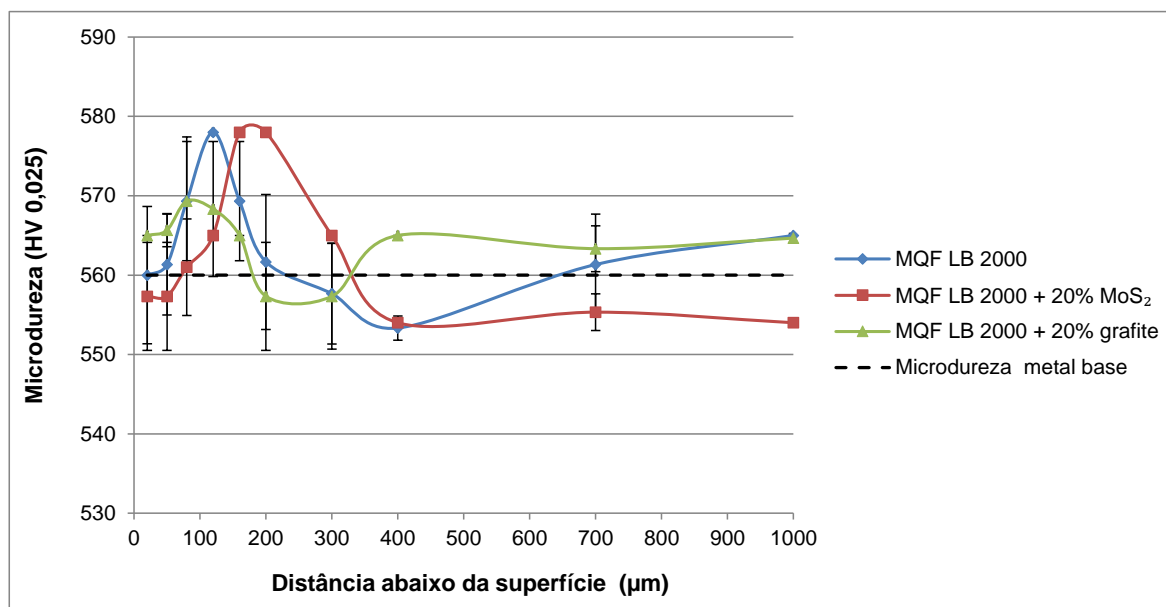


Figura 4.36 - Variação da microdureza sub-superficial após a usinagem nas diversas condições de lubri-refrigeração com ferramentas de metal duro (aresta nova) com aplicação de fluido por MQF. Velocidade de corte 50 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot.

Patil et al. (2014) realizaram um estudo comparando o processo de usinagem a seco com o processo de usinagem criogênica (CO_2) em altas velocidades de corte (85, 100 e 115 m/min), no torneamento da superliga à base de níquel Inconel 718 com ferramentas de metal duro. Os autores observaram que na condição a seco o material sofreu um amaciamento nas camadas mais próximas da superfície, devido as altas temperaturas geradas no processo. Enquanto que na usinagem criogênica o material sofreu encruamento, que pode ser atribuído ao encruamento a frio da peça devido a aplicação do CO_2 como refrigerante.

Na Figura 4.37, estão representados os valores da microdureza sub-superficial durante a usinagem do Inconel 718 com ferramentas no fim de vida (arestas usadas) com fluido de corte aplicado por MQF. Observa-se que a camada afetada é maior que na usinagem com ferramentas com aresta novas, isso já era esperado devido as maiores temperaturas e pressões geradas durante o processo de usinagem em função da maior área de contato na interface ferramenta peça.

Para todas as condições de lubri-refrigeração houve uma tendência de encruamento nas camadas mais próximas da superfície usinada, sendo mais evidente para a condição de usinagem que se utilizou o fluido de corte LB 2000 com adição de MoS_2 . A condição de usinagem em que utilizou-se o fluido de corte LB 2000 com adição de grafite foi a que apresentou melhores resultados, afetando uma camada de apenas 200 μm , enquanto as demais condições de lubri-refrigeração afetaram uma camada de 700 μm abaixo da superfície.

Tanto para as condições de usinagem com ferramentas com arestas novas, quanto para as ferramentas com aresta usadas, o comportamento é o mesmo. Há uma tendência de amaciamento próximo da superfície e um encruamento logo abaixo, isto está relacionado as mudanças microestruturais sofridas pelo material devido as altas temperaturas geradas durante o processo de usinagem. A temperatura na região de corte pode atingir valores elevados da ordem de 840 a 850 $^{\circ}\text{C}$, para as condições de usinagem utilizadas nesses experimentos, conforme pode ser visto na Figura 4.80. Estas temperaturas são suficientemente elevadas para promover o recozimento do material próximo a superfície. Logo abaixo da superfície estas temperaturas são menores, no entanto, devido as grandes pressões promovidas pela ferramenta de corte sobre uma área relativamente pequena da peça é possível que haja encruamento do material, que se reflete em maiores durezas sub-superficiais.

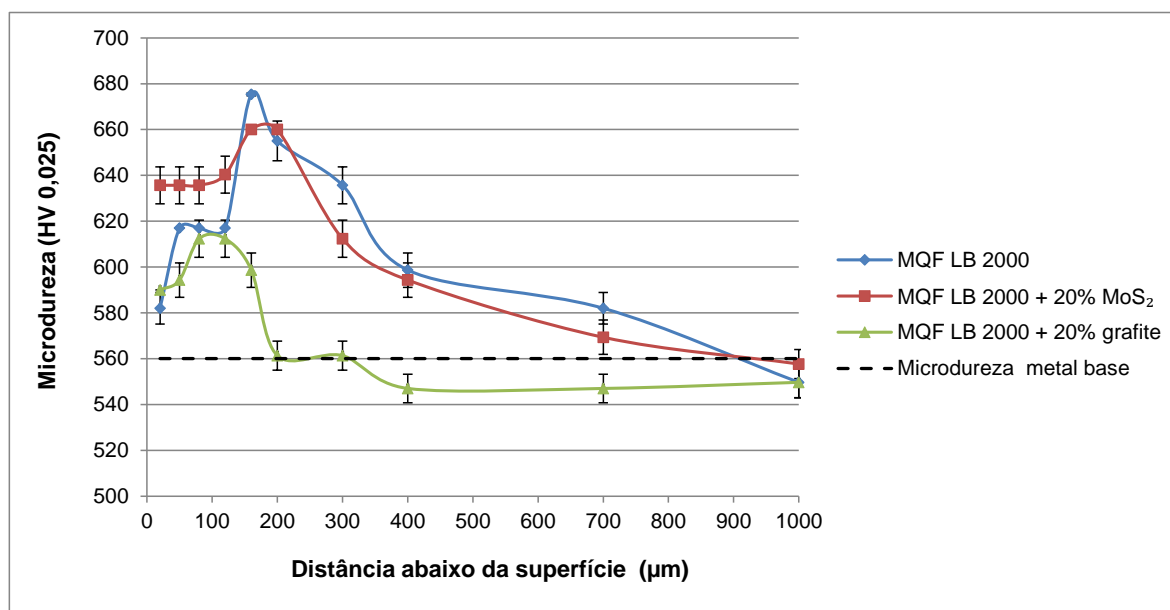


Figura 4.37 - Variação da microdureza sub-superficial após a usinagem nas diversas condições de lubri-refrigeração com ferramentas de metal duro (aresta usada) com aplicação de fluido por MQF. Velocidade de corte 50 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot.

Resultados semelhantes foram encontrados por Sharman et al., (2006) na usinagem do Inconel 718 com ferramentas de metal duro. Os autores sugerem que com o aumento do desgaste da ferramenta, o ângulo de folga é reduzido levando a um aumento da área de contato ferramenta/peça e, assim, um maior atrito da superfície da peça, promovendo um endurecimento significativo das camadas mais próximas da superfície usinada, além de elevados níveis de deformação dos contornos de grão.

Nas Figura 4.38 e Figura 4.39 estão representados os valores da microdureza medidos abaixo da superfície usinada com ferramentas de metal duro novas e usadas no processo de usinagem por jorro para as diversas condições de lubri-refrigeração utilizadas.

É possível observar na Figura 4.38 que os valores da microdureza sub-superficial apresenta uma grande variação nas camadas mais próximas da superfície da peça, variando entre 510 e 540 HV(0,025). Nota-se que camada afetada chegou até 700 μm para a condição de lubri-refrigeração em que se utilizou o fluido de corte Vasco 1000 com adição de lubrificantes sólidos (grafite e MoS₂) e 500 μm quando se utilizou o fluido de corte Vasco 1000 puro.

A utilização do fluido de corte sem adição de lubrificante sólido apresenta uma tendência ao encruamento, enquanto que na utilização de fluido de corte com adição de lubrificantes sólidos apresentou uma tendência de amaciamento do material. Isso sugere que o fluido de

corte sem adição de lubrificantes sólidos apresenta uma melhor condição de resfriamento da região de corte, promovendo maior encruamento do material. Quanto menor o calor gerado na região de corte maiores são as forças necessárias para o cisalhamento do material. Outro fator importante que pode estar relacionado a este comportamento é a maior capacidade lubrificante dos fluidos com adição de lubrificantes sólidos, que facilita o escoamento do material sobre a superfície de saída da ferramenta, reduzindo os esforços sobre a superfície da peça usinada e, conseqüentemente, diminuindo as deformações plásticas na peça.

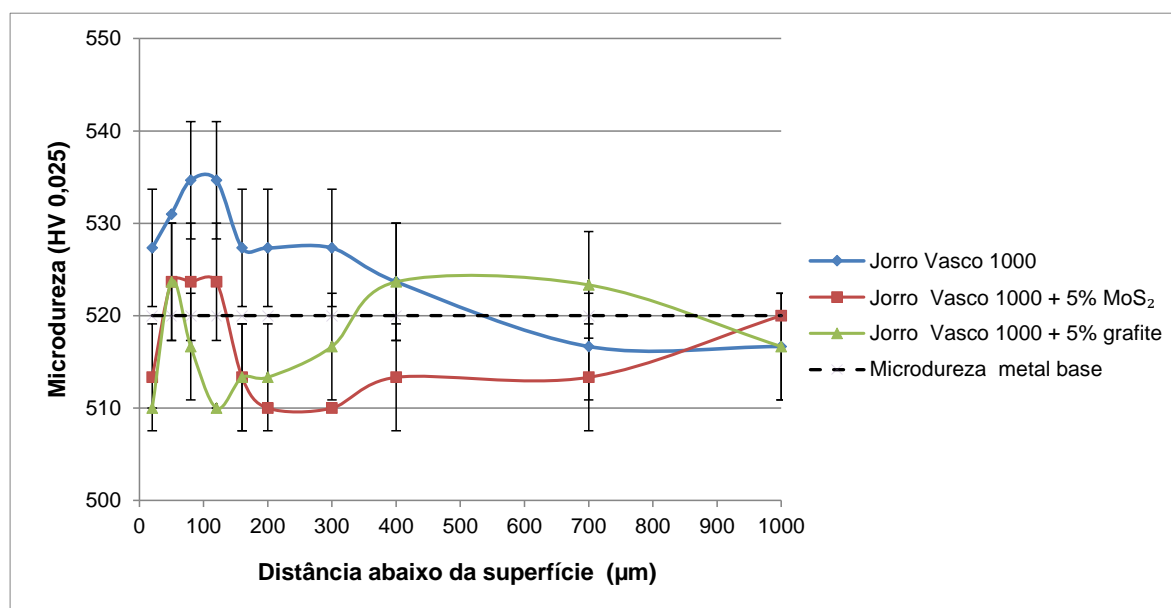


Figura 4.38 - Variação da microdureza sub-superficial após a usinagem nas diversas condições de lubri-refrigeração com ferramentas de metal duro (aresta nova) com aplicação de fluido por jorro. Velocidade de corte 50 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot.

Na Figura 4.39 estão representados os valores da microdureza sub-superficial durante a usinagem do Inconel 718 com ferramentas no fim de vida (arestas usadas) com aplicação de fluido de corte por jorro. Da mesma forma que aconteceu na usinagem com aplicação de fluido pela técnica MQF, a camada afetada foi maior que na usinagem com ferramentas novas. Entretanto, quando comparada com o usinagem com aplicação de fluido por MQF, a camada afetada com a aplicação de fluido de corte por jorro foi menor. Isto ocorre provavelmente pela melhor condição de refrigeração da peça com a aplicação de fluido em abundância. É possível observar que na camada mais próxima da superfície usinada ocorre encruamento do material, mas, à medida que se desloca para o centro da peça este encruamento aumenta chegando a um valor máximo em torno de 100 μm. Logo após, o material começa a reduzir a dureza,

retornando a sua condição original a uma distância de aproximadamente 550 μm abaixo da superfície.

A condição de lubri-refrigeração que apresentou os melhores resultados em termos de dureza nas camadas mais próximas da superfície (menor dureza) foi a condição de usinagem em que se utilizou o Vasco 1000 com adição de 5% de MoS_2 .

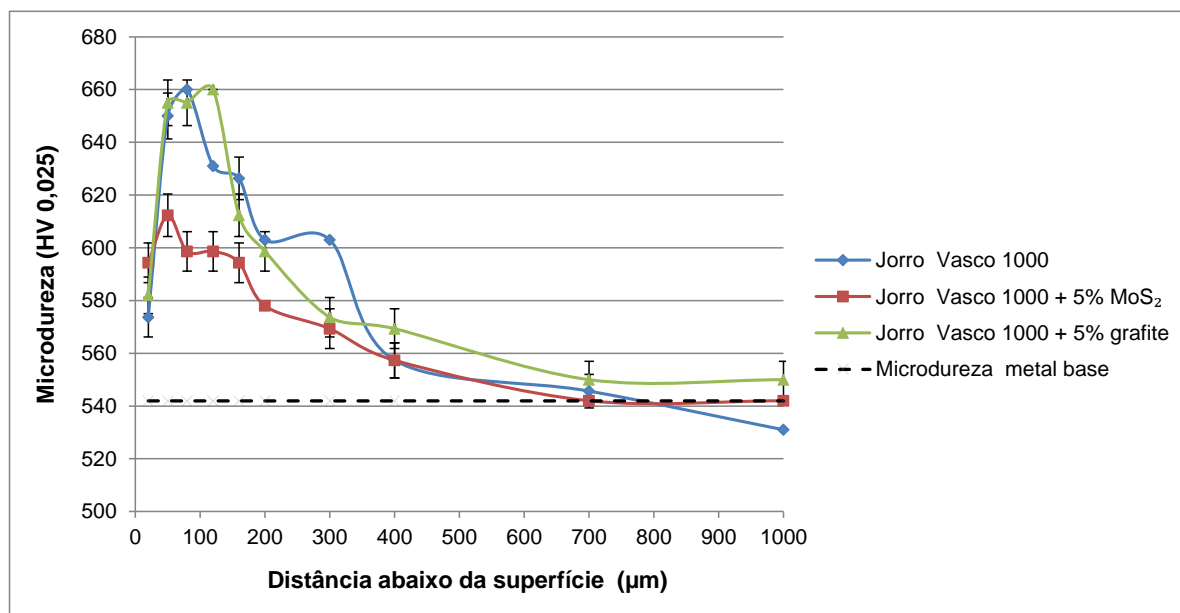


Figura 4.39 - Variação da microdureza sub-superficial após a usinagem nas diversas condições de lubri-refrigeração com ferramentas de metal duro (aresta usada) com aplicação de fluido por jorro. Velocidade de corte 50 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot.

4.2.8 Análise das subsuperfícies geradas após usinagem do Inconel 718 com ferramentas de metal duro.

As micrografias apresentadas na Figura 4.40 revelam microestruturas típicas observadas nas seções transversais das superfícies usinadas nas diversas condições de lubri-refrigeração, com ferramentas novas e usadas no processo de usinagem por MQF para as diversas condições de lubri-refrigeração utilizadas. O objetivo desta análise é detectar alterações microestruturais e outros danos subsuperficiais. As condições de usinagem são as mesmas empregadas nos ensaios de vida. Observa-se que todas as micrografias das superfícies que foram usinadas com ferramentas novas exibem características semelhantes. Os grãos estão com os seus contornos bem definidos, indicando que não houve alterações na microestrutura tais como deformação plástica na subsuperfície da peça usinada. Para as condições em que se utilizou as ferramentas no final de vida (aresta usada), é possível

observar grandes deformações dos grãos na subsuperfície da peça usinada, exceto para a condição no qual foi utilizado o lubrificante sólido MoS_2 como aditivo na mistura com o fluido de corte LB 2000.

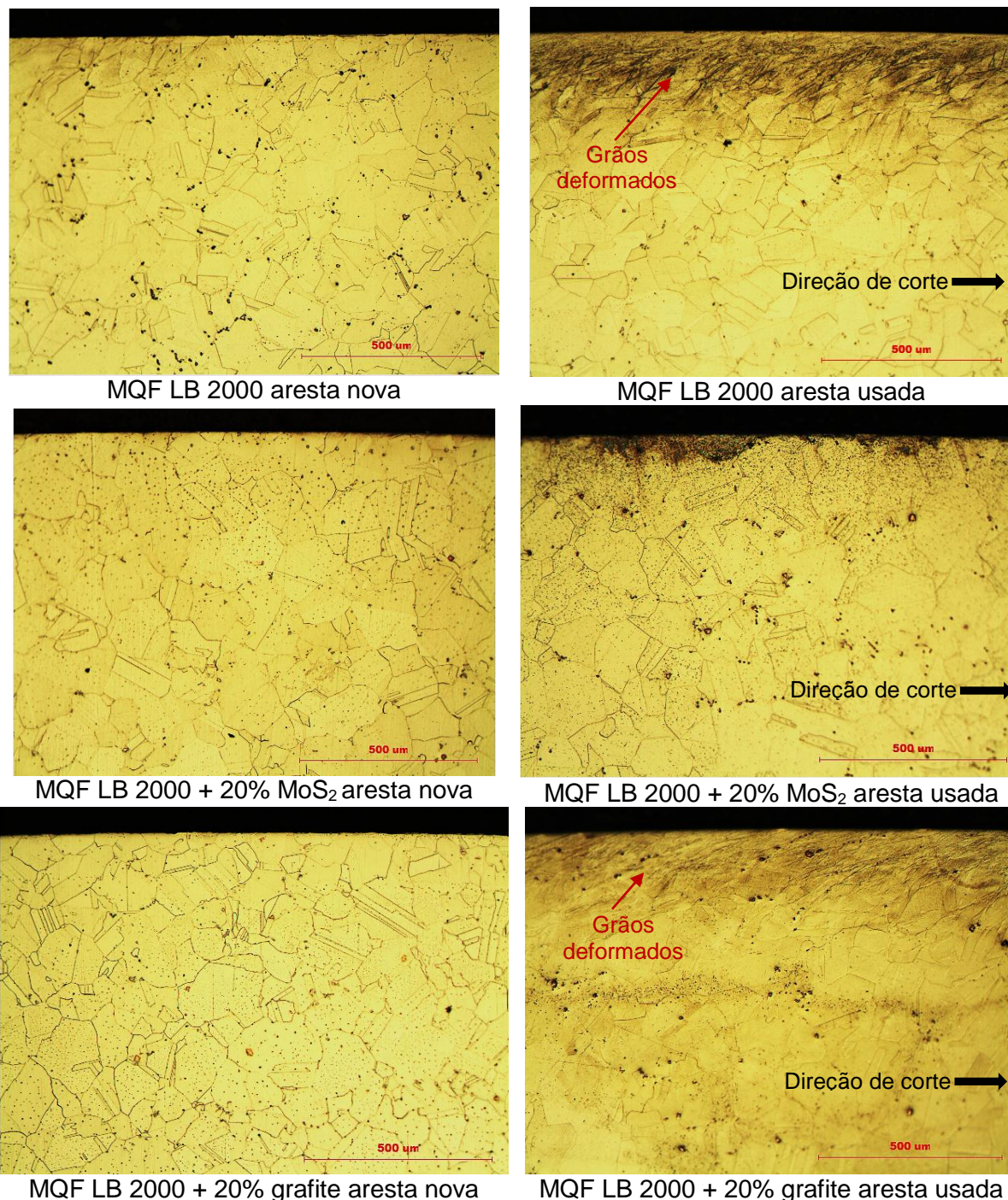


Figura 4.40 - Microestrutura do Inconel 718 após a usinagem nas diversas condições de lubri-refrigeração com ferramentas de metal duro com aplicação de fluido por MQF (100x). Velocidade de corte 50 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot.

Esta maior deformação encontrada nas ferramentas no final de vida já era esperado em função dos maiores esforços envolvidos no processo devido ao desgaste das ferramentas. O aumento do desgaste proporciona um maior contato na interface ferramenta/peça, provocando um aumento da temperatura e consequentemente levando ao amaciamento do material na região de corte que, associado aos maiores esforços e a baixa condutividade térmica das ligas à base de níquel contribuem para este aumento da deformação plástica na subsuperfície das peças usinadas.

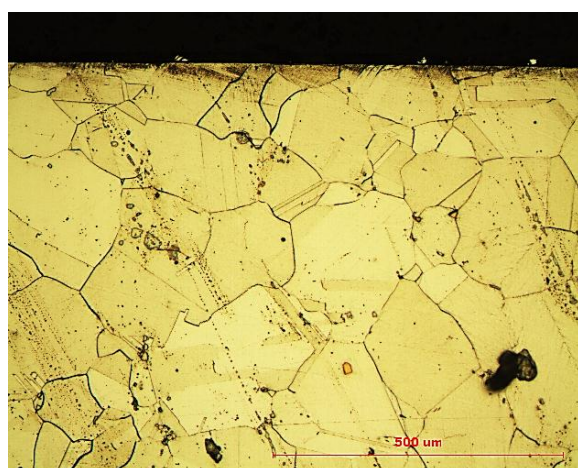
Para CheHaron et al. (2011) as alterações microestruturais ou deformações plásticas da superfície usinada é resultado do tratamento termomecânico, ou seja, durante o processo de usinagem a superfície da peça é exposta a temperaturas e pressões de corte elevadas.

A deformação do grão e dos contornos de grão podem ser atribuídos ao efeito combinado das forças axiais que atuam sobre a peça e das altas temperaturas induzidas durante o corte (ZHOU et al., 2012).

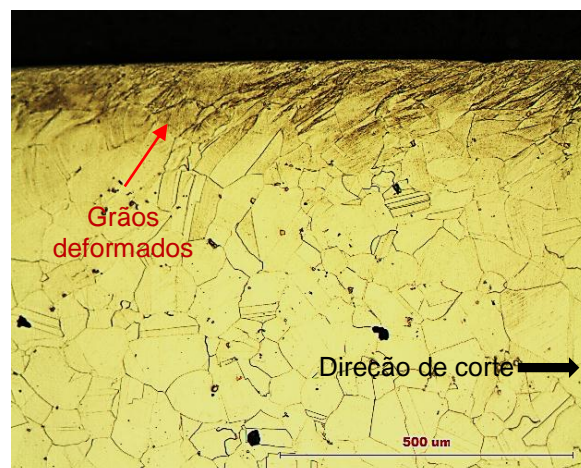
Ezugwu e Tang (1995) observaram no torneamento a seco do Inconel 718 utilizando ferramentas cerâmicas com a formas redonda e rombóide de óxido puro ($\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{ZrO}_2$) e óxido misto ($\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiC}$) que a dureza da camada superficial da peça aumentou com a usinagem prolongada. Eles atribuíram este endurecimento à deformação plástica e a alta taxa de encruamento de Inconel 718. Sendo que a deformação plástica era evidente pela observação do alongamento e orientação dos grãos sob a superfície usinada.

Segundo Bonney (2004), a deformação plástica para estas ligas se estende a poucos microns abaixo da superfície usinada.

Na Figura 4.41 estão representadas fotografias das seções transversais das superfícies usinadas nas diversas condições de lubri-refrigeração, com ferramentas novas e usadas no processo de usinagem por jorro, nas diversas condições de lubri-refrigeração utilizadas.



Jorro Vasco 1000 aresta nova



Jorro Vasco 1000 aresta usada

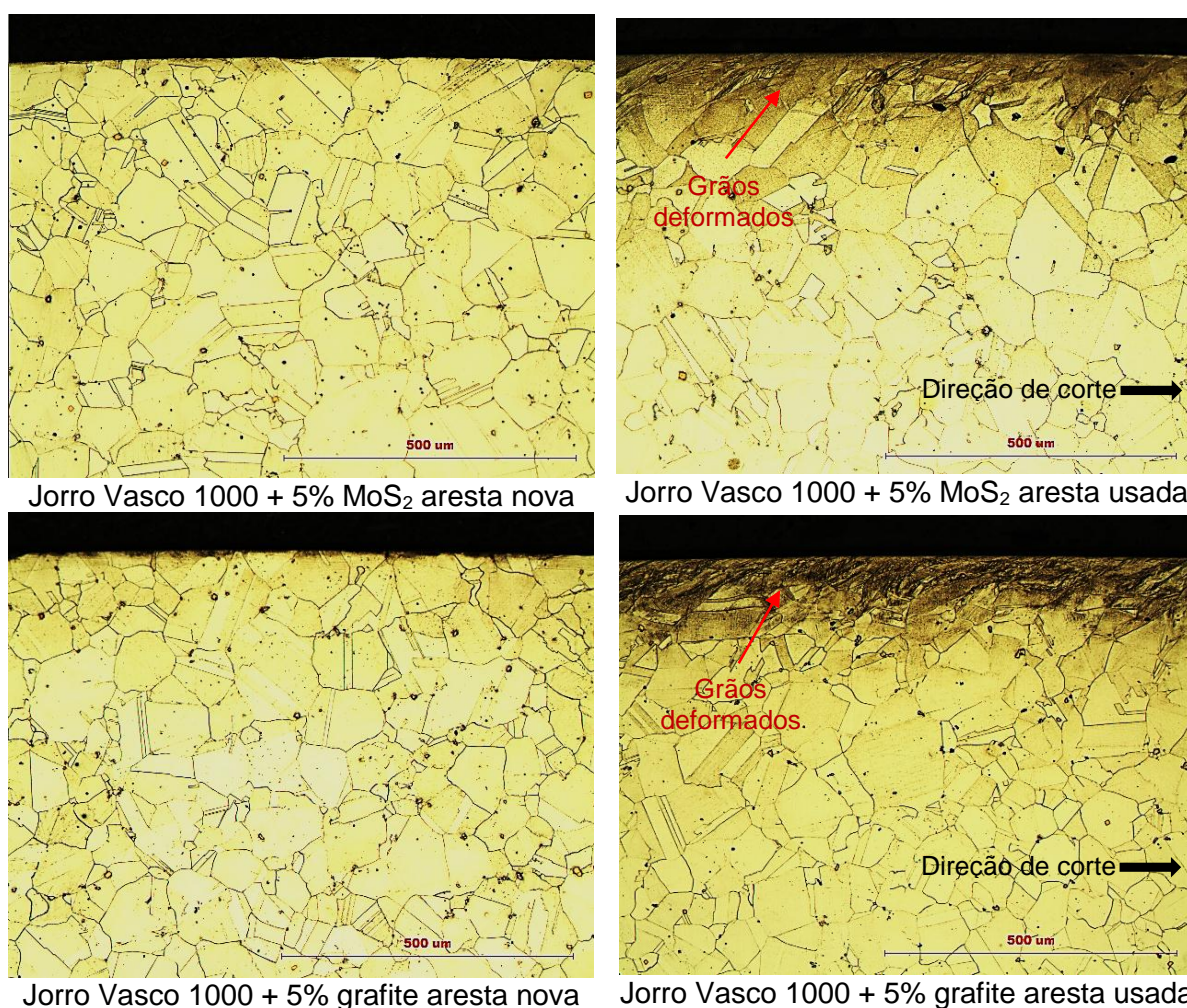


Figura 4.41 - Microestrutura do Inconel 718 após a usinagem nas diversas condições de lubrificação com ferramentas de metal duro com aplicação de fluido por jorro (200x). Velocidade de corte 50 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot.

Semelhante ao que foi observado na usinagem com a técnica MQL, na usinagem com jorro as micrografias das superfícies apresentam grãos com contornos bem definidos, sugerindo que não houve alterações na microestrutura, tais como, deformação plástica na subsuperfície da peça usinada, quando foi utilizado ferramentas com arestas novas. Para as condições na qual se utilizou as ferramentas no final de vida (aresta usada), é possível observar grandes deformações dos grãos na subsuperfície da peça usinada.

Resultados semelhantes foram observados por Sharman et al. (2006) na usinagem do Inconel 718 com ferramentas de metal duro. O desgaste da ferramenta resultou em maior deformação microestrutural, mudanças de microdureza e altas tensões de tração na superfície.

4.2.9 Análise da tensão residual

A análise da tensão residual foi realizada tanto na direção de avanço como na direção de corte, para todas as condições de lubri-refrigeração avaliadas. Os parâmetros de corte utilizados para esta análise foram os mesmos empregados nos ensaios de vida da ferramenta. A análise foi realizado na usinagem com ferramentas com arestas novas e também com arestas usadas (fim de vida).

Na Figura 4.42 estão representados os resultados da tensão residual em função das condições de lubri-refrigeração com MQF.

Ambas as tensões residuais de tração e de compressão foram observadas a partir das medições de difração de raios-X. Sendo que para a maioria das condições avaliadas a tensão residual de compressão foi predominante na direção de corte, enquanto que na direção de avanço a tensão de tração foi predominante.

Na direção de avanço, o uso de ferramentas usadas (fim de vida) a tensão residual de tração foi observada para todas as condições de lubri-refrigeração. Isto se deve provavelmente ao aumento da temperatura na interface ferramenta/peça, em função do maior atrito devido ao desgaste da ferramenta. Entretanto, na direção de corte esta tendência não foi observada.

As tensões residuais são sempre uma consequência da deformação plástica não homogênea e/ou transformações de fase ligada a variações de volume (ARUNACHALAM et al., 2004).

Na usinagem, a combinação dos efeitos mecânicos, térmicos e metalúrgicos associadas com a formação de cavacos levam a deformação plástica não homogênea da peça. O material que está diretamente à frente da ferramenta de corte está sujeito a deformação plástica à compressão, enquanto que o material que está por trás da ferramenta está sob tração. Se a quantidade de deformação de compressão produzida for maior do que o nível de deformação à tração, então tensões residuais à compressão serão produzidas e vice-versa. Outro fator importante que deve ser levado em consideração é o calor gerado durante a formação do cavaco, ele produz deformação plástica de compressão na superfície da peça devido à expansão térmica localizada, resultando em tensões residuais de tração após o resfriamento. Por outro lado, as tensões compressivas são gerados pela deformação plástica da superfície da peça. A interação de todos esses fatores e as propriedades termomecânicas do material da peça que está sendo usinada irá determinar o estado de tensão residual final (SHARMAN et al., 2006).

As maiores tensões residuais encontradas foram de tração, isto pode estar relacionado a baixa capacidade de troca de calor com a peça, em função das superligas à base de níquel serem pobres condutoras de calor, e à baixa capacidade de refrigeração da técnica MQF.

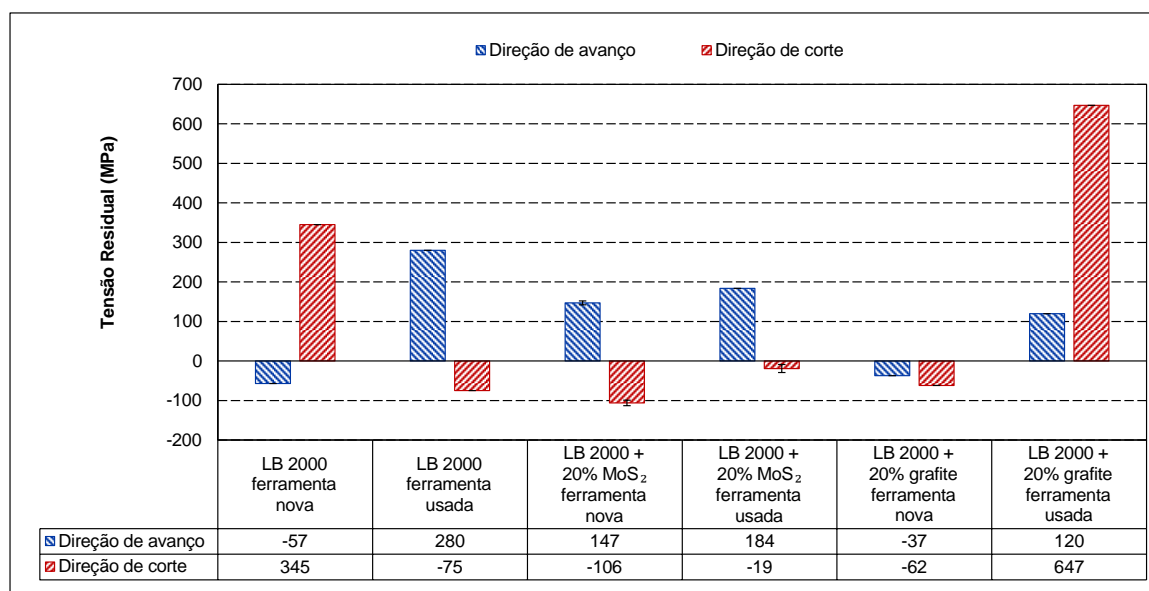


Figura 4.42 – Tensão residual após a usinagem nas diversas condições de lubri-refrigeração com ferramentas de metal duro, com aplicação de fluido por MQL. Velocidade de corte 50 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot.

Na Figura 4.43 são mostrados resultados da tensão residual encontrados após a usinagem do Inconel 718 com ferramentas de metal duro (novas e usadas), com aplicação de fluido pelo processo convencional (jorro). Pode-se observar que para todas as condições de lubri-refrigeração avaliadas, apenas a tensão residual de compressão foi encontrada, tanto na direção de avanço quanto na direção de corte.

Na direção de avanço, os valores da tensão residual tendem a aumentar com o desgaste da ferramenta, já para a direção de corte esta tendência foi observada apenas para a condição de usinagem na qual se utilizou o fluido de corte sem adição de lubrificante sólido.

Sharman et al. (2006) observaram durante a usinagem do Inconel 718 com ferramenta usada, que a tensão de tração na superfície aumentou dramaticamente seguido por uma camada de tensão de compressão maior e mais profunda. Isso foi atribuído ao aumento da deformação plástica e ao atrito entre o flanco da ferramenta desgastada e a superfície da peça, provocando o aumento da temperatura na interface.

De acordo com Bellows, (1972) as propriedades mecânicas dos componentes fabricados a partir de Inconel 718 são mais sensíveis às tensões residuais do que ao

acabamento da superfície, consequentemente as ferramentas afiadas devem ser mantidas em todos os momentos.

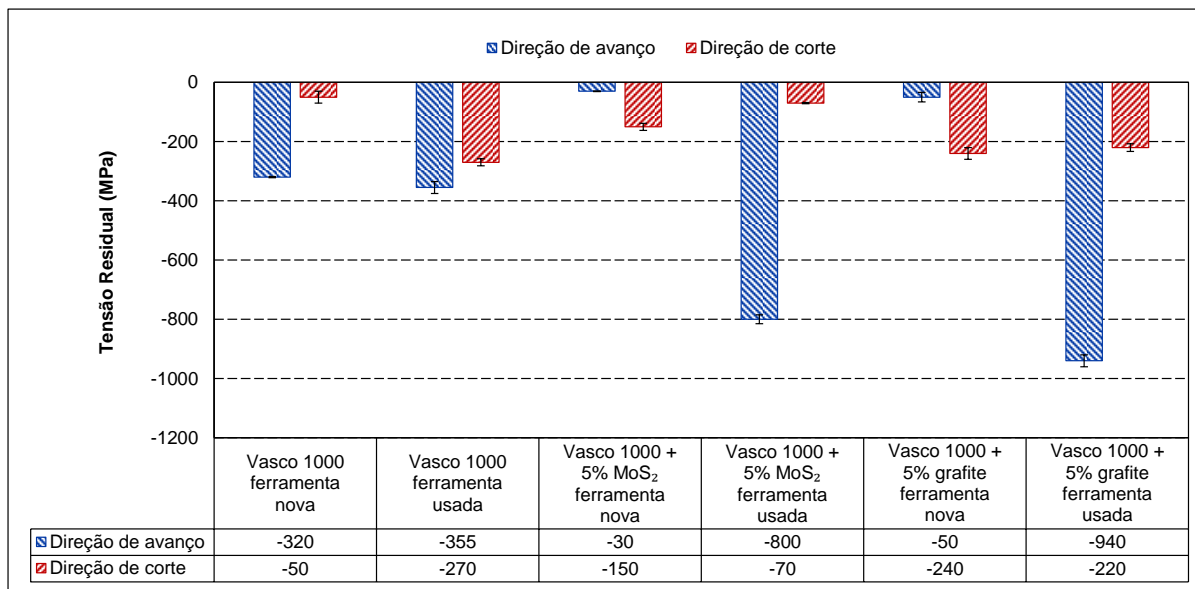


Figura 4.43 - Tensão residual após a usinagem nas diversas condições de lubri-refrigeração com ferramentas de metal duro, com aplicação de fluido por jorro. Velocidade de corte 50 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot.

Ao comparar as tensões residuais nas condições de usinagem (MQF e jorro), verifica-se que a tensão de tração é reduzida pela utilização do fluido de corte na forma de jorro.

O efeito de usinagem a seco e jorro foi investigado por Devillez et al. (2011). Os autores observaram que a usinagem sob condições de refrigeração tem um efeito positivo na redução de tensões residuais de tração, especialmente na velocidade de corte mais baixa (40 m/min). O fluido de corte limita a temperatura atingida na nova superfície gerada e então reduz a tensão de tração. Enquanto que as tensões compressivas não são muito influenciadas pela ação do fluido.

Tanto na usinagem com MQF quanto na usinagem convencional (jorro), o desgaste da ferramenta proporcionou maiores tensões residuais. Como as tensões residuais são sempre uma consequência da deformação plástica não homogênea e/ou transformações de fase, isto fica claramente evidenciado quando se observa as micrografias das subsuperfícies das peças usinadas representadas nas Figura 4.40 e Figura 4.41, em que é possível observar grandes deformações dos grãos na superfície usinada.

Outro fator que evidencia estas maiores deformações na usinagem com ferramentas usadas é a microdureza medida abaixo da superfície usinada, para ambas as condições de

usinagem (MQF e jorro) estes valores aumentaram, isto pode ser observado nas Figura 4.37 e Figura 4.39.

Na usinagem com jorro, a adição de lubrificante sólido ao fluido de corte produziu maiores tensões residuais de compressão nas duas direções, sendo mais evidenciado na direção de avanço.

4.3 Resultado dos testes com ferramentas cerâmicas

Neste tópico serão apresentados os resultados das ensaios realizados com os três tipos de ferramentas cerâmicas avaliadas.

4.3.1 Vida da ferramenta

A vida das ferramentas foi avaliada em termos de tempo de usinagem e volume de material removido de acordo com os critérios definidos na Tabela 3.6, sendo que o critério de fim de vida adotado para o desgaste de flanco foi de 0,6 mm e o desgaste de entalhe de 1,0 mm. Para avaliar se as condições de lubri-refrigeração realmente influenciaram no volume de material removido, foi utilizado o teste de hipótese e comparações de dois tratamentos.

Na Figura 4.44 estão representados os resultados da progressão do desgaste para a ferramenta de cerâmica mista. Observa-se que as curvas de desgaste apresentaram um comportamento característico de desgaste para todas as condições de lubri-refrigeração avaliadas. A condição de usinagem a seco apresentou melhor resultado quando comparado com a usinagem com aplicação de lubrificante pela técnica MQF. Segundo Choudhury e Baradie (1998) as cerâmicas mistas possuem alta dureza, alta resistência à compressão e são quimicamente estáveis em elevadas temperaturas em relação ao níquel e ao ferro. Entretanto, elas possuem baixa tenacidade à fratura e resistência ao choque térmico. Isto pode justificar os resultados de baixo desempenho deste tipo de ferramenta na usinagem com MQF. Apesar da baixa capacidade de resfriamento da zona de corte proporcionado por esta técnica é possível que tenha acelerado o processo de desgaste da ferramenta.

Ao comparar os resultados para os tipos de lubrificantes aplicados por MQF, observa-se que a adição do lubrificante sólido MoS_2 ao fluido de corte proporcionou um aumento na vida da ferramenta em torno de 22% para o fluido de corte puro e 35% para o fluido com adição de grafite.

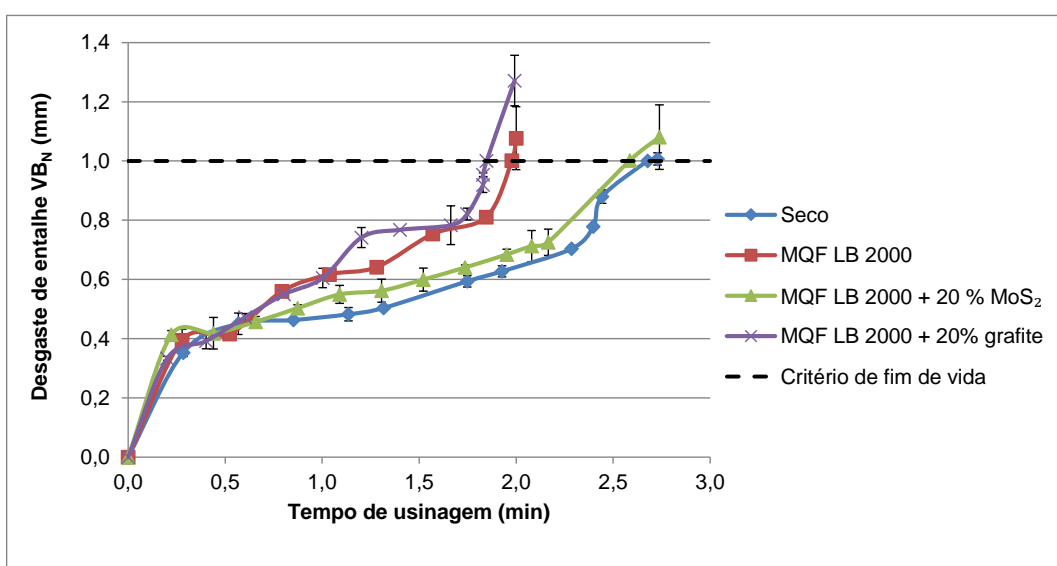


Figura 4.44 - Desgaste de entalhe (VB_N) em função do tempo de usinagem com ferramentas de cerâmica mista, velocidade de corte de 250 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm

A Figura 4.45 apresenta a média do volume de material removido considerando um desgaste de entalhe de 1,0 mm, para todas as condições de corte avaliadas. Como visto anteriormente, a usinagem a seco apresentou um maior tempo de usinagem em relação ao MQF e isto pode ser também representado pelo volume de material removido.

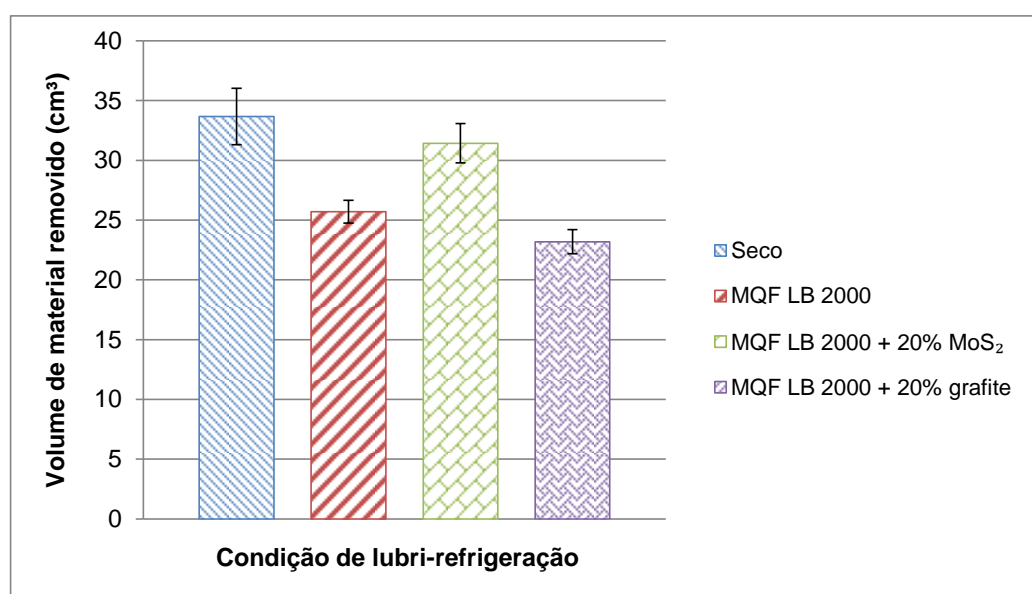


Figura 4.45 – Volume de material removido com ferramentas de cerâmica mista, velocidade de corte de 250 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm

Comparando apenas os resultados obtidos no processo de usinagem com a aplicação de fluidos por MQF, a adição de MoS_2 ao fluido de corte proporcionou um aumento bastante significativo no volume de material removido, quando comparado com fluido de corte puro e com adição de grafite, mas não chegou a superar a condição a seco.

Adotando-se um nível de significância de 5%, tem-se que o valor de “p” é menor que este nível, portanto conclui-se que existe diferença significativa entre pelo menos duas das condições de lubri-refrigeração avaliadas. Isto pode ser visto no quadro de ANOVA (análise de variância) representado na Tabela 4.9.

Tabela 4.9 - Análise de variância do volume de material removido na usinagem com ferramenta cerâmica mista

	SQ	Grau de liberdade	Q.M	F	p
Média	9575,757	1	9575,757	2204,049	0,000000
Condição de lubri-refrigeração	198,678	3	66,226	15,243	0,001135
Resíduos	34,757	8	4,345		

Pode-se observar da Figura 4.46 que, estatisticamente, só não existe diferença significativa quando comparado as condições (Seco x MQF LB 2000 + 20% MoS_2) e (MQF LB 2000 + 20% grafite x MQF LB 2000), entre as demais condições todas apresentam diferença significativa.

Os valores de “p” podem ser vistos na Tabela 4.10, na qual se utilizou o método estatístico de comparação de 2 tratamentos com confiabilidade de 95%.

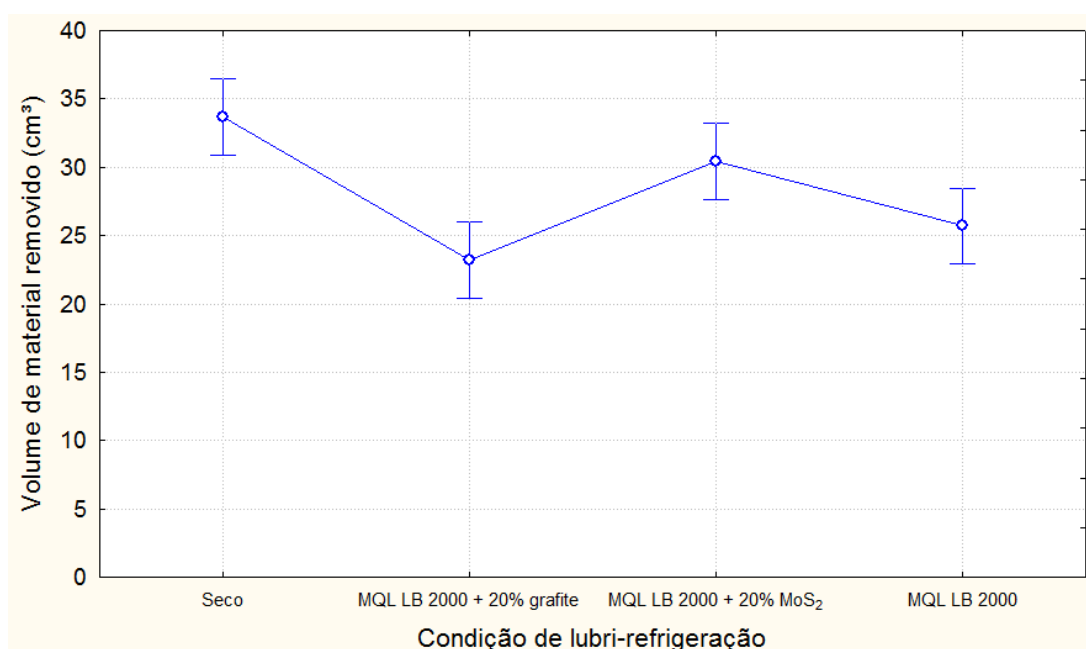


Figura 4.46 - Efeito médio das condições de lubri-refrigeração no volume de material removido na usinagem com ferramenta cerâmica mista

Tabela 4.10 - Comparação de 2 tratamentos para o volume de material removido na usinagem com ferramenta cerâmica mista

Condições de lubri-refrigeração		p
Seco	MQF LB 2000 + 20% grafite	0,0036
Seco	MQF LB 2000	0,0056
Seco	MQF LB 2000 + 20% MoS ₂	0,1949
MQF LB 2000 + 20% MoS ₂	MQF LB 2000	0,0488
MQF LB 2000 + 20% MoS ₂	MQF LB 2000 + 20% grafite	0,0192
MQF LB 2000 + 20% grafite	MQF LB 2000	1,0060

A Figura 4.47 apresenta os resultados do tempo de usinagem em função do desgaste para a ferramenta de cerâmica SiAlON. O desgaste de flanco foi predominante para este tipo de ferramenta, por isso o critério de fim de vida adotado foi de 0,6 mm. De um modo geral, as curvas de desgaste apresentam o mesmo comportamento para todas as condições avaliadas. No entanto, pode-se observar que para esta cerâmica (SiAlON) a condição de usinagem a seco resultou no pior desempenho que as demais condições de usinagem com MQF. As cerâmicas SiAlON possuem uma dureza menor do que as cerâmicas mistas, mas, ao contrário

das cerâmicas mistas apresentam maior tenacidade e menor coeficiente de dilatação térmica, o que pode ter favorecido as condições em que o fluido de corte foi aplicado por MQF. Segundo Machado et al. (2015) as cerâmicas à base de nitreto de silício possuem baixo coeficiente de dilatação térmica diminuindo assim a possibilidade de trincas térmicas durante a usinagem.

A vida da ferramenta no processo de usinagem por MQF com a adição do lubrificante sólido MoS_2 ao fluido de corte teve um incremento de cerca de 38% quando comparado com a usinagem a seco e 15% quando comparado com o fluido sem adição (puro). Entre os fluidos de corte com adição de lubrificantes sólidos (MoS_2 e grafite), o MoS_2 proporcionou um incremento de cerca de 33% à vida da ferramenta.

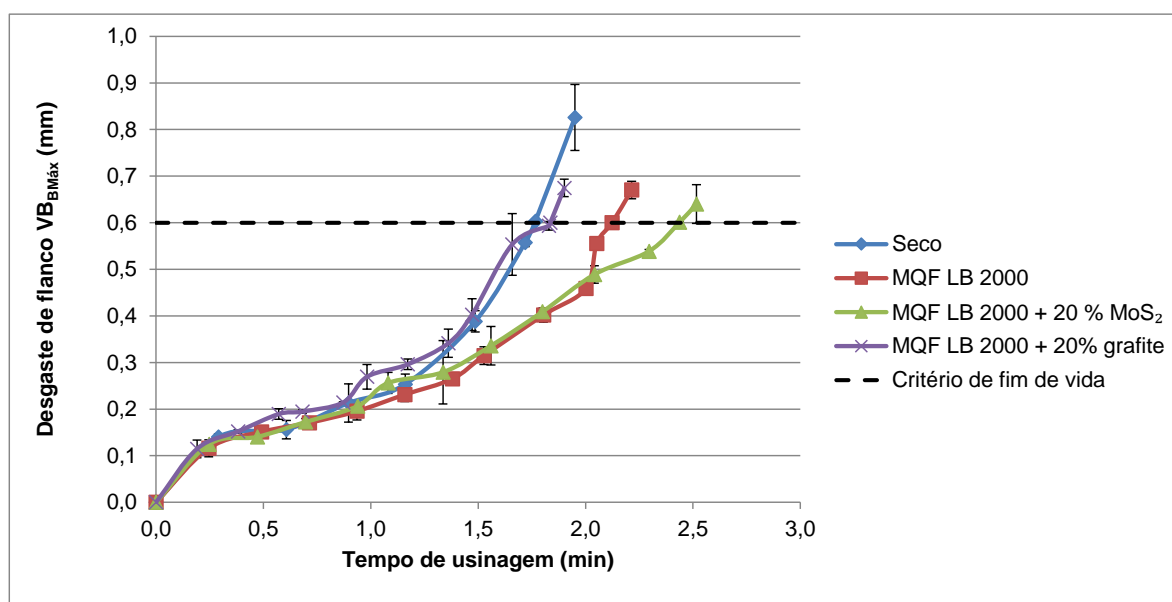


Figura 4.47 - Desgaste de flanco ($VB_{Bmáx}$) em função do tempo de usinagem com ferramentas de cerâmica SiAlON, velocidade de corte de 250 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm

O volume de material removido durante a usinagem com ferramenta cerâmica SiAlON pode ser visto na Figura 4.48. Esta é outra maneira de expressar o melhor desempenho da usinagem com aplicação de fluido pelo processo MQF. Observa-se que para as condições estudadas a adição de MoS_2 como lubrificante sólido proporcionou um aumento significativo no volume de material removido quando comparado com os demais condições de lubri-refrigeração.

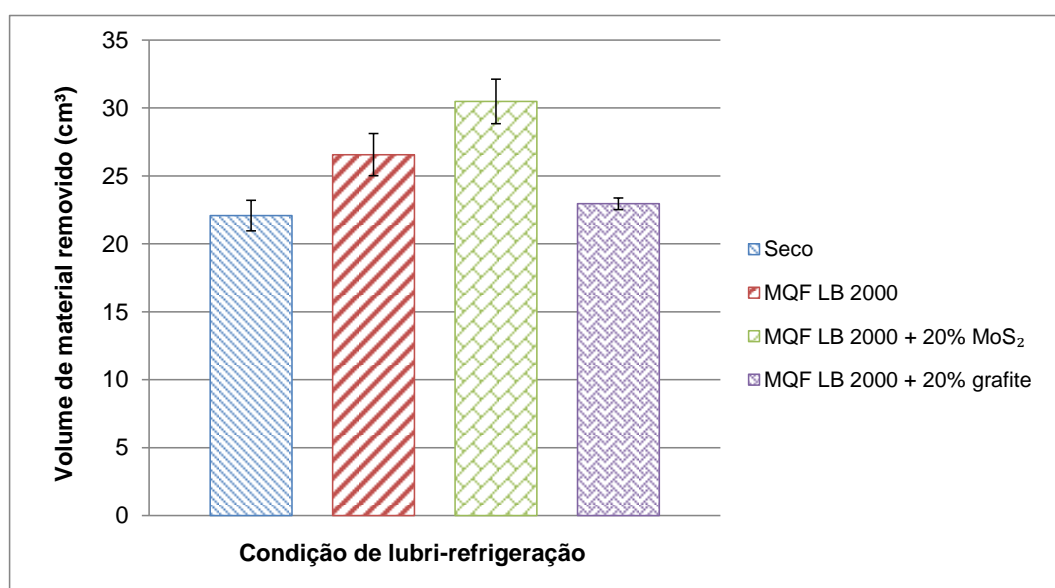


Figura 4.48 - Volume de material removido com ferramentas de cerâmica SiAlON, velocidade de corte de 250 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm

Adotando-se um nível de significância de 5%, tem-se que o valor de “p” é menor que este nível, portanto conclui-se que existe diferença significativa entre pelo menos duas das condições de lubri-refrigeração avaliadas. Isto pode ser visto no quadro de ANOVA (análise de variância) representado na Tabela 4.11.

Tabela 4.11 - Análise de variância do volume de material removido na usinagem com ferramenta cerâmica SiAlON

	SQ	Grau de liberdade	Q.M	F	p
Média	7812,505	1	7812,505	4776,972	0,000000
Condição de lubri-refrigeração	132,362	3	44,121	26,978	0,000155
Resíduos	13,084	8	1,635		

Observa-se na Figura 4.49 que a única combinação de condição de lubri-refrigeração que não apresentou diferença significativa foi (Seco x MQF LB 2000 + 20% grafite), para as demais condições existe diferença significativa. Para confirmar os resultados apresentados, os valores de “p” estão representados na Tabela 4.12, na qual se utilizou o método estatístico de comparação de 2 tratamentos com confiabilidade de 95%.

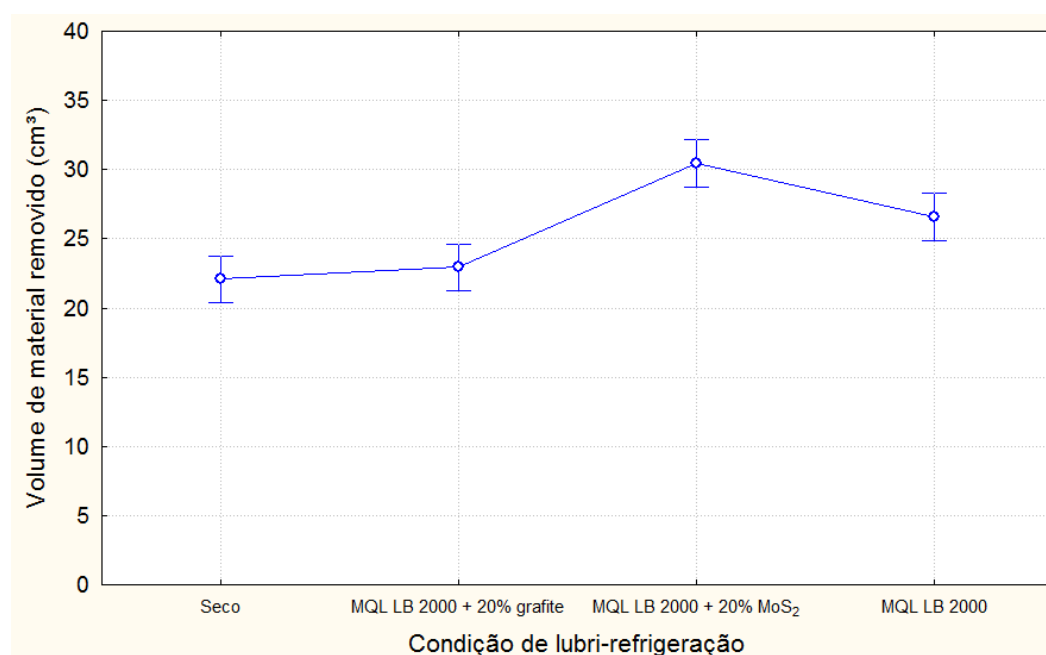


Figura 4.49 - Efeito médio das condições de lubri-refrigeração no volume de material removido na usinagem com ferramenta cerâmica SiAlON

Tabela 4.12 - Comparação de 2 tratamentos para o volume de material removido na usinagem com ferramenta cerâmica SiAlON

Condições de lubri-refrigeração		p
Seco	MQL LB 2000 + 20% grafite	0,2762
Seco	MQL LB 2000	0,0154
Seco	MQL LB 2000 + 20% MoS ₂	0,0018
MQL LB 2000 + 20% MoS ₂	MQL LB 2000	0,0396
MQL LB 2000 + 20% MoS ₂	MQL LB 2000 + 20% grafite	0,0015
MQL LB 2000 + 20% grafite	MQL LB 2000	0,0176

Na Figura 4.50 estão representados os resultados do tempo de usinagem em função do desgaste para a ferramenta de cerâmica *whiskers*. O desgaste de entalhe foi predominante para este tipo de ferramenta, por isso o critério de fim de vida adotado foi de 1,0 mm. Da mesma forma que as demais cerâmicas (mista e SiAlON), as curvas de desgaste apresentam o mesmo comportamento para todas as condições avaliadas. Observa-se que para as cerâmicas *whiskers*, o tempo de usinagem ficou entre 2,30 e 3,35 min, sendo que o menor tempo foi registrado para a condição de lubri-refrigeração com LB 2000 sem adição de

lubrificante sólido e o maior para a condição de lubri-refrigeração com adição de MoS_2 como lubrificante sólido. As cerâmicas *whiskers* apresentam uma dureza intermediária entre a SiAlON e as mistas, contudo, a sua tenacidade e condutividade térmica é maior. Estas ferramentas possuem maior resistência ao choque térmico por causa da maior condutividade térmica do carboneto de silício em relação à alumina (MACHADO et al., 2015).

A vida da ferramenta no processo de usinagem por MQF com a adição do lubrificante sólido MoS_2 ao fluido de corte teve um incremento de cerca de 12% quando comparado com a usinagem a seco e 46% quando comparado com o fluido sem adição (puro). Na comparação entre os lubrificantes sólidos adicionados ao fluido de corte, observa-se que o MoS_2 obteve um melhor desempenho que o grafite, aumentando a vida da ferramenta em torno de 22%.

Reddy et al. (2010) observaram uma melhoria significativa no desgaste da ferramenta no fresamento do aço AISI 4340, com aplicação de lubrificante sólido (grafite). Os autores atribuíram esta melhoria no desgaste da ferramenta à redução da temperatura de usinagem pelo lubrificante sólido, que ajudou reduzir o desgaste de abrasão mantendo a dureza da ferramenta e também minimizando os desgastes de adesão e difusão, que são altamente sensíveis à temperatura. Consequentemente, a força e a resistência ao desgaste de uma ferramenta de corte pode ser mantida, o que leva a uma melhoria significativa na vida da ferramenta. Entretanto, nas condições analisadas apenas o bissulfeto de molibdênio apresentou uma melhora significativa. Este mesmo comportamento foi observado para a ferramenta SiAlON .

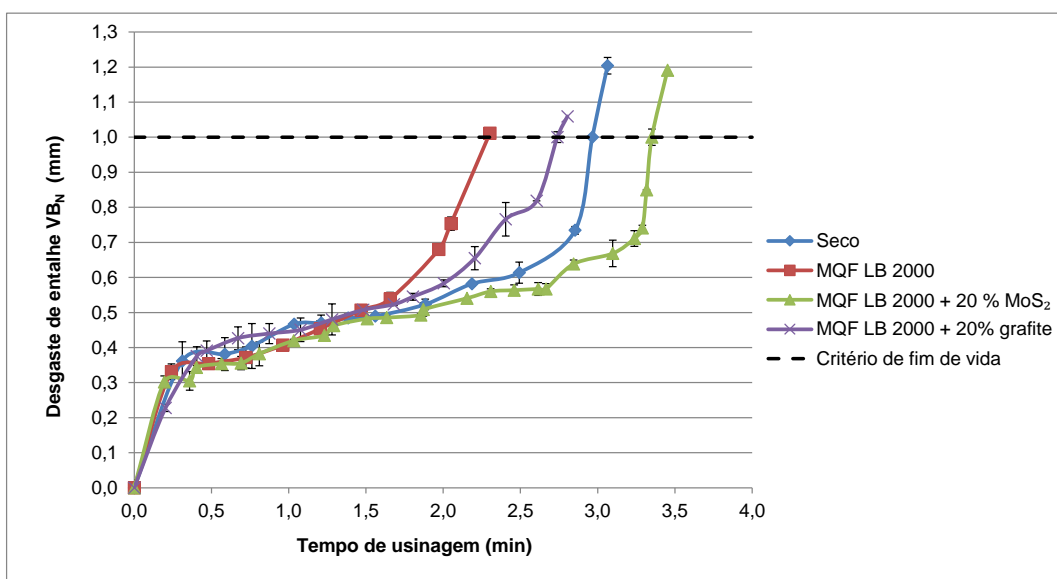


Figura 4.50 - Desgaste de entalhe (VB_N) em função do tempo de usinagem com ferramentas de cerâmica *whisker*, velocidade de corte de 250 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm

O volume de material removido durante a usinagem com ferramenta cerâmica *whisker* para um desgaste de entalhe de 1,0 mm pode ser visto na Figura 4.51. A melhor condição de usinagem em termos de volume de material removido foi observado para a condição de lubri-refrigeração em que o fluido de corte com adição de MoS₂ foi aplicado na região de corte por MQF. A adição do lubrificante sólido MoS₂ ao fluido de corte proporcionou um aumento do volume de material removido de 13, 24 e 48% quando comparado com as condições de usinagem a seco, MQF LB 2000 + 20% grafite e MQF LB 2000 respectivamente.

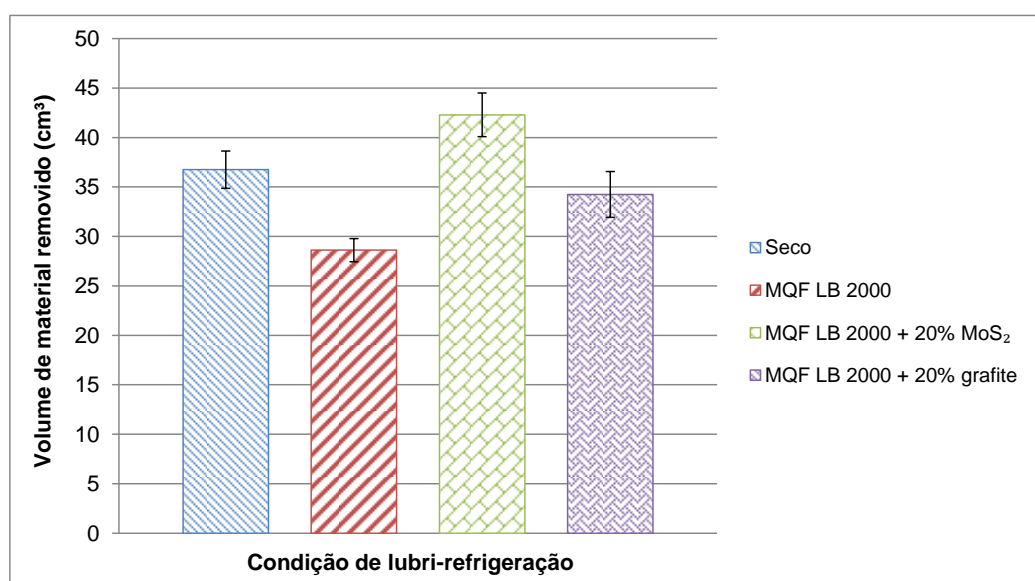


Figura 4.51 - Volume de material removido com ferramentas de cerâmica *whisker*, velocidade de corte de 250 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm

Adotando-se um nível de significância de 5%, tem-se que o valor de “p” é menor que este nível, portanto conclui-se que existe diferença significativa entre pelo menos duas das condições de lubri-refrigeração avaliadas. Isto pode ser visto no quadro de ANOVA (análise de variância) representado na Tabela 4.13.

Tabela 4.13 - Análise de variância do volume de material removido na usinagem com ferramenta cerâmica *whisker*

	SQ	Grau de liberdade	Q.M	F	p
Média	15002,32	1	15002,32	4689,230	0,000000
Condição de lubri-refrigeração	271,51	3	90,50	28,288	0,000131
Resíduos	25,59	8	3,20		

Da mesma forma que ocorreu nas cerâmicas SiAlON, pode-se observar na Figura 4.52 que a única combinação de condição de lubri-refrigeração que não apresentou diferença significativa foi (Seco x MQF LB 2000 + 20% grafite), para as demais condições existe diferença significativa. Para confirmar os resultados apresentados, os valores de “p” estão representados na Tabela 4.14, na qual se utilizou o método estatístico de comparação de 2 tratamentos com confiabilidade de 95%.

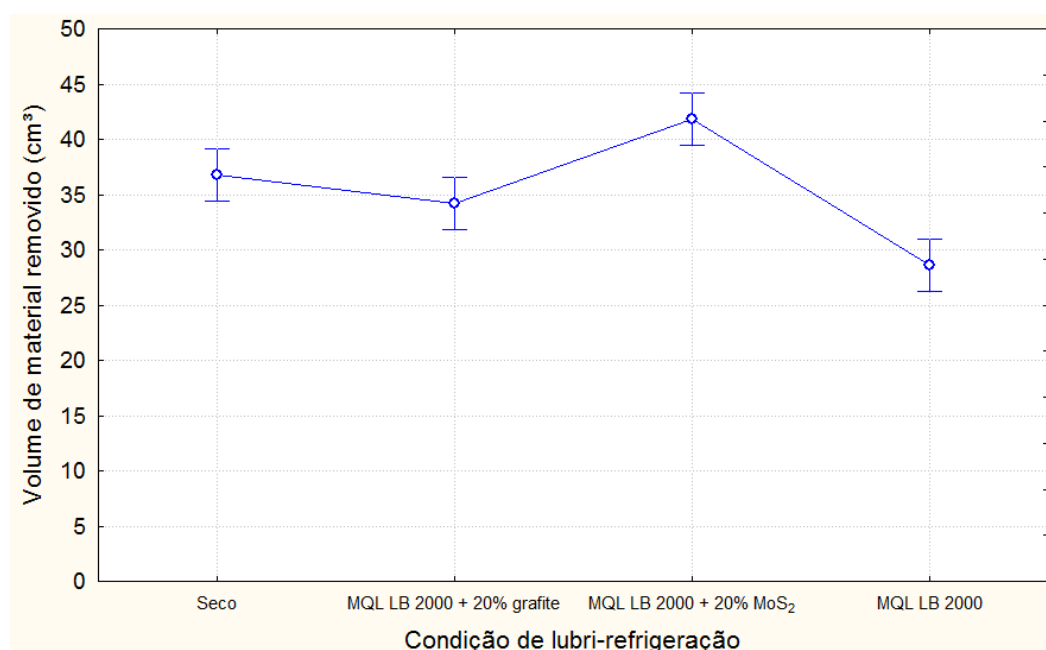


Figura 4.52 - Efeito médio das condições de lubri-refrigeração no volume de material removido na usinagem com ferramenta cerâmica *whisker*

Tabela 4.14 - Comparação de 2 tratamentos para o volume de material removido na usinagem com ferramenta cerâmica *whisker*

Condições de lubri-refrigeração		p
Seco	MQF LB 2000 + 20% grafite	0,2199
Seco	MQF LB 2000	0,0032
Seco	MQF LB 2000 + 20% MoS ₂	0,0233
MQF LB 2000 + 20% MoS ₂	MQF LB 2000	0,0003
MQF LB 2000 + 20% MoS ₂	MQF LB 2000 + 20% grafite	0,0094
MQF LB 2000 + 20% grafite	MQF LB 2000	0,0200

De um modo geral, pode-se observar nos resultados apresentados na Figura 4.53 que a ferramenta *whisker* apresentou melhor desempenho que as demais cerâmicas com relação ao volume de material removido.

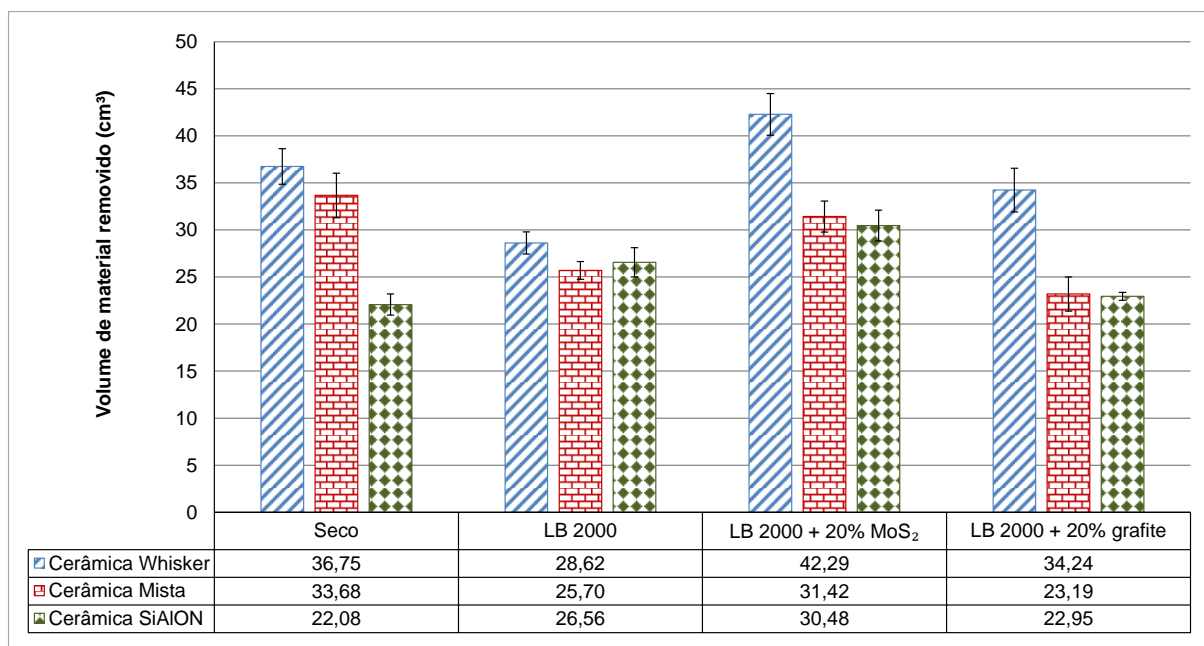


Figura 4.53 – Comparação entre as ferramentas cerâmicas com relação ao volume de material removido, velocidade de corte de 250 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm

Quando comparadas as condições de lubri-refrigeração, observa-se que a adição de MoS₂ ao fluido de corte aplicado na região de corte por MQF proporcionou os maiores volumes de material removido, exceto quando comparado com a condição de usinagem a seco com as cerâmicas mistas.

4.3.2 Desgaste das ferramenta cerâmicas

Neste tópico serão analisados os tipos de desgaste e os mecanismos envolvidos na usinagem da superliga à base de níquel (Inconel 718) para diferentes condições de lubri-refrigeração.

Os tipos de desgastes encontrados nas ferramentas mistas e *whisker* foram de entalhe (VB_N), de flanco (VB_{BMáx}) e de ponta (VB_C), sendo que o predominante foi o desgaste de entalhe. Este mesmo comportamento foi observado por Silva et al. (2004) na usinagem da superliga de níquel Waspaloy com ferramentas cerâmicas Wisker e mista.

Na usinagem com a ferramenta SiAlON o desgaste predominante foi o de flanco ($VB_{BM\acute{a}x}$), conforme mostrado na Figura 4.54. Resultados semelhantes foram encontrados por Lima (2012), na usinagem das ligas de Inconel 751 e 718 com ferramentas cerâmicas e também por Altin et al. (2007) na usinagem do Inconel 718 com ferramentas cerâmicas.

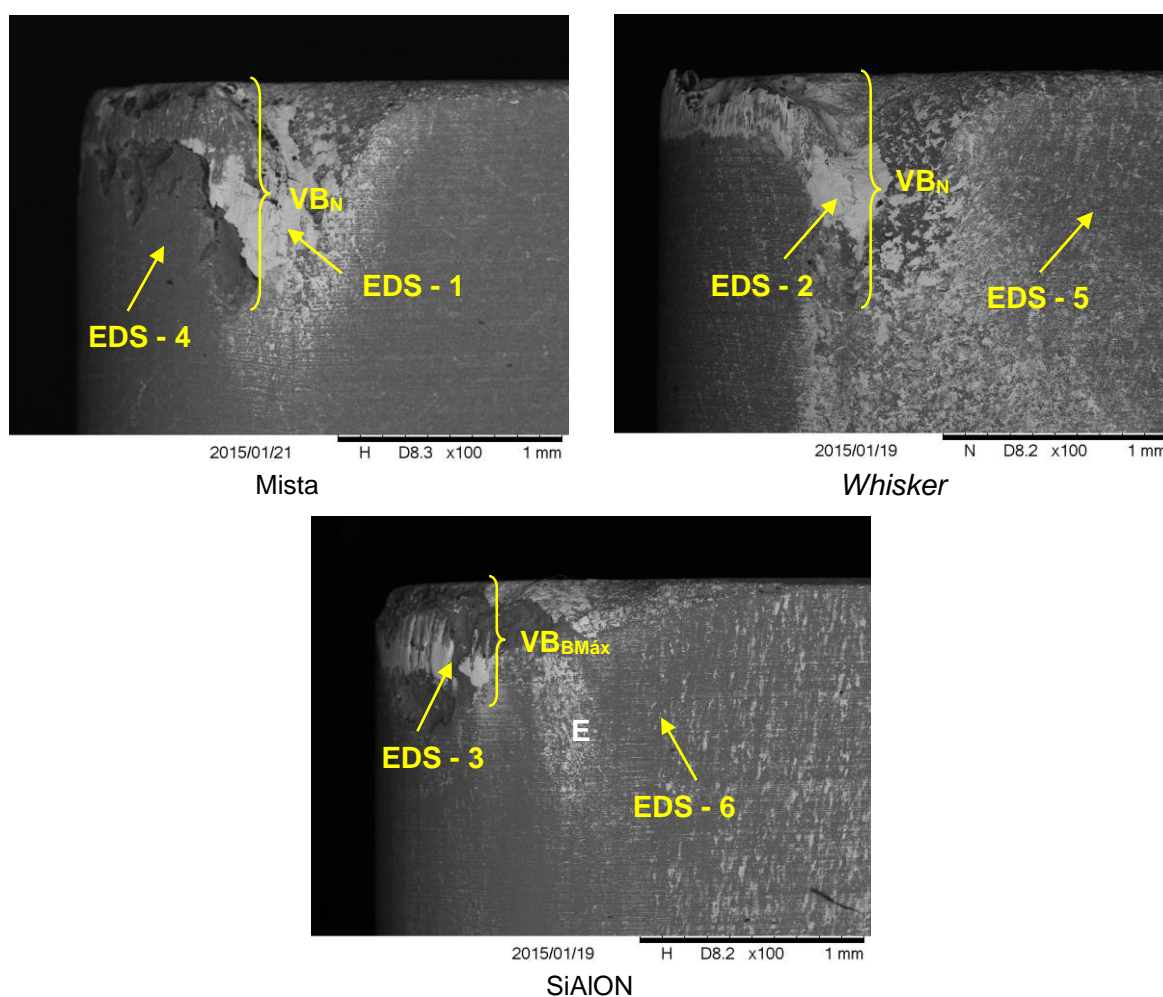


Figura 4.54 - Fotos obtidas através do MEV da superfície de folga das ferramentas cerâmicas, após a usinagem do Inconel 718 a seco, velocidade de corte 250 m/min, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte de 0,5 mm.

De acordo com Shaw (1986), as possíveis causas relacionadas ao surgimento do desgaste de entalhe estão relacionadas ao encruamento do material na superfície da peça, a presença de rebarba na aresta da superfície usinada e a fadiga do material da ferramenta provocada pela flutuação da força de corte que acompanha os movimentos laterais das arestas dos cavacos. Para Grzesik (2008) o desgaste de entalhe é característico de materiais com alta taxa de encruamento que costumam gerar altas temperaturas na ponta da

ferramenta, e o mecanismo de abrasão é o responsável pelo desgaste devido à alta dureza dos cavacos em forma de dente de serra. No entanto, Trent e Wright (2000) consideram a oxidação seguida do *attrition* os mecanismos responsáveis pela formação do desgaste de entalhe.

Para Choudhury et al. (1998) o desgaste de entalhe na altura da profundidade de corte na usinagem do Inconel com ferramentas cerâmicas, envolve o mecanismo de adesão (*attrition*). O desgaste de flanco das ferramentas de alumina reforçada com *whiskers* e SiAlON podem ser considerados como um desgaste do tipo de difusão, determinado principalmente pela reação química e dissolução com o material em peça.

O material aderido pode ser claramente observado nas fotos obtidas através do MEV das superfícies da ferramenta utilizada para usinagem do Inconel 718. Análise por meio de espectroscopia por dispersão de energia (EDS) apresenta os elementos químicos presentes na aresta de corte, conforme Tabela 4.15.

Tabela 4.15 - Composição química dos pontos indicados na Figura 4.54 obtida por EDS (% em peso)

Elementos	Ni	Fe	Cr	Nb	Mo	Ti	Al	Si	Co	C	O	N
EDS - 1,2 e 3	47,80	16,58	17,10	5,05	3,31	1,03	0,77	--	--	8,36	--	--
EDS - 4	--	--	--	--	--	9,26	17,01	0,07	--	40,42	33,24	--
EDS - 5	0,80	--	--	--	--	--	20,21	9,65	--	30,69	37,74	--
EDS - 6	--	--	--	--	--	--	6,81	20,49	--	19,85	19,97	32,02

Observa-se que no EDS – 1, 2 e 3 há uma grande concentração de níquel, nióbio, cromo, molibdênio e ferro que são os principais elementos químicos presentes no Inconel 718. Nos demais EDS, os elementos químicos encontrados indicam que se trata basicamente de material do substrato das ferramentas.

4.3.2.1 Mecanismo de desgaste das ferramentas cerâmicas

Devido à grande quantidade de material aderido sobre a superfície da ferramenta, as mesmas foram embebidas em uma solução de ácido clorídrico (HCl) por um período de aproximadamente 48 horas para remoção desse material, permitindo a observação das áreas desgastadas e análise dos mecanismos de desgaste envolvidos no processo.

Nas Figura 4.55 a Figura 4.58 estão representadas as fotografias das superfícies de folga e saída das ferramentas cerâmicas mistas para todas as condições de lubri-refrigeração avaliadas.

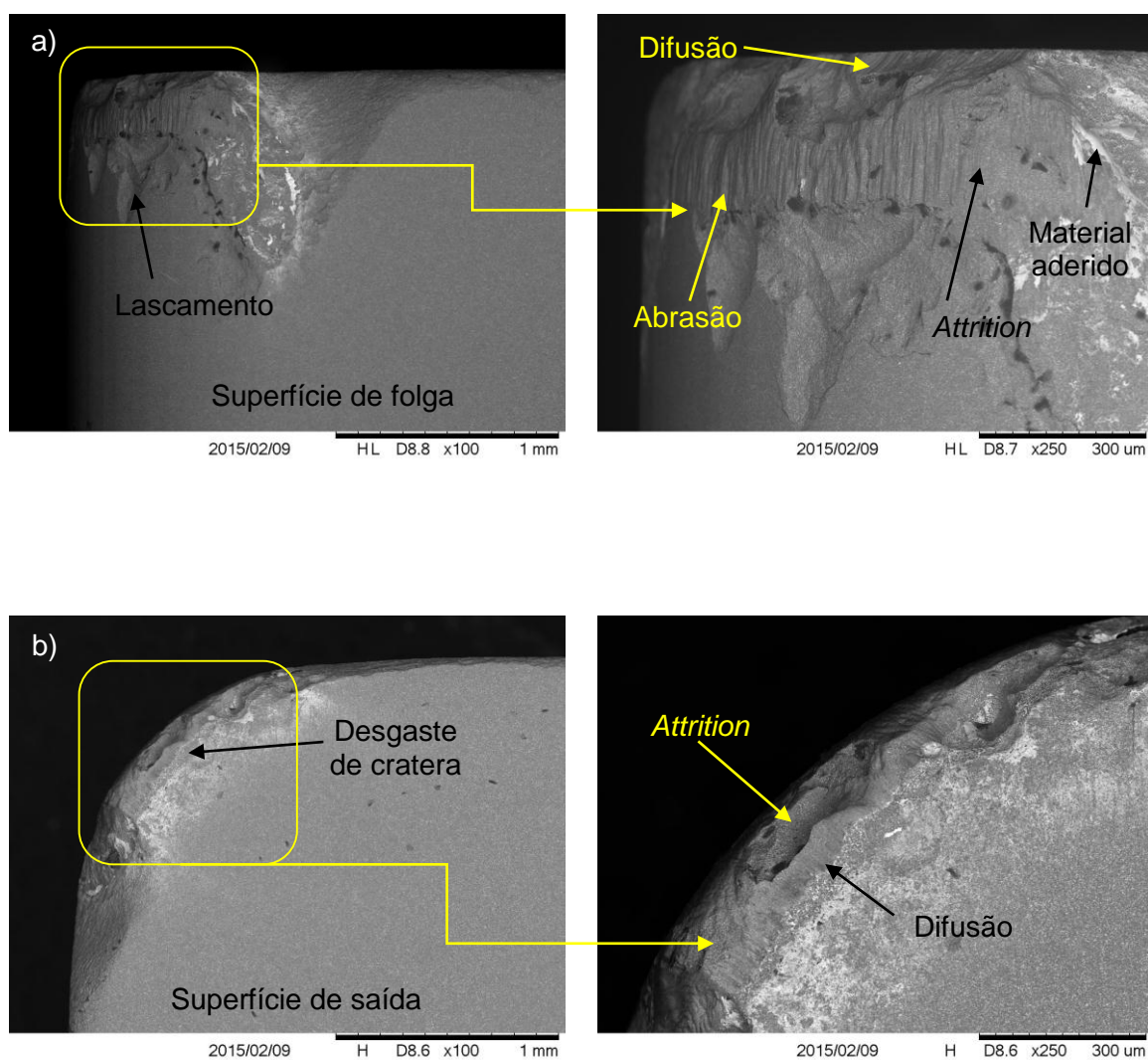


Figura 4.55 - Fotografias obtidas através do MEV das ferramentas mista após a usinagem do Inconel 718 a seco. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída

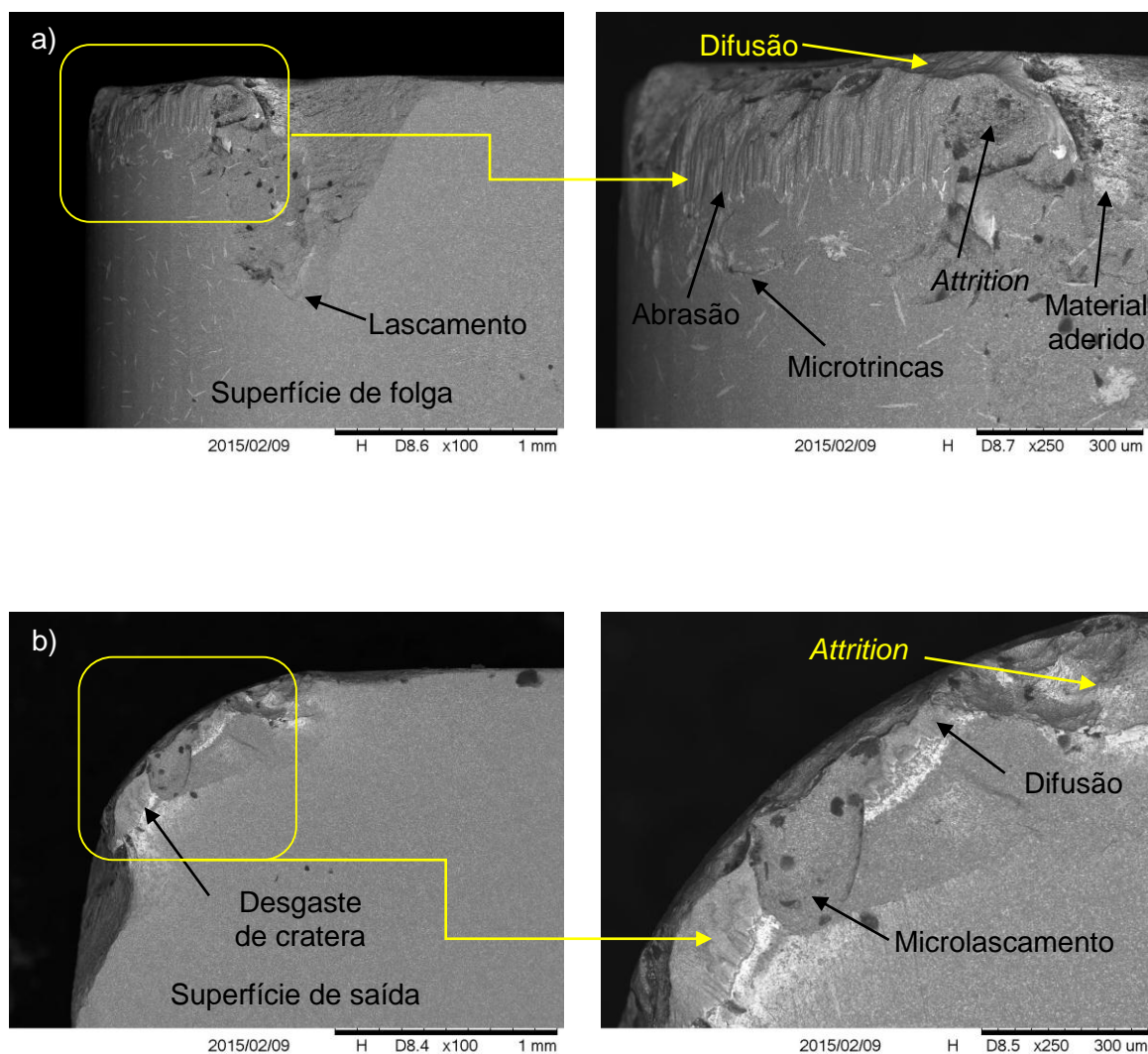


Figura 4.56 - Fotografias obtidas através do MEV das ferramentas mista após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte LB 2000 por MQF. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída

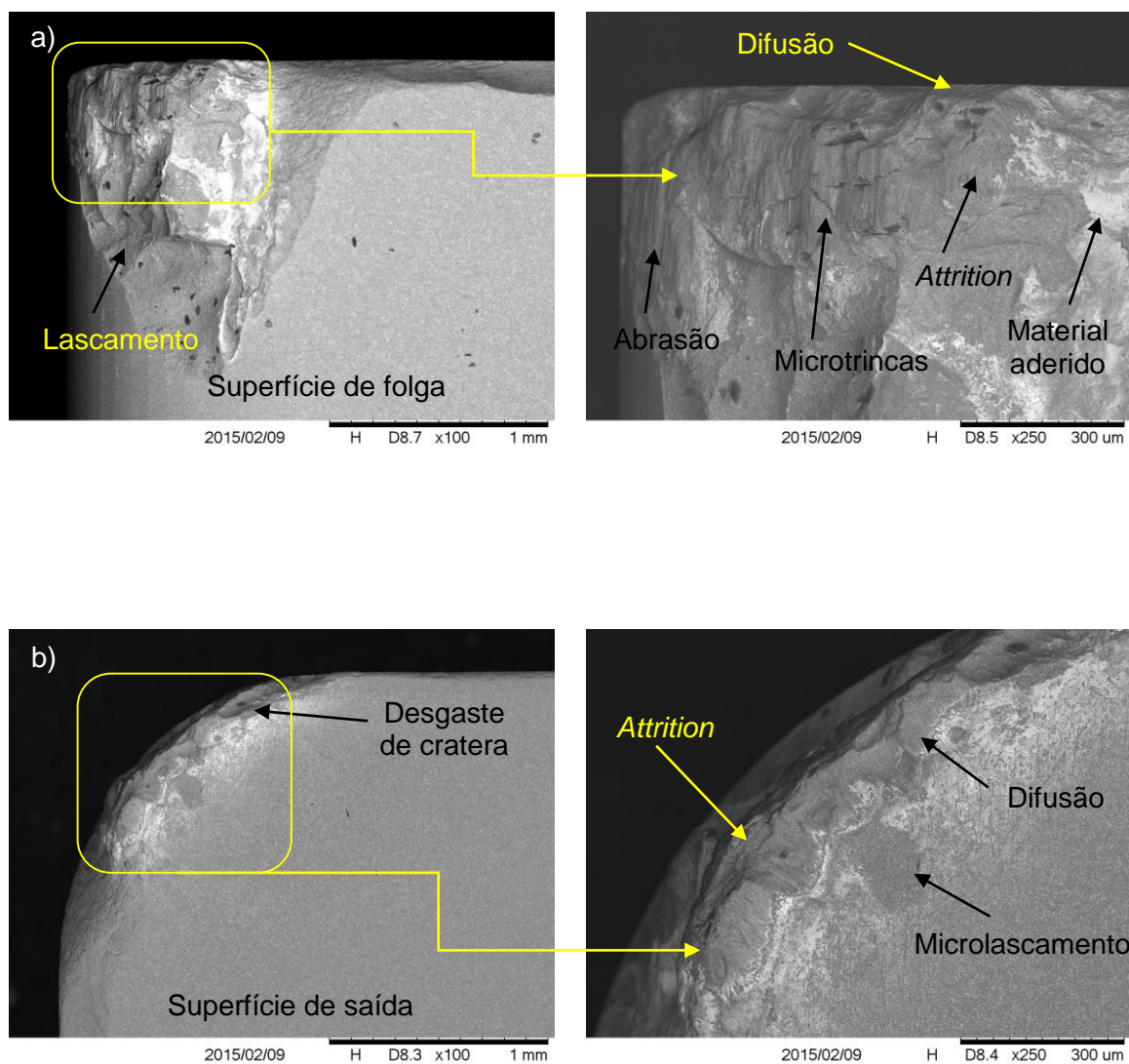


Figura 4.57 - Fotografias obtidas através do MEV das ferramentas mista após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte LB 2000 + 20% grafite por MQF. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída

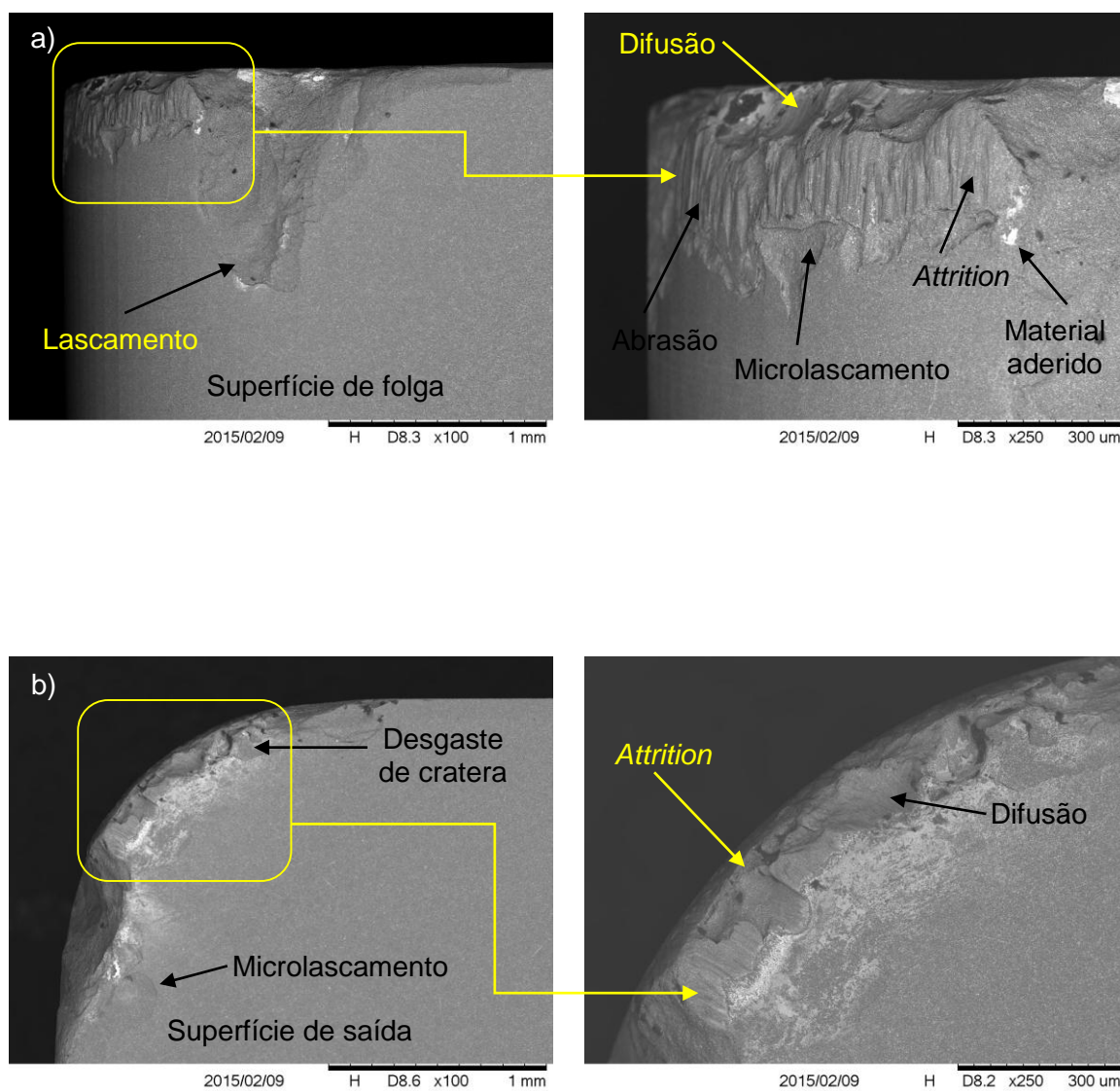


Figura 4.58 - Fotografias obtidas através do MEV das ferramentas mista após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte LB 2000 + 20% MoS₂ por MQF. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída

Nas Figura 4.59 a Figura 4.62 estão representadas as fotografias das superfícies de folga e saída das ferramentas cerâmicas SiAlON para todas as condições de lubri-refrigeração avaliadas, com velocidade de corte de 250 m/min, profundidade de corte de 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot.

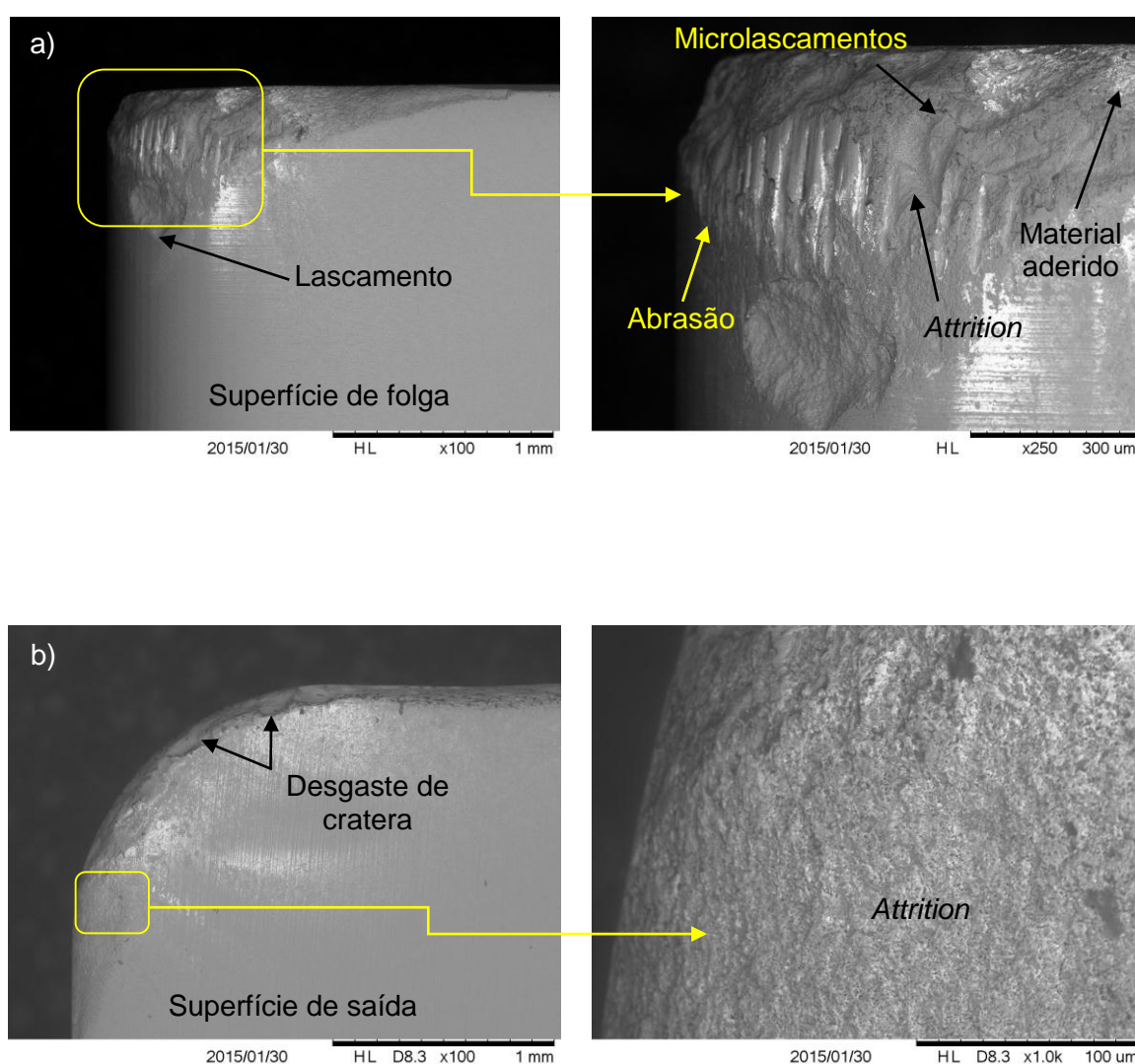


Figura 4.59 - Fotografias obtidas através do MEV das ferramentas SiAlON após a usinagem do Inconel 718 a seco. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída

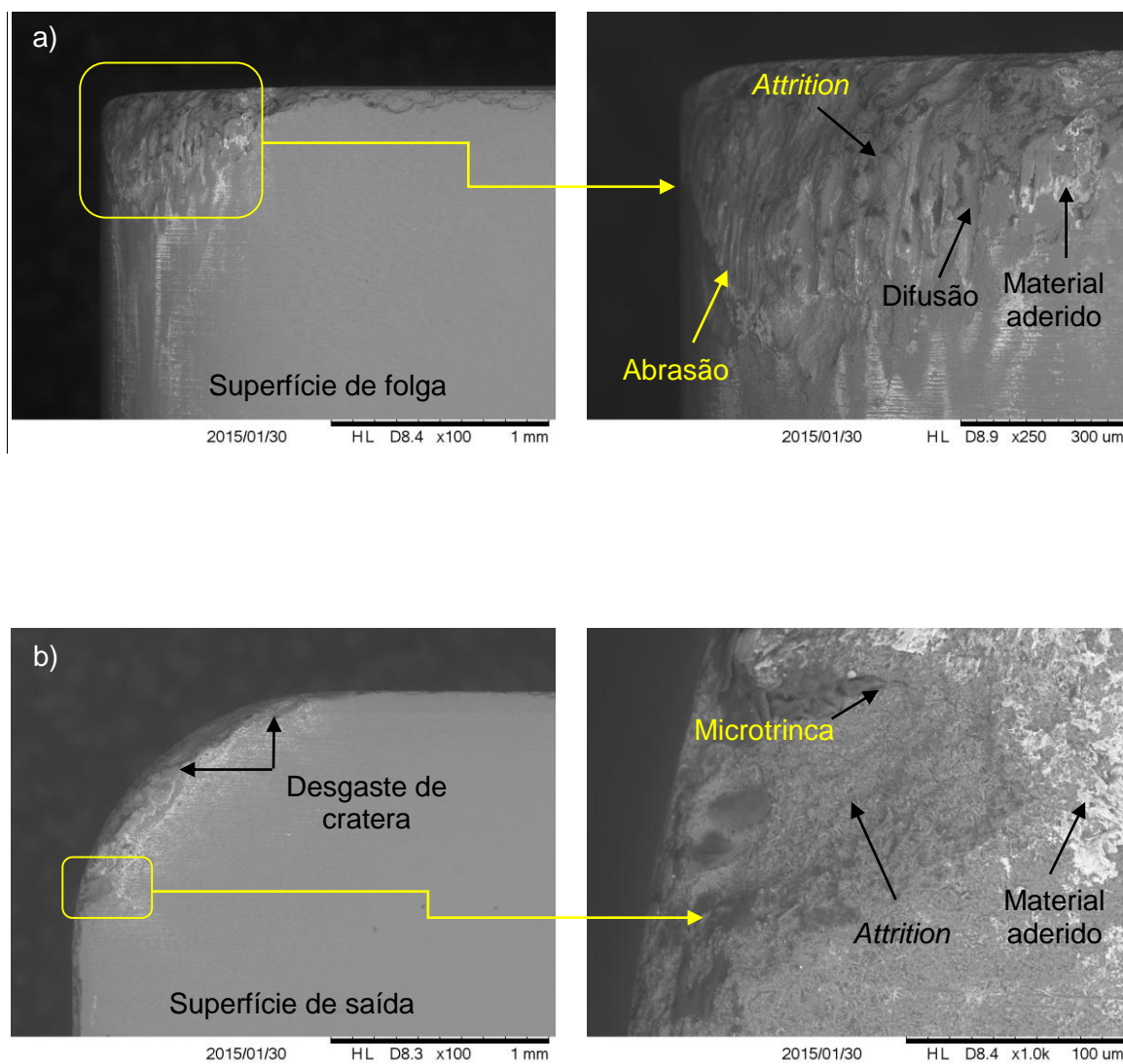


Figura 4.60 - Fotografias obtidas através do MEV das ferramentas SiAlON após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte LB 2000 por MQF. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída

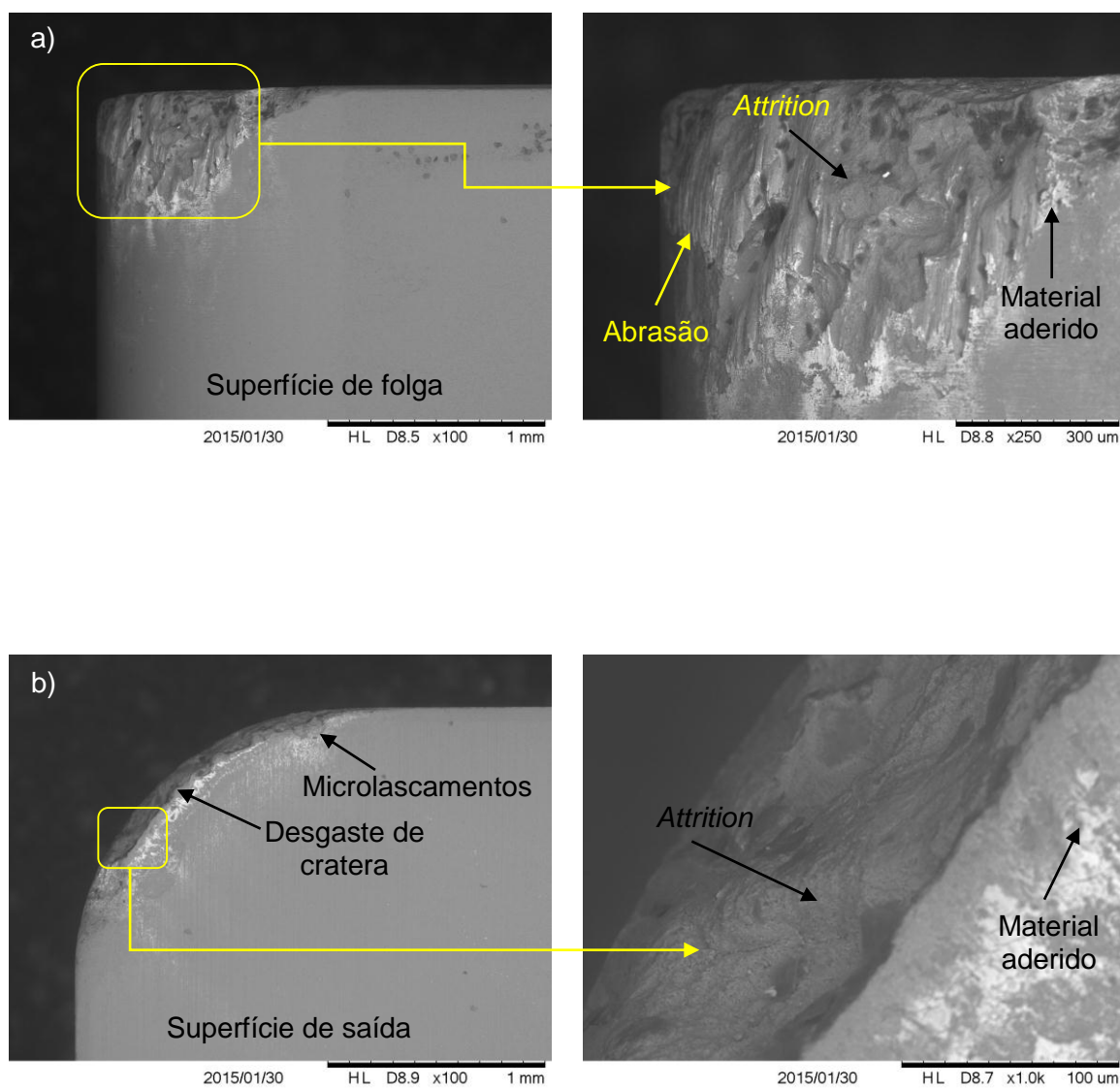


Figura 4.61 - Fotografias obtidas através do MEV das ferramentas SiAlON após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte LB 2000 + 20% grafite por MQF. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída

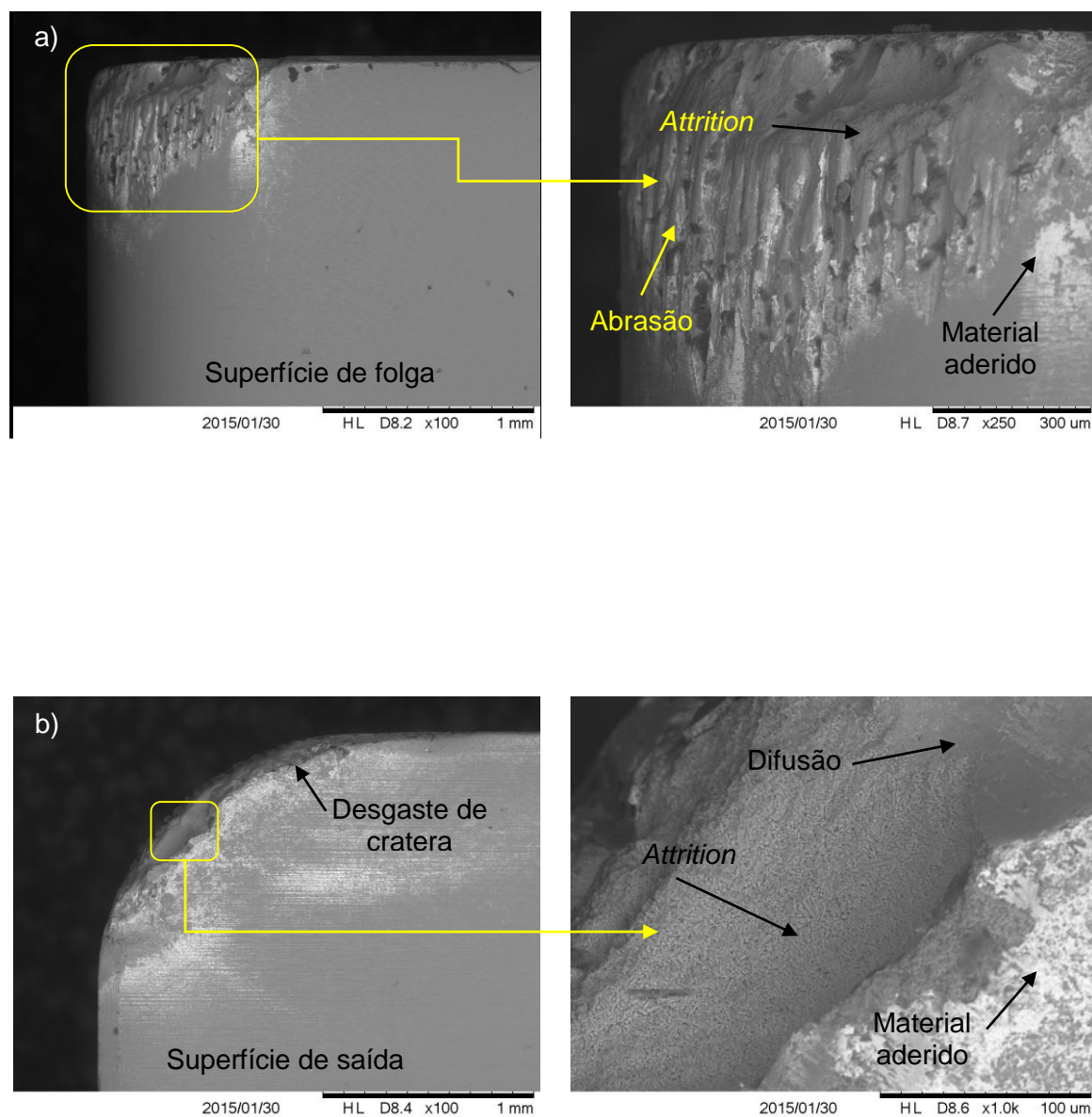


Figura 4.62- Fotografias obtidas através do MEV das ferramentas SiAlON após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte LB 2000 + 20% MoS₂ por MQF. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída

Nas Figura 4.63 a Figura 4.66 estão representadas as fotografias das superfícies de folga e saída das ferramentas cerâmicas *whisker* para todas as condições de lubri-refrigeração avaliadas, com velocidade de corte de 250 m/min, profundidade de corte de 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot.

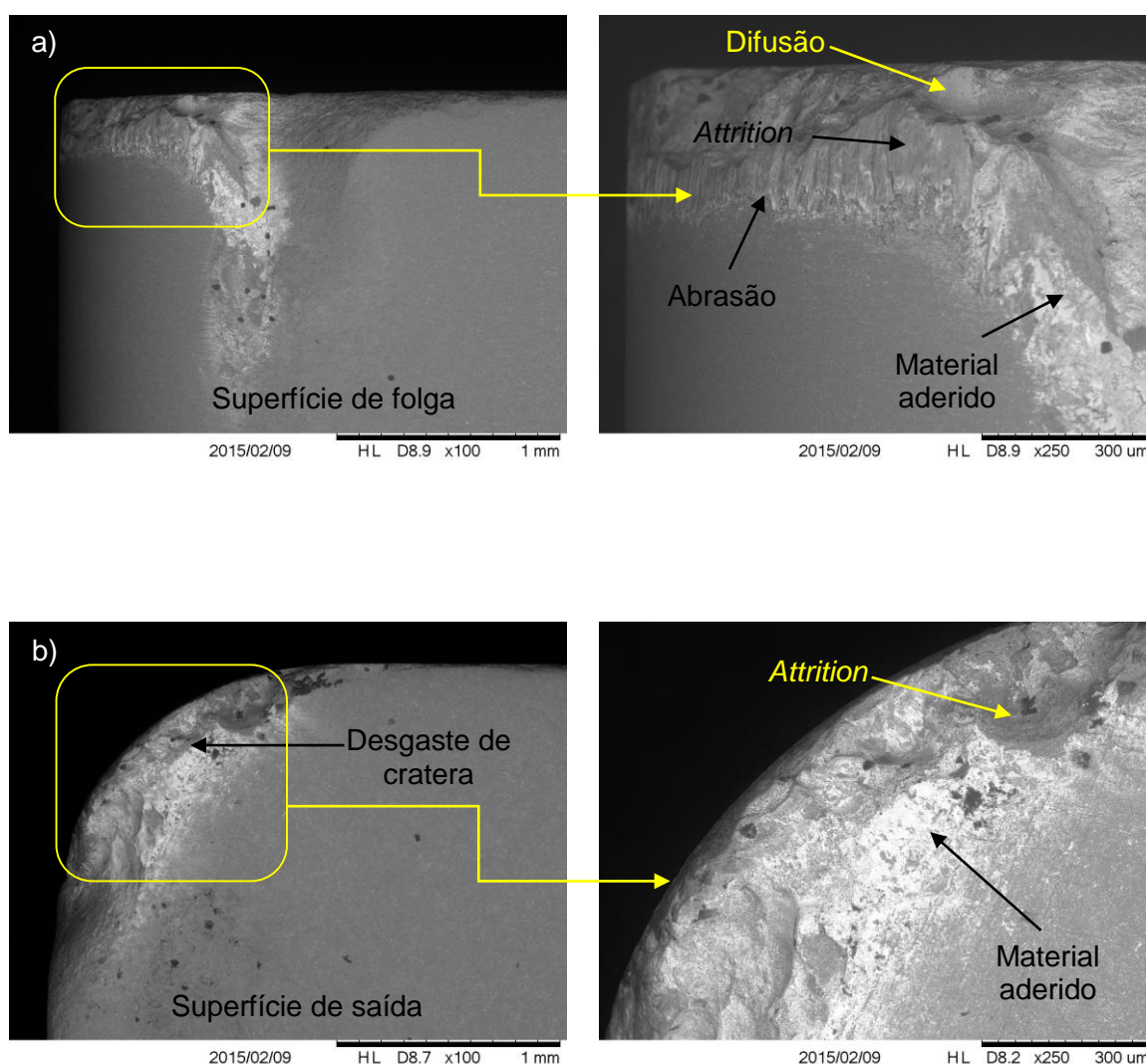


Figura 4.63 - Fotografias obtidas através do MEV das ferramentas *whisker* após a usinagem do Inconel 718 a seco. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída

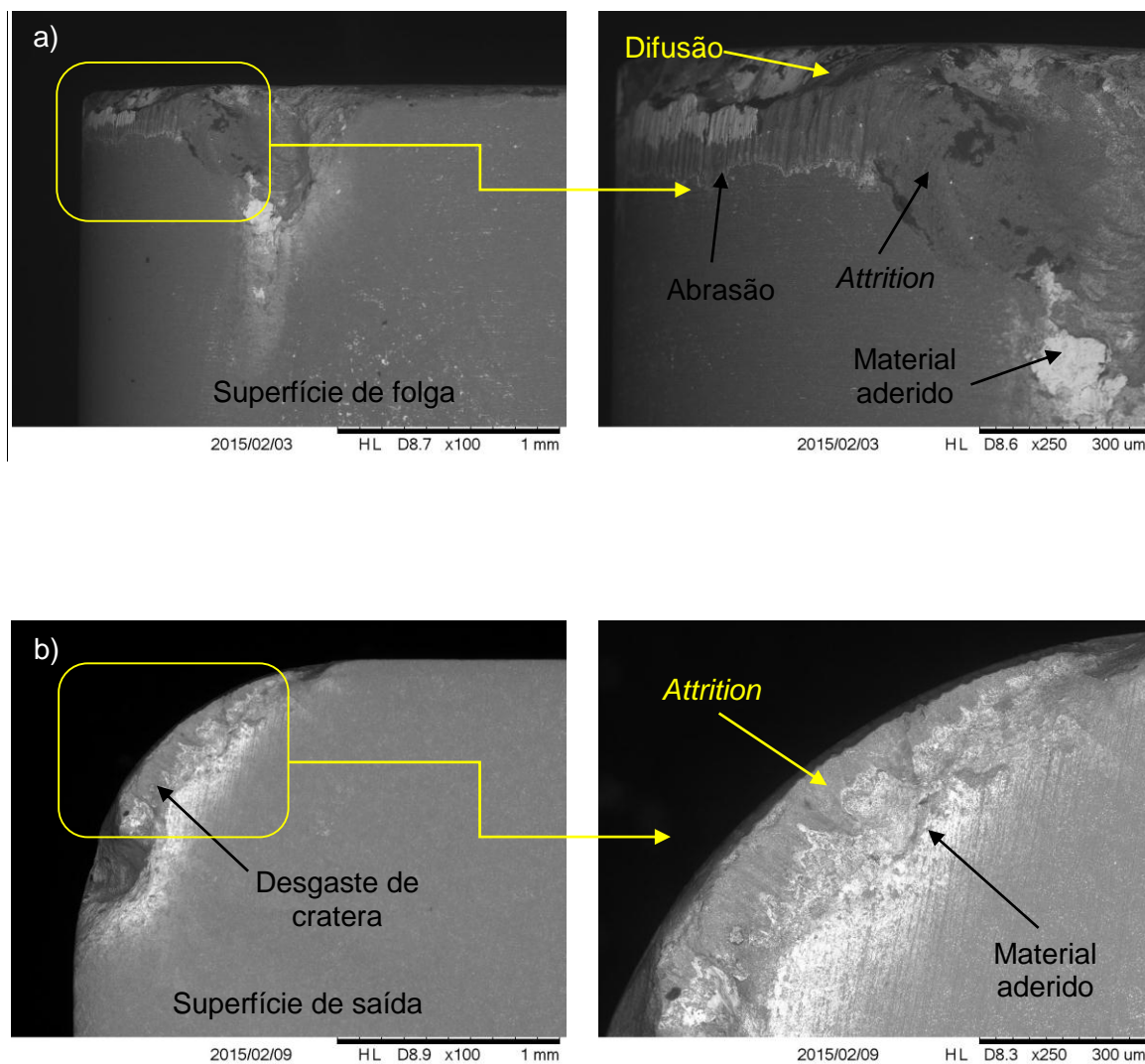


Figura 4.64 - Fotografias obtidas através do MEV das ferramentas *whisker* após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte LB 2000 por MQF. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída

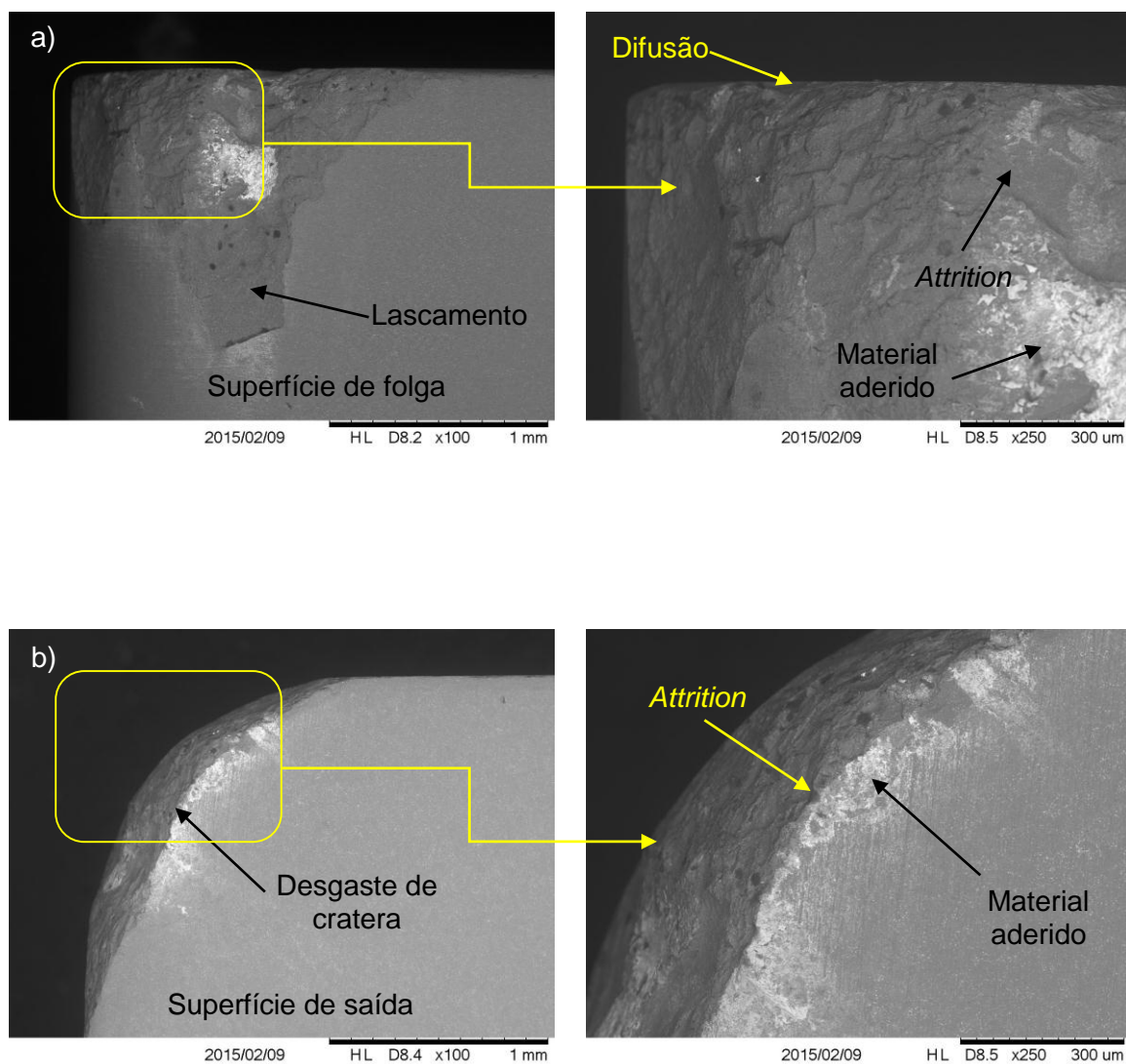


Figura 4.65 - Fotografias obtidas através do MEV das ferramentas *whisker* após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte LB 2000 + 20% grafite por MQF. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída

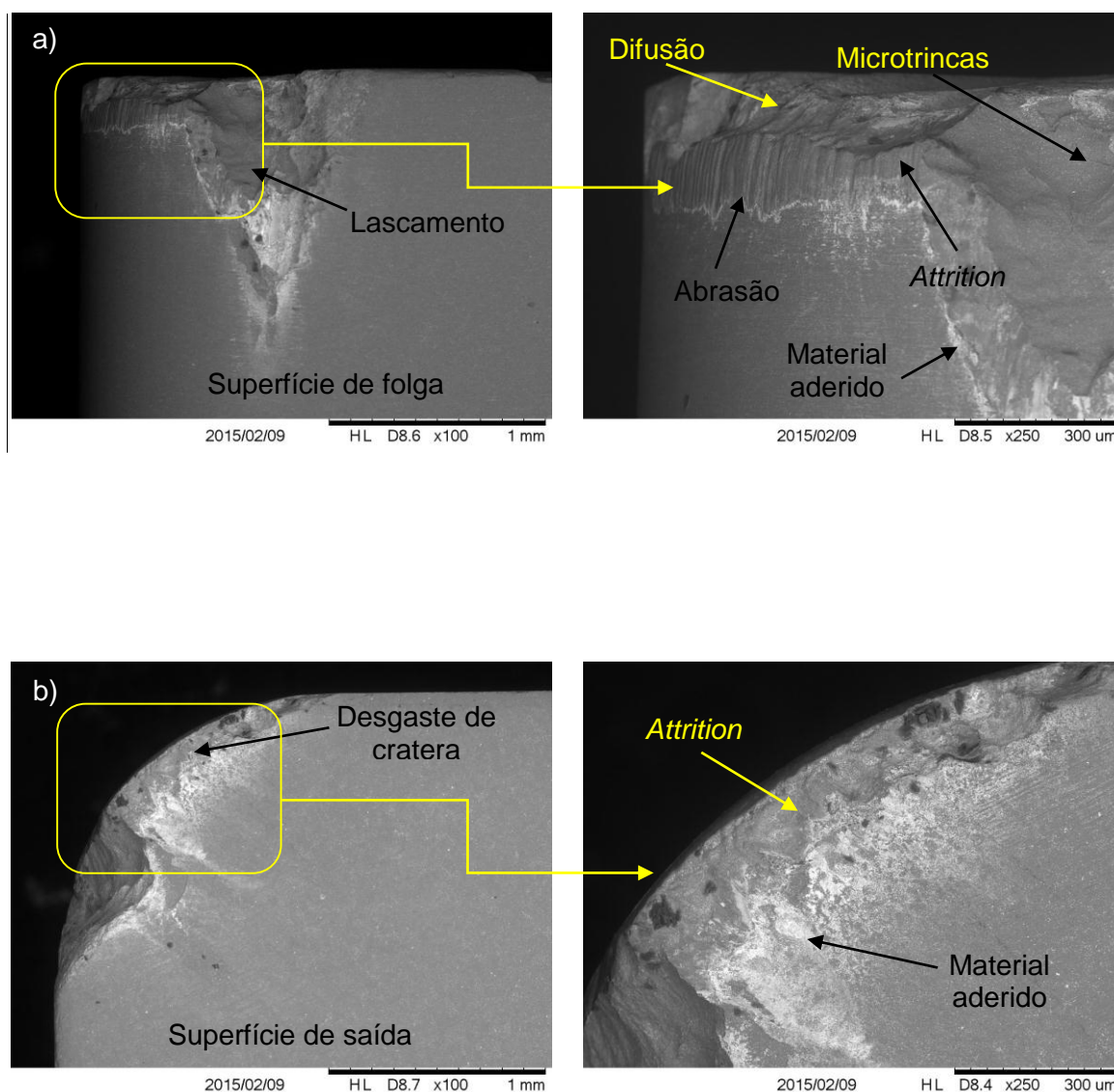


Figura 4.66 - Fotografias obtidas através do MEV das ferramentas *whisker* após a usinagem do Inconel 718 com aplicação de fluido de corte LB 2000 + 20% MoS₂ por MQF. (a) superfície de folga e (b) superfície de saída

Observa-se nas figuras que o desgaste predominante nas ferramentas SiAlON foi de flanco e nas ferramentas mista e *whisker* foi de entalhe para todas as condições de lubrificação, sendo observada também a presença de desgaste de cratera e microlascamento. A retirada do material aderido permitiu observar regiões ásperas,

características de superfícies com perda de grãos, indicativo forte para predominância do mecanismo adesivo (*attrition*) de desgaste. A grande quantidade de material aderido nas superfícies das ferramentas pode ser um indicativo deste mecanismo de desgaste, que segundo Trent e Wright (2000) está relacionado ao arrancamento de fragmentos microscópicos da superfície da ferramenta (grãos) quando o material escorrega sobre a superfície. Este mecanismo de desgaste tem sido relatado por diversos pesquisadores na usinagem das superligas à base de níquel (KHAMSEHZADEH, 1991; XUE e CHEN, 2011; KASIM et al., 2013).

É possível observar também sulcos paralelos na superfície de folga da ferramenta, na direção do fluxo de material, indicativo da presença de desgaste por abrasão. A abrasão está relacionada à remoção de material da ferramenta (microcorte, microlascamento ou microcassulamento), através da ação de partículas abrasivas, que podem ser tanto do material da peça quanto da ferramenta. Segundo Machado et al. (2015), o desgaste abrasivo pode envolver deformação plástica e fratura frágil, provocando perda ou deslocamento de material devido ao microcassulamento, microcorte ou microlascamento. Este tipo de mecanismo de desgaste foi observado por Khan, et al. (2012) no torneamento da liga de níquel Inconel 718 com ferramentas de PCBN.

O mecanismo de desgaste por difusão também foi observado. Segundo Astakhov (2006), a difusão é grande responsável pelo desgaste de cratera. Como esse mecanismo envolve a transferência de material no nível atômico, a superfície tem um aspecto liso.

De acordo com Ezugwu et al. (1999), apesar das interações dos mecanismos serem complexas, pode haver desenvolvimento simultâneo de desgaste por difusão, abrasão, adesão e outros.

O lascamento, microlascamento e microtrincas foram observados em todas as ferramentas sendo mais evidenciado nas ferramentas mistas. Isto pode ter ocorrido devido à maior dureza e menor tenacidade a fratura (K_{IC}) das ferramentas mistas (2100 HV e 4,5 MPa.m^{1/2}) quando comparado com as ferramentas *whisker* (1886 HV e 8,0 MPa.m^{1/2}) e SiAlON (1591 HV e 6,5 MPa.m^{1/2}). Os dados de dureza e coeficiente de tenacidade a fratura (K_{IC}) foram retirados de (MACHADO et al., 2015). Outro fator importante a ser observado é que a aplicação de fluido de corte pela técnica MQF proporcionou o aumento das trincas, levando ao lascamento das arestas de corte. Na condição de usinagem a seco, não foram observadas trincas em nenhuma das ferramentas avaliadas. Cerâmicas são pobres condutoras de calor e vulneráveis a trincas térmicas e a usinagem a seco é recomendada (DUDZINSKI, et al., 2004).

Entretanto, essas trincas podem também ser provocadas pelas grandes cargas mecânicas experimentadas pela ferramenta na usinagem do Inconel 718. A grande taxa de

encruamento dessa liga pode colaborar para proporcionar cargas suficientes para também promover trincas de origem mecânica. Assim, essas trincas podem ser tanto de origem térmica ou mecânica, ou da combinação desses efeitos.

Este tipo de avaria pode ocorrer inesperadamente devido a alguns fatores como uma ferramenta muito frágil, carga excessiva sobre a ferramenta, ângulo de ponta e ângulo de cunha pequeno, entupimento dos canais de expulsão dos cavacos, etc. (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006).

Com relação às condições de lubri-refrigeração não foram observadas diferenças entre os mecanismos de desgastes atuantes nas ferramentas. Estas atmosferas podem ter apenas retardado ou acelerado esses mecanismos e, conseqüentemente, o desenvolvimento dos desgastes, como indicado nas curvas de vida apresentadas anteriormente.

4.3.3 Componentes das forças de usinagem variando a velocidade de corte para todas as condições de corte avaliadas.

As componentes da força de usinagem foram adquiridas de acordo com os critérios definidos na Tabela 3.8. Os dados obtidos foram tratados tomando o cuidado de eliminar os valores do período de usinagem em vazio. Para evitar a influência do desgaste da ferramenta de corte no processo de aquisição dos dados das componentes da força de usinagem, foi utilizada uma aresta nova para cada condição de lubri-refrigeração avaliada.

Para melhor visualização e interpretação dos resultados, cada componente da força de usinagem será analisada separadamente. Os resultados dos ensaios de força de corte em função da velocidade de corte estão representados no gráfico das Figura 4.67. Observa-se destas figuras que as curvas apresentam um comportamento similar entre si, ou seja, o aumento da velocidade de corte proporciona uma ligeira redução dos valores das forças. Este comportamento está de acordo com os resultados encontrados na literatura, e, isto se deve principalmente ou aumento da temperatura de usinagem que promove uma redução da resistência mecânica do material facilitando o seu cisalhamento. Entretanto, se comparado com outros materiais esta redução não é tão acentuada, pois uma das principais características das superligas à base de níquel é manter as suas propriedades mecânicas a altas temperaturas. Este mesmo comportamento foi observado por Ezugwu et al. (2005) na usinagem do Inconel 718 com ferramentas cerâmicas com aplicação de fluido de forma convencional e alta pressão. Sharman et al. (2006) também observaram este mesmo comportamento na usinagem do Inconel 718 com ferramentas de metal duro.

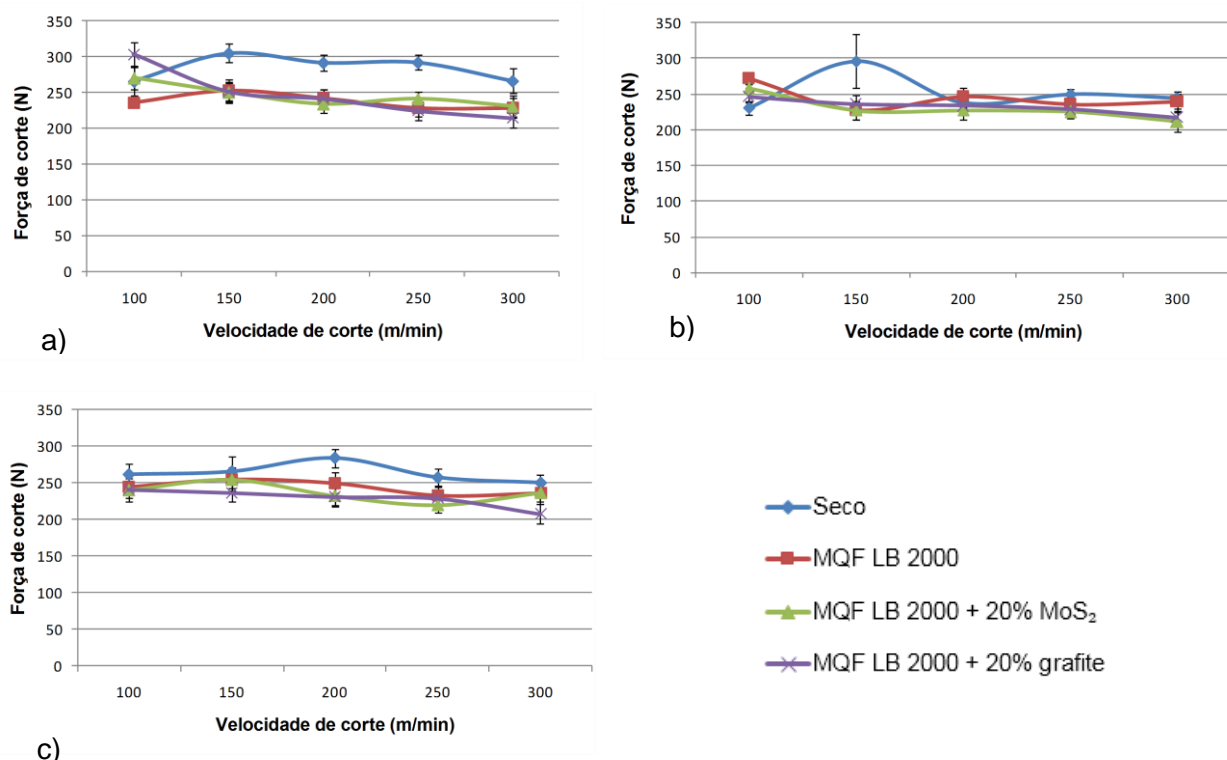


Figura 4.67 - Força de corte variando a velocidade de corte na usinagem do Inconel 718 com ferramentas cerâmicas, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm, a) mista, b) SiAlON, c) *whisker*

Ao comparar a condição de usinagem a seco e MQF, pode-se notar que as forças de corte são maiores para a condição de usinagem a seco nas ferramentas mistas e *whiskers*. No entanto, para a cerâmica SiAlON o aumento da força de corte não foi muito significativo para a condição de usinagem a seco. Estes resultados demonstram que o fluido de corte agiu na interface cavaco/ferramenta reduzindo o atrito e facilitando o escoamento do material sobre a superfície de saída da ferramenta.

Ao contrário do processo de usinagem convencional (jorro), em que o resfriamento ocorre não só apenas na superfície da ferramenta mas em toda a região de corte, no processo de usinagem com MQF, o fluido de corte é direcionado diretamente para as superfícies da ferramenta, e desta forma, não ocorre o resfriamento eficiente da superfície da peça que está sendo usinada, além disso, o ar não é um bom condutor de calor assim como a água. Isto faz com que os benefícios da usinagem a seco permaneçam, ou seja, o aumento da temperatura diminui a resistência ao cisalhamento do material, mas, por outro lado o fluido aplicado reduz o atrito na interface cavaco/ferramenta favorecendo o seu escoamento sobre a superfície de saída da ferramenta reduzindo as forças de usinagem.

Observa-se que a adição de lubrificantes sólidos ao fluido de corte não apresentou melhorias significativas com relação às forças de corte se comparado com o fluido de corte puro.

Os resultados das forças de avanço em função da velocidade de corte estão representados nos gráficos da Figura 4.68. As curvas apresentam o mesmo comportamento para todas as ferramentas e condições de lubri-refrigeração utilizadas. Não foram observadas reduções significativas nos valores da força de avanço com o aumento da velocidade de corte. Observa-se que entre as três ferramentas utilizadas a ferramenta cerâmica SiAlON apresentou maiores valores das forças de avanço.

Comparando a condição de usinagem a seco com MQF, nota-se que para todas as ferramentas a condição de usinagem a seco apresentou maiores valores da força de avanço, sendo menos expressivo para a ferramenta *whisker*. Os resultados demonstram que o fluido aplicado por MQF na região de corte favorece o processo reduzindo o atrito na interface ferramenta peça. Entre as condições de usinagem com MQF, a adição de lubrificante sólido ao fluido de corte não resultou em melhorias significativas ao processo de usinagem.

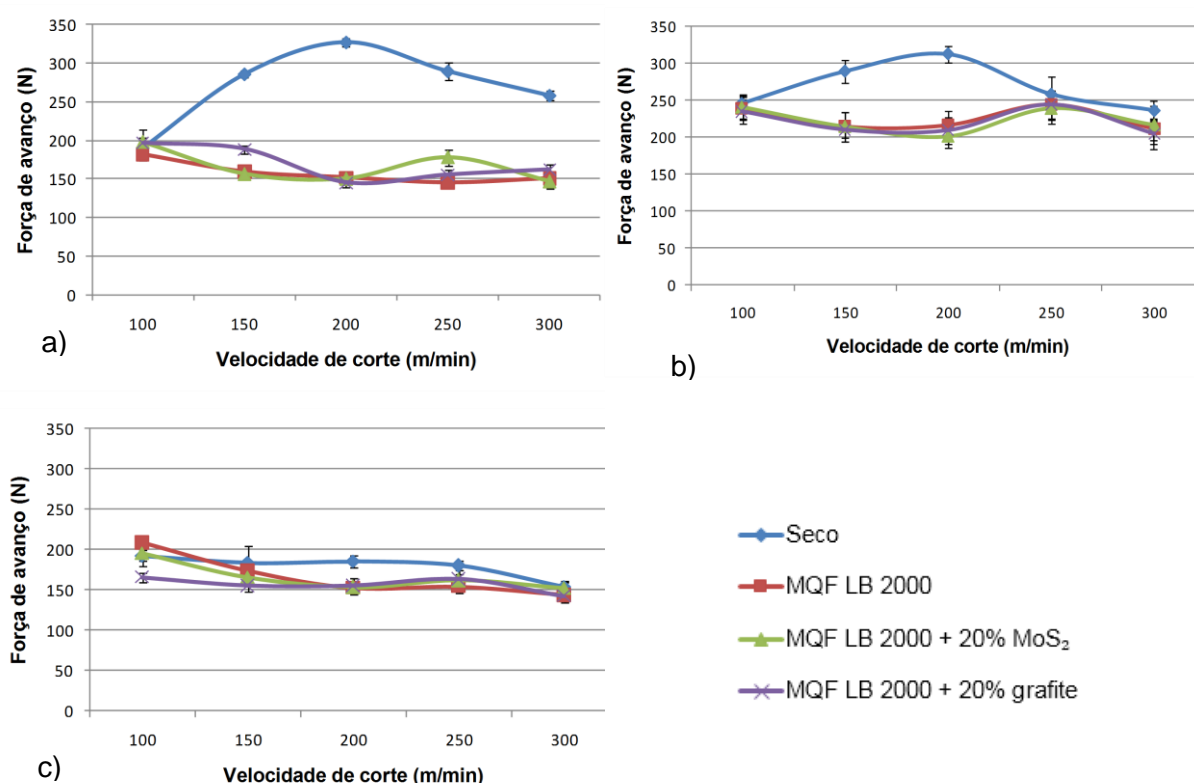


Figura 4.68 - Força de avanço variando a velocidade de corte na usinagem do Inconel 718 com ferramentas cerâmicas, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm, a) mista, b) SiAlON, c) *whisker*

Na Figura 4.69 são apresentados os resultados das forças passiva em função da velocidade de corte. Semelhante ao que aconteceu com as forças de corte e avanço as curvas da força passiva apresentam o mesmo comportamento. Não foram observadas diferenças significativas nos valores da força passiva com a adição de lubrificante sólido ao fluido de corte. Comparando a condição de usinagem a seco com MQF, observa-se que para todas as ferramentas a condição de usinagem a seco apresentou maiores valores da força passiva, sendo menos expressivo para a ferramenta *whisker*. Seguindo a mesma tendência da força de avanço.

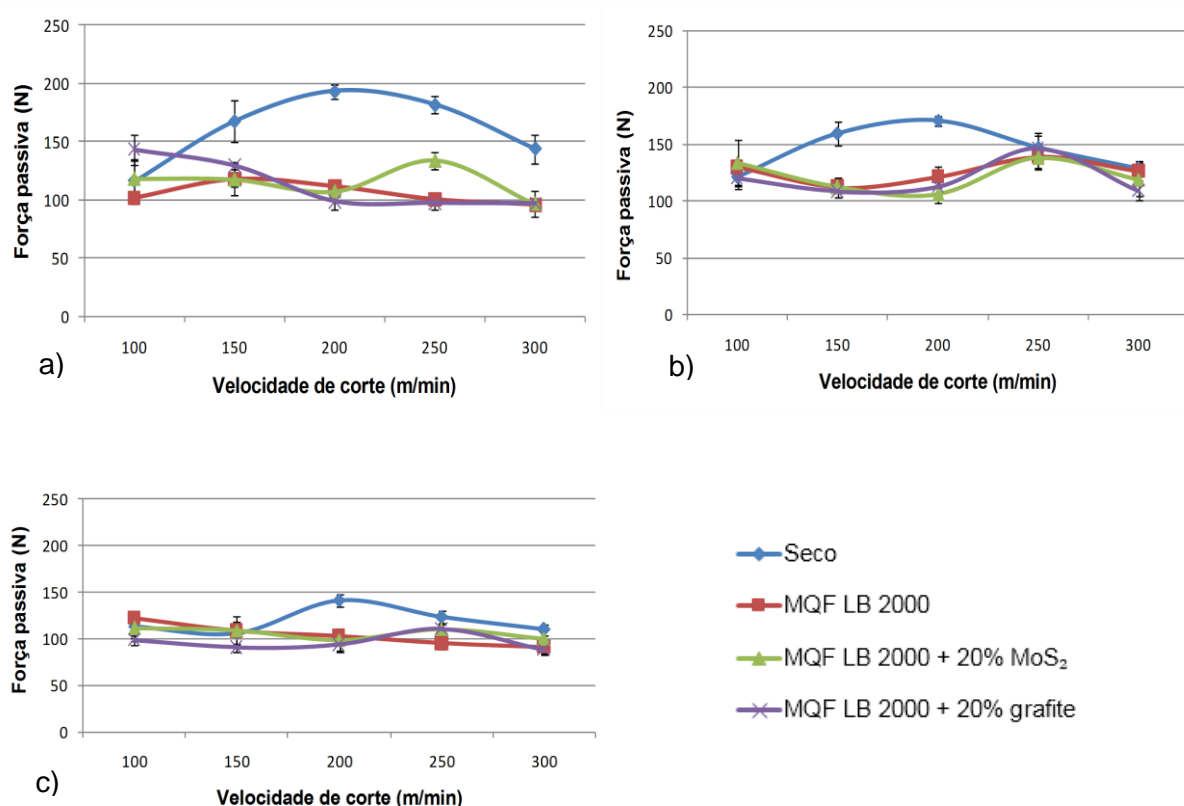


Figura 4.69 - Força passiva variando a velocidade de corte na usinagem do Inconel 718 com ferramentas cerâmicas, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm, a) mista, b) SiAlON, c) *whisker*

4.3.4 Componentes das forças de usinagem variando o avanço para todas as condições de lubri-refrigeração avaliadas.

As componentes da força de usinagem variando o avanço foram adquiridas de acordo com os critérios definidos na Tabela 3.7. Para evitar a influência do desgaste da ferramenta de corte no processo de aquisição dos dados das componentes da força de usinagem, foi utilizada uma aresta nova para cada condição de lubri-refrigeração avaliada.

Os resultados da força de corte em função da variação do avanço estão representados nos gráficos da Figura 4.70. Foram mantidas constantes a velocidade de corte em 250 m/min e profundidade de corte em 0,5 mm. Os resultados demonstram coerência com a literatura, ou seja, quanto maior o avanço maior a força de corte. Segundo Ferraresi (2006), isto se deve ao aumento da área da seção de corte.

Observa-se que para todas as condições de lubri-refrigeração o comportamento das curvas é o mesmo. Os valores das forças ficaram entre 100 e 500 N para as três ferramentas utilizadas. A adição de lubrificante sólido ao fluido de corte não proporcionou redução da força de corte nas condições avaliadas.

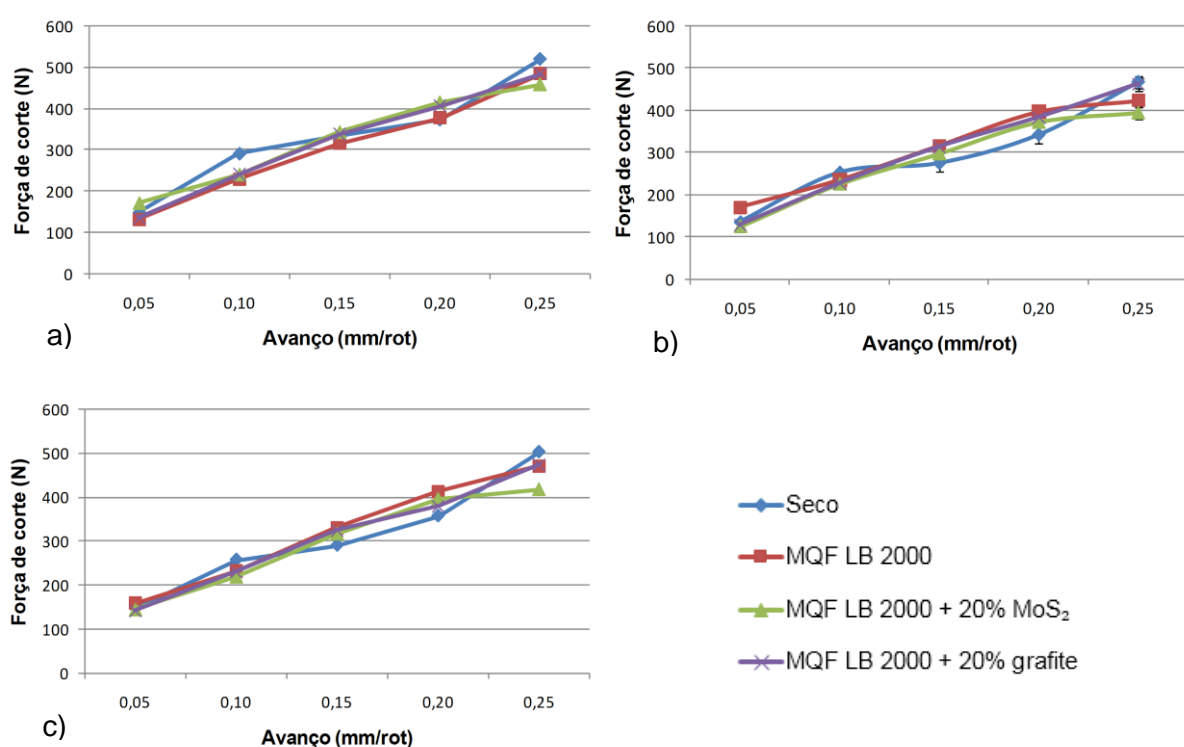


Figura 4.70 - Força de corte variando o avanço na usinagem do Inconel 718 com ferramentas cerâmicas, velocidade de corte 250 m/min e profundidade de corte 0,5 mm, a) mista, b) SiAlON, c) *whisker*

Os gráficos da Figura 4.71 ilustram os resultados das forças de avanço em função da variação do avanço. Não foram observadas diferenças significativas entre as condições de lubri-refrigeração avaliadas, seguindo o mesmo comportamento da força de corte.

Os maiores valores de força de avanço foram encontrados para as ferramentas SiAlON, seguida das ferramentas mista e *whisker* respectivamente.

A adição de lubrificante sólido ao fluido de corte não proporcionou melhoras significativas ao processo de usinagem.

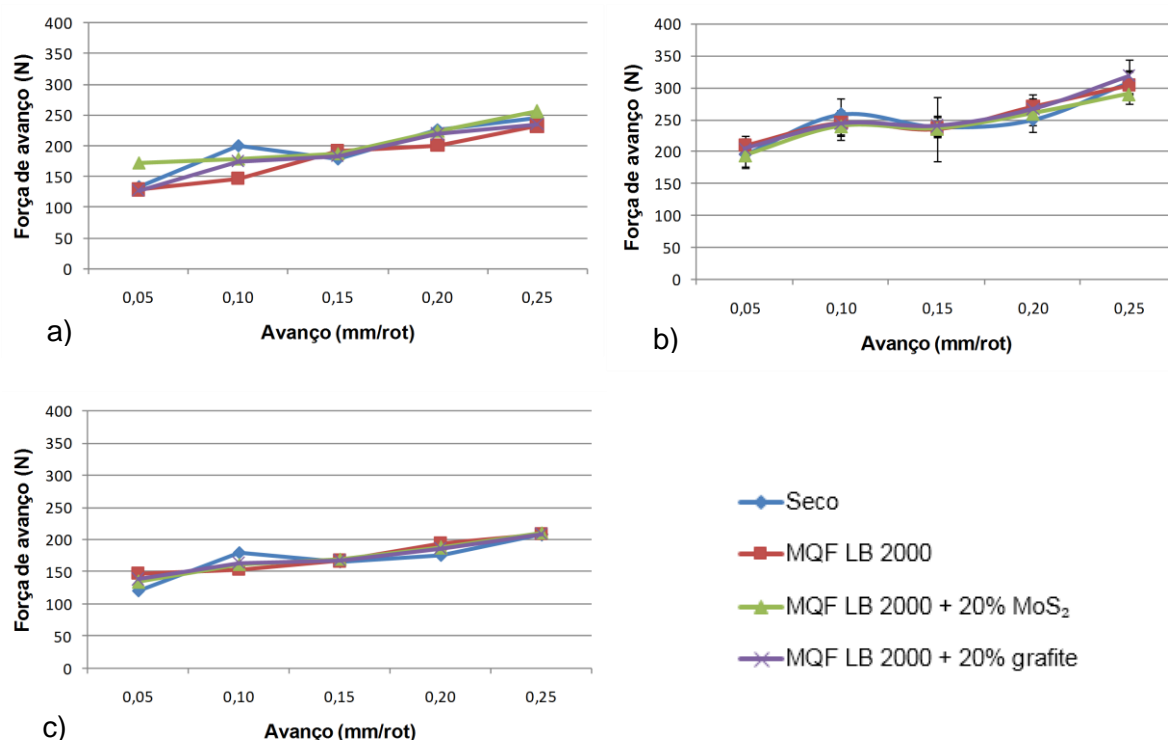


Figura 4.71 - Força de avanço variando o avanço na usinagem do Inconel 718 com ferramentas cerâmicas, velocidade de corte 250 m/min e profundidade de corte 0,5 mm, a) mista, b) SiAlON, c) *whisker*

As forças passivas em função da variação do avanço estão representadas nos gráficos da Figura 4.72. As forças passivas seguiram o mesmo comportamento das forças de corte e de avanço, ou seja, quanto maior o avanço maior a força. Entretanto, pode-se observar que as forças de avanço e passivas não aumentam na mesma escala que a força de corte (CORRÊA, 2014). Este comportamento foi observado por Ávila et al. (2004), na usinagem do aço inoxidável austenítico, segundo os autores isto é esperado para materiais com grande capacidade de encruamento (materiais encruáveis), pois quando se utiliza valores de avanço maiores a aresta de corte irá penetrar em uma região menos encruada, resultando em menores valores da força.

Da mesma forma que aconteceu com os valores da força de avanço, os maiores valores das forças passivas foram encontrados para as ferramentas SiAlON, seguida das ferramentas mista e *whisker* respectivamente.

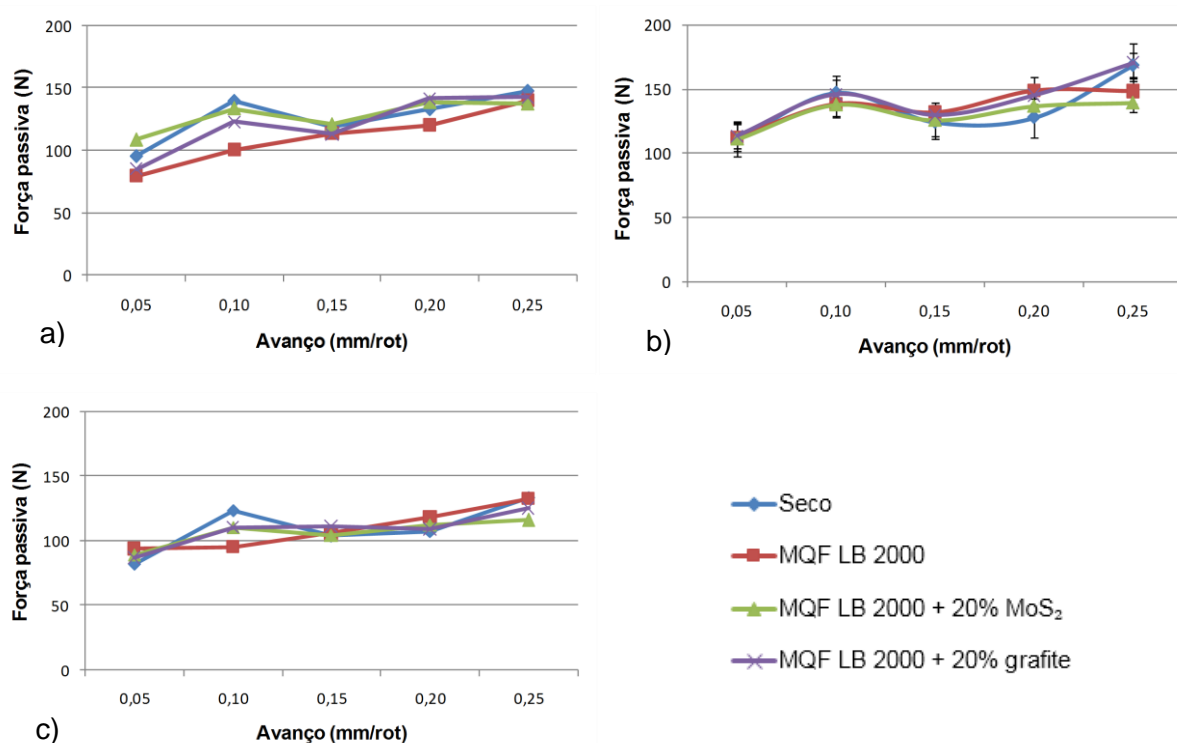


Figura 4.72 - Força passiva variando o avanço na usinagem do Inconel 718 com ferramentas cerâmicas, velocidade de corte 250 m/min e profundidade de corte 0,5 mm, a) mista, b) SiAlON, c) *whisker*

4.3.5 Acabamento superficial na usinagem do Inconel 718 com ferramentas cerâmicas.

Para evitar a influência do desgaste da ferramenta de corte nos resultados do acabamento superficial foi utilizada uma aresta nova para condição de lubri-refrigeração avaliada.

Os gráficos da Figura 4.73 representam a variação da rugosidade Ra em função da variação da velocidade de corte. Os parâmetros de corte utilizados para avaliar o acabamento superficial estão definidos na Tabela 3.8.

De modo geral os valores da rugosidade obtidos após a usinagem com ferramentas cerâmicas situaram-se entre 0,30 e 1,3 μm , sendo que os maiores valores de rugosidade foram registrados para as ferramentas mistas. Observa-se que as curvas apresentam a mesma tendência, ou seja, com o aumento da velocidade de corte há uma redução nos valores da rugosidade. Entretanto, isto ocorre até a velocidade de 250 m/min, acima desta velocidade os valores da rugosidade tendem a aumentar. Este comportamento está mais evidenciado nas ferramentas mistas e *whisker*. Este efeito pode estar ligado diretamente à questão da vibração proporcionada pela alta velocidade de corte. Quanto maior a velocidade de corte maior será a temperatura de usinagem favorecendo o amaciamento do material e

consequentemente a sua resistência mecânica será reduzida facilitando o cisalhamento. Isto irá proporcionar um melhor acabamento superficial devido à redução da força de usinagem. Entretanto, isto só acontece se a máquina ferramenta tiver rigidez suficiente.

Após comparação das condições de lubri-refrigeração, observa-se que a condição de usinagem a seco apresentou piores resultados no acabamento superficial na maioria das condições avaliadas. Estes efeitos positivos na usinagem do Inconel 718 com MQF podem ser atribuídos ao óleo lubrificante que foi capaz de chegar muito perto da interface peça/ferramenta/cavaco, reduzindo o atrito e as componentes das forças geradas durante a usinagem (EZUGWU, 2003).

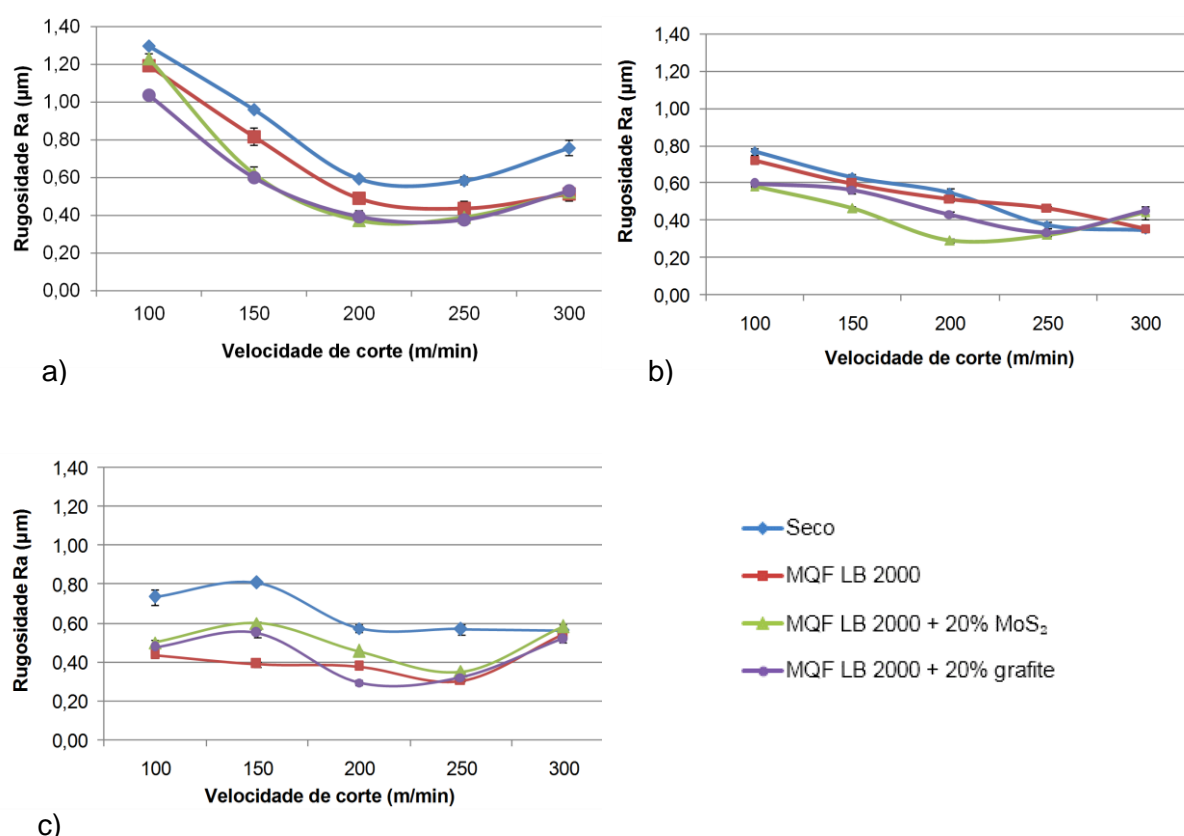


Figura 4.73 - Variação da rugosidade (Ra) pela velocidade de corte na usinagem do Inconel 718, avanço 0,1 mm/rot e profundidade de corte 0,5 mm com ferramentas cerâmicas, a) mista, b) SiAlON, c) *whisker*

Resultados semelhantes foram divulgados por Yazid et al. (2011) no torneamento da superliga à base de níquel Inconel 718, com ferramenta de metal duro (CNMG 120408QM 1105) revestida com TiAlN.

Kamata e Obikawa (2007) também obtiveram melhores resultados para a usinagem com aplicação de fluido por MQF no torneamento de acabamento da superliga à base níquel Inconel 718 com ferramentas de metal duro revestidas, quando comparados com a usinagem a seco.

A adição de lubrificante sólido proporcionou melhoras significativas na usinagem com ferramentas mistas e SiAlON, no entanto, para as ferramentas *whisker* esta melhora não foi evidenciada.

Os gráficos da Figura 4.74 representam a variação da rugosidade Ra em função do avanço. Os parâmetros de corte utilizados para avaliar o acabamento superficial estão definidos na Tabela 3.7.

Os valores da rugosidade tendem a aumentar com o aumento do avanço. Resultados semelhantes foram encontrados por Corrêa (2014), na usinagem dos aços inoxidáveis supermartensítico e martensítico no torneamento. Segundo Machado et al. (2015), a rugosidade da superfície usinada é formada teoricamente pelas marcas de avanço deixadas na peça, o aumento do avanço tende a aumentar a altura dos picos e a profundidade dos vales, fazendo com que a rugosidade aumente.

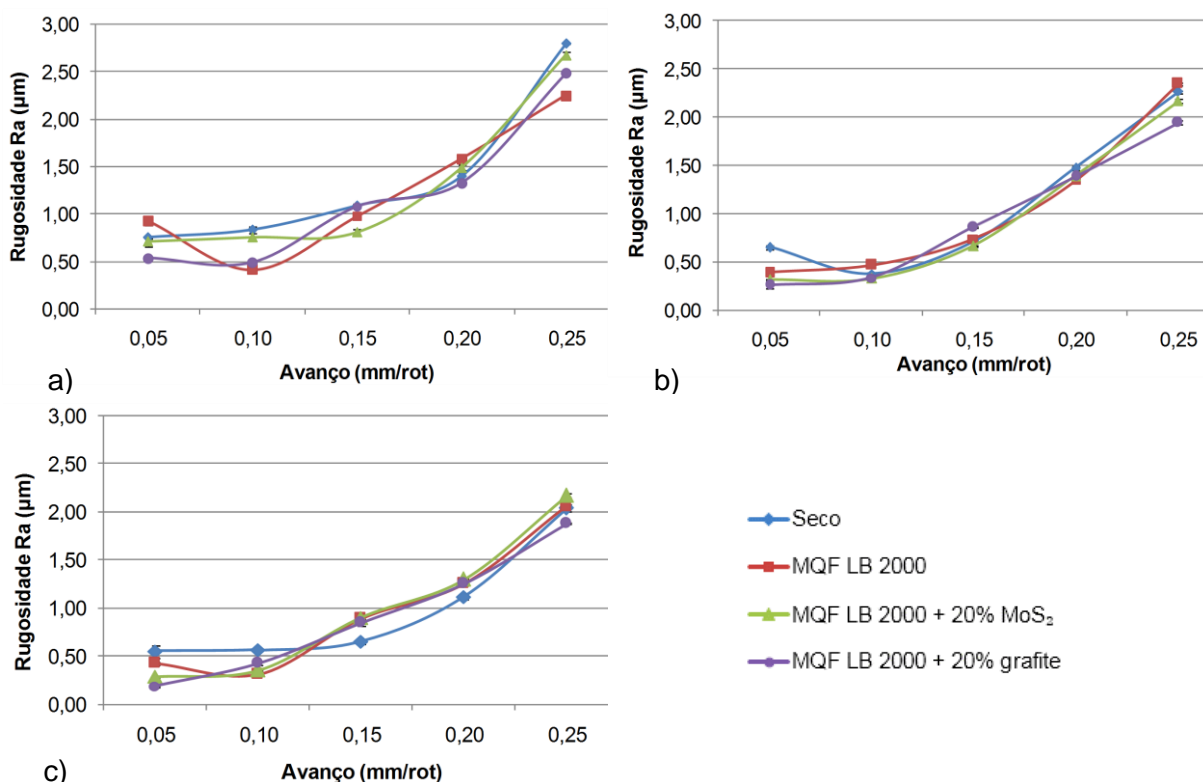


Figura 4.74 - Variação da rugosidade (Ra) pelo avanço na usinagem do Inconel 718, velocidade de corte 250 m/min e profundidade de corte 0,5 mm com ferramentas cerâmicas, a) mista, b) SiAlON, c) *whisker*

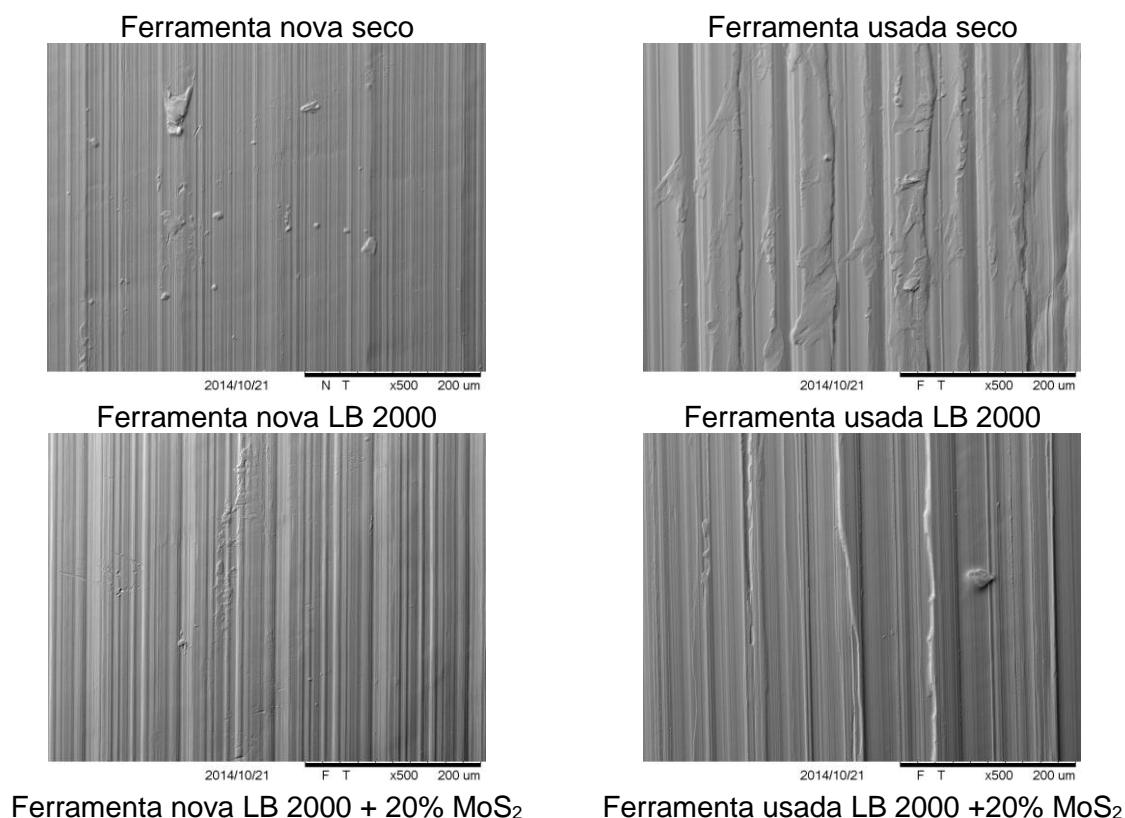
Os valores da rugosidade Ra ficaram entre 0,19 e 2,80 μm . Os menores valores de rugosidade Ra foram observados para as ferramentas *whiskers*.

Não foram observadas diferenças significativas entre as condições de lubri-refrigeração avaliadas. A adição de lubrificante sólido ao fluido de corte não proporcionou melhorias significativas na rugosidade Ra da peça usinada.

4.3.6 Superfícies geradas após usinagem do Inconel 718 com ferramenta cerâmica *whisker*.

Como as ferramentas cerâmicas *whisker* apresentaram os melhores resultados para todas as condições de lubri-refrigeração avaliadas, a análise das superfícies geradas foi realizada apenas para esta ferramenta. Os parâmetros de corte utilizados nesta análise foram os mesmos utilizados para avaliar a vida das ferramentas, ou seja, velocidade de corte 250 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm. Na Figura 4.75 estão representadas as fotos das superfícies geradas após a usinagem nas diversas condições de lubri-refrigeração com ferramentas novas e usadas.

Observa-se que as marcas de avanço estão bem definidas e uniformes, perpendiculares a direção de avanço, sem evidências de deformações plásticas nas superfícies usinadas com ferramentas novas. Nas superfícies usinadas com ferramentas usadas (fim de vida), a deformação plástica é bastante evidente na usinagem a seco e MQF com LB 2000 puro.



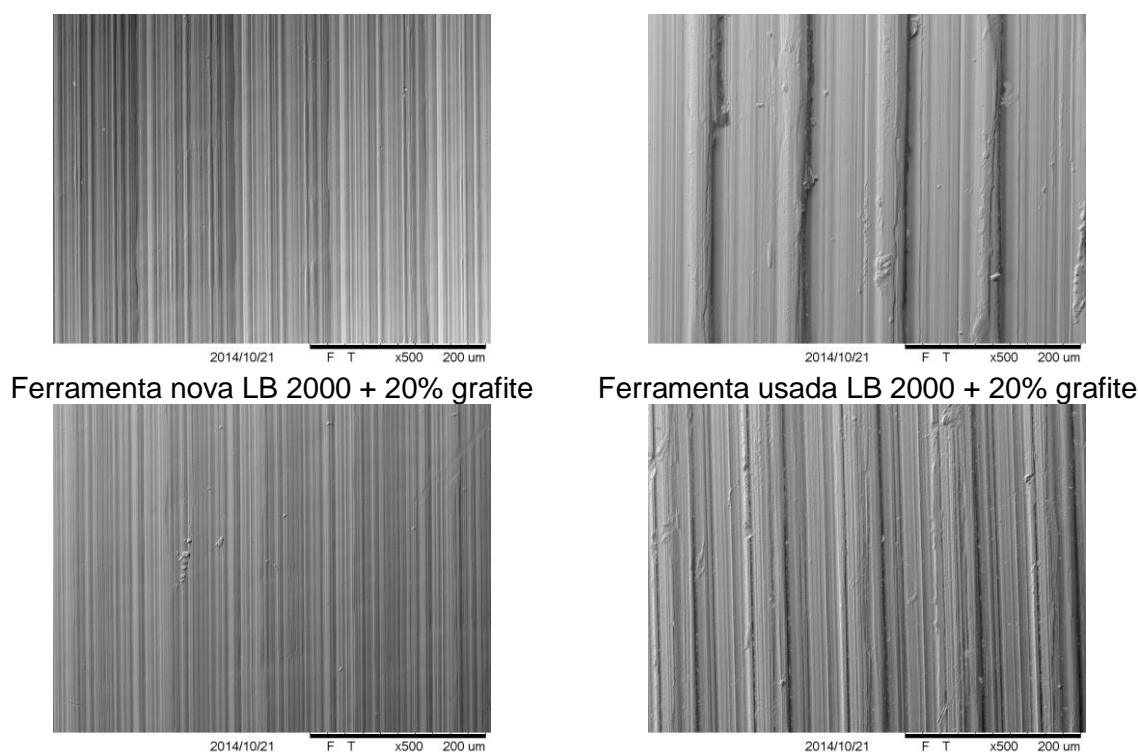


Figura 4.75 - Superfícies geradas no processo de usinagem do Inconel 718 com ferramenta cerâmica *whisker*, nas diversas condições de lubri-refrigeração. Velocidade de corte 250 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot

As deformações das marcas de avanço ocorrem como resultado da deformação plástica de material durante o processo de usinagem. A deformação plástica do material sobre as superfícies usinadas resulta em maiores valores de rugosidade e em níveis mais elevados de tensão residual (ZHOU et al., 2012).

4.3.7 Dureza sub-superficial após a usinagem do Inconel 718 nas diversas condições de lubri-refrigeração com ferramenta cerâmica *whisker*.

Como as ferramentas cerâmicas *whisker* apresentaram os melhores resultados para todas as condições de lubri-refrigeração avaliadas, a análise da dureza sub-superficial foi realizada apenas para esta classe de ferramenta.

A Figura 4.76 ilustra o comportamento da dureza sub-superficial do material da peça após a usinagem com ferramenta cerâmica *whisker* com arestas novas. Os resultados sugerem um amaciamento na superfície usinada do material até uma distância de aproximadamente 30 μm abaixo da superfície, seguido de um endurecimento até uma distância de aproximadamente 50 μm para as condições de usinagem a seco, LB 2000 + 20% MoS_2 e LB 2000 + 20% grafite e de 160 μm para a condição de usinagem com LB 2000 puro.

O amaciamento foi mais acentuado para a condição de usinagem a seco. Isto ocorreu possivelmente devido as altas temperatura gerada na interface ferramenta peça e, como as ligas à base de níquel são pobres condutores de calor, este calor retido favorece o amaciamento do material. Este mesmo comportamento foi observado por Da Silva (2006) e Honghua et al. (2012) na usinagem de outra superliga à base de titânio.

Segundo Sharman et al. (2006) no torneamento do Inconel 718 e Honghua et al. (2012) no fresamento da liga de titânio, as altas temperaturas geradas muito próxima da superfície usinada podem levar a um super envelhecimento, fazendo com que haja amaciamento do material e consequentemente uma redução da microdureza.

A condição de lubri-refrigeração LB 2000 + 20% de MoS_2 foi a que menos provocou alterações na superfície usinada, seguido da condição com LB 2000 + 20% de grafite e a seco, sendo que a máxima distância afetada para todas as condições de usinagem foi de 200 μm .

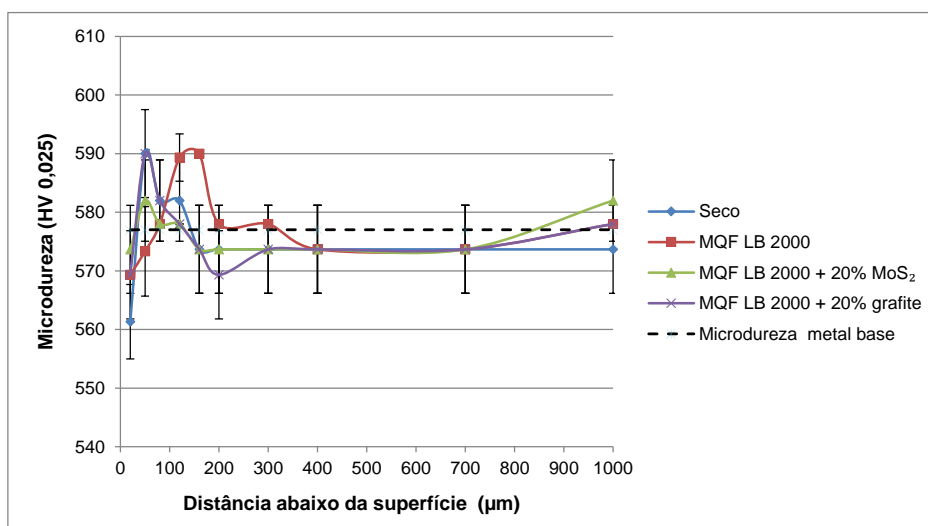


Figura 4.76 - Variação da microdureza sub-superficial após a usinagem nas diversas condições de lubri-refrigeração com ferramenta cerâmica *whisker* (aresta nova) a seco e com aplicação de fluido de corte por MQF. Velocidade de corte 250 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm

A Figura 4.77 ilustra o comportamento da dureza sub-superficial do material da peça após a usinagem com ferramenta cerâmica *whisker* com aresta usada (fim de vida).

Para todas as condições de lubri-refrigeração avaliadas, as curvas apresentam o mesmo comportamento, houve um encruamento da superfície usinada do material até uma distância de aproximadamente 700 μm abaixo da superfície usinada para a condição de lubri-refrigeração a seco e LB 2000 + 20% de grafite, 160 μm para o LB 2000 puro e 120 μm para a condição de lubri-refrigeração LB 2000 + 20% de MoS_2 .

Os valores de microdureza na camada mais próxima da superfície foi de 603, 617, 631 e 670 HV_{0,025} para as condições de usinagem LB 2000, LB 2000 + 20% de grafite, LB 2000 + 20% de MoS₂ e a seco respectivamente.

Ao contrário da condição de usinagem com ferramentas novas, a usinagem com ferramentas usadas promoveu o endurecimento das camadas mais próximas da superfície usinada. Este efeito pode estar relacionado as altas temperaturas geradas na região de corte, associadas as grandes pressões devido a maior área de contato na interface ferramenta/peça.

Os desgastes de flanco severos aumentam as componentes das forças de usinagem e a temperatura, devido ao aumento da área de contato e do movimento relativo entre a região do flanco da ferramenta e a superfície recém usinada da peça Ezugwu et al. (1999).

Segundo Ezugwu et al. (2005), este endurecimento pode estar relacionado ao aumento da densidade de discordância devido à deformação plástica. Ainda segundo os autores, outro fator que favorece o encruamento nas camadas mais próximas a superfície usinada do material é o fato do mesmo possuir uma estrutura austenítica.

Resultados semelhantes foram encontrados por Yazid et al. (2011) na usinagem do Inconel 718 com ferramentas de metal duro, quando os autores observaram que a microdureza abaixo da superfície usinada foi maior para a condição de usinagem a seco quando comparado com o processo de usinagem com MQF, e que este maior valor de dureza está relacionado ao encruamento do material.

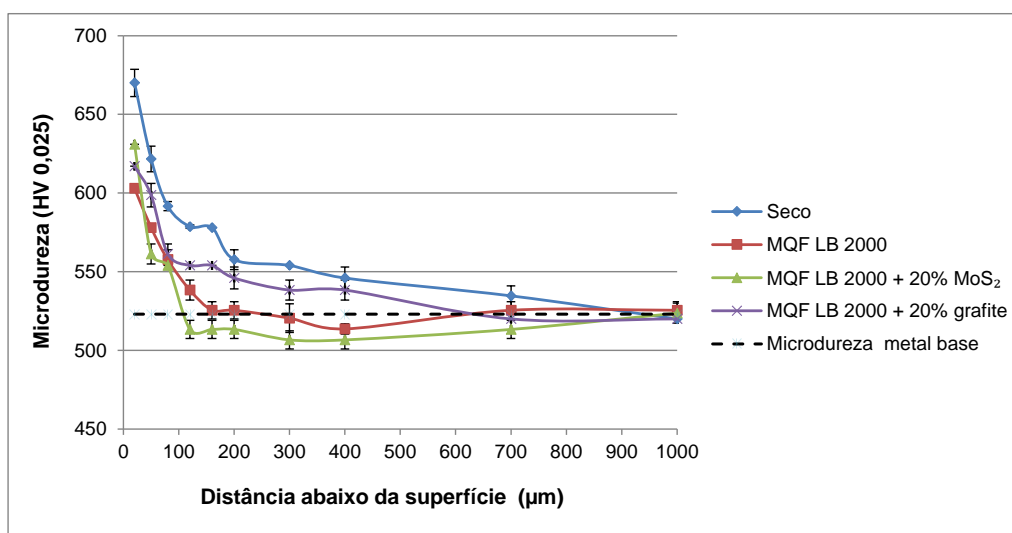


Figura 4.77 - Variação da microdureza sub-superficial após a usinagem nas diversas condições de lubri-refrigeração com ferramenta cerâmica *whisker* (aresta usada) a seco e com aplicação de fluido de corte por MQF. Velocidade de corte 250 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm

4.3.8 Análise das sub-superfícies após usinagem do Inconel 718 com ferramenta cerâmica whisker.

Na Figura 4.78 estão representadas as micrografias das seções transversais das superfícies usinadas nas diversas condições de lubri-refrigeração, com ferramentas novas e usadas no processo de usinagem por MQF. O objetivo desta análise é detectar alterações microestruturais e outros danos sub-superficiais. Os parâmetros de corte utilizados nesta análise foram os mesmos utilizados para avaliar a vida das ferramentas.

Observa-se que todas as micrografias das superfícies que foram usinadas com ferramentas novas exibem características semelhantes. Para todas as condições de lubri-refrigeração os grãos estão com os seus contornos bem definidos, indicando que não houve alterações microestruturais evidentes na sub-superfície da peça usinada. Nas condições de usinagem na qual foram utilizadas ferramentas com aresta usada (fim de vida), é possível observar deformação plástica, cavidades superficiais e encruamento nas superfícies usinadas. Isto pode ser evidenciado pelos altos valores da microdureza encontrados abaixo das superfícies usinadas, representados no gráfico da Figura 4.77, sendo mais evidenciado na condição de usinagem a seco.

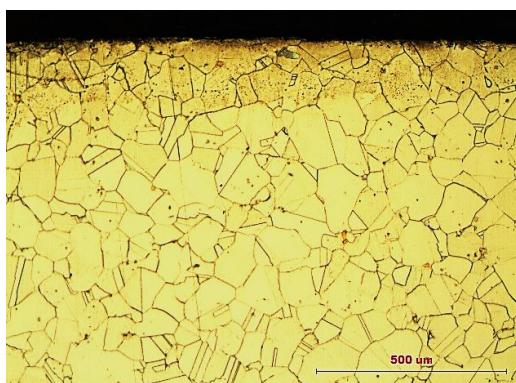
De acordo com Zou et al. (2009), dentre os danos que podem ser encontrados nas superfícies usinadas estão: a deformação de grãos, cavidades superficiais e algumas linhas de deslizamento. À medida que a ferramenta avança ao longo da superfície de trabalho, deslocamentos são produzidos pela força de corte e se movem ao longo da linha de corte. Ainda segundo os autores, a deformação dos grãos no interior da superfície usinada é induzida pelo escoamento plástico da liga quando a ferramenta avança ao longo da superfície de trabalho, enquanto que as cavidades superficiais estão associados com a deformação plástica e partículas de carbonetos no interior das superfícies usinadas.

Yazid et al. (2011) observaram que na usinagem do Inconel 718 com ferramentas de metal duro, que as mudanças microestruturais sofridas pelo material da peça usinada foram mais severas na usinagem a seco do que com MQF, isto se deve ao efeito da lubrificação promovida pelo fluido de corte aplicado na região de corte. Ainda segundo os autores, as alterações microestruturais tende a exibir deformação plástica na sub-superfície imediatamente abaixo da superfície usinada e a profundidade da microestrutura afetada tende a aumentar com o aumento da velocidade de corte.

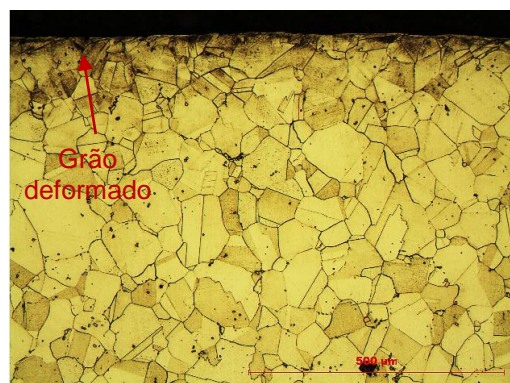
Sharman et al. (2015) mostram que os danos microestruturais da sub-superfície da peça usinada consistem de grãos deformados na direção de corte, partículas de carboneto

fraturadas e cavidades superficiais, e que a utilização de ferramentas usadas causa um aumento da profundidade de deformação dos grãos.

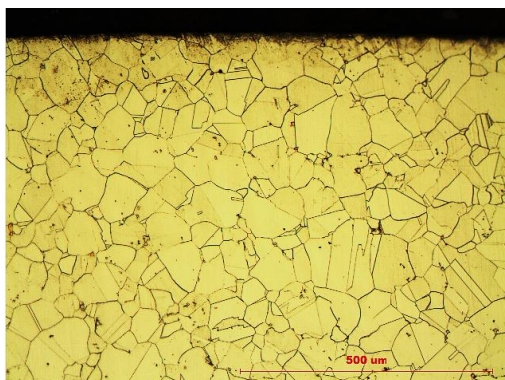
Estes resultados estão de acordo com o que foi apresentado neste trabalho.



Seco aresta nova



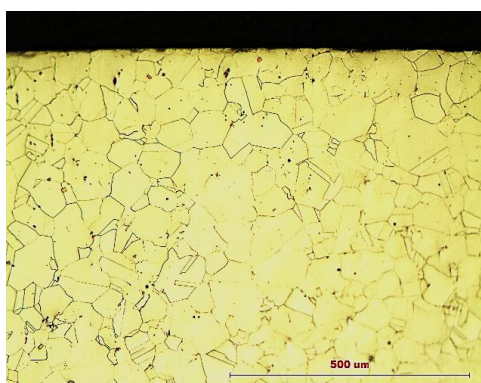
Seco aresta usada



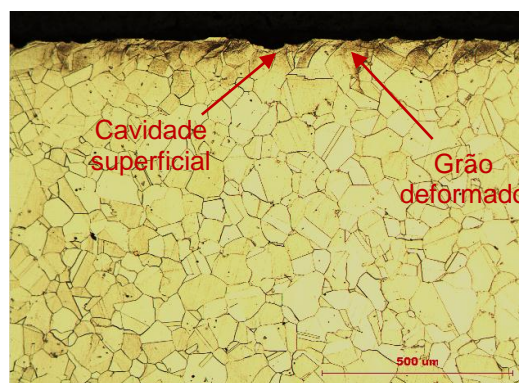
MQF LB 2000 aresta nova



MQF LB 2000 aresta usada



MQF LB 2000 + 20% MoS₂ aresta nova



MQF LB 2000 + 20% MoS₂ aresta usada

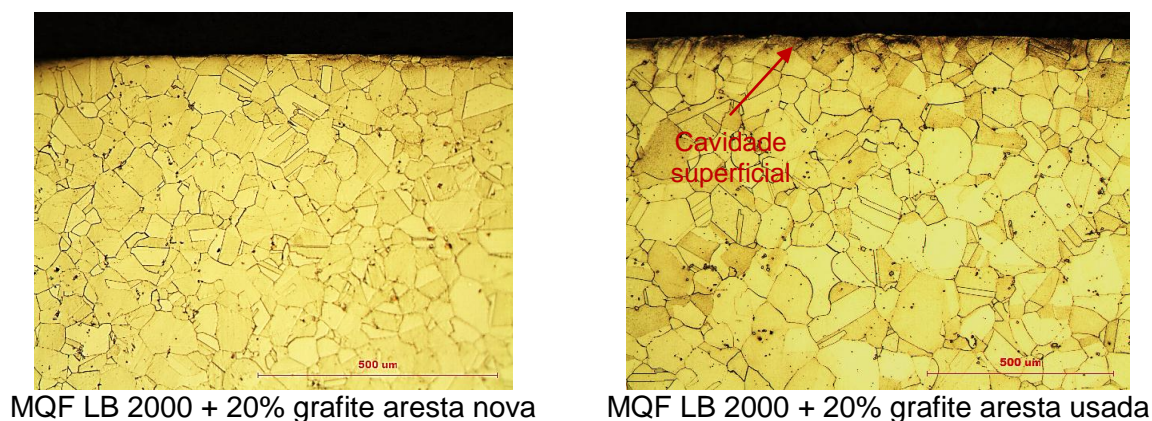


Figura 4.78 - Microestrutura do Inconel 718 após a usinagem nas diversas condições de lubri-refrigeração com ferramenta cerâmica *whisker* a seco e com aplicação de fluido por MQF. Velocidade de corte 250 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm

4.3.9 Análise da tensão residual

A análise da tensão residual foi realizada tanto na direção de avanço como na direção de corte, para todas as condições de lubri-refrigeração avaliadas. Os parâmetros de corte utilizados para esta análise foram os mesmos empregados nos ensaios de vida das ferramentas. A análise foi realizada na usinagem com ferramentas com arestas novas e também com arestas usadas (fim de vida).

A Figura 4.79 mostra os resultados da tensão residual observadas a partir das medições por difração de raios-X, com ferramenta cerâmica *whisker* (novas e usadas) na condição de usinagem a seco e MQF.

Observa-se que para a maioria das condições de lubri-refrigeração avaliadas, a tensão de compressão foi predominante, independente da direção avaliada. O uso da técnica MQF favoreceu o aparecimento de tensões residuais de compressão. A adição de lubrificantes sólidos ao fluido de corte produziu tensões residuais de compressão na superfície da peça usinada.

Na condição de usinagem a seco, a maioria das tensões residuais encontradas foram de tração, quando comparado com a aplicação de fluido por MQF. Este efeito pode estar relacionado a refrigeração promovida pela aplicação do fluido de corte, mesmo com a baixa capacidade de refrigeração da técnica MQF.

De acordo com Zhou et al. (2014) altas tensões de tração são atribuídas ao efeito térmico dominante durante a usinagem, este efeito pode ser agravado principalmente devido à baixa condutividade térmica das pastilhas de cerâmica *whisker*. Enquanto que as tensões

residuais de compressão são atribuídas a deformação plástica geradas pelo avanço da ferramenta e o efeito térmico local gerado pelo atrito entre a superfície de flanco da ferramenta e a peça.

O calor gerado na interface ferramenta/peça produz deformação plástica de compressão (localizada) na superfície da peça usinada devido à expansão térmica, este efeito irá resultar após o resfriamento em tensões residuais de tração.

Outro fator a ser considerado é que o fluido de corte facilita o escoamento do cavaco sobre a ferramenta de corte e também reduz o atrito na interface ferramenta/peça. Ambos os fatores contribuem para a redução da temperatura gerada na zona de corte e consequentemente a temperatura da peça, favorecendo o aparecimento de tensões residuais de compressão.

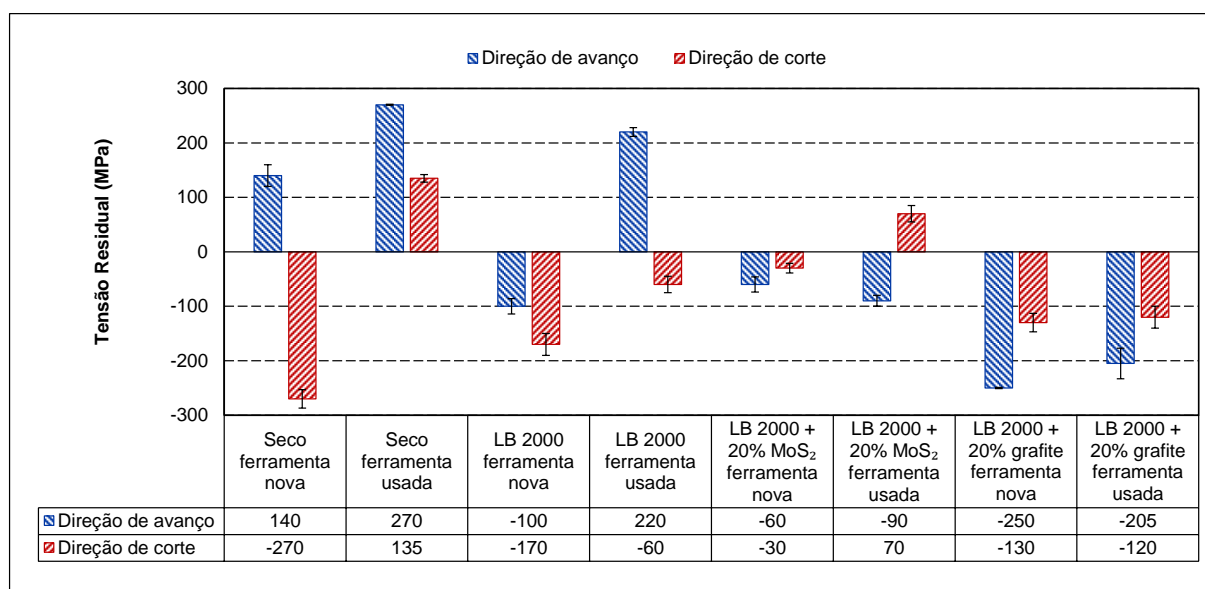


Figura 4.79 - Tensão residual após a usinagem nas diversas condições de lubri-refrigeração com ferramenta cerâmica *whisker* a seco e com aplicação de fluido por MQF. Velocidade de corte 250 m/min, profundidade de corte 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot

Arunachalam et al. (2004) avaliaram o desempenho de ferramentas de CBN e cerâmica mista na usinagem a seco e com jorro do Inconel 718, com relação a tensão residual. Os autores observaram que as ferramentas cerâmicas induziram tensões residuais de tração com maior intensidade do que as ferramentas de CBN. Estes resultados, segundo os autores se devem a maior condutividade térmica das ferramentas de CBN quando comparadas as ferramentas cerâmicas, reduzindo os efeitos térmicos sobre a superfície usinada. Eles avaliaram também a ação do fluido refrigerante na usinagem com ferramentas de CBN e os

resultados mostraram que o uso do fluido de corte resultou em tensões residuais de compressão, ou reduziu a intensidade das tensões residuais de tração, enquanto que na usinagem a seco sempre resulta em tensões residuais de tração.

Devillez et al. (2011), ao compararem tensões residuais em condições de usinagem a seco e jorro da liga Inconel 718, observaram que a tensão de tração foi reduzida com a utilização de um lubrificante. Segundo os autores, o fluido de corte limita a temperatura atingida na superfície gerada e com isso a tensão de tração é reduzida. As tensões de compressão são pouco influenciadas pela lubrificação.

Os resultados de tensão residual encontrados corroboram com a necessidade de averiguar o comportamento dessa variável do processo, uma vez que tensões residuais de tração são bastante nocivas principalmente à resistência a fadiga e à fluência, condições normalmente encontradas no ambiente de trabalho das superligas. Os resultados mostraram ainda que a adição de lubrificantes sólidos, no geral, favoreceu a reduzir as tensões de tração e induzir a compressão.

4.4 Resultados dos ensaios de temperatura de usinagem

Os resultados referentes à temperatura de usinagem do Inconel 718 com ferramenta de metal duro estão representados na Figura 4.80. De um modo geral, observa-se que os valores das temperaturas estão entre 540 e 900°C, sendo que as curvas apresentam o mesmo comportamento para as diversas condições de lubri-refrigeração analisadas. Os resultados encontrados estão de acordo com a literatura, ou seja, a temperatura de usinagem aumenta com o aumento da velocidade de corte. Resultados semelhantes foram encontrados por Corrêa (2014) na usinagem de aços inoxidáveis martensíticos e Luis (2007) na usinagem do aço de corte fácil baixo carbono ao chumbo ABNT 12L14.

Itakura et al. (1999) utilizaram este método de medição de temperatura, no torneamento do Inconel 718 com ferramenta de metal duro da classe P20 com multicamadas e observaram que, para uma velocidade de corte de 30 m/min a temperatura encontrada foi de 717 °C, enquanto que para uma velocidade de corte de 100 m/min a temperatura foi de 1046 °C.

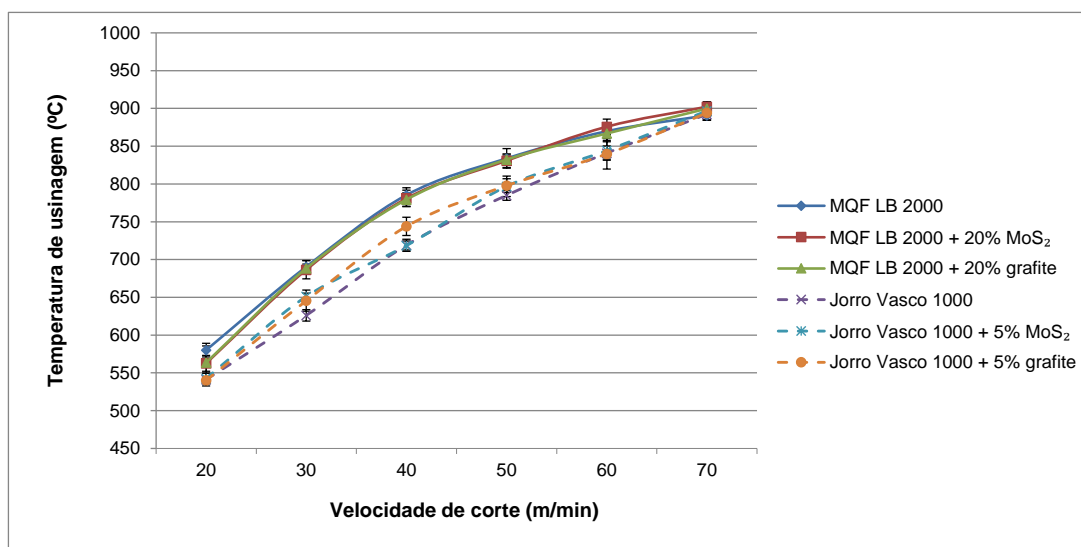


Figura 4.80 – Temperatura de usinagem em função da velocidade de corte

A temperatura da interface cavaco-ferramenta é resultado da energia consumida para cisalhar o material na zona de cisalhamento secundário, principalmente na zona de fluxo (MACHADO et al., 2015). Assim, o fluido de corte possui papel fundamental para controlar esta energia. A função lubrificante do fluido de corte vai reduzir a energia necessária para formar o cavaco e a ação refrigerante do fluido vai ajudar a dissipar o calor gerado. Entretanto, esta ação refrigerante vai também atuar na peça e no cavaco, podendo aumentar a resistência ao cisalhamento destes, implicando em maior quantidade de energia necessária para formar o cavaco.

Os resultados indicam que a adição dos lubrificantes sólidos grafite e bissulfeto de molibdênio ao fluido de corte não apresentaram diferenças significativas na temperatura média da interface cavaco-ferramenta. A comparação dos dois métodos indica uma nítida vantagem para o sistema de aplicação por jorro, em que a maior capacidade refrigerante garantiu menores temperaturas. Entretanto, na velocidade de 70 m/min, a maior capacidade de penetração do sistema MQF, pode ter garantido uma maior lubrificação na interface, compensando sua menor capacidade refrigerante.

4.5 Resultados dos ensaios de caracterização dos fluidos de corte

Os ensaios tribológicos foram realizados com o objetivo de avaliar a capacidade lubrificante dos fluidos de corte utilizados nos ensaios de usinagem.

4.5.1 Reciprocating

Nas Figura 4.81 e Figura 4.82 estão representados os resultados obtidos nos ensaios de deslizamento tipo starving. Os corpos de prova utilizados foram Inconel 718 com rugosidade média R_a de $0,62\ \mu\text{m}$ e como contra corpo utilizou-se esfera de aço com diâmetro de 5mm.

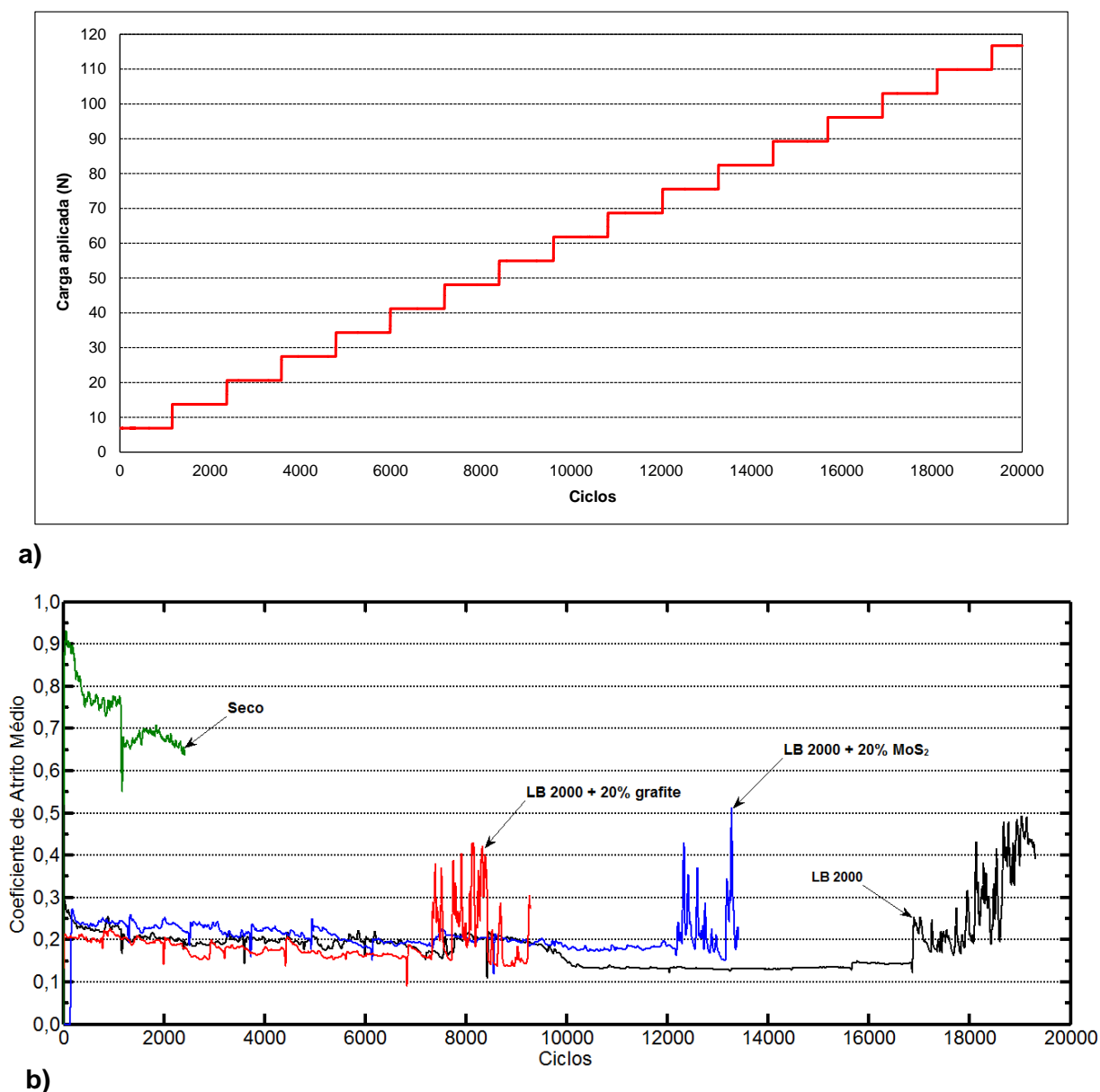


Figura 4.81 – (a) Perfil de carga aplicada; (b) Coeficiente de atrito em função do número de ciclos, resultantes dos ensaios com fluidos de corte integral aplicados por MQF (LB 2000, LB 2000 + 20% grafite e LB 2000 + 20% MoS₂) e a seco

Observa-se da Figura 4.81 que as curvas apresentam o mesmo comportamento. O lubrificante LB 2000 + 20% de grafite apresentou o menor coeficiente de atrito médio quando comparado ao óleo LB 2000 puro e LB 2000 + 20% de MoS₂. Segundo Hutchings (1992), o coeficiente de atrito do grafite é altamente dependente da natureza da atmosfera do ambiente. O baixo atrito e desgaste do grafite depende da presença de oxigênio, vapor de água e outros vapores condensáveis. Ao contrário do grafite, o bissulfeto de molibdênio exibe baixo coeficiente de atrito no vácuo. A presença de vapores condensáveis aumenta consideravelmente o seu coeficiente de atrito.

Este comportamento dos lubrificantes sólidos pode explicar os resultados encontrados nos ensaios realizados, os quais mostram o melhor desempenho do grafite, com relação ao coeficiente de atrito quando adicionado aos fluidos.

Entretanto, a adição de grafite ao fluido apresentou a menor vida e suportou as menores cargas e menor número de ciclos.

De acordo com os resultados apresentados na Figura 4.82 para os ensaios realizados com fluido de corte emulsionável, observa-se que o coeficiente de atrito médio do mistura Vasco 1000 + 5% de grafite foi menor do que os demais. Entretanto, a carga suportada até a falha (rompimento do filme) foi menor para os fluidos de corte com adição de lubrificantes sólidos.

Quando comparado os resultados dos ensaios realizados entre o fluido de corte integral e o fluido de corte emulsionável, observa-se maior coeficiente de atrito médio nos primeiros ciclos, mas, as cargas suportadas pelo fluido integral são muito maiores.

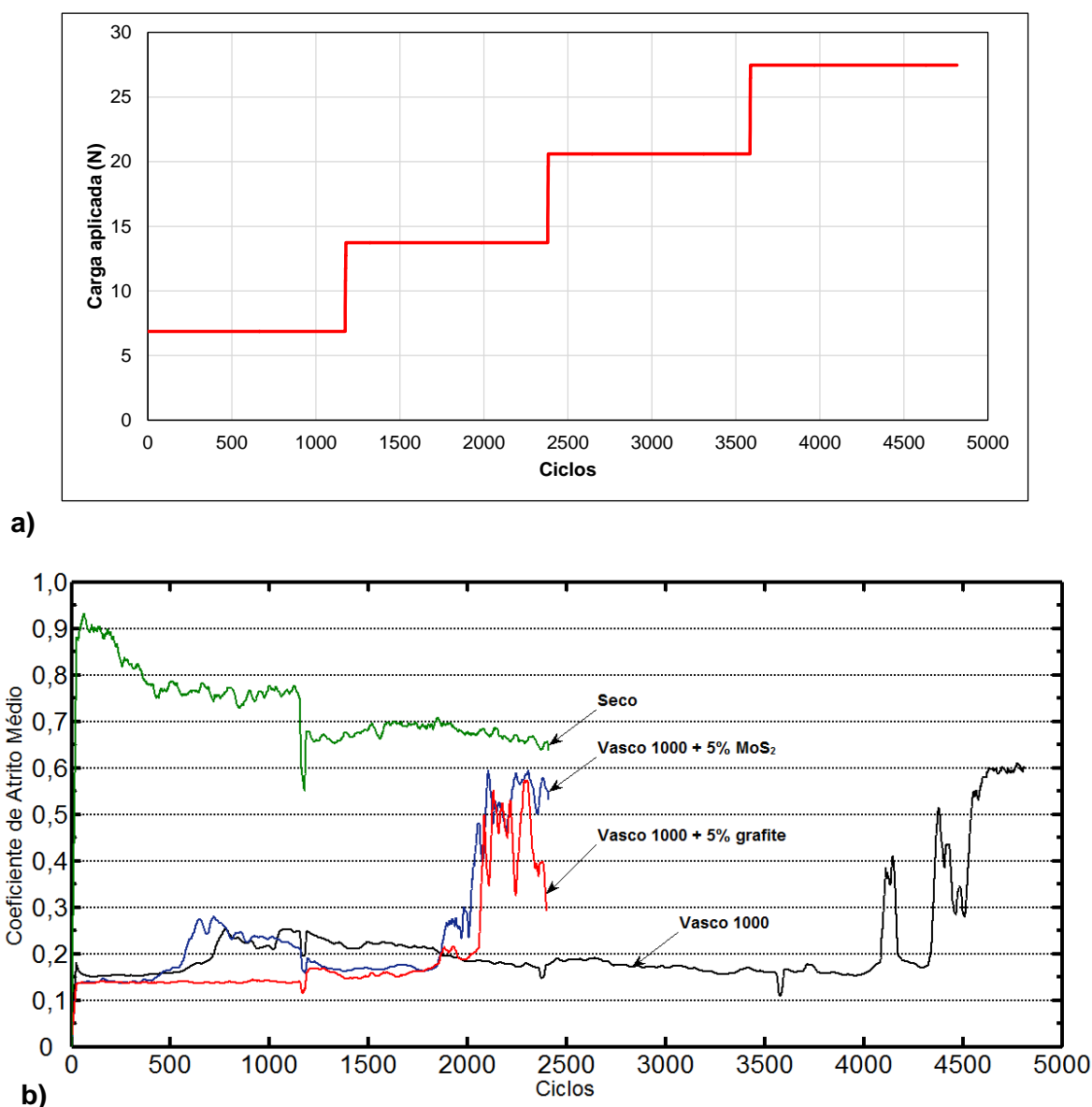


Figura 4.82 - (a) Perfil de carga aplicada; (b) Coeficiente de atrito em função do número de ciclos, resultantes dos ensaios com fluidos de corte emulsionável aplicados por jorro (Vasco 1000, Vasco 1000 + 5% grafite e Vasco 1000 + 5% MoS₂) e a seco

4.5.2 Esclerometria pendular

O comportamento da energia específica consumida nos riscos de amostras de Inconel 718 imersas, 3 mm de coluna, em diversos fluidos de corte pode ser visto na Figura 4.83. Os corpos de prova utilizados nos ensaios foram produzidos do próprio material utilizados nos ensaios de usinagem, com dimensões de 9 mm x 9 mm x 50 mm e uma rugosidade média Ra de 0,15 µm.

Na Figura 4.84 é possível observar as curvas dos pontos experimentais obtidos, ajustadas por um modelo de potência sugerido por Franco (1989).

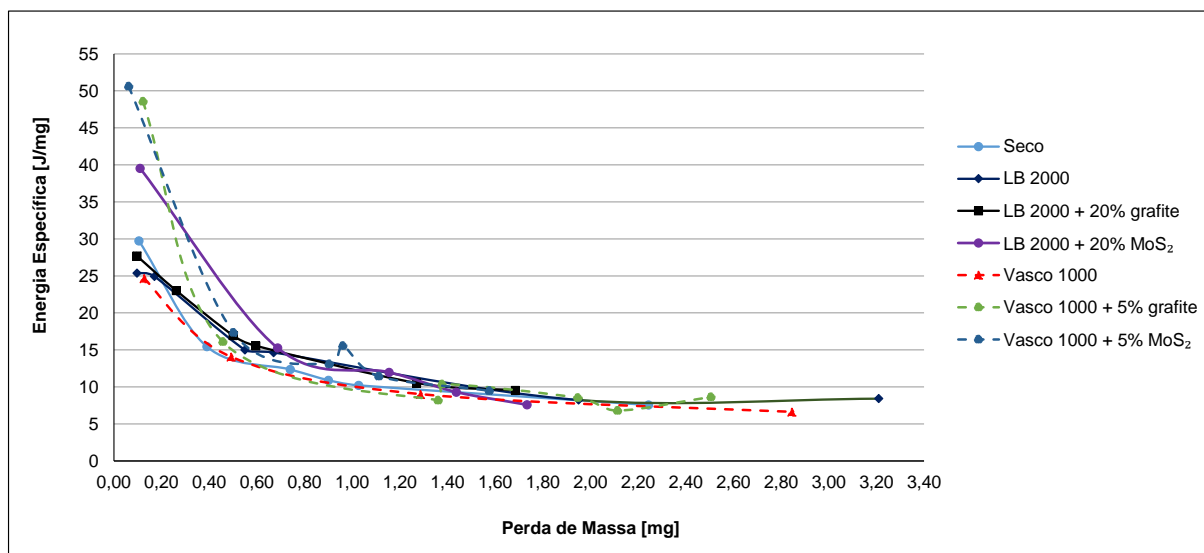


Figura 4.83 - Energia específica consumida em amostras da superliga à base de níquel Inconel 718 submersas em fluidos de corte. Pontos experimentais

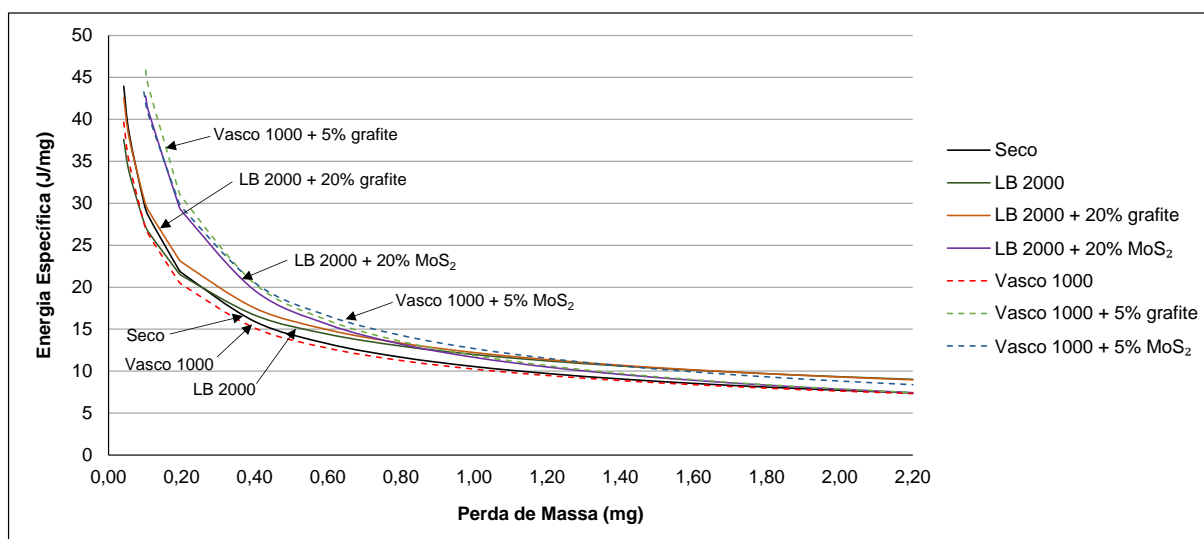


Figura 4.84 - Curvas ajustadas por um modelo de potências

A análise das Figura 4.83 e Figura 4.84 mostra que a energia específica de riscamento diminui rapidamente com o aumento da profundidade do risco, independente da condição de lubrificação utilizada. Este mesmo comportamento foi observado por Sales et al. (1999), no estudo do comportamento de fluidos de corte utilizando esclerometria pendular, no aço ABNT NB 8640 sob diversas condições de lubrificação.

As curvas foram ajustadas por um modelo dado pela Equação 4.1, conforme mostrada a seguir:

$$e = K \cdot \Delta m^q \quad (4.1)$$

Sendo “K” e “q” são coeficientes característicos dos materiais e “ Δm ” é a variação da massa média no ensaio.

Tabela 4.16 - Parâmetros característicos do ajuste em modelo de potência.

Fluido	K	q	R ²
Seco	10,548	-0,4490	0,9960
LB 2000	11,985	-0,3600	0,9650
Vasco 1000	10,245	-0,4260	0,9993
LB 2000 + 20% grafite	12,217	-0,3930	0,9653
LB 2000 + 20% MoS ₂	11,643	-0,5690	0,9819
Vasco 1000 + 5% grafite	11,874	-0,5910	0,9625
Vasco 1000 + 5% MoS ₂	12,687	-0,5250	0,9855

A análise dos parâmetros característicos de ajuste mostra uma boa correlação com o modelo proposto pela Equação 4.1. O coeficiente “R²” é usado como uma medida descritiva para avaliar o ajuste do modelo, quanto mais próxima de 1 melhor é o ajuste.

Observa-se que a condição com o fluido emulsionável Vasco 1000 foi a que menos consumiu energia por unidade de massa removida, seguido da condição a seco, LB 2000 e LB 2000 + 20% grafite, para as condições de testes com massa de material removido de até 0,6 mg. Para maiores valores de massa removida, não é possível observar diferenças significativas.

De acordo com trabalhos anteriores como o de Sales et al. (1999), esperava-se que os fluidos com maior capacidade de retirada de calor apresentassem maiores energias específicas, uma vez que uma parcela considerável da energia necessária para riscar é convertida em energia térmica. Como isso ocorre em uma região localizada, pode ocorrer uma elevação repentina da temperatura promovendo o amolecimento facilitando o cisalhamento do material da amostra. Entretanto, isso não foi observado nos ensaios realizados com o Inconel 718.

A Figura 4.85 mostra as fotografias dos riscos produzidos nos ensaios de esclerometria pendular para a maior penetração 144 μm . Todos os riscos apresentam as mesmas características para todas as condições avaliadas, em que é possível observar a presença de material deformado nas laterais dos riscos. Isso, de certa forma, já era esperado para este tipo de material, pois apresenta grande capacidade de encruamento.

Este comportamento pode ter influenciado nos resultados encontrados nos ensaios e esclerometria pendular, uma vez que parte da energia foi utilizada apenas para deformar plasticamente o material e não para remover o cavaco.

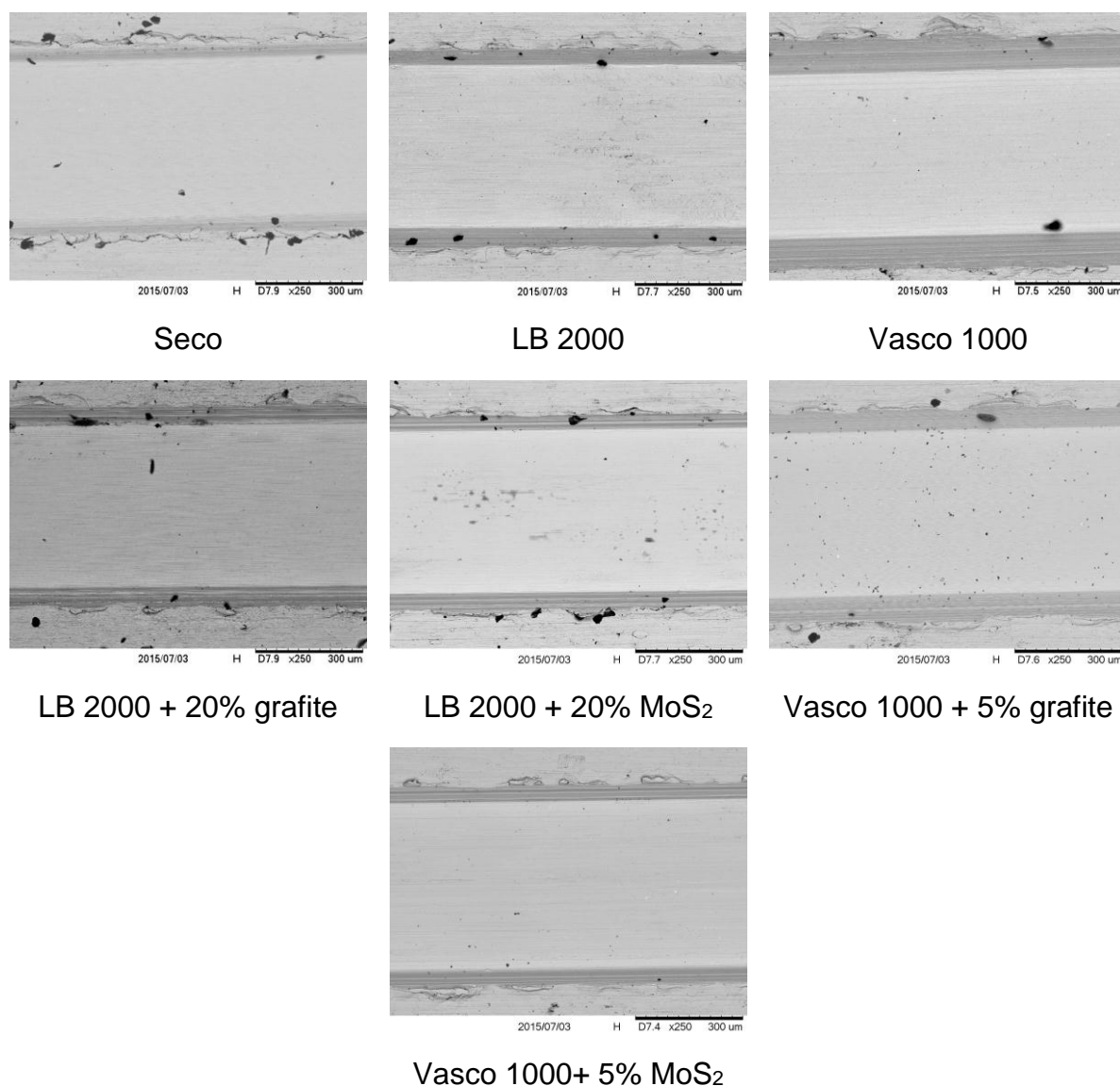


Figura 4.85 - Vista superior dos riscos produzidos nas diversas condições de lubri-refrigeração obtidos pelo ensaio de esclerometria pendular

Assim como nos ensaios de torneamento, nos ensaios de esclerometria não foram observadas diferenças significativas na redução da energia específica com a adição de lubrificantes sólidos ao fluido de corte.

4.6 Correlação entre os ensaios de usinagem e tribológicos

O objetivo dos teste tribológicos foi tentar correlacionar os seus resultados aos testes de usinagem, para isso todos os fluidos de corte utilizados nos ensaios foram avaliados.

Como visto anteriormente nos ensaios de *reciprocating* (item 4.5.1), o lubrificante com adição de grafite foi o que apresentou o menor coeficiente de atrito. Entretanto, estes resultados não se refletiram em valores significativos no tempo de vida das ferramentas e nem nas forças de usinagem. Apenas na usinagem com ferramenta de metal duro com fluido integral a adição de grafite apresentou melhores resultados que o fluido com adição de bissulfeto de molibdênio.

Os ensaios de esclerometria pendular são os que mais se aproximam dos ensaios de usinagem, pela característica dinâmica do teste, no entanto, os resultados encontrados nesses ensaios não permitiu retirar conclusões definitivas sobre a capacidade lubri-refrigerante dos fluidos de corte utilizados.

Estes resultados podem ter sido influenciados devido as pequenas profundidades dos riscos nos ensaios de esclerometria pendular, quando comparadas as profundidades de corte utilizadas nos ensaios de usinagem.

4.7 Comparação da usinagem do Inconel 718 no estado solubilizado e envelhecido

Nas Figura 4.86 e Figura 4.87 estão representados os resultados dos testes de vida da ferramenta na usinagem da liga à base de níquel Inconel 718, nas condições solubilizada (MS) e envelhecida (ME) com ferramentas de metal duro, para a aplicação dos fluidos por MQF e jorro, respectivamente. Devido a grande diferença de dureza e resistência entre as duas versões do Inconel 718, as condições de corte tiveram que ser diferentes. Na usinagem da liga solubilizada foram utilizadas uma velocidade de corte de 100 m/min, profundidade de corte 1,5 mm e avanço de 0,15 mm/rot, enquanto que na usinagem da liga envelhecida utilizou-se velocidade de corte de 50 m/min, profundidade de corte de 0,5 mm e avanço de 0,1 mm/rot. Na condição de usinagem onde o fluido de corte foi aplicado por jorro, utilizou-se apenas o grafite como lubrificante sólido.

Observa-se na Figura 4.86 que para todas as condições de lubri-refrigeração o volume de material removido foi maior para o material na condição solubilizada, apesar do tempo de usinagem ser menor. Esse maior volume de material removido é consequência dos parâmetros de corte utilizados (maiores avanço, profundidade de corte e velocidade de corte

usados na liga solubilizada). Esses parâmetros geraram menores tempos de vida para esta versão do material. Isso demonstra que mesmo para um material com menor dureza média, as condições de usinagem ainda permanecem severas.

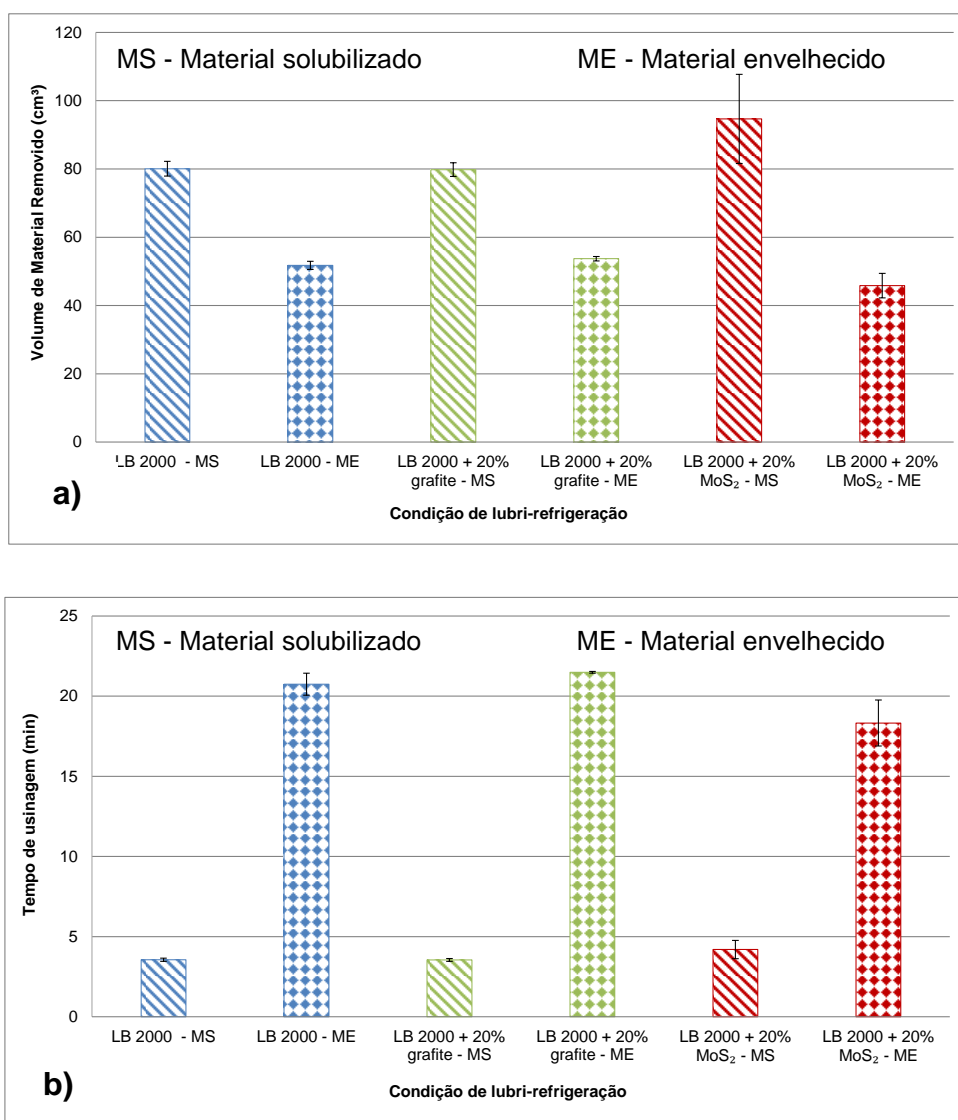


Figura 4.86 – Comparação entre a usinagem do material no estado solubilizado (MS) e envelhecido (ME), com ferramentas de metal duro e aplicação de fluido por MQF. (a) volume de material removido, (b) tempo de usinagem

Pode-se observar que na usinagem da liga solubilizada houve uma melhoria significativa com relação ao volume de material removido quando se utilizou bissulfeto de molibdênio na mistura com o fluido de corte. Por outro lado, para a liga envelhecida isso não foi observado. Como a área de contato na interface cavaco/ferramenta/peça é maior na usinagem da liga

solubilizada devido as condições de corte, pode ter ocorrido uma maior penetração do lubrificante sólido facilitando o escoamento do material, reduzindo o desgaste e aumentando a vida da ferramenta em função da maior capacidade lubrificante do bissulfeto de molibdênio.

Tanto na liga solubilizada quanto na liga envelhecida, não foi observado uma diferença significativa quando o grafite foi adicionado ao fluido de corte.

Os parâmetros de corte utilizados na usinagem convencional (jorro) foram os mesmos utilizados na técnica MQF, sendo que neste caso a vazão do fluido de corte aplicado na zona de corte foi mantida constante em 4,5 l/min. O grafite foi misturado ao fluido de corte convencional (Vasco 1000 a 8%) em uma concentração de lubrificante sólido de 5% (em peso).

A Figura 4.87 apresenta os resultados da média do volume de material removido e o tempo de usinagem, considerando um desgaste de flanco máximo de 0,6 mm, para todas as condições de lubri-refrigeração avaliadas. Pode-se observar que para as condições de corte usadas, tanto o volume de material removido quanto o tempo de usinagem foi maior na usinagem da liga envelhecida, apesar da liga envelhecida apresentar dureza superior a liga solubilizada.

Na usinagem da liga envelhecida a demanda por uma boa refrigeração pode ter sido maior do que na usinagem da liga solubilizada, e como o fluido de corte aplicado na forma convencional (jorro) possui maior capacidade de resfriamento do que de lubrificação, nestas condições os resultados foram mais favoráveis para o estado envelhecido da liga. Outro fator que pode ter influenciado nos resultados é a maior encruabilidade da liga solubilizada.

A adição de grafite ao fluido de corte apresentou uma diferença significativa na usinagem da liga solubilizada. Entretanto, na liga envelhecida esta diferença não foi observada.

Após comparar as condições de aplicação de fluido de corte, observa-se que a condição de aplicação do fluido de corte na forma convencional (jorro) apresentou melhores resultados que o método de aplicação por MQF.

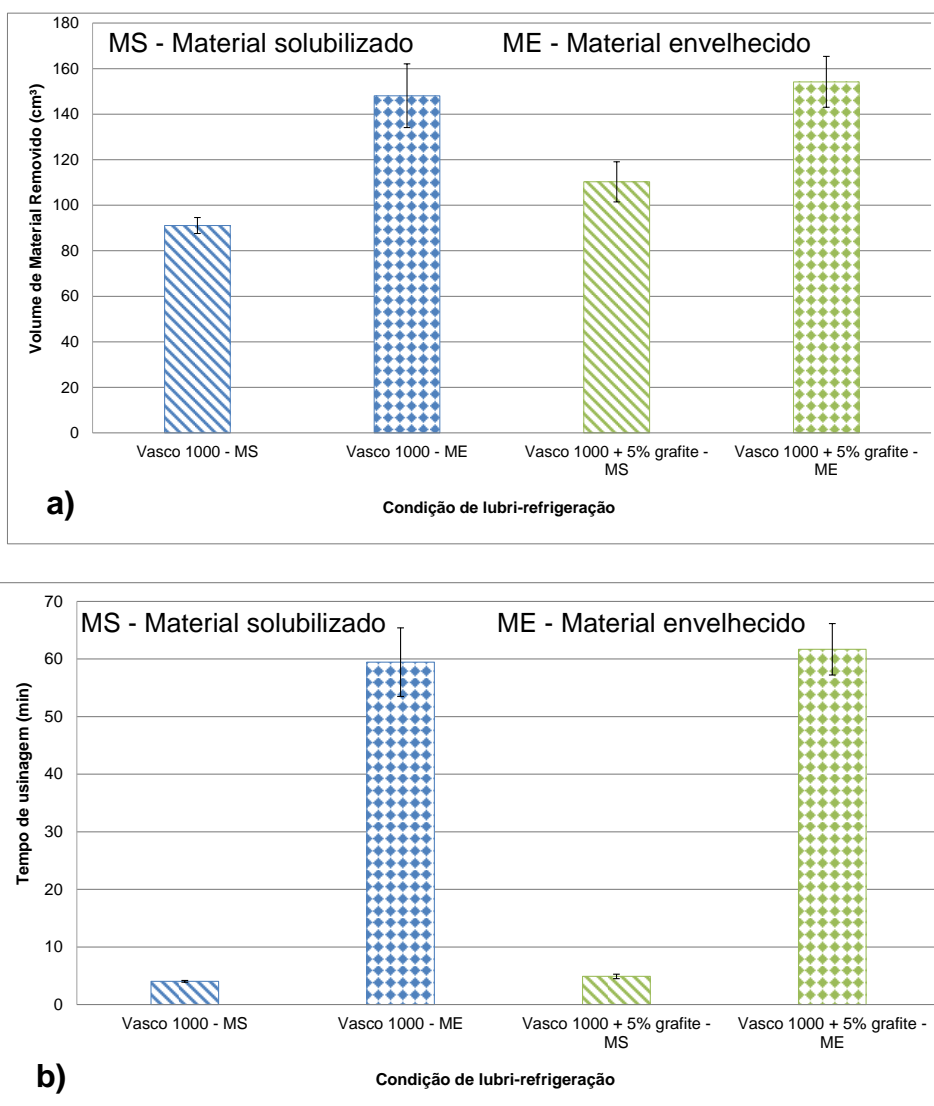


Figura 4.87 - Comparação entre a usinagem do material no estado solubilizado (MS) e envelhecido (ME), com ferramentas de metal duro e aplicação de fluido por jorro. (a) volume de material removido, (b) tempo de usinagem

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

De acordo com os resultados experimentais do torneamento do Inconel 718 nesta pesquisa, as seguintes conclusões podem ser obtidas:

Ferramentas de metal duro

- Na usinagem do Inconel 718 com ferramentas de metal duro, a aplicação do fluido de corte de forma convencional (jorro) promoveu um incremento em média de 202% na vida da ferramenta quando comparado com o MQF;
- A adição do grafite ao fluido de corte resultou em um incremento na vida da ferramenta em torno de 15% quando comparado ao fluido de corte com adição de MoS_2 e 4% se comparado ao fluido de corte puro, para a aplicação de fluido por MQF;
- No sistema de aplicação convencional (jorro), a adição de lubrificante sólido ao fluido de corte resultou um incremento na vida da ferramenta em torno de 4% quando comparado a fluido de corte puro. Mas, entre os lubrificantes sólidos não foi observada diferença significativa;
- A técnica de usinagem convencional (jorro) permitiu uma maior remoção de volume de material ao longo da vida da ferramenta, quando comparado com MQF;
- Na usinagem com ferramentas de metal duro, o desgaste de flanco foi predominante para todas as condições de usinagem, sendo que *attrition* e a difusão são os principais mecanismos de desgaste atuantes no processo. Foram observadas também a presença de lascamento, microlascamentos e microtrincas;
- Menores valores da força de corte foram observados com aplicação de fluido por MQF, principalmente para as velocidades de corte mais baixas;
- A adição de lubrificantes sólidos ao fluido de corte promoveu a redução da força de corte para todas as condições de lubri-refrigeração, principalmente para as velocidades de corte mais baixas;

- O parâmetro de rugosidade R_a ficou entre 0,40 e 1,0 μm , sendo que os maiores valores foram encontrados para o sistema de aplicação por MQF;
- Tanto para a usinagem com MQF quanto jorro, a adição de lubrificantes sólidos apresentou os menores valores de rugosidade R_a ;
- Superfícies geradas na usinagem com ferramentas de metal duro apresentaram marcas de avanço bem definidas, sem a presença de trincas. Tanto para a aplicação de fluido por MQF quanto para usinagem convencional (jorro), a adição de lubrificantes sólidos proporcionou menores danos superficiais;
- Não houve uma variação significativa da microdureza na camada mais próxima da superfície com a aplicação de fluido por MQF e ferramentas de metal duro com arestas novas. Entretanto, na camada mais abaixo da superfície, a partir de 80 μm , o material apresentou uma tendência de encruamento, sendo mais evidente para a condição de usinagem com LB 2000 puro e com adição de MoS_2 . Quando a análise foi realizada para as ferramentas no fim de vida, houve uma tendência de encruamento nas camadas mais próximas da superfície;
- Quando o fluido de corte foi aplicado por jorro houve uma grande variação da microdureza nas camadas mais próximas da superfície da peça, variando entre 510 e 540 HV(0,025), e a camada afetada chegou até 700 μm . A adição de lubrificantes sólidos favoreceu a amaciamento do material, enquanto que o fluido de corte puro promoveu o encruamento nas camadas mais próximas da superfície;
- Na usinagem com MQF, as maiores tensões residuais foram de tração. Não foram observadas diferenças significativas com a adição de lubrificantes sólidos ao fluido de corte;
- Na usinagem em que o fluido de corte foi aplicado por jorro, todas as condições de lubri-refrigeração apresentaram tensões residuais de compressão, sendo maiores quando houve adição de lubrificante sólido ao fluido.

Ferramentas cerâmicas

- A condição de usinagem a seco com cerâmicas mista ($\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiC}$) resultou em maior vida da ferramenta quando comparado com MQF;
- A adição do lubrificante sólido MoS_2 ao fluido de corte proporcionou um aumento na vida da ferramenta em torno de 22% se comparado ao fluido de corte puro e 35% se comparado ao fluido com adição de grafite, na usinagem com cerâmicas mistas com MQF;
- Na usinagem com cerâmicas SiAlON ($\text{Si}_3\text{N}_4 + \text{Al}_2\text{O}_3$), a adição do lubrificante sólido MoS_2 ao fluido de corte proporcionou um incremento na vida da ferramenta de cerca de 38%, 33% e 15% quando comparado com a seco, com adição de grafite e fluido sem adição de lubrificante sólido (puro), respectivamente;

- Para as cerâmicas *whisker* ($\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{SiC}$), a vida da ferramenta com a adição do lubrificante sólido MoS_2 ao fluido de corte teve um incremento de cerca de 12%, 22% e 46% quando comparado a usinagem a seco, com adição de grafite e fluido sem adição de lubrificante sólido (puro), respectivamente;
- De um modo geral as ferramentas *whisker* foram as que permitiram uma maior remoção de volume de material ao longo da vida da ferramenta, para todas as condições de lubri-refrigeração analisadas;
- Os tipos de desgastes encontrados nas cerâmicas mistas e *whisker* foram de entalhe (VB_N), de flanco ($\text{VB}_{\text{BMáx}}$) e de ponta (VB_C), sendo que o predominante foi o desgaste de entalhe. Para a ferramenta SiAlON o desgaste predominante foi o de flanco ($\text{VB}_{\text{BMáx}}$);
- Em todas as cerâmicas utilizadas, *attrition*, abrasão e difusão foram os mecanismos de desgaste atuantes no processo. Foram observadas também a presença de lascamento, microlascamentos e microtrincas, principalmente nas cerâmicas mista. Entretanto, na usinagem a seco não foram observadas microtrincas e microlascamentos em nenhuma das ferramentas.
- A condição de usinagem a seco apresentou maiores forças de corte nas ferramentas mistas e *whiskers*, já na SiAlON este aumento não foi tão significativo quando comparado com o MQF. A adição de lubrificantes sólidos ao fluido de corte não proporcionou melhorias significativas nos valores das componentes da força de usinagem;
- Os valores do parâmetro de rugosidade R_a situaram-se entre 0,30 e 1,3 μm , sendo que os maiores valores de rugosidade foram registrados para as ferramentas mistas. A condição de usinagem a seco obteve os piores resultados para a maioria das condições avaliadas. A adição de lubrificante sólido proporcionou melhoras significativas nos valores da rugosidade na usinagem com ferramentas mistas e SiAlON, no entanto, para as ferramentas *whisker* esta melhora não foi evidenciada;
- Superfícies geradas na usinagem com cerâmicas *whisker* apresentam marcas de avanço bem definidas, sem a presença de trincas e evidências de deformações plásticas nas superfícies usinadas com ferramentas novas. Nas superfícies usinadas com ferramentas usadas (fim de vida), a deformação plástica é bastante evidente na usinagem a seco e MQF com LB 2000 puro;
- Na usinagem com cerâmicas *whisker* e arestas novas houve um amaciamento na camada mais próxima da superfície usinada, atingindo uma distância de aproximadamente 30 μm abaixo da superfície, sendo que a máxima distância afetada para todas as condições de lubri-refrigeração foi de 200 μm . O amaciamento foi mais acentuado para a condição de usinagem

a seco. As condições de lubri-refrigeração na qual se adicionou lubrificante sólido ao fluido de corte foram as que menos provocaram alterações na camada usinada;

- A condição de usinagem a seco com cerâmicas *whisker* e arestas usadas, foi a que mais afetou a camada sub-superficial da peça, atingindo uma distância abaixo da superfície de 700 μm . E a que menos afetou a camada abaixo da superfície foi a condição de usinagem com adição de MoS_2 ao fluido de corte;
- Tensões residuais de compressão foram predominantes na usinagem com ferramentas *whiskers*;
- A aplicação de fluido de corte pela técnica MQF favoreceu o aparecimento de tensões residuais de compressão. Enquanto que na usinagem a seco predominou tensões residuais de tração;
- A adição de lubrificantes sólidos ao fluido de corte favoreceu o aparecimento de tensões residuais de compressão, sendo mais evidente com a adição de grafite.

Ensaio complementares (caracterização dos fluidos de corte e comparação entre as ligas solubilizadas e envelhecida)

- A usinagem com aplicação do fluido na forma convencional (jorro) resultou nos menores valores da temperatura de usinagem para todas as velocidades de corte analisadas, exceto para a velocidade de 70 m/min;
- A adição de lubrificantes sólidos ao fluido de corte não proporcionou melhorias significativas nos valores da temperatura de usinagem;
- Nos ensaios de *reciprocating*, a adição de grafite ao fluido de corte apresentou menor coeficiente de atrito quando comparado ao óleo puro e com adição de bissulfeto de molibdênio (MoS_2), tanto no fluido integral (LB 2000) quanto no fluido emulsionável (Vasco 1000);
- Os fluidos sem adição de lubrificantes sólidos (puro) apresentaram maior capacidade de carga sem o rompimento do filme lubrificante, no ensaio *reciprocating*;
- Nos ensaios de esclerometria pendular, não foi possível observar diferenças significativas entre os fluidos de corte com relação a energia específica;
- A energia específica de riscamento diminui rapidamente com o aumento da profundidade do risco nos ensaios de esclerometria pendular, independente da condição de lubrificação utilizada;
- O volume de material removido foi maior na usinagem da liga solubilizada quando comparado com a liga envelhecida na usinagem com MQF. A adição de bissulfeto de molibdênio proporcionou melhores resultados;

- Na usinagem com Jorro, os maiores volumes de material removido foram encontrados na usinagem da liga envelhecida, e a adição de grafite não apresentou melhoras significativas.

SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Investigar a utilização de lubrificantes sólidos no fresamento da superliga à base de níquel Inconel 718, aplicando a técnica MQF e jorro.
- Avaliar a usinagem do Inconel 718 com ferramentas cerâmicas aplicando lubrificantes sólidos em pó diretamente na superfície de saída e de folga da ferramenta.
- Investigar a utilização de micro ou nano lubrificantes sólidos misturados ao fluido de corte integral de base vegetal e aplicado na região de corte por MQF, na usinagem da superliga à base de níquel Inconel 718.
- Avaliar a usinagem do Inconel 718 com ferramentas de metal duro texturizadas em conjunto com a aplicação de lubrificantes sólidos adicionados ao fluido de corte integral de base vegetal aplicado via MQF.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Altin, A., Nalbant, M., Taskesen, A., The effects of cutting speed on tool wear and tool life when machining Inconel 718 with ceramic tools, *Materials and Design*, v. 28, p. 2518–2522, 2007.

Anderson, M., Patwa, R., Shin, Y. C., Laser-assisted Machining of Inconel 718 with an Economic Analysis, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 46 (2006) 1879–1891.

API Specification 6A718; Specification of Nickel Base Alloy 718(UNS N07718) for oil and Gas Drilling and Production Equipment, American Petroleum Institute, First edition, March 2004.

Armarego, E.J.A., Katta, R.K., Predictive Cutting Model for Forces and Power in Self-Propelled Rotary Tool Turning Operations, *Annals of the CIRP Vol. 46/1/1997*.

Arunachalam, R. M., Mannan, M. A., Spowage, A. C., Surface integrity when machining age hardened Inconel 718 with coated carbide cutting tools, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 44 (2004) 1481–1491.

ASM Metals Handbook v.2, Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials, ASM International, USA, 1990.

ASM Metals Handbook, Machining: volume 16. 9 ed. Editora ASM International, 1989. 1089p.

ASM Specialty Handbook, Nickel, Cobalt, and Their Alloys, First Edition, ASM International, New York, USA, 2000.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, NBR ISO 4287: Especificações geométricas do produto (GPS) - Rugosidade: Método do perfil - Termos, definições e parâmetros da rugosidade. Rio de Janeiro, 2002. 18p.

Astakhov, V. P., *Metal Cutting Mechanics*. 1º ed. Boca Raton, Flórida: CRC Press, 1998.

Attia, H., Tavakoli, S., Vargas, R., Thomson, V., Laser-assisted High-Speed Finish Turning of Superalloy Inconel 718 Under Dry Conditions, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 59 (2010) 83–88.

Ávila, R. F.; Baptista, B. S.; Barbosa, C. A.; Abrão, A. M. Influência do fluido de corte sobre a força de usinagem e o acabamento do aço inoxidável austenítico ABNT 304. In: VII Seminário Brasileiro do Aço Inoxidável, 7, 2004, São Paulo – SP.

Baker, R.D., Ceramic cutting tools: Application Guidelines, Carbide Tool J. 13 (Sept. 1981) 28–35.

Barrozo, M. A. S., Planejamento de Experimentos. Programa de Pós Graduação em Engenharia Química”, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia - MG, 2003.

Bellows, G., Applying surface integrity principles in jet engine production, Metals Engineering Quarterly, 1972, pp. 55–58.

Betteridge, W., Shaw, S.W.K., “Development of Superalloys – Overview”, Materials Science and Technology, 3 (1987) 682-694,.

Bhatt, A., Attia, H., Vargas, R., Thomson, V., Wear mechanisms of WC coated and uncoated tools in finish turning of Inconel 718, Tribology International, 43 (2010) 1113–1121.

Bhattacharyya, S.K., Jawid, A., Lewis, M.H., Behaviour of sialon ceramic tools when machining cast iron, Proc. 12th North Am. Manuf. Res. Conf., 1984, pp. 265–270.

Bonney, J., High-Speed Machining of Nickel-base, Inconel 718, Alloy with Ceramic and Coated Carbide Cutting Tools using Conventional and High-Pressure Coolant Supplies, March 2004, p. 238. Ph.D. Thesis, London South Bank University, London, Great Britain.

Bruns, R.E., Scarminio, I.S. e Barros Neto, B., Statistical design – Chemometrics. Elsevier, Amsterdam, 2006. 423p.

CheHaron, C. H., Ghani, J. A., Kassim, M. S., Soon, T. K., Ibrahim, G. A., Sulaiman M. A., Surface integrity of Inconel 718 under MQL condition, Advanced Materials Research, vol. 150-151, pp. 1667-1672, 2011.

Choudhury, I. A., El-baradie, M. A., Machinability of nickel-base alloys: a general review. Journal of Materials Processing Technology, v. 77, p 278 – 284, 1998.

CONAMA - Conselho Nacional do Meio Ambiente Dispõe sobre o recolhimento, coleta e destinação final de óleo lubrificante usado ou contaminado. RESOLUÇÃO CONAMA nº 362, de 23 de junho de 2005 Publicada no DOU no 121, de 27 de junho de 2005, Seção 1, páginas 128-130.

Corrêa, J. G., Usinabilidade de aços inoxidáveis martensíticos aplicados na indústria de petróleo. 2014. 190f. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia – MG.

DA Silva, R. B., Desempenho de Diferentes Materiais de Ferramentas de Corte no Torneamento de Acabamento da liga de Titânio Ti-6Al-4V com a Tecnologia de Aplicação de Fluido de Corte à Alta Pressão, 2006, 299 f. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia - MG.

Da Silva, R. B., Machado, A. 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, *Journal of Materials Processing Technology*, 213 (2013) 1459– 1464.

De Mello, J. D. B., Binder, R. A methodology to determine surface durability in multifunctional coatings applied to soft substrates, *Tribology International*. 39 (2006) 769–773.

Dearnley, P. A., Trent, E.M., Wear mechanisms of coated carbides tools. *Metals technology*. V. 09, p. 60 – 75, fevereiro 1982.

Decker, R. F.; Sims, C. T.; “The Metallurgy of Nickel-Base Alloys”. In: Sims, C. T.; Hagel, W. C. (Eds); *The Superalloys*, Chapter 2, New York, USA, John Wiley e Sons, New York, 1972.

Devillez, A., Schneider, F., Dominiak, S., Dudzinski, D., Larrouquere, D., Cutting forces and wear in dry machining of Inconel 718 with coated carbide tools, *Wear*, 262 (2007) 931 - 942.

Devillez, A., Le Coz, G., Dominiak, S., Dudzinski, D., Dry machining of Inconel 718, workpiece surface integrity, *Journal of Materials Processing Technology*, 211 (2011) 1590 - 1598.

DGUV - German Social Accident Insurance, Nov. 2010. Minimum Quantity Lubrication for Machining Operations. BGI/GUV-I718E (in German).

Dhar, N.R., Kamruzzaman, M., Ahmed, M., Effect of minimum quantity lubrication (MQL) on tool wear and surface roughness in turning AISI-4340 steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 172 (2006) 299–304.

Dilbag, S., Rao, P. V., Performance improvement of hard turning with solid lubricants, *Int J Adv Manuf Technol*, 38 (2008) 529–535.

Diniz, A. E., Oliveira, A. J. Optimizing the use of dry cutting in rough turning steel perations, *International Journal of Machine Tools e Manufacture*, 44 (2004) 1061–1067.

Diniz, A.E., Marcondes, F. C., Coppini, N. L., Tecnologia da usinagem dos materiais. 5 ed. São Paulo: Editora Artliber, 2006. 255 p.

Dörr, J., Novaski, O. Usinagem sem Refrigeração. Máquinas e Metais. São Paulo, p. 18-27, mar. 1999.

Drozda, T.J., Ceramic tools find new applications, Manuf. Eng. 87 (May 1985) 34–39.

Dudzinski, D., Devillez, A., Moufki, A., Larrouquere, D., Zerrouki, V., Vigneau, J., A review of developments towards dry and high speed machining of Inconel 718 alloy, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 44 (2004) 439–456.

El Baradie, M.A., Cutting fluids, part I: Characterization. J. Mater. Process. Technol. 56 (1996) 786 e 797.

Erdemir, A., Solid Lubricants and Self-Lubricating Films, Cap. 22, 2001.

Ezugwu, E.O., Machado, A.R., Face milling of aerospace materials, Proc. 1st Int. Conf. on the Behaviour of Mats. in Mach., Stratford-Upon-Avon, England, 1988, pp. 3 - 11.

Ezugwu, E.O., Tang, S.H., Surface abuse when machining cast iron (G-17) and nickel-base superalloy (Inconel 718) with ceramic tools, Journal of Materials Processing Technology, 55 (1995) 63–69.

Ezugwu, E. O., Wang, Z. M., Machado, A. R. The Machinability of Nickel-Based Alloys: A Review. Journal of Materials Processing Technology, 86 (1999) 1 – 16.

Ezugwu, E.O., Olajire, K.A., Wang, Z.M., Wear analysis of coated carbide tools when machining nickel base, Inconel 718 alloy, in: Proceedings of the Fourteenth International Conference on Surface Modification Technologies, Paris, France, Sep. 2000, 279-286.

Ezugwu, E. O.; Bonney, J.; Yamane, Y. An overview of the machinability of aeroengine alloys. Journal of Materials Processing Technology, v.134, (2003) p. 233 – 253.

Ezugwu, E. O., Bonney, J., Olajire, K. A., The effect of coolant concentration on the machinability of nickel-base, nimonic C-263, alloy, Tribology Letters, vol. 16. nº. 4, May 2004.

Ezugwu, E. O., Bonney, J., Fadare, D. A., Sales, W. F., Machining of nickel-base, inconel 718, alloy with ceramic tools under finishing conditions with various coolant supply pressures, Journal of Materials Processing Technology, 162–163 (2005) 609–614.

Ezugwu, E. O., Key improvements in the machining of difficult-to-cut aerospace superalloys, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 45 (2005) 1353–1367.

Ezugwu, E. O., Improvements in the machining of aero-engine alloys using self-propelled rotary tooling technique, *Journal of Materials Processing Technology*, 185 (2007) 60–71.

Fernandes, J. R. S., Machado, A. R. Determinação da Influência do Comprimento de Contato Cavaco/Ferramenta na Temperatura de Corte. Relatório de Iniciação Científica DIRPE nº 052/92.

Ferraresi, D. Fundamentos da Usinagem dos Metais, 12ª ed. São Paulo; Edgard Blucher, 2006. 751p.

Franco, S. D., Contribuição ao Estudo do Desgaste Abrasivo de Materiais Polifásicos, 1989. 115f. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, UFU, Uberlândia - MG, Brasil.

Germain, G., Lebrun, J. L., Bouchnak, T. B., Bellett, D., Auger, S., Laser-assisted Machining of Inconel 718 with Carbide and Ceramic Inserts, *International Journal Mater Form*, 1 (2008) 523–526.

Gonçalves, P. S. C, Bianchi, E.C, Aguiar, P. R., Reduzir, reusar, reciclar: O princípio dos 3R em processos de usinagem, XIII Simpósio de Engenharia de Produção (Simpep), Bauru - SP, 6 a 8 de novembro de 2006.

Grzesik, W. Advanced machining processes of metallic materials: Theory, modelling and applications. 1º ed. Amsterdam: Elsevier, 2008. 478p.

Hadad, M., Sadeghi, B., Minimum Quantity Lubrication-MQL Turning of AISI 4140 Steel Alloy. *Journal of Cleaner Production*, 54 (2013) 332 e 343.

Hong, S.Y., Ding. Y., Cooling approaches and cutting temperatures in cryogenic machining of Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 41 (2001) 1417–37.

Hong, S.Y., Markus, I, Jeong, W., New cooling approach and tool life improvement in cryogenic machining of titanium alloy Ti-6Al-4V, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 41 (2001) 2245–2260.

Honghua, S., Peng, L., Yucan, F., Jiuhua, X., Tool Life and Surface Integrity in High-speed Milling of Titanium Alloy TA15 with PCD/PCBN Tools, Chinese Journal of Aeronautics, p. 25 (2012) 784-790

Hosokawa, A., Ueda, T., Onishi, R., Tanaka, R., Furumoto, T., Turning of difficult-to-machine materials with actively driven rotary tool, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 59 (2010) 89–92.

Hutchings, I.M., Tribology, Friction and Wear of Engineering Materials, Arnold, 4th edition, 1992.

ISO 3685. Tool-life testing with single-point turning tools, 1993.

Itakura, K., Kuroda, M., Omokawa, H., Itani, H., Yamamoto, K., Ariura, Y., Wear mechanism of coated cemented carbide tool in coated tool in cutting of Inconel 718 super-heat resisting alloy, Int. Japan Soc. Pre. Eng., 33 (1999) 326–333.

Juste, K. R. C. Caracterização Tribológica da Lubrificação Sólida, 2012. 160p. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia - MG.

Kadrigama, K. K.A. Abou-El-Hossein, M.M. Noor, K.V.Sharma, B. Mohammad, Tool life and wear mechanism when machining Hastelloy C-22HS, Wear, 270 (2011) 258–268.

Kamata, Y., Obikawa, T., High speed MQL finish-turning of Inconel 718 with different coated tools. Journal of Materials Processing Technology, 192–193 (2007) 281–286.

Kasim, M. S., Che Haron, C. H., Ghani, J. A., Sulaiman, M. A., Yazid, M. Z. A., Wear mechanism and notch wear location prediction model in ball nose end milling of Inconel 718, Wear, 302 (2013) 1171–1179.

Khamsehazadeh, H., Behaviour of Ceramic Cutting Tools When Machining Superalloys, PhD Thesis, 1991.

Khan. S.A., Soo. S.L., Aspinwall. D.K., Sage. C., Harden. P., Fleming. M., White. A., M'Saoubi. R., Tool Wear/life Evaluation When Finish Turning Inconel 718 Using PCBN Tooling, Procedia CIRP, 1 (2012) 283 – 288.

Kishawy, H.A., Elbestawi, M.A. Effects of process parameters on material side flow during hard turning International, Journal of Machine Tools & Manufacture, 39 (1999) 1017–1030.

Kitagawa, T., Kubo, A., Maekawa, K., 1997, "Temperature and wear of cutting tools in high-speed machining of Inconel 718 and Ti-6Al-6V-2Sn", *Wear*, Vol. 202, pp. 142 - 148.

König, W., Klocke, F., *Fertigungsverfahren: Drehen, Frasen und Bohren*. Berlin: Heidelberg, 1997.

Kossakowska, J., and Jemielniak, K., Application of Self-Propelled Rotary Tools for turning of difficult-to-machine materials, *Procedia CIRP*, 1 (2012) 425 – 430.

Krishna, P. V., Rao, D. N. Performance evaluation of solid lubricants in terms of machining parameters in turning, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 48 (2008) 1131–1137.

Kumar, A. S., Durai, A. R., Sornakumar, T., Machinability of hardened steel using alumina based ceramic cutting tools. *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials*, 21 (2003) 109–117.

Kumar, K. V. B. S., Choudhury, S. K., Investigation of tool wear and cutting force in cryogenic machining using design of experiments, *Journal of Materials Processing Technology*, 203 (2008) 95-101.

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, *Journal of Cleaner Production*, 41 (2013) 210 - 221.

Leshock, C. E., Kim, J. N., Shin, Y. C., Plasma Enhanced Machining of Inconel 718: Modeling of Workpiece Temperature with Plasma Heating and Experimental Results, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 41 (2001) 877–897.

Liao, Y.S., Shiue, R.H., Carbide tool wear mechanism in turning of Inconel 718 superalloy, *Wear*, 193 (1996) 16-24.

Liew, W.Y.H., Ngoi, B.K.A., Lu, Y.G., Wear characteristics of PCBN tools in the ultra-precision machining of stainless steel at low speeds, *Wear*, 254 (2003) 265–277.

Lima, F. F., Estudo do desgaste de ferramentas de metal duro e cerâmicas no torneamento de Inconel 751 e Inconel 718. 2012, 229f. Tese de doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia – MG.

Luis, N. E., Usinabilidade do aço de corte-fácil baixo carbono ao chumbo ABNT 12L14 com diferentes níveis de elementos químicos residuais (cromo, níquel e cobre). 2007, 190f. Tese de doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia - MG

Machado, A. R.; DA Silva, M. B.; Coelho, R. T.; Abrão, A. M.; Teoria da Usinagem dos Metais, 3ª ed. São Paulo; Editora Edgard Blucher, 2015.

Machado, A.R., 2000, "Machining of Ti6Al4V and Inconel 901 with a High Pressure Coolant System", PhD Thesis, University of Warwick - Coventry, Inglaterra, 288 pgs.

Machado, A.R., Wallbank, J., The effect of extremely low lubricant volumes in machining, Wear, 210 (1997) 76 e 82.

Madhavulu, G., Ahmed, B., Hot Machining Process for Improved Metal Removal Rates in Turning Operations, Journal of Materials Processing Technology, 44 (1994) 199–206.

Mankins, W.L., Lamb, S., Nickel and Nickel Alloys, ASM Handbook vol2., 9th edition, pp 428-445.

Mason, F., Usinando a seco, ou quase a seco. Máquinas e Metais, v.37 (424), p 160-173, 2001.

Metals Handbook, volume 16 - Machining, ASM, 1989.

Mishra, S., Agarwal S., Improvement in Surface Quality with Solid Lubrication in Turning AISI 4340 steel , 5th International Conference on Leading Edge Manufacturing in 21st Century (LEM21), at Osaka, Japan, 2009.

Montgomery, D. C., Design and analysis of experiments. 6º ed. Arizona: John Wiley & Sons, 2005.

Moura, R.R.; Da Silva, M.B.; Machado, A.R.; Sales, W.F., "The Effect of Application of Cutting Fluid with Solid Lubricant in Suspension During Cutting of Ti-6Al-4V Alloy", Wear (Elsevier), vol. 332-333, (May – June), 2015, pp 762-771, DOI: 10.1016/j.wear.2015.02.051.

Nageswara, D. R; Krishna, P. V., The influence of solid lubricant particle size on machining parameters in turning, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 48 (2008) 107–111.

Oliveira Júnior, M.M., Lubrificação sólida em meio fluido. 2013, 94f. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Uberlândia. Uberlândia - MG.

Olovsjö, S., Nyborg, L., Influence of microstructure on wear behaviour of uncoated WC tools in turning of Alloy 718 and Waspaloy, *Wear*, 12–21(2012), 282–283.

Outeiro, J.C., Pina, J.C., M'Saoubi, R., Pusavec, F., Jawahir, I.S., Analysis of residual stresses induced by dry turning of difficult-to-machine materials. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 57, 77–80, 2008.

Padmini. R., Krishna, V. P., and Rao, K. M. G., Performance assessment of micro and nano solid lubricant suspensions in vegetable oils during machining, *Proc IMechE Part B: J Engineering Manufacture* (2014) 1–9, DOI: 10.1177/0954405414548465.

Palanisamy, S., McDonald, S. D., Dargusch, M., Effects of coolant pressure on chip formation while turning Ti6Al4V alloy, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 49 (2009) 739–743.

Patil, N.G., Asem, A., Pawade, R. S., Thakur, D.G., Brahmkar, P.K., Comparative study of high speed machining of Inconel 718 in dry condition and by using compressed cold carbon dioxide gas as coolant, *Procedia CIRP*, 24 (2014), 86 – 91.

Park, D., Choi, B., Kim, S., Kwag, H., Joo, K., Jeong, J., in Exposure Assessment to suggest the cause of sinusitis developed in grinding operation utilizing soluble metalworking fluids, *Journal of Occupational Health*, 47:319-326, 2005.

Patel, S. J, Smith, G. D., “The role of Niobium in wrought superalloys”, In: *International symposium niobium 2001*, TMS, Orlando, Florida, pp. 1081–1102, 2–5 December 2001.

Paulonis, D. F., Schirra, J. J., “Alloy 718 at Pratt & Whitney historical perspective and future challenges”, *Superalloys 718, 625, 706 and Various Derivatives*, E.A.Loria, TMS, pp.13-23, 2001.

Prengel, H. G., Jindal, P. C., Wendt, K. H. , Santhanam, A. T., Hegde, P. L., Penich, R. M., A new class of high performance PVD coatings for carbide cutting tools, *Surface and Coatings Technology*, v 139, n 1, p 25-34, Mai. 2001.

Pusavec, F., Hamdi, H., Kopac, J., Jawahir, I.S., Surface integrity in cryogenic machining of nickel based alloy—Inconel 718, *Journal of Materials Processing Technology*, 211 (2011) 773–783.

Rahman, M., Senthil K. A., Salam M.U. Evaluation of minimal quantities of lubricant in end milling, *Int J Adv Manuf Technol*, 2001; 18: 235–241.

Rahmati, B., Sarhan, A. A. D., Sayuti, M., Morphology of surface generated by end milling AL6061-T6 using molybdenum disulfide (MoS_2) nanolubrication in end milling machining. *Journal of Cleaner Production*, (2013) 1-7.

Rao, D. N., Krishna, P. V. The influence of solid lubricant particle size on machining parameters in turning, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 48 (2008) 107–111.

Ravi, S., Kumar, M. P., Experimental investigations on cryogenic cooling by liquid nitrogen in the end milling of hardened steel, *Cryogenics*, 51 (2011) 509–515.

Reddy, N.S.K., Nouari, M., The influence of solid lubricant for improving tribological properties in turning process, *Lubrication Science*, 23 (2011) 49–59.

Reddy, N. S. K., Nouari, M., Yang, M. Development of electrostatic solid lubrication system for improvement in machining process performance, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 50 (2010) 789–797

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, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 46 (2006) 189–198

Reed, R.C., *The Superalloys: fundamentals and applications*, Cambridge, Cambridge University Press, 2006.

Reis, A. M. Influência do ângulo de posição secundário da ferramenta, raio da ponta e lubrificação na usinagem em presença de aresta postiça de corte, *Dissertação de Mestrado*, Universidade federal de Uberlândia, Uberlândia - MG, 2000.

Richards, N., Aspinwall, D., Use of ceramic tools for machining nickel-based alloys, *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, p. 29 (1989) 575–588.

Sales, W.F.; Fernandes, J. S. P., Machado, A.R., Mello, J. D. B., Utilização da esclerometria pendular no estudo da performance de fluidos de corte, *XV Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica*, 1999.

Sharman, A.R.C., Hughes, J.I., Ridgway, K., An analysis of the residual stresses generated in Inconel 718TM when turning, *Journal of Materials Processing Technology*, p. 173 (2006) 359–367.

Schulz, H., Dorr, J., Rass, I.J., Schulze, M., Leyendecker, T., Erkens, G., Performance of oxide PVD-coatings in dry cutting operations, *Surface and Coatings Technology*, p. 146 – 147 (2001) 480–485.

Shaffer, W., Cutting tool edge preparation. *Internacional Machining & Grinding Conference*, 3. p. 799-808, Out. 1999.

Shaw, M. C., *Metal cutting Principles*. USA: Oxford University Publications, 1986. 594p.

Silva, L. R., Coelho, R. T., Catai, R. E., Desgaste de Ferramentas no Torneamento com Alta Velocidade de Corte da Superliga. *Revista da Escola de Minas, Minas Gerais - Ouro Preto*, v. 57, n.2, p. 109-114, 2004.

Silva, L. R., Coelho, R. T., Braghini Junior, A., Bezerra, A. A., Mendonça, W. G., Estudo da geometria de corte para torneamento de Inconel. *Máquinas e Metais*, v. 37, n.427, p.32-55, 2001.

Sliney, H.E., Solid lubricant materials for high temperatures. A review, *Tribol. Int.*, 15, p.293-302, 1982.

Sokovic, M.; Mijanovic, K., Ecological aspects of the cutting fluids and its influence of quantifiable parameters of the cutting processes, *J Mater Process Technol*, 2001;109:181–9.

Sreejith, P.S., Ngoi, B.K.A., Dry machining: machining of the future, *Journal of Material Processing Technology*, 101 (2000) 287–291.

Suarez, M. P., Influência da texturização a laser em ferramentas de metal duro revestidas na usinagem do aço ABNT 1050, 2012, 154 f., Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia – MG.

Suh, N.P., New theories of wear and their implications for tool materials, *Wear* 62 (1980) 1–20.

Taylor, F. W., *On the Art of Cutting Metals*, Published by the American Society of Mechanical Engineers, New York, 1996.

Thomé, R., Bianchi, E.C., Arruda, O.S., Aguiar, P.R., Estudo microbiológico das micobactérias e fungos contaminantes dos fluidos de corte, 8º Congresso Iberoamericano de Engenharia Mecânica, Cusco, 23 a 25 de Outubro de 2007.

Trent, M. C., Wright, P. K., Metal Cutting Principles – 4th edition, Butterworth – Heinemann, USA, 2000.

Ulutan, D., Ozel, T., Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: A review, International Journal of Machining Tools & Manufacture, 5 p. 250 - 280, 2010.

VAN VLACK, L.H., Princípios de Ciência do Materiais, Traduzido pelo Eng. Luiz Paulo Camargo Ferrão, São Paulo, Edgard Blucher, 1970.

Varadarajan, A.S., Philip, P.K., Ramamoorthy, B., Investigations on hard turning with minimal cutting fluid application and its comparison with dry and wet turning, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 42 (2) (2002) 193–200.

Vasu, V., Reddy G.P.K., Effect of minimum quantity lubrication in machining with cutting fluids including nano particles on surface roughness, tool wear and temperature dissipation on Inconel 600 alloy. Proc IMechE, Part N: J Nano engineering and Nano systems, 225 (2011) 3–16.

Wang, Z. Y., Rajurkar, K. P., Fan, J., Lei, S., Shin, Y. C., Petrescu, G., Hybrid Machining of Inconel 718, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 43 (2003) 1391–1396.

Wayne, S. F., Buljan, S. T., Wear of ceramic cutting tools in Ni-based superalloy machining. Tribology Transactions, v.33, n.4, p.618-626, 1990.

Wei, G.C., Becher, P.F., Development of SiC-reinforce ceramics, Ceram. Bull. 64, p. 298–304, 1985.

Werkema, M. C. C., Aguiar, S., Planejamento e análise de experimentos: como identificar as principais variáveis influentes em um processo. Belo Horizonte, MG. Fundação Cristiano Ottoni, Escola de Engenharia da UFMG, 1996.

Wypych, F., Dissulfeto de molibdênio, um material multifuncional e surpreendente: doze anos depois, Quimica Nova, 37 (2014) 1220-1226.

Witting, H. Torneamento de superligas. Máquinas e Metais, v. 38 (440), p 156 – 165, 2002.

Xue, C., Chen, W., Adhering layer formation and its effect on the wear of coated carbide tools during turning of a nickel-based alloy, Wear, 270 (2011) 895-902.

Yazid, M.Z.A., CheHaron, C.H., Ghani, J.A., Ibrahim, G.A., Said, A.Y.M., Surface Integrity of Inconel 718 when Finish Turning with PVD Coated Carbide Tool Under MQL, *Procedia Engineering*, 19 (2011) 396 – 401.

Yildiz, Y., Nalbant, M., A review of cryogenic cooling in machining processes, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 48 (2008) 947 – 964

Zailani, Z.A., Hamidon, R., Hussin, M.S., Hamzas, M.F.M.A., Hadi, H. The Influence Of Solid Lubricant In Machining Parameter of Milling Operation, *International Journal of Engineering Science and Technology (IJEST)*, Vol. 3 (2011).

Zhou, J.M., Bushlya, V., Stahl, J.E., An investigation of surface damage in the high speed turning of Inconel 718 with use of *whisker* reinforced ceramic tools, *Journal of Materials Processing Technology*, 212 (2012) 372 – 384.

Zhou, J., Bushlya, V., Peng, R. L., Chen, Z., Johansson, S. Stahl, J. E., Analysis of subsurface microstructure and residual stresses in machined Inconel 718 with PCBN and Al₂O₃-SiCw tools, *Procedia CIRP*, 13 (2014) 150 – 155.

Zou, B., Chen, M., Huang, C., An, Q., Study on surface damages caused by turning NiCr20TiAl nickel-based alloy, *Journal of Materials Processing Technology*, 209 (2009) 5802–5809.