

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

APLICAÇÃO DE MÉTODOS ALTERNATIVOS DE LUBRIRREFRIGERAÇÃO NO
TORNEAMENTO DA LIGA DE NÍQUEL HASTELLOY® C-276

por

Tiago Borba Oschelski

Dissertação para obtenção do Título de
Mestre em Engenharia

Porto Alegre, Novembro de 2020

APLICAÇÃO DE MÉTODOS ALTERNATIVOS DE LUBRIRREFRIGERAÇÃO NO
TORNEAMENTO DA LIGA DE NÍQUEL HASTELLOY® C-276

por

Tiago Borba Oschelski
Engenheiro Mecânico

Dissertação submetida ao Corpo Docente do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, PROMEC, da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos necessários para a obtenção do Título de

Mestre em Engenharia

Área de Concentração: Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. André João de Souza

Comissão de Avaliação:

Prof. Dr. Álisson Rocha Machado PPGEM / PUCPR

Prof. Dr. Heraldo de AmorimDEMEC / UFRGS

Prof. Dr. Ney Francisco FerreiraPROMEC / UFRGS

Prof. Dr. Fernando Marcelo Pereira
Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, 26, Novembro de 2020

*“A percepção do desconhecido é a mais fascinante das experiências.
O homem que não tem os olhos abertos para o misterioso passará pela vida sem ver nada.”*

(Albert Einstein)

AGRADECIMENTOS

Agradeço a todos que ajudaram, direta e indiretamente, no caminho de mais uma etapa da minha vida culminando com o desenvolvimento desta dissertação.

Ao Prof. André João de Souza, pela sua dedicação, paciência, sinceridade e amizade.

À UFRGS (Universidade Federal do Rio Grande do Sul), e ao PROMEC (Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da UFRGS), pela oportunidade.

Ao LAUS (Laboratório de Automação em Usinagem), pela disponibilidade de infraestrutura e suporte à realização do trabalho, aos seus integrantes e em especial ao Técnico Guilherme Vargas Schirmer, pelo auxílio nos experimentos e pela amizade construída.

Aos colegas de laboratório, Ana Paula dos Santos Cavalheiro, Mauricio Rodrigues Policena, Rafael Farias Garcia e Wilson Trindade Urasato, e em especial aos colegas, Lourenço Rad Miranda, Nícolás Hoffmann e Matheus dos Santos Polly pelo auxílio, amizade e momentos de descontração.

À empresa Walter Tools[®], pela doação dos insertos intercambiáveis de metal-duro.

À empresa Quimatic[®]/Tapmatic[®], pelo nebulizador e pelo fluido de corte para aplicação em névoa.

À empresa Bondmann Química[®], pelo bio-lubrificante usado na condição abundante.

Ao Prof. Rogério Valentim Gelano e ao Laboratório de Filmes Finos e Processos de Plasma (LFFPP/UFTM), pelo nanofluido à base de flocos de multicamadas de grafeno.

Ao Eng. Vinicius Leão (Matrifios), pela doação do material e preparação das amostras.

Ao Sr. Francis Almeida e ao Centro de Microscopia e Microanálise (CMM/UFRGS), pelo auxílio na realização das análises MEV/EDS mesmo em tempo de pandemia do Covid-19.

Ao Eng. Luciano Oliveira (Greenservice), pela doação do tubo de vórtice.

Ao Laboratório de Corrosão, Proteção e Reciclagem de Materiais (LACOR/UFRGS), pela disponibilidade de infraestrutura e auxílio nas análises do material da peça.

Aos meus pais, Antonio Oschelski e Celita Borba Oschelski, pela educação, amor e por sempre me incentivarem.

Aos meus cachorros Maylon e Luck, por alegrar minha casa nos momentos de tensão e preocupação no decorrer do curso.

Em especial, ao meu amor Tiela Trapp Grassotti, por acreditar em mim, por dividir sua vida e seus sonhos comigo e juntos termos construído este caminho.

RESUMO

Propriedades mecânicas e térmicas, combinadas com alta resistência à fadiga e boa durabilidade à corrosão, tornam o Hastelloy® C-276 apropriado para aplicações nas indústrias aeronáutica, aeroespacial, marinha, química, petroquímica e nuclear que exigem temperaturas elevadas. Devido às propriedades apresentadas, este material apresenta alto grau de encruamento, alta ductilidade e baixa condutividade térmica, resultando em baixa usinabilidade. Ademais, uma usinagem ambientalmente correta busca reduzir e/ou eliminar o fluido de corte. Desta forma, diferentes métodos de lubrificação vêm sendo utilizadas, porém pouco abordadas no torneamento desta liga de níquel. Assim, este trabalho investiga o efeito de técnicas alternativas de lubrificação no desgaste e na vida da ferramenta, nas componentes ortogonais da força de usinagem e na rugosidade gerada durante o torneamento de acabamento do Hastelloy® C-276 utilizando insertos de metal-duro com revestimento PVD-TiAlN. Os ensaios foram realizados considerando duas velocidades de corte ($v_c = 80$ e 120 m/min) e cinco condições de lubrificação: fluido de corte em abundância (WET), mínima quantidade de lubrificação refrigerada (MQCL), nanofluido à base de grafeno multicamadas em MQCL (NF-MQCL), mínima quantidade de lubrificação (MQL) e usinagem a seco (DRY). Como resultado, o torneamento com MQL proporcionou uma vida mais longa para a ferramenta com $v_c = 80$ m/min (8,4 min). Para $v_c = 120$ m/min, o torneamento com NF-MQCL resultou na maior vida (4,4 min). Em todas as situações, foram observados aresta postiça de corte (APC) e desgastes de flanco, e de cratera. Os mecanismos de desgaste observados foram adesão (*attrition*) e abrasão (principalmente) além de fadiga, difusão e oxidação (menor ocorrência). Em relação às componentes ortogonais da força, os valores aumentaram com o aumento do desgaste de flanco para ambas v_c , e os métodos MQCL e NF-MQCL mostraram resultados promissores. O MQCL também gerou o melhor acabamento da superfície usinada ($R_a < 0,8$ μm) para um desgaste de flanco de 200 μm obtido com $v_c = 120$ m/min.

Palavras-chave: Torneamento do Hastelloy® C-276; condições de lubrificação; vida da ferramenta; componentes ortogonais da força de usinagem; rugosidade da superfície usinada.

ABSTRACT

Mechanical and thermal properties, combined with high fatigue strength and good corrosion durability, make Hastelloy[®] C-276 suitable for aeronautical, aerospace, marine, chemical, petrochemical, and nuclear applications (situations that require high temperatures). Due to the properties presented, this material has a high work hardening rate, high ductibility, and low thermal conductivity, resulting in low machinability. Furthermore, environmentally-friendly machining seeks to reduce and/or eliminate the cutting fluid. In this way, different lubricating/cooling methods have been used, but little addressed in this nickel-based alloy turning. Therefore, this work investigates the effect of alternative lubricating/cooling techniques on the tool wear, tool life, orthogonal force components, and surface roughness generated during the Hastelloy[®] C-276 finish turning with PVD-TiAlN-coated carbide inserts. Tests were carried out considering two cutting speeds ($v_c = 80$ e 120 m/min) and five lubricating/cooling conditions: wet machining, minimum quantity cooled lubrication (MQCL), multilayer graphene-based nanofluid in MQCL (NF-MQCL), minimum quantity lubrication (MQL), and dry cutting. As a result, the MQL turning provided a longer lifetime at $v_c = 80$ m/min (8.4 min). At $v_c = 120$ m/min, the NF-MQCL turning resulted in the most extended tool life (4.4 min). In all situations, built-up edge (BUE), flank wear and crater wear, were observed. The wear mechanisms observed were attrition, and abrasion (mainly) plus fatigue, diffusion, and oxidation (less occurrence). Regarding the orthogonal force components, the values increased when increasing the flank wear for both v_c , and the MQCL and NF-MQCL methods showed promising results. MQCL also generated the best surface finish ($R_a < 0.8$ μm) for 200 μm flank wear obtained with $v_c = 120$ m/min.

Keywords: Hastelloy[®] C-276 turning; lubricating/cooling conditions; tool life; orthogonal force components; surface roughness.

SUMÁRIO

| | | |
|----------|--|-----------|
| 1 | INTRODUÇÃO..... | 1 |
| 1.1 | Objetivos..... | 2 |
| 1.2 | Organização do Trabalho..... | 3 |
| 2 | FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA..... | 4 |
| 2.1 | Ligas de Níquel..... | 4 |
| 2.1.1 | Hastelloy® C-276..... | 5 |
| 2.1.2 | Usinabilidade de ligas de níquel..... | 6 |
| 2.2 | Ferramenta de Corte..... | 7 |
| 2.2.1 | Materiais para ferramentas de corte..... | 8 |
| 2.2.2 | Geometria da ferramenta de corte..... | 11 |
| 2.3 | Falhas nas Ferramentas de Corte..... | 13 |
| 2.3.1 | Mecanismos de falha..... | 15 |
| 2.4 | Vida da Ferramenta..... | 17 |
| 2.5 | Força de Usinagem..... | 19 |
| 2.6 | Rugosidade da Superfície Usinada..... | 22 |
| 2.7 | Meios Lubrificadorres..... | 24 |
| 2.7.1 | Usinagem ambientalmente amigável..... | 26 |
| 3 | MATERIAIS E MÉTODOS..... | 30 |
| 3.1 | Materiais e Equipamentos..... | 31 |
| 3.1.1 | Corpo de Prova..... | 31 |
| 3.1.2 | Ferramenta de Corte..... | 32 |
| 3.1.3 | Máquina-ferramenta..... | 33 |
| 3.1.4 | Meios lubrificadorres..... | 33 |
| 3.2 | Procedimento Experimental..... | 34 |
| 3.2.1 | Aquisição dos sinais de força..... | 35 |
| 3.2.2 | Medição da rugosidade média..... | 37 |
| 3.2.3 | Registro do desgaste de ponta da ferramenta..... | 38 |
| 3.2.4 | Análise dos mecanismos de desgastes..... | 38 |
| 4 | RESULTADOS E DISCUSSÃO..... | 40 |

| | | |
|----------|--|-----------|
| 4.1 | Desgastes e Vidas da Ferramenta | 40 |
| 4.1.1 | Análise da vida da ferramenta de corte..... | 40 |
| 4.1.2 | Avaliação dos desgastes das ferramentas | 44 |
| 4.1.3 | Investigação dos mecanismos de desgaste na ferramenta | 47 |
| 4.2 | Componentes Ortogonais da Força de Usinagem..... | 51 |
| 4.2.1 | Força passiva | 51 |
| 4.2.2 | Força de corte | 53 |
| 4.2.3 | Força de avanço | 54 |
| 4.2.4 | Comparativo das forças de usinagem | 55 |
| 4.3 | Rugosidade Média da Superfície Usinada..... | 57 |
| 4.3.1 | Comparação da rugosidade média com ferramenta nova e desgastada..... | 60 |
| 5 | CONCLUSÕES..... | 63 |
| 5.1 | Vida da Ferramenta e seus Desgastes | 63 |
| 5.2 | Força de Usinagem | 63 |
| 5.3 | Rugosidade da Superfície Usinada | 64 |
| 5.4 | Sugestões para Trabalhos Futuros | 64 |
| | REFERÊNCIAS | 65 |
| | APÊNDICES | 78 |
| A | Análise do Flanco da Ferramenta Desgastada via MEV/EDS..... | 78 |
| B | Perfis de rugosidade 2D em função da lubrificação e da velocidade de corte, considerando aresta de corte nova e desgastada..... | 86 |

LISTA DE FIGURAS

| | |
|---|----|
| Figura 2.1 – Divisão dos custos de produção (Adpatado de Kopac et al., 1998)..... | 8 |
| Figura 2.2 – Tipos de ferramentas de corte (Machado et al., 2015)..... | 9 |
| Figura 2.3 – Superfícies e arestas de corte de uma ferramenta de corte (Diniz et al., 2014).. | 12 |
| Figura 2.4 – Ângulos de uma ferramenta de corte: (a) α_0 (folga), β_0 (cunha) e γ_0 (saída); (b) λ_s (inclinação); (c) χ_r (posição), ϵ_r (ponta) e χ_r' (posição secundário) (Ferraresi, 2018). | 12 |
| Figura 2.5 – Tipos de falhas nas ferramentas de corte: (a) deformação plástica; (b) avarias; (c) desgastes (adaptado de Sandvik, 2017). | 14 |
| Figura 2.6 – Mecanismos de desgaste (adaptado de Davim, 2008). | 16 |
| Figura 2.7 – Mecanismos de desgaste em relação a temperatura (Konig e Klock, 1997)..... | 17 |
| Figura 2.8 – Principais desgastes em ferramentas de corte (adaptado de ISO 3685, 1993).... | 18 |
| Figura 2.9 – Exemplo de curva de desgaste (Ferraresi, 2018). | 19 |
| Figura 2.10 – Força de usinagem e suas componentes (adaptado de Diniz et al., 2014). | 20 |
| Figura 2.11 – Influência nas componentes da força de usinagem (adaptado de Klocke, 2011). | 20 |
| Figura 2.12 – Classes de rugosidade (adaptado de ABNT NBR 8404, 1984; ISO 1302, 2002). | 24 |
| Figura 2.13 – Locais de aplicação dos fluidos de corte (Machado et al., 2015). | 25 |
| Figura 2.14 – Conceito de atomizador (adaptado de Davim, 2008)..... | 27 |
| Figura 2.15 – Estrutura do tubo de vórtice (adaptado de Ginting et al., 2016). | 27 |
| Figura 3.1 – Fluxograma do método experimental..... | 30 |
| Figura 3.2 – Corpo de prova de Hastelloy® C-276..... | 32 |
| Figura 3.3 – Inserto intercambiável de metal-duro Walter Tools com grãos ultrafinos (dimensões em mm)..... | 32 |
| Figura 3.4 – Torno CNC Mazak QTN 100-II..... | 33 |
| Figura 3.5 – Sistema de lubrificação: (a) aspersor Quimatic IV; (b) posição do bico. | 34 |

| | |
|--|----|
| Figura 3.6 – Estrutura experimental para a aquisição de forças (cortesia do LAUS/UFRGS). | 35 |
| Figura 3.7 – Sistema de aquisição de sinais de força: (a) dinamômetro Kistler 9129A instalado no Torno CNC; (b) itens do sistema de monitoramento. | 36 |
| Figura 3.8 – Medição da Rugosidade: (a) Rugosímetro portátil (b) Dispositivo para a medição. | 37 |
| Figura 3.9 – Microscópio digital USB Dino-Lite Pro modelo AM-413ZT. | 38 |
| Figura 3.10 – Microscópio eletrônico de varredura e espectrômetro de energia dispersiva. | 39 |
| Figura 4.1 – Desgaste flanco na ponta (VBC) x tempo de corte com $v_c = 80$ m/min em diferentes métodos de lubrificação. | 40 |
| Figura 4.2 – Desgaste flanco na ponta (VBC) x tempo de corte com $v_c = 120$ m/min em diferentes métodos de lubrificação. | 42 |
| Figura 4.3 – Volume de material removido (V) e tempo de vida (T) para cada condição de corte. | 43 |
| Figura 4.4 – Imagens dos insertos por microscopia óptica para $v_c = 80$ m/min, nas condições lubrificantes: MQCL, WET, DRY, NF-MQCL e MQL. | 44 |
| Figura 4.5 – Imagens dos insertos por microscopia óptica para $v_c = 120$ m/min, nas condições lubrificantes: MQCL, WET, DRY, NF-MQCL e MQL. | 45 |
| Figura 4.6 – Imagens (MEV) dos insertos indicando as falhas ocorridas para $v_c = 80$ m/min nas condições: MQCL, WET, DRY, NF-MQCL e MQL. | 47 |
| Figura 4.7 – Imagem (MEV) do desgaste de flanco com as regiões marcadas para análise EDS para condição DRY com $v_c = 80$ m/min. | 48 |
| Figura 4.8 – Imagens (MEV) dos insertos indicando as falhas ocorridas para $v_c = 120$ m/min nas condições: MQCL, WET, DRY, NF-MQCL e MQL. | 49 |
| Figura 4.9 – Imagem (MEV) do desgaste de flanco com as regiões marcadas para análise EDS para condição MQL com $v_c = 120$ m/min. | 50 |
| Figura 4.10 – Força passiva média RMS nas condições de corte com a ferramenta nova e desgastada. | 52 |
| Figura 4.11 – Força de corte média RMS nas condições de corte com a ferramenta nova e desgastada. | 53 |

| | |
|---|----|
| Figura 4.12 – Força de avanço média RMS nas condições de corte com a ferramenta nova e desgastada. | 54 |
| Figura 4.13 – Crescimento percentual da força passiva com o desgaste da ferramenta..... | 55 |
| Figura 4.14 – Variação da força de usinagem para todos os meios lubrificantes nas duas velocidades de corte..... | 56 |
| Figura 4.15 – Variação da rugosidade média vs. tempo de corte com $v_c = 80$ m/min em diferentes meios lubrificantes..... | 57 |
| Figura 4.16 – Variação da rugosidade média vs. tempo de corte com $v_c = 120$ m/min em diferentes meios lubrificantes..... | 59 |
| Figura 4.17 – Rugosidade média (R_a) nas duas velocidades de corte para a ferramenta nas condições: (a) nova; (b) desgastada. | 60 |
| Figura 4.18 – Perfis de rugosidade para os maiores e menores valores de R_a considerando a ferramenta nova e desgastada. | 61 |
| Figura A.1 – Imagem do desgaste de flanco através do MEV com as regiões marcadas para análise EDS para condição MQCL com $v_c = 80$ m/min..... | 78 |
| Figura A.2 – Imagem do desgaste de flanco através do MEV com as regiões marcadas para análise EDS para condição MQCL com $v_c = 120$ m/min..... | 79 |
| Figura A.3 – Imagem do desgaste de flanco através do MEV com as regiões marcadas para análise EDS para condição WET com $v_c = 80$ m/min. | 80 |
| Figura A.4 – Imagem do desgaste de flanco através do MEV com as regiões marcadas para análise EDS para condição WET com $v_c = 120$ m/min..... | 81 |
| Figura A.5 – Imagem do desgaste de flanco através do MEV com as regiões marcadas para análise EDS para condição DRY com $v_c = 120$ m/min..... | 82 |
| Figura A.6 – Imagem do desgaste de flanco através do MEV com as regiões marcadas para análise EDS para condição NF-MQCL com $v_c = 80$ m/min. | 83 |
| Figura A.7 – Imagem do desgaste de flanco através do MEV com as regiões marcadas para análise EDS para condição NF-MQCL com $v_c = 120$ m/min. | 84 |
| Figura A.8 – Imagem do desgaste de flanco através do MEV com as regiões marcadas para análise EDS para condição MQL com $v_c = 80$ m/min. | 85 |

Figura B.1 – Perfis de rugosidade com $v_c = 80$ m/min considerando aresta nova e desgastada.
..... 86

Figura B.2 – Perfis de rugosidade com $v_c = 120$ m/min considerando aresta nova e desgastada.
..... 87

LISTA DE TABELAS

| | |
|--|----|
| Tabela 2.1 – Composição química da liga Hastelloy® C-276 (adaptado da norma ASTM B574, 2018). | 5 |
| Tabela 2.2 – Classificação das ferramentas de corte em função do tamanho de grão (adaptado de Sandvik, 2015). | 10 |
| Tabela 2.3 – Principais parâmetros de rugosidade (adaptado de ABNT NBR 4287, 2002). ... | 23 |
| Tabela 3.1 – Composição química da liga Hastelloy® C-276 (Massa %). | 31 |
| Tabela 3.2 – Ensaio mecânico do Hastelloy C-276..... | 31 |
| Tabela 3.3 – Parâmetros de corte para os experimentos..... | 35 |
| Tabela 4.1 – Composição química de cada região através da análise EDS para condição DRY com $v_c = 80$ m/min. | 49 |
| Tabela 4.2 – Composição química de cada região através da análise EDS para condição MQL com $v_c = 120$ m/min. | 50 |
| Tabela A.1 – Composição química de cada região através da análise EDS para condição MQCL com $v_c = 80$ m/min. | 78 |
| Tabela A.2 – Composição química de cada região através da análise EDS para condição MQCL com $v_c = 120$ m/min. | 79 |
| Tabela A.3 – Composição química de cada região através da análise EDS para condição WET com $v_c = 80$ m/min. | 80 |
| Tabela A.4 – Composição química de cada região através da análise EDS para condição WET com $v_c = 120$ m/min. | 81 |
| Tabela A.5 – Composição química de cada região através da análise EDS para condição DRY com $v_c = 120$ m/min. | 82 |
| Tabela A.6 – Composição química de cada região através da análise EDS para condição NF-MQCL com $v_c = 80$ m/min..... | 83 |
| Tabela A.7 – Composição química de cada região através da análise EDS para condição NF-MQCL com $v_c = 120$ m/min..... | 84 |

| | |
|--|----|
| Tabela A.8 – Composição química de cada região através da análise EDS para condição MQL com $v_c = 80$ m/min. | 85 |
|--|----|

LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

| | |
|-------|--|
| ABNT | Associação Brasileira de Normas Técnicas |
| AISI | <i>American Iron and Steel Institute</i> |
| APC | Aresta postiça de corte |
| ASTM | <i>American Society for Testing and Materials</i> |
| cfc | Cúbica de Face Centrado |
| CNC | Comando numérico computadorizado |
| CVD | Deposição Química de Vapor |
| DRY | Usinagem a seco |
| EDS | Espectroscopia de Energia Dispersiva |
| EFM | <i>Environmentally-Friendly Machining</i> (Usinagem Ambientalmente Amigável) |
| ISO | <i>International Organization for Standardization</i> |
| LACOR | Laboratório de Corrosão, Proteção e Reciclagem de Materiais |
| LAUS | Laboratório de Automação em Usinagem |
| LFFPP | Laboratório de Filmes Finos e Processos de Plasma |
| LII | Laboratório de Implantação Iônica |
| MEV | Microscópio Eletrônico de Varredura |
| MLG | <i>Multilayer Graphene</i> (Grafeno Multicamadas) |
| MQCL | Mínima quantidade de lubrificação refrigerada |
| MQL | Mínima quantidade de lubrificação |
| NBR | Norma Brasileira |
| PVD | Deposição Física de Vapor |
| RMS | <i>Root Mean Square</i> |
| UFRGS | Universidade Federal do Rio Grande do Sul |
| UFTM | Universidade Federal do Triângulo Mineiro |
| WET | Usinagem com fluido de corte em abundância |

LISTA DE SÍMBOLOS

| | |
|-------------------|---|
| a_p | Profundidade de corte [mm] |
| f | Avanço por volta [mm/rev.] |
| F_c | Força de corte [N] |
| F_f | Força de avanço [N] |
| F_p | Força passiva [N] |
| F_a | Força ativa [N] |
| F_u | Força de usinagem [N] |
| h | Espessura de corte [mm] |
| KB | Largura da cratera [mm] |
| KM | Afastamento médio da cratera [mm] |
| K_s | Pressão específica de corte [N/mm ²] |
| K_T | Profundidade da cratera [mm] |
| l_e | Comprimento de amostragem [mm] |
| l_m | Comprimento de avaliação [mm] |
| n | Rotação [rpm] |
| R_a | Desvio médio aritmético [μm] |
| R_{a-th} | Rugosidade média teórica [μm] |
| R_q | Desvio médio quadrático [μm] |
| R_{sk} | Fator de assimetria do perfil [μm] |
| R_t | Altura total do perfil [μm] |
| R_z | Altura máxima do perfil [μm] |
| r_ϵ | Raio de ponta [mm] |
| T | Vida da ferramenta [min ou s] |
| V | Volume de material removido [cm ³] |
| VB | Desgaste de flanco [μm] |
| VB _B | Desgaste de flanco médio [μm] |
| VB _C | Desgaste de flanco na ponta da ferramenta [μm] |
| VB _{max} | Desgaste de flanco máximo [μm] |
| VB _N | Desgaste de entalhe [μm] |
| v_c | Velocidade de corte [m/min] |
| v_f | Velocidade de avanço [mm/min] |

| | |
|--------------|-----------------------------------|
| A_γ | Superfície de saída |
| A_α | Superfície principal de folga |
| A'_α | Superfície secundária de folga |
| S | Aresta principal de corte |
| S' | Aresta secundária de corte |
| P_r | Plano de referência da ferramenta |
| α_o | Ângulo de folga [°] |
| α_f | Ângulo de folga lateral [°] |
| α_p | Ângulo de folga dorsal [°] |
| β_o | Ângulo de cunha [°] |
| β_f | Ângulo de cunha lateral [°] |
| β_p | Ângulo de cunha dorsal [°] |
| γ_o | Ângulo de saída [°] |
| γ_f | Ângulo de saída lateral [°] |
| γ_p | Ângulo de saída dorsal [°] |
| ϵ_r | Ângulo de ponta [°] |
| λ_s | Ângulo de inclinação [°] |
| χ_r | Ângulo de posição [°] |
| χ'_r | Ângulo de posição secundário [°] |
| γ' | Precipitado gama prime [nm] |

1 INTRODUÇÃO

As ligas de níquel são materiais originados na década de 1950 contendo quantidades significativas de vários elementos como cromo e alumínio, os quais possuem excelente resistência à degradação mecânica e química em temperaturas próximas a seu ponto de fusão (Reed, 2008). Estas ligas foram criadas para aplicações nas quais se exige alto desempenho a temperaturas elevadas. O uso dessas ligas expandiu-se posteriormente para muitas outras áreas, incluindo turbinas a gás para geração de energia elétrica, motores de foguetes, instalações químicas e de petróleo (Ezugwu et al., 1999; Mclean, 1996).

A versatilidade das ligas de níquel provém da combinação de alta resistência com boa ductilidade em baixa temperatura, agregado à excelente estabilidade superficial (Prasad e Wanhill, 2017). Vale dizer que metade do peso de um motor de aeronave é composto de ligas de níquel justamente por terem estabilidade térmica e resistência à corrosão em ambientes severos (Schafrik e Sprague, 2004).

Os avanços na tecnologia aeronáutica, na geração de energia e na indústria petroquímica trazem consigo materiais cada vez mais difíceis de usar. Isso contribui para que haja uma maior demanda dos métodos de processamento e nas capacidades dos componentes para a usinagem desses materiais de difícil corte (Zhu et al., 2013). Exemplo disso é a liga de níquel Hastelloy[®] C-276. Esta é uma liga ternária níquel-cromo-molibdênio com adição de tungstênio projetada para trabalhar em uma ampla variedade de aplicações químicas, especialmente as que necessitam de excelente resistência à corrosão por *pitting* e à oxidação em uma ampla gama de ambientes severos. Tais características reduzem a sua usinabilidade (Haynes, 2020).

Diversos trabalhos vêm mostrando que a usinabilidade de ligas de níquel é influenciada por parâmetros de corte, ferramenta utilizada e condições de lubrificação (Dhananchezian 2019; Dhananchezian e Rajkumar, 2020; Xu et al., 2015; Yıldırım et al., 2019). Estes fatores afetam a vida da ferramenta, a força de usinagem e a rugosidade, sendo estes significativos para a produtividade e o custo do processo. Mesmo em baixas velocidades de corte, observam-se temperaturas elevadas na usinagem de ligas de Ni, principalmente nas interfaces cavaco-ferramenta e ferramenta-peça, acelerando desta forma os desgastes. Uma solução para este problema é o uso de fluidos de corte.

Em um mercado de bilhões de dólares em processos de usinagem como torneamento, fresamento entre outros, cerca de 10% de todo o metal usinado se torna cavacos. Nesse meio, ao escolher as condições de corte e ferramentas corretas, é possível obter uma economia em torno de 20% (Ezugwu, 2005). O uso de fluido de corte pode trazer benefícios ao processo e às

peças usinadas, controlando a temperatura e o atrito nas interfaces (Astakhov, 2011). No entanto, a aplicação deste fluido em abundância (WET) pode ser prejudicial ao meio ambiente e gerar altos custos de manutenção, descarte e reciclagem. Deste modo, o estudo de métodos alternativos de lubrificação refrigerada eficientes e limpos (EFM – *environmentally friendly machining*) está se tornando necessário à medida que as regulamentações sobre contaminação ambiental e poluição tornam-se cada vez mais rigorosas (Sartori et al., 2018). Com isso, a usinagem a seco (DRY) se apresenta como melhor opção do ponto de vista ambiental. Porém, a ausência de fluido leva a uma maior geração de calor, com consequência menor tempo de vida da ferramenta, exigindo maior cautela na escolha da mesma (Dixit et al., 2012; Fratila, 2013). Uma solução é o uso de mínima quantidade de lubrificação (MQL), ou mínima quantidade de lubrificação refrigerada (MQCL), ou ainda aplicando nanofluidos (NF) em quantidades reduzidas, técnicas utilizadas para superar as desvantagens das usinagens DRY e WET (Kang et al., 2008; Pervaiz et al., 2017; Rahim e Dorairaju, 2018; Sarkar et al., 2015).

Há uma lacuna na literatura em relação à avaliação da usinabilidade da liga de níquel Hastelloy[®] C-276 frente a técnicas alternativas de lubrificação refrigerada em torneamento, mais especificamente MQL, MQCL e NF-MQCL. Com isso, pretende-se inserir o uso de um sistema sustentável eliminando e/ou reduzindo os passivos ambientais, ocupacionais e econômicos, tendo como foco principal o uso de EFM. Os resultados servirão de base para o torneamento do Hastelloy[®] C-276, com respeito à maior vida da ferramenta de metal-duro, considerando o volume de material removido, as forças obtidas e a rugosidade da superfície usinada.

1.1 Objetivos

Avaliar comparativamente a influência de cinco diferentes meios lubrificação refrigerada (WET, MQL, MQCL, NF-MQCL e DRY) no torneamento do Hastelloy[®] C-276 usando insertos de metal-duro com revestimento PVD/TiAlN. Serão realizados dois ensaios de vida para cada meio lubrificação refrigerada, considerando um para cada velocidade de corte (80 e 120 m/min), totalizando 10 ensaios. Os resultados serão avaliados em relação a desgaste, mecanismos de desgaste, tempo de vida da ferramenta, volume de material removido, forças de usinagem e rugosidade das superfícies usinadas.

1.2 Organização do Trabalho

O trabalho foi organizado em sete partes descritas abaixo:

- **Capítulo 1: INTRODUÇÃO**
Contextualização sucinta do tema abordado, apresentando a proposta de maneira breve bem como os objetivos do trabalho.
- **Capítulo 2: FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA**
Revisão concisa da literatura sobre usinagem de ligas de níquel e aspectos relacionados a ferramentas de corte, forças de usinagem, acabamento da superfície usinada e meios lubrificantes.
- **Capítulo 3: MATERIAIS E MÉTODOS**
Caracterização de materiais, ferramentas, equipamentos e procedimentos utilizados para a execução dos ensaios de vida da ferramenta no torneamento do Hastelloy® C-276.
- **Capítulo 4: RESULTADOS E DISCUSSÃO**
Apresentação de resultados e discussões acerca das informações obtidas com os ensaios de vida conforme os procedimentos descritos.
- **Capítulo 5: CONCLUSÕES**
Exposição das principais conclusões relativas às discussões dos resultados gerados de acordo com os objetivos do estudo, bem como sugestões para trabalhos futuros.
- **REFERÊNCIAS**
Bibliografias citadas no texto que serviram de base para a realização do estudo.
- **APÊNDICES**
Informações adicionais contendo as imagens (MEV) das ferramentas desgastadas em cada ensaio de vida e as tabelas provenientes da análise via EDS de cada uma destas imagens; também constam os perfis 2D de rugosidade gerados em cada ensaio.

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Nesse capítulo são abordados diversos assuntos pertinentes, apresentando ligas de níquel e sua usinagem, ferramentas de corte e principais falhas a elas associadas, e as variáveis de resposta do processo, incluindo vida de ferramenta, força de usinagem e rugosidade da superfície usinada. Por fim, tem-se a usinagem ambientalmente amigável, apresentando métodos alternativos de lubrificação, incluindo a aplicação de nanofluidos.

2.1 Ligas de Níquel

As ligas de níquel são empregadas principalmente em serviços submetidos a altas temperaturas e à corrosão. Variedades contendo quantidades apropriadas de Al e Ti são endurecíveis por precipitação e apresentam também alta resistência mecânica. Em relação à sua classificação, as ligas se dividem em quatro famílias (Infomet, 2020):

- ligas binárias: Ni-Cu (ex. Monel[®]) e Ni-Mo (ex. Hastelloy[®] B-2);
- ligas ternárias: Ni-Cr-Fe (ex. Inconel[®] 600 e Incoloy[®] 800) e Ni-Cr-Mo (Hastelloy[®] C-276, Hastelloy[®] C-22 e Inconel[®] 625);
- ligas complexas: Ni-Cr-Fe-Mo-Cu (ex. Hastelloy[®] G-3, Inconel[®] 718 e Incolloy[®] 825);
- superligas (ex. Waspaloy[®], Udimet[®] 700, Astroloy[®], Rene[®] 95 e Nimonic[®]).

As ligas de níquel podem passar por processos de endurecimentos, através de solução sólida, por adição de carbonetos e por precipitação. Para o endurecimento por solução sólida, cobalto (Co), ferro (Fe), cromo (Cr), molibdênio (Mo), tungstênio (W), vanádio (V), titânio (Ti) e alumínio (Al) podem ser usados nas ligas de Ni. Esses elementos diferem do Ni no diâmetro atômico de 1 a 13%, gerando deformações na rede cristalina, que resulta no endurecimento da liga (Fleischmann et al., 2015). A adição de carbono na liga pode formar carbeto a partir de elementos contidos na liga, formando principalmente MC, M₆C, M₇C₃ e M₂₃C₆, no qual M é o elemento metálico que se agrupa ao carbono. A química da liga, seu processamento e o tratamento térmico dado ao material influenciam a precipitação do carbeto, este que impacta no desempenho da mesma (Bowman et. al., 2004; Donachie, 2002; Rooy e Linden, 1990). Por fim, o endurecimento por precipitação é formado adicionando alumínio ou titânio, formando o precipitado gama prime (γ') com fórmula Ni₃(Al, Ti) (Ezugwu et al., 2003). O endurecimento da liga aumenta com o crescimento do precipitado, este que é uma função da temperatura e do tempo de envelhecimento da liga. O volume de precipitado presente na liga também influencia,

já que a resistência em alta temperatura depende da quantidade de precipitado (Prasad e Wanhill, 2017).

A razão primordial para a existência de ligas de níquel com diferentes composições químicas se dá por sua excelente resistência mecânica num amplo intervalo de temperaturas. A estrutura cristalina compacta cúbica de face centrada (CFC) da matriz austenítica das ligas de níquel, apresenta grande capacidade de manter resistência à tração. Sua durabilidade à ruptura e boas propriedades de fluência em temperaturas muito mais altas do que as ligas de matriz cúbica de corpo centrado (CCC), são devido a diversos fatores, dentre eles o excelente módulo de elasticidade e a alta difusividade encontrados nos elementos secundários desta matriz (Bowman et. al., 2004; Donachie, 2002).

2.1.1 Hastelloy® C-276

Hastelloy® C-276 (também conhecido como UNS N10276, Nicrofer® 5716, Superimphy® 276, Haynes®276 ou Inconel® C276) é uma liga de níquel (Ni) com altos teores de cromo (Cr) e molibdênio (Mo). Possui como principal característica elevada resistência mecânica em altas temperaturas (ponto de fusão: 1270 ~ 1390°C), alta resistência à fluência, elevada resistência à fadiga e à corrosão. Devido a essas propriedades, é empregado nas indústrias de papel e celulose, química, petroquímica, farmacêutica e de energia. Por outro lado, os altos teores de elementos de liga resultam em baixa condutividade térmica (10 ~ 12 W/m·K), alto grau de encruamento e afinidade química com o material da ferramenta, dificultando a sua usinagem (Klocke, 2011; Olufayo et al., 2019; Thellaputta et al., 2017; Xu et al., 2015).

Em relação à composição, as ligas tem como base o níquel cúbico de face centrado (CFC) chamada de fase gama (γ), porém, a maioria das ligas tem em sua composição até 40% de outros elementos (Tabela 2.1).

Tabela 2.1 – Composição química da liga Hastelloy® C-276
(adaptado da norma ASTM B574, 2018).

| | Ni | Cr | Mo | Fe | W | | |
|-----------|-------------|-------------|-------------|-----------|-----------|--------|--------|
| ASTM B574 | 51.0 ~ 63,5 | 14.5 ~ 16.5 | 15.0 ~ 17.0 | 4.0 ~ 7.0 | 3.0 ~ 4.5 | | |
| | Co | Mn | V | Si | P | S | C |
| ASTM B574 | < 2.5 | < 1.0 | < 0.35 | < 0.08 | < 0.04 | < 0.03 | < 0.01 |

Dentre os elementos presentes nas ligas de Ni, destacam-se (Machado et al., 2015; Rodrigues e Hassui, 2007; Silva et al., 2012):

- Cromo (Cr), cuja presença tende a aumentar a resistência mecânica, o endurecimento e a resistência ao desgaste abrasivo, à corrosão, à oxidação e à sulfetação. Isto reduz a usinabilidade da liga devido à formação de carbonetos.
- Molibdênio (Mo) é um metal refratário acrescido na liga para aumentar a resistência mecânica e a corrosão em altas temperaturas (melhora a resistência à fluência), formando carbonetos resistentes à abrasão.
- Ferro (Fe), seu teor é limitado a níveis baixos para manter as propriedades de resistência à corrosão e para minimizar a precipitação nos contornos de grão, evitando problemas de corrosão localizada, especialmente em componentes soldados.
- Tungstênio (W) aumenta a dureza e diminui a condutividade térmica da liga; conseqüentemente, afeta negativamente a usinabilidade.
- Cobalto (Co), embora aumente a resistência mecânica em altas temperaturas, diminui a usinabilidade, reduzindo a solubilidade do alumínio (Al) e do titânio (Ti) na matriz austenítica (Fe- γ). Ainda, possui maior solubilidade para o carbono (C) que para o níquel (Ni), logo para uma quantidade equivalente de C, menos carbonetos estarão presentes na matriz Fe- γ .
- Manganês (Mn), reduz a plasticidade de forma moderada, aumentando a capacidade de endurecimento do material.
- Vanádio (V), em combinação com Cr, oferece boas propriedades ao material, bem como aumenta a resistência mecânica e a ductilidade, mas afeta negativamente a usinagem.
- Silício (Si), aumenta a fluidez e o desgaste por abrasão na liga, porém favorece a fratura quente.
- Fósforo (P) e Enxofre (S) são elementos indesejáveis para a liga devido a sua capacidade de fragilização em temperaturas médias;
- Carbono (C) é um elemento intersticial de aumento de resistência do Ni, possuindo grande influência na formação de carbonetos com Fe, Cr, V por exemplo.

2.1.2 Usinabilidade de ligas de níquel

A usinabilidade é o grau de dificuldade de usinar um material em relação a outro considerado padrão. Ela depende do estado metalúrgico do material, das propriedades mecânicas, da dureza e de processos de endurecimento realizados no material, além de possível

encruamento durante o processo de usinagem (Diniz et al., 2014). No entanto, a usinabilidade, além das características do material, depende também das condições de usinagem, incluindo o método de lubrificação, a ferramenta utilizada (material e geometria), a rigidez do sistema MFDP (máquina/ ferramenta/ dispositivo de fixação/ peça), os parâmetros de corte e a operação de usinagem (Diniz et al., 2014; Marques, 2007). Com isso, é possível ter diferentes níveis de usinabilidade alterando as condições de usinagem citadas.

Apesar de o torneamento ser um processo de usinagem já consolidado, ainda há grandes desafios a alcançar com relação a altas taxas de remoção de material, com um bom acabamento superficial, e ainda com vida longa da ferramenta (Nalbant et al., 2007). Esses desafios aumentam ao se trabalhar com ligas de níquel, consideradas difíceis de usinar devido a diversos fatores (Xu et al., 2015).

A combinação de alta resistência a quente, baixa condutividade térmica, baixa difusividade térmica, propensão a formar arestas postiça de corte (APC), tendência a encruamento, afinidade com materiais da ferramenta e formação de cavacos contínuos são os fatores que contribuem para a baixa usinabilidade das ligas de níquel (Dhananchezian, 2019; Pervaiz et al., 2014). Uma estratégia para diminuir o endurecimento por deformação é a utilização de ferramentas com geometrias positivas em operações de semiacabamento e acabamento, devido à maior facilidade de remoção do cavaco nessas condições o que resulta na diminuição do encruamento. Já a utilização de ângulos de saída positivos minimiza a ocorrência de APC (Machado et al., 2015).

Em se tratando do Hastelloy[®] C-276 (liga Ni-Cr-Mo + W), as propriedades desta liga reduzem drasticamente a sua usinabilidade. Dhananchezian (2019) e Xu et al. (2015) avaliaram o torneamento desta liga de níquel e constataram que a velocidade de corte está associada a resultados de rugosidade, taxa de remoção de material e avanço. Neste mesmo aspecto, Kosaraju et al. (2018) realizaram à mesma avaliação no torneamento de Inconel[®] 625, verificando também que combinação dos parâmetros de corte influenciam nestes aspectos.

2.2 Ferramenta de Corte

Os custos relacionados ao processo de usinagem são separados entre meios lubrificantes (quando adotado), equipamento, ferramentas, entre outros. A parte do custo do processo que está relacionada a cada item está representado na Figura 2.2. Embora o custo com ferramentas ser de apenas 3 % do custo total, indiretamente a ferramenta tem ampla interferência nos custos de usinagem.



Figura 2.1 – Divisão dos custos de produção (Adpatado de Kopac et al., 1998).

Existem diferentes fatores que impactam em uma operação de usinagem, uma delas é a ferramenta de corte. O principal parâmetro que influencia a usinabilidade é seu material, devendo este ser apropriado à aplicação e cuidadosamente monitorado (Pervaiz et al., 2014).

O aparecimento de novos materiais e ligas estruturais com ótimas propriedades de resistência mecânica e elevada dureza colaboraram para o surgimento de novos materiais para a fabricação de ferramentas mais resistentes para as aplicações na usinagem. Normalmente, dureza e tenacidade são duas propriedades distintas (geralmente alta dureza se relaciona a baixa tenacidade mutuamente), o equilíbrio dessas propriedades nos materiais de ferramenta de corte se tornou um desafio para os fabricantes. A combinação dessas propriedades foi obtida com a confecção de ferramentas com diferentes controle dos processos de fabricação, tratamento térmico, composições químicas e refinamento de grãos, o que lhes fornece graus de afinidade de pureza e qualidade (Amorim, 2002; Machado et al., 2015).

Outro detalhe importante com grande influência no rendimento do processo de usinagem é a geometria da ferramenta de corte. Mesmo que o material da ferramenta seja o melhor possível, se a sua geometria não for escolhida corretamente, a usinagem não apresentara seu melhor resultado em relação a vida da ferramenta (Machado et al., 2015).

2.2.1 Materiais para ferramentas de corte

Para conseguir um bom desempenho na usinagem de ligas de níquel, as ferramentas precisam possuir certas características como boa resistência ao desgaste abrasivo, tenacidade suficiente para evitar falha por fratura, alta dureza, boa estabilidade química, térmica e mecânica a altas temperaturas, resistência à compressão, ao cisalhamento, ao choque térmico e ao impacto, e baixa afinidade química (Ezugwu et al., 1999; Machado et al., 2015). Para isso,

alguns critérios são adotados em relação à classe das ferramentas adotadas para um planejamento de usinagem bem sucedida. A Figura 2.2 mostra os principais grupos de materiais de ferramentas, apresentando suas relações de dureza, resistência ao desgaste e tenacidade.

| | |
|---|--|
| 1. Aço-carbono | |
| <ul style="list-style-type: none"> • Comum • Com elementos de liga (V, Cr) | |
| 2. Aço semirrápido (baixo W) | |
| 3. Aço rápido (pode ser fundido ou fabricado pela metalurgia do pó) | |
| <ul style="list-style-type: none"> • Sem revestimento • Com revestimento | |
| 4. Aço super-rápido (elevado teor de V) | |
| 5. Ligas fundidas | |
| 6. Metal duro (pode ser com ou sem revestimento) | |
| Classes: | |
| <ul style="list-style-type: none"> • P • M • K • N • S • H | |
| 7. Cermets (podem ser com ou sem revestimento) | |
| 8. Cerâmicas | |
| <ul style="list-style-type: none"> • Com e sem revestimento • À base de Si_3N_4 • À base de Al_2O_3 } SIALON • Pura • Com adições • ZrO_2 (branca) • TiC (preta ou mista) • SiC (<i>whiskers</i>) | |
| 9. Ultraduros | |
| <ul style="list-style-type: none"> • CBN – PCBN • PCD | |
| 10. Diamante natural | |

Figura 2.2 – Tipos de ferramentas de corte (Machado et al., 2015).

O metal-duro é composto por partículas de carbonetos de tungstênio (WC) aglutinadas com um ligante rico em cobalto (Co), podendo apresentar adição de outros elementos como carbonetos de titânio, tântalo e nióbio. Ferramentas de metal-duro contendo grãos extra e ultrafinos ($< 1,0 \mu\text{m}$) de WC são utilizadas em aplicações que requerem alta dureza a quente e alta resistência a microlascamentos, aplicado na usinagem de materiais como aços inoxidáveis, ligas de níquel e titânio. Propriedades relacionadas ao tamanho de grão do WC (Tabela 2.2) e a quantidade de Co do ligante são importantes, pois contribuem com a relação dureza/tenacidade de uma classe. A alta concentração de Co e a redução do tamanho de grão de WC contribuem para elevar a tenacidade do substrato. O grau de refino do grão é um fator contribuinte em várias características da usinagem, como: aumento da resistência da ferramenta, redução da condutividade térmica para o interior da ferramenta e aumento da resistência da cunha cortante, além de proporcionar menor tendência à adesão em comparação às ferramentas com grãos

convencionais (Diniz et al., 2014; Machado et al., 2015; Rosa, 2017). Consequentemente, grãos menores e refinados proporcionam uma maior vida da ferramenta (Trent e Wright, 2000).

Tabela 2.2 – Classificação das ferramentas de corte em função do tamanho de grão (adaptado de Sandvik, 2015).

| Classificação | Tamanho médio de grão [μm] |
|-----------------|---|
| Ultrafino | < 0,5 |
| Extrafino | 0,5 – 0,9 |
| Fino | 1,0 – 1,3 |
| Médio | 1,4 – 2,0 |
| Médio grosseiro | 2,1 – 3,4 |
| Grosseiro | 3,5 – 5,5 |
| Extra grosseiro | > 5,5 |

Outro fato importante está relacionado à aplicação de revestimentos na ferramenta de corte a fim de aprimorar sua vida, elevando o desempenho e a produtividade. Isto é ainda mais necessário em cortes mais agressivos ou em situações de maior exigência da ferramenta, como na usinagem a seco (DRY) e em materiais de difícil corte. A utilização de revestimentos permite aumentar a dureza da superfície da ferramenta, reduzir a formação de APC, reduzir o atrito nas interfaces cavaco-ferramenta e ferramenta-peça, diminuir o calor gerado, aumentar a resistência à oxidação e à corrosão e, consequentemente, agregar qualidade à superfície usinada da peça (Davim, 2008; Stephenson e Agapiou, 2016). Assim, a associação do substrato da ferramenta com o revestimento trouxe expressiva redução de desgastes da ferramenta de corte, aumentando desta forma a produtividade nas linhas da produção da indústria. Nitreto de titânio (TiN), nitreto de titânio-alumínio (TiAlN), carboneto de titânio (TiC), carbonitreto de titânio (TiCN), nitreto de cromo-alumínio (AlCrN), multicamadas (TiC/Al₂O₃/TiN), lubrificantes sólidos como dissulfeto de molibdênio (MoS₂) são exemplos de revestimentos aplicados na indústria (Astakhov, 2011; Xavier, 2003; Witting, 2002).

Dois diferentes processos são aplicados em relação à deposição da camada de revestimentos sobre o substrato da ferramenta: PVD (deposição física de vapor) e CVD (deposição química de vapor). Estes revestimentos foram desenvolvidos industrialmente nas décadas de 1960/70 a fim de fornecer aos substratos (materiais tenazes) a capacidade de suportar altas temperaturas. Revestimentos PVD são constituídos de materiais cerâmicos, frequentemente aplicados em espessuras de 1 a 15 μm em ferramentas de corte de aço-rápido e

metal-duro. O PVD destaca-se em relação ao CVD em relação a possibilidade de processar o revestimento a temperaturas mais baixas, inibindo a geração de carbonetos frágeis (Astakhov, 2011).

Ferramentas com PVD apresentam arestas de corte mais afiadas, já que comumente são compostas por uma única camada de revestimento. Em usinagem de ligas de níquel, TiAlN caracteriza-se por ser o material mais indicado para esta utilidade. Além de apresentar equilíbrio entre dureza e resistência ao desgaste, nesse processo são empregadas temperaturas mais baixas (400 ~ 500°C), fazendo com que o substrato e aresta de corte da ferramenta não sejam afetadas (Witting, 2002). Ainda, o revestimento PVD-TiAlN, quando submetido a altas velocidades de corte, combinado com o oxigênio do ar, forma uma película de alumina (Al_2O_3) agindo como uma barreira difusiva contra a oxidação e desgaste abrasivo, reduzindo assim a condução de calor para o substrato (Paldey e Deevi, 2003).

2.2.2 Geometria da ferramenta de corte

A geometria da ferramenta é um fator importante, pois afeta diretamente o controle do cavaco, a produtividade do processo de usinagem, a vida da ferramenta, as forças de corte e seus componentes e a qualidade da superfície usinada (Davim, 2008). Desta forma, o desempenho na usinagem possui muita influência em relação à geometria da ferramenta de corte fazendo necessário existir uma normalização de sua nomenclatura (Machado et al., 2015). A ABNT NBR 3002-1 (2013) apresenta a nomenclatura dos conceitos sobre as ferramentas de corte. Para o entendimento da ferramenta e sua geometria, é necessário conhecer as partes que a formam, os planos que formam os sistemas de referência e os ângulos das partes construtivas.

A superfície de saída (A_γ) é a face da ferramenta por onde o cavaco formado escoar durante o corte. A superfície principal de folga (A_α) é a face que determina a folga entre a ferramenta e a superfície usinada (Figura 2.3). O encontro dessas duas superfícies gera a aresta principal de corte (S), responsável pelo corte e formação do cavaco (Machado et al., 2015). Há ainda, a superfície secundária de folga (A_α') que forma a aresta secundária de corte (S') junto com a superfície de saída. Por fim, a ponta de corte é o encontro das arestas principal e secundária de corte, que pode ser a intersecção das arestas, um arredondamento ou então, o encontro das arestas através de um chanfro (Diniz et al., 2014). A Figura 2.4 define os principais ângulos que descrevem a geometria da ferramenta.

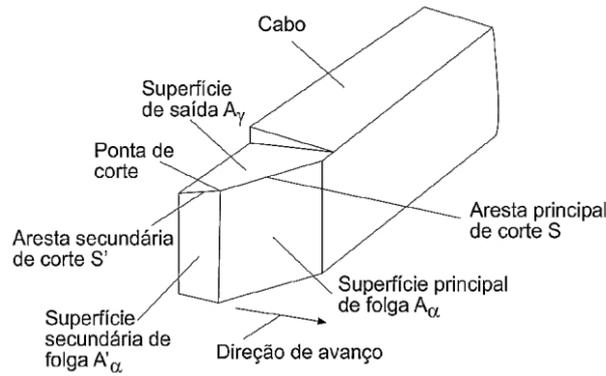


Figura 2.3 – Superfícies e arestas de corte de uma ferramenta de corte (Diniz et al., 2014).

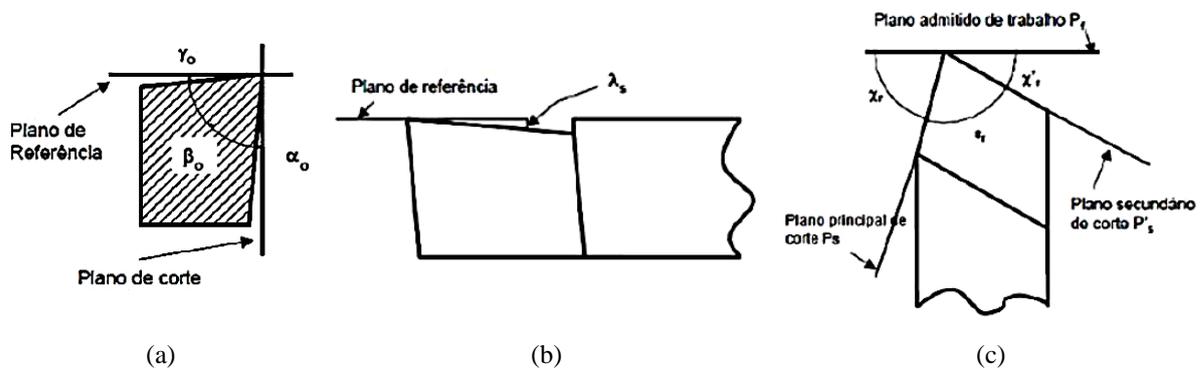


Figura 2.4 – Ângulos de uma ferramenta de corte: (a) α_o (folga), β_o (cunha) e γ_o (saída); (b) λ_s (inclinação); (c) χ_r (posição), ε_r (ponta) e χ_r' (posição secundário) (Ferraresi, 2018).

O ângulo de folga (α_o) (Figura 2.4a) é formado entre a superfície de folga (A_α) e o plano principal de corte (P_s) da ferramenta. Possui a principal função de evitar o atrito entre peça e a ferramenta, influenciando significativamente a marca de desgaste de flanco. O ângulo de cunha (β_o) (Figura 2.4a) propicia resistência mecânica à ferramenta e área de dissipação do calor, sendo formado entre as superfícies de saída (A_γ) e de folga (A_α). O ângulo de saída (γ_o) (Figura 2.4a) influencia a formação do cavaco, a força e a potência de corte. Quanto maior o valor de γ_o , menor o trabalho de dobramento do cavaco. É formado entre a superfície de saída (A_γ) e o plano de referência (P_r).

O ângulo de inclinação (λ_s) (Figura 2.4b) é formado entre a aresta principal de corte (S) e o plano de referência (P_r) da ferramenta. Juntamente com γ_o , o ângulo λ_s controla a direção de saída do cavaco e protege a aresta de corte contra impactos. Sua redução aumenta a estabilidade da aresta, porém eleva a força passiva e direciona o cavaco contra a superfície usinada.

O ângulo de posição (χ_r) é formado entre os planos de corte (P_s) e de trabalho (P_f) (Figura 2.4c) da ferramenta. Distribui as tensões de corte, modifica a geometria do cavaco (largura e

espessura de corte) e altera a intensidade das forças de avanço e passiva. O ângulo de posição secundário (χ_r') é localizado entre o plano de corte secundário (P_s') e o plano de trabalho (P_r), ambos medidos no plano de referência da ferramenta (P_r) (Figura 2.4c). Pequenos valores de χ_r' afetam o acabamento da superfície recém usinada. O ângulo de ponta (ϵ_r) (Figura 2.4c) garante estabilidade da ferramenta e dissipação do calor. É medido no plano de referência (P_r) e é formado entre os planos de corte principal (P_s) e secundário (P_s') da ferramenta.

O raio de ponta (r_ϵ) da ferramenta é responsável pela topografia da superfície e tem influência direta sobre o acabamento, pois afeta as marcas de avanço. Um r_ϵ excessivamente alto pode induzir vibrações devido ao aumento do atrito causado pela maior área de contato, prejudicando a qualidade da superfície usinada (Diniz et al., 2014; Machado et al., 2015).

O raio de arredondamento da aresta de corte (r_β) influencia a rugosidade da superfície usinada, pois com um raio pequeno (em relação ao avanço), mais material acaba sendo esmagado entre a ferramenta e a superfície usinada, gerando um escorregamento de parte do material que deveria ser cortado (Burhanuddin et al., 2011; Denkena e Biermann, 2014). O aumento de r_β quando possível é benéfico, pois faz com que a ferramenta seja mais robusta e prevenindo danos (Ezugwu et al., 2003), porém, aumentando as forças (Nalbant et al., 2007).

A geometria da ferramenta de corte é um fator determinante para garantir a usinagem de alto desempenho (M'Saoubi et al., 2015) e há algumas estratégias para a melhor usinagem das ligas de níquel. Como já citado, a utilização de ângulos de saída positivos é recomendada para operações de semiacabamento e acabamento, pois diminuem o encruamento e a formação de aresta postiça de corte (APC). A aresta de corte afiada diminui as forças de corte e melhora o acabamento, porém, são mais frágeis (Ezugwu et al., 2003).

2.3 Falhas nas Ferramentas de Corte

Durante o processo de usinagem, danos em relação à ferramenta de corte são sujeitos a acontecer, podendo inutilizá-la, exigindo sua substituição (Figura 2.5). Desgastes podem ocorrer independentemente da resistência mecânica da peça e da dureza a quente da ferramenta de corte. São conhecidas conhecidos três tipos de falhas que levam a ferramenta a perder sua eficácia durante o corte: (1) deformação plástica, que promove o deslocamento do material; (2) avarias e (3) desgastes, que geralmente promovem a perda de material (Machado et al., 2015).

A deformação plástica (Figura 2.5a) correlaciona-se a altas pressões e temperaturas aplicadas na cunha cortante, em ferramentas com dureza a quente relativamente baixa. Deformidades deste tipo provocam deficiência no controle de cavacos e deterioração do

acabamento da superfície usinada. A evolução desta deformação pode gerar a quebra da aresta de corte. A fim de mitigar este processo, emprega-se uma ferramenta de corte com maior dureza a quente ou altera-se os parâmetros de corte e a geometria da ferramenta (Diniz et al., 2014).

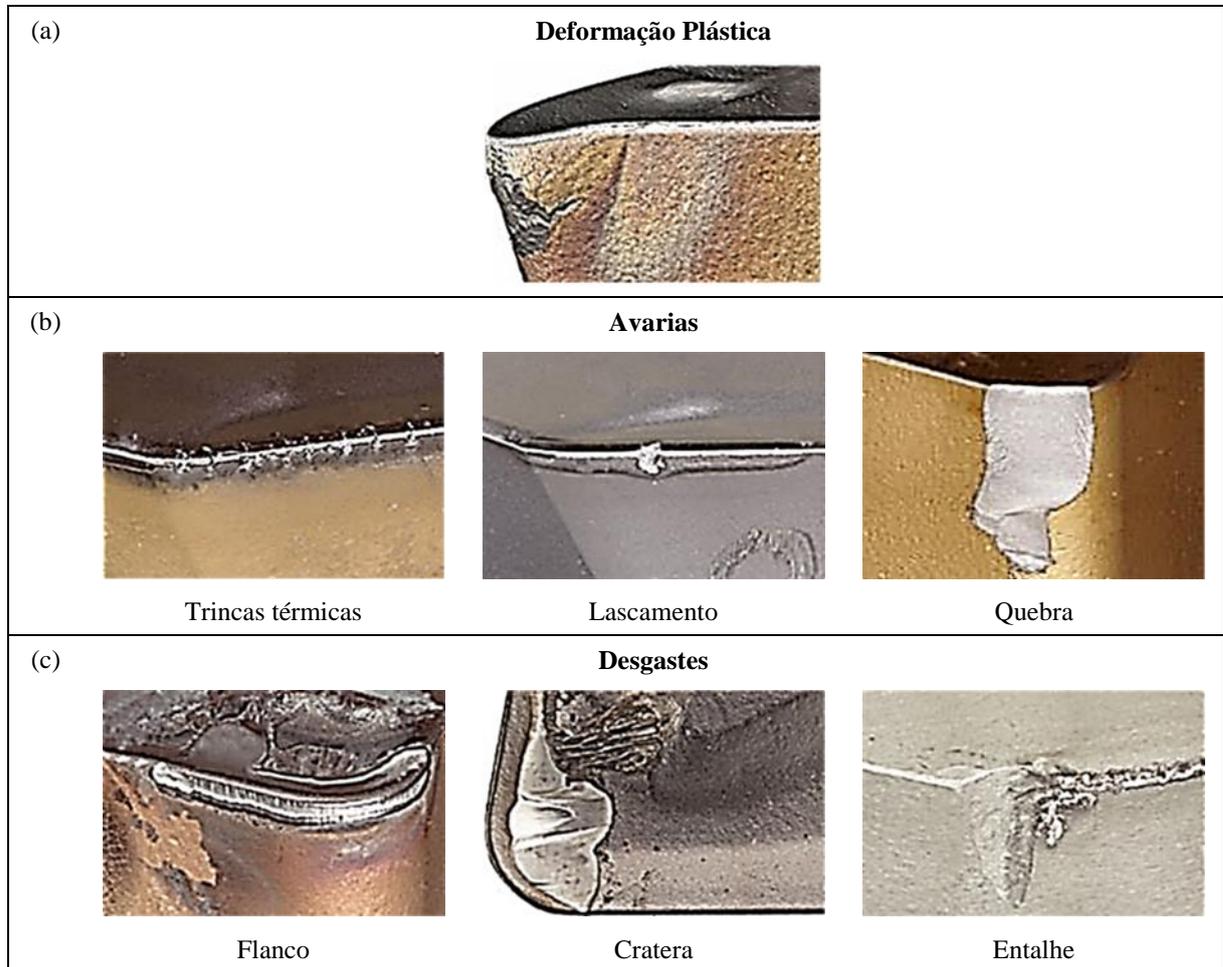


Figura 2.5 – Tipos de falhas nas ferramentas de corte: (a) deformação plástica; (b) avarias; (c) desgastes (adaptado de Sandvik, 2017).

A avaria (Figura 2.5b) é causada por quebra, lascamentos ou trincas na ferramenta de corte que acontecem de forma brusca e inesperada. Tanto a quebra quanto o lascamento geram uma perda de material da ferramenta; enquanto a trinca define-se pela formação de uma fenda, que posteriormente pode levar ao lascamento ou quebra da ferramenta de corte. Já a quebra pode ser causada pela insuficiência de robustez geométrica da ferramenta de corte, indispensáveis em aplicações que geram grandes esforços (Machado et al., 2015).

Diferente das avarias, o desgaste está sempre presente durante a usinagem, e define-se pela perda contínua de material, mudando a forma original da ferramenta. Este acontece de forma esperada e contínua, enquanto a perda de material acontece em pequena escala ao longo

do tempo (Machado et al., 2015). Os principais tipos de desgaste nas ferramentas de corte (Figura 2.5c) são o desgaste de cratera, o qual ocorre na superfície de saída da ferramenta e os desgastes de flanco e entalhe, os quais ocorrem na superfície de folga (Ferraresi, 2018).

Caracterizado como desgaste mais comum, sendo sua presença contínua em processos de usinagem com ferramenta com geometria definida, o desgaste de flanco é localizado na superfície de folga (flanco), sendo causado pelo atrito na interface ferramenta-peça. Caracterizado pela deterioração da superfície usinada em função da modificação da aresta de corte original, ocasiona uma modificação da dimensão da peça, evadindo sua faixa de tolerância. Sua presença constante caracteriza o fim da vida da ferramenta, característica de fácil visualização e mensuração (Diniz et al., 2014).

Causado pelo atrito na interface cavaco-ferramenta, o desgaste de cratera é localizado na superfície de saída (face). Este tipo de degradação gera o cisalhamento na parte de baixo do cavaco, causando uma elevação de temperatura na face da ferramenta. Um agravante a este processo se dá quando há afinidade química entre os materiais da ferramenta e da peça (cavaco). Temperaturas elevadas, altas pressões e longos tempos de contato potencializam a ocorrência de difusão nessa interface (Trent e Wright, 2000).

Já o desgaste de entalhe leva a uma modificação do formato da ponta da ferramenta. A superfície usinada é prejudicada devido ao surgimento do desgaste nos dois extremos de contato entre ferramenta (superfícies principal e secundária) e peça. Este fato é resultante de altas temperaturas, aumento da velocidade de corte, presença de oxigênio e do escoamento das rebarbas laterais dos cavacos (segmentados) sobre a ferramenta (Machado et al., 2015). Durante a usinagem das ligas de níquel, o desgaste de entalhe, normalmente, é o principal. O controle deste tipo de desgaste é quase improvável, pois aumenta de forma aleatória, gerando acabamento superficial adverso e tornando a operação de usinagem imprevisível (Ezugwu et al., 2003).

2.3.1 Mecanismos de falha

Entre os mecanismos causadores de falhas em ferramentas de corte destacam-se abrasão, adesão, difusão, oxidação e fadiga (Figura 2.6), podendo ser causados por diferentes fenômenos (Davim, 2008; Diniz et al., 2014).

A abrasão é definida pela remoção de material da superfície de um corpo por partículas duras que podem estar em outro corpo, caracterizando um sistema tribológico de dois corpos, ou ainda partículas soltas entre dois corpos, formando um sistema de três corpos. A abrasão ocorre quando há movimento relativo e atrito entre corpos, sendo necessário também uma

diferença de dureza entre os materiais (Khrushchov, 1974). Pode ocorrer deformação plástica e fratura frágil no desgaste abrasivo, gerando a remoção de material por microsulcamento, microcorte ou microlascamento (Machado et al., 2015).

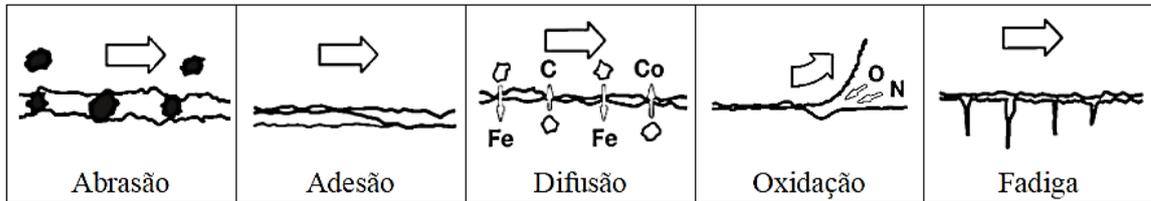


Figura 2.6 – Mecanismos de desgaste (adaptado de Davim, 2008).

Com o movimento relativo de duas superfícies aderidas, a adesão acontece quando duas superfícies estão em contato sob cargas elevadas e baixa velocidade de corte, gerando uma solda fria (Diniz et al., 2014). A aresta postiça de corte (APC) é formada por esse mecanismo, no qual parte do cavaco fica soldado por fricção na ferramenta de corte e é comum na usinagem de materiais dúcteis em baixas velocidades de corte (Grzesik, 2008). O desgaste por *attrition* é caracterizado por partes aderidas do material da peça na ferramenta que são arrancadas por cisalhamento (Zhu et al., 2013).

A difusão ocorre quando há transferência de átomos entre ferramenta e peça usinada. Para a difusão ocorrer, são necessárias altas temperaturas, tempo suficiente para ocorrer a troca de átomos e afinidade química entre os materiais, ou seja, solubilidade dos materiais envolvidos na zona de fluxo (Trent e Wright, 2000). Segundo Machado et al. (2015), existe um gradiente de velocidade nulo na zona de fluxo entre cavaco e ferramenta, gerando o tempo necessário para que ocorra a difusão. Assim, esse desgaste ocorre principalmente na superfície de saída da ferramenta, aumentando conforme a elevação da temperatura.

Já a oxidação advém de altas temperaturas, quando há presença de ar e/ou água, presente nos fluidos de corte. Filmes de óxidos são formados sobre a ferramenta e removidos pela ação do corte, gerando perda de material e desgaste da ferramenta. Esse mecanismo contribui fortemente com o desgaste de entalhe (Diniz et al., 2014).

A fadiga propicia a formação de trincas na superfície da ferramenta em consequência da expansão e contração alternadas das camadas superficiais. Podem ser de origem térmica, em que há variações de temperatura durante o corte, ou de origem mecânica, devido a variações de esforços mecânicos. Isso pode levar a variações da distribuição de tensões, principalmente em materiais que encruam durante o corte, formando trincas transversais (térmicas) ou

longitudinais (mecânicas) à aresta de corte. Estas avarias podem ocorrer nas superfícies de saída e de folga da ferramenta (Diniz et al., 2014; Grzesik, 2008; Trent e Wright, 2000).

A Figura 2.7 apresenta os mecanismos de desgaste em relação à temperatura de corte ou a fatores que influenciem na temperatura de corte. Nota-se que os mecanismos de difusão e oxidação ocorrem somente em altas temperaturas, enquanto a adesão ocorre em baixas velocidades, a abrasão ocorre durante todo o processo (Machado et al., 2015). O desgaste é comumente associado às velocidades de corte (v_c): com v_c baixas, o desgaste cresce em função da abrasão mecânica e da adesão; com v_c altas, o desgaste aumenta por abrasão combinado a efeitos químicos termicamente ativados, como a difusão e a oxidação (Diniz et al., 2014).

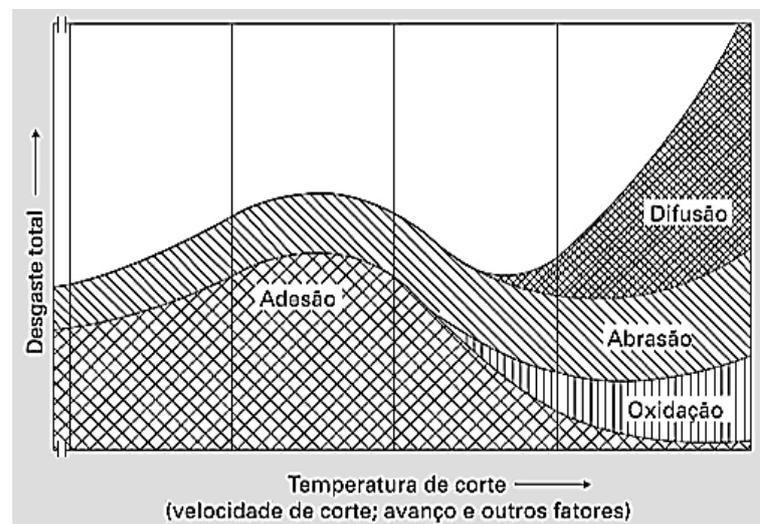


Figura 2.7 – Mecanismos de desgaste em relação a temperatura (Konig e Klock, 1997).

2.4 Vida da Ferramenta

A vida da ferramenta é caracterizada por sua capacidade de trabalho efetivo, medido em tempo de corte, dentro de um critério estipulado. Ao atingir esse tempo, a ferramenta perde suas características iniciais, devendo ser reafiada ou completamente substituída (Ferraresi, 2018). A norma ISO 3685 (1993) descreve os parâmetros utilizados para medir os principais desgastes: profundidade da cratera (KT), desgaste de flanco médio (VB_B), desgaste de flanco máximo (VB_{Bmax}), desgaste de entalhe (VB_N) e desgaste de ponta da ferramenta (VB_C) (Figura 2.8).

Os critérios de fim de vida estabelecidos pela norma para ferramentas de aço-rápido, metal-duro e cerâmica são: largura máxima do desgaste de flanco $VB_{Bmax} = 600 \mu\text{m}$ ou largura média do desgaste de flanco $VB_B = 300 \mu\text{m}$. Ainda, para as ferramentas de metal-duro, pode ser usada como critério de fim de vida a profundidade da cratera KT (ISO 3685, 1993).

O desgaste de flanco (VB) é uma característica utilizada para avaliar o critério de fim de vida em função de sua facilidade de ser quantificado, além de influenciar a rugosidade e a precisão dimensional da peça (Davim, 2008). Em operações de acabamento em torneamento, recomenda-se $VB_B \leq 200 \mu\text{m}$ para uma qualidade IT7 e $VB_B \leq 300 \mu\text{m}$ para uma qualidade IT8 (Diniz et al., 2014).

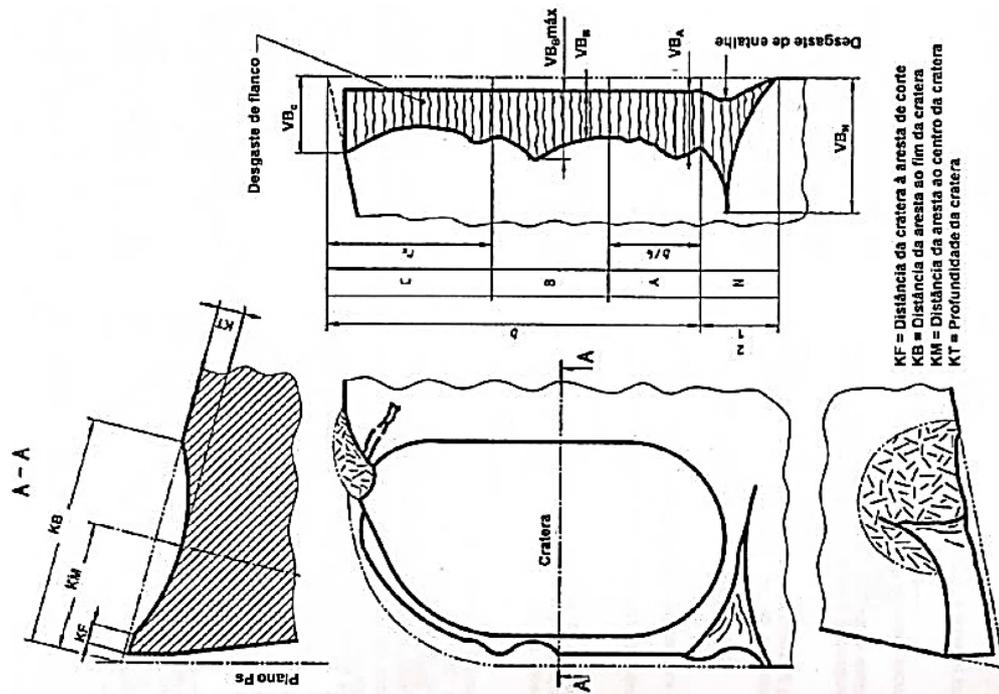


Figura 2.8 – Principais desgastes em ferramentas de corte (adaptado de ISO 3685, 1993).

A vida da ferramenta é geralmente expressa em minutos (Figura 2.9), partindo do princípio de que o tempo de vida tem relação direta com a velocidade de corte (v_c) utilizada. Então, para se obterem as curvas de desgaste da ferramenta, o avanço e a profundidade de corte são mantidos constantes e varia-se v_c . Assim, periodicamente, os desgastes (VB) são registrados (Machado et al., 2015).

Trabalhos em relação à vida da ferramenta vem sendo publicados por causa da sua importância na usinagem. No torneamento do Inconel[®] 625 utilizando ferramenta de metal-duro com revestimento PVD (TiAlN-TiN), Yıldırım et al. (2019), verificaram que a velocidade de corte é o parâmetro que mais impacta na vida da ferramenta, seguido da condição de lubrificação. Khidhir e Mohamed (2010) encontraram resultados equivalentes ao torner a liga de níquel Haynes[®] 276 com ferramenta de metal-duro.

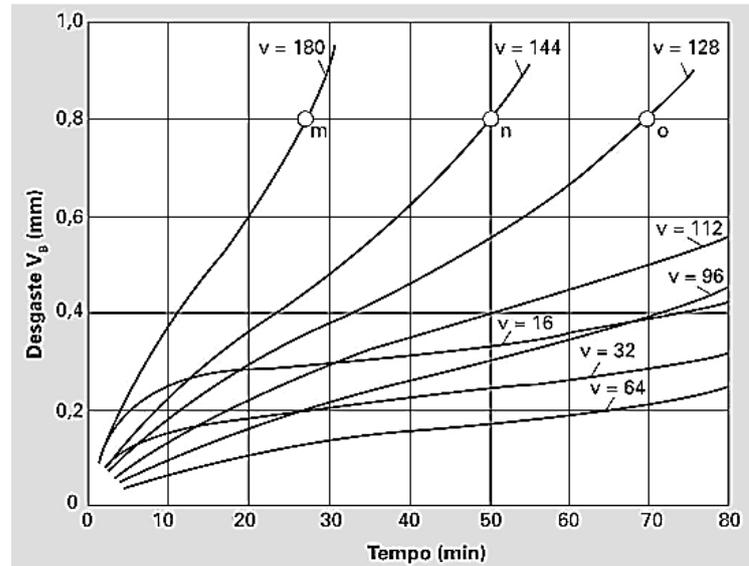


Figura 2.9 – Exemplo de curva de desgaste (Ferraresi, 2018).

2.5 Força de Usinagem

As forças que atuam na ferramenta são aspectos importantes da usinagem. Os fabricantes de máquinas-ferramenta necessitam um conhecimento das forças para estimar as necessidades do projeto, com mínimo de vibração dos elementos da máquina-ferramenta, porta-ferramentas e acessórios (Ferraresi, 2018). Através do conhecimento das forças de usinagem são projetados e desenvolvidos componentes de máquinas, estruturas, acionamentos, sistemas de ferramentas, guias dentre outros. Este conhecimento também possibilita determinar as condições de corte na fase preliminar do trabalho, estimar a precisão da peça alcançável sob certas condições (desvios da peça e da máquina), investigar os fenômenos que ocorrem durante a formação dos cavacos, e explicar os mecanismos de desgaste (Klocke, 2011).

Sobre as forças atuantes durante o processo de usinagem, a força de usinagem (F_u) é a força resultante (total) gerada pela ação da peça sobre a ferramenta. As componentes de F_u estão mostradas na Figura 2.10 e são divididas em força ativa (F_a) e força passiva (F_p).

As componentes de F_a são: força de corte (F_c), constituído pela projeção de F_u sobre a direção de corte; força de avanço (F_f), corresponde a projeção de F_u sobre a direção de avanço. A força passiva ou de profundidade (F_p) é o componente de F_u no plano perpendicular ao de trabalho, não contribuindo para a potência de usinagem (Diniz et al., 2014). A velocidade de corte efetiva (v_e) é a resultante entre a velocidade de corte (v_c) e a velocidade de avanço (v_f), e o ângulo de direção efetiva de corte (η) é formado entre v_e e v_c .

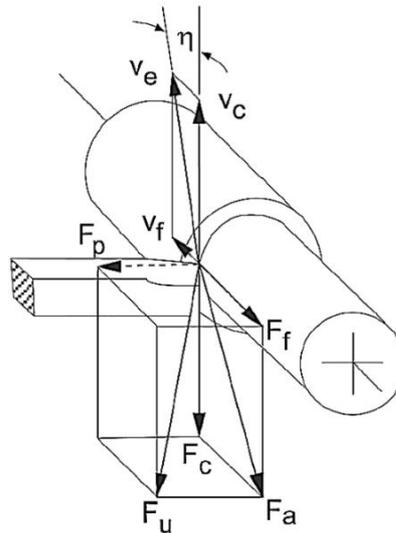


Figura 2.10 – Força de usinagem e suas componentes (adaptado de Diniz et al., 2014).

Calcula-se F_u [N] de acordo com suas componentes (F_p [N], F_c [N], F_f [N]). No entanto, pode ser expressa em função das componentes ortogonais nos eixos X, Y, Z (Eq. (2.1)).

$$F_u = \sqrt{F_p^2 + F_c^2 + F_f^2} = \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2} \quad [\text{N}] \quad (2.1)$$

Os parâmetros de corte (avanço f , profundidade de corte a_p e velocidade de corte v_c), a geometria da ferramenta (ângulo de saída e formato do quebra-cavaco), a condição de lubrificação e as propriedades do material da peça podem afetar as forças de usinagem (Diniz et al., 2014). A Figura 2.11 ilustra a variação das forças com os parâmetros de corte (f , a_p , v_c) e com o ângulo de posição da ferramenta (χ_r).

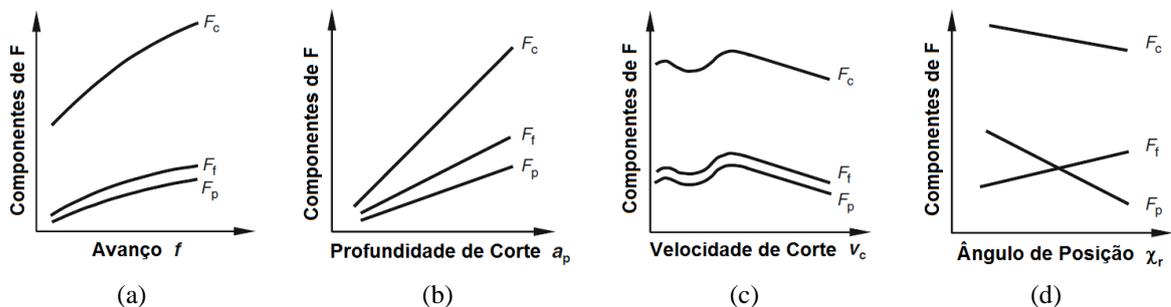


Figura 2.11 – Influência nas componentes da força de usinagem (adaptado de Klocke, 2011).

O aumento do avanço (f) ocasiona um acréscimo das forças pelo crescimento da área da seção de corte, porém ocorre uma diminuição da pressão específica de corte (k_s) (Figura 2.11 a).

Através do incremento de f , a velocidade de avanço ($v_f = f \cdot n$) aumenta e, portanto, o coeficiente de atrito diminui (o corte torna-se mais dinâmico, gerando uma diminuição na pressão específica). Assim, com a elevação de f , as forças não crescem na mesma proporção devido à diminuição de k_s .

O aumento da profundidade de corte (a_p) não costuma alterar o valor de k_s , salvo a pequenos valores, em razão disso só fazer aumentar o comprimento de contato ferramenta-peça. Deste modo, o crescimento das forças é diretamente proporcional ao de a_p (Figura 2.11b).

A redução linear das forças devido ao aumento da velocidade de corte (v_c) acima da velocidade crítica¹ (Figura 2.11c) é causada pela diminuição da resistência do material usinado em altas temperaturas (Diniz et al., 2014).

A atuação do ângulo de posição (χ_r) sobre as forças de avanço (F_f) e passiva (F_p) com f e a_p constantes ocorre devido à localização geométrica da aresta principal de corte em relação ao eixo da peça. O aumento de χ_r causa o crescimento da força de avanço (F_f), com seu máximo em $\chi_r = 90^\circ$. Em contrapartida, a força passiva (F_p) diminui com esse aumento. Através do aumento de χ_r , a espessura de corte (h) aumenta na mesma proporção que a largura (b) diminui. Devido à força de corte (F_c) ser proporcional a a_p (equivalente a b), k_s diminui com o aumento de f (equivalente a h), fazendo com que o resultado seja uma pequena redução de F_c com o aumento de χ_r (Figura 2.11d) (Klocke, 2011).

A pressão específica de corte (k_s) é influenciada pelo meio lubrificante, modificando as condições de atrito nas interfaces cavaco-ferramenta e ferramenta-peça. A diminuição de k_s ocorre quanto mais eficiente for a penetração do fluido de corte na interface e maior for o seu efeito lubrificante. A ação refrigerante do fluido torna-se mais importante quando empregados altos níveis de v_c , contribuindo na diminuição da temperatura na interface e oportunizando a dissipação de calor (Machado et al., 2015).

As forças vêm sendo avaliadas na usinagem de diferentes materiais, tornando as pesquisas promissoras. Suárez et al. (2019), realizaram o torneamento da superliga de níquel Haynes[®] 282 com ferramenta de metal-duro sem revestimento e constataram a diminuição das forças de corte (F_c) e de avanço (F_f) com a utilização de fluido de corte sob pressão, o que propiciou uma diminuição do contato do cavaco com a ferramenta. Altin (2017) realizou o torneamento do Hastelloy[®] X e do Inconel[®] 625 com ferramentas de metal-duro revestidas, observando que o avanço apresentou maior influência sobre a força de corte. Ainda, as menores

¹ Velocidade crítica é a velocidade acima da qual não ocorre a formação da aresta postiza de corte (APC).

forças foram encontradas com o menor avanço e maior velocidade de corte. Zou et al. (2011) tornearam a superliga de níquel NiCr20TiAl (Nimonic[®] 80A) com endurecimento por solução e precipitação e constataram a influência dos três parâmetros de corte (f , a_p , v_c) nas três componentes ortogonais da força de usinagem (F_f , F_p e F_c). As componentes diminuíram com o incremento de v_c , porém, aumentaram com o crescimento de f e, principalmente, de a_p .

2.6 Rugosidade da Superfície Usinada

O acabamento de uma superfície usinada é a combinação de diversos fatores como falhas, ondulações e rugosidades. Falhas são irregularidades macrogeométricas inesperadas, não intencionais e não desejadas na topografia natural de uma superfície, e podem ser causadas tanto por defeitos do material a ser usinado, como trincas e inclusões, quanto durante o processo de usinagem (Machado et al., 2015). As ondulações são irregularidades superficiais ou erros macrogeométricos sequenciais, aproximadamente senoidais e com comprimento de onda constante, causadas por vibrações ou deflexões da peça ou máquina-ferramenta, temperatura de corte, erro de fixação da peça ou ferramenta, entre outros (Ferraresi, 2018; Klocke, 2011). Já as rugosidades são irregularidades finas ou erros microgeométricos da superfície usinada resultantes da ação de corte (marcas de avanço, APC, falhas na aresta de corte etc.) (Machado et al., 2015).

A rugosidade deve ser controlada, pois influencia na resistência à fadiga da peça usinada, no qual superfícies com baixa rugosidade limitam a iniciação de trincas (Stephens et al., 2000). Além disso, a rugosidade é crucial para a interação entre superfícies, visto que afeta a área real de contato entre elas, influenciando no atrito, no desgaste e na lubrificação. Além dessas funções tribológicas, a rugosidade é importante em outras aplicações, como desempenho óptico, elétrico e térmico, para aplicação de pintura e aparência (Bhushan, 2000). O grau de acabamento superficial tem interferência no desgaste, nas formas de contato, na lubrificação, no escorregamento, na resistência à fadiga e à corrosão (Novaski, 2013).

Os principais parâmetros de rugosidade de acordo com a ABNT NBR 4287 (2002) estão apresentados na Tabela 2.3. Estes parâmetros de amplitude são os principais para caracterizar a topográfica da superfície, mensurando as características verticais dos desvios que ocorrem na superfície do material (Gadelmawla et al., 2002).

O desvio aritmético médio (ou rugosidade média) R_a é o parâmetro de rugosidade mais utilizado, em função de sua boa adequação durante o monitoramento e da consistência em um processo de usinagem. O desgaste severo da ferramenta faz com que R_a aumente, sendo também

suscetível a mudanças na condição de lubrificação ou da peça (Stephenson e Agapiou, 2016). Este parâmetro pode ser calculado teoricamente. Contudo, este valor é somente indicativo, pois os resultados reais podem ser influenciados por diferentes fatores como vibração (flutuações das forças de usinagem) e desgastes da ferramenta (Machado et al., 2015).

Em torneamento, a rugosidade média teórica R_{a-th} [μm] pode ser calculada em função do raio de ponta da ferramenta r_ϵ [mm] e do avanço (f) [mm/rev.] através da Equação (2.2).

Tabela 2.3 – Principais parâmetros de rugosidade (adaptado de ABNT NBR 4287, 2002).

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

$$R_{a-th} = \frac{1000 \cdot f^2}{18\sqrt{3} \cdot r_\epsilon} = 32,075 \left(\frac{f^2}{r_\epsilon} \right) \quad (2.2)$$

Doze diferentes classes de rugosidade são consideradas importantes em processos de usinagem, sendo especificados através do valor máximo de R_a para cada classe, além de indicar o processo a ser usado para obter tais valores (Figura 2.12).

Além dos parâmetros de rugosidade, é necessário escolher os corretos comprimentos de amostragem (l_e) e avaliação (l_m), os quais estão especificados na ABNT NBR 4288 (2008) e são dependentes do valor de R_a do perfil analisado. Normalmente, $l_m = 5 \cdot l_e$.

Como supracitado, a rugosidade é influenciada por parâmetros e ferramentas utilizados na usinagem da superfície. No trabalho de Umbrello (2013), o aumento da velocidade de corte e a diminuição do avanço influenciaram para diminuição da rugosidade no torneamento do Inconel® 718 utilizando ferramenta DNMG Sandvik revestida (ISO S-DNMG 150616) e montada em um porta-ferramenta Sandvik DDJNR / L (fornecendo ângulos de inclinação e saída de -6° e 4° , respectivamente). Já Thakur et al. (2014), constataram que a ferramenta de

metal duro com revestimento multicamadas CVD na velocidade de corte de 51 e 84 m/min gerou rugosidades maiores no torneamento do Incoloy® 825, em comparação com a ferramenta de metal duro sem revestimento, no entanto com a velocidade de corte maior de 124 m/min os melhores resultados de rugosidade foram obtidos na utilização da ferramenta com revestimento CVD.

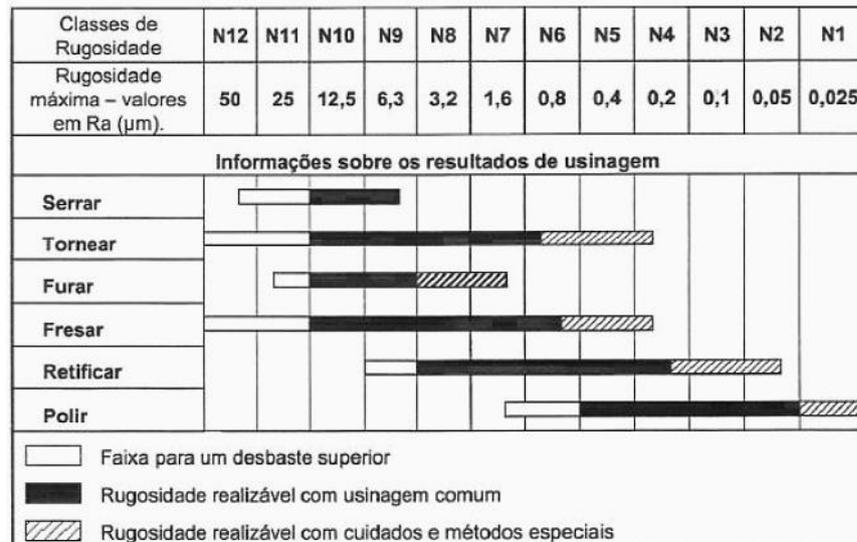


Figura 2.12 – Classes de rugosidade (adaptado de ABNT NBR 8404, 1984; ISO 1302, 2002).

Yıldırım et al. (2020), avaliaram o acabamento no torneamento de Inconel® 625 utilizando ferramenta de metal-duro com revestimento PVD-TiAlN/TiN e observaram que a menor rugosidade foi gerada com velocidade de corte $v_c = 75$ m/min; com $v_c = 50$ m/min o corte foi dificultado, enquanto que $v_c = 100$ m/min) acelerou o desgaste da ferramenta comprometendo a rugosidade. Verificaram ainda que um melhor acabamento foi obtido utilizando a junção da mínima quantidade de lubrificante (MQL) com a refrigeração criogênica, em comparação com os resultados gerados isoladamente com ambas as técnicas lubrificantes.

2.7 Meios Lubrificantes

A utilização de água como fluido de corte para auxiliar várias operações de usinagem foi utilizada durante muito tempo e, em 1894, Frederick Winslow Taylor comprovou sua utilidade ao utilizar um fluxo de água na zona de corte e verificar a possibilidade de aumento da velocidade de corte em até 33% (Machado et al., 2015). Embora a água seja um excelente meio de arrefecimento devido à sua alta capacidade térmica e disponibilidade, o uso da mesma

como refrigerante tem como desvantagens a corrosão de peças e máquinas, além da falta de lubrificação (Davim, 2008). Atualmente, os fluidos de corte evoluíram e proporcionam o resfriamento (ferramenta, peça e máquina), a lubrificação (redução do desgaste da ferramenta e melhora do acabamento da peça), e o enfraquecimento/remoção do cavaco da região de corte (Trent e Wright, 2000).

Os meios lubrificador-refrigerantes podem ser classificados segundo seu estado físico. Os meios sólidos possuem apenas a função de lubrificar durante a usinagem, e utilizam geralmente grafite e bissulfeto de molibdênio (MoS_2). Já os meios gasosos visam auxiliar no resfriamento do processo de usinagem e na evacuação do cavaco. Entre os mais comuns estão o ar comprimido, o nitrogênio (N_2), o dióxido de carbono (CO_2) e o gás argônio (Dixit et al., 2012). Por fim, os meios líquidos são os mais utilizados por terem as funções de lubrificar e refrigerar; estes podem ser óleos puros (óleos graxos e minerais não misturados com água), fluidos emulsionáveis (misturas de óleo, água e aditivos) e fluidos sintéticos (compostos químicos misturados com água, não contendo óleos minerais) (Klocke, 2011).

A aplicação de meios lubrificador-refrigerantes pode ocorrer nas três posições ilustradas na Figura 2.13 (Machado et al., 2015).

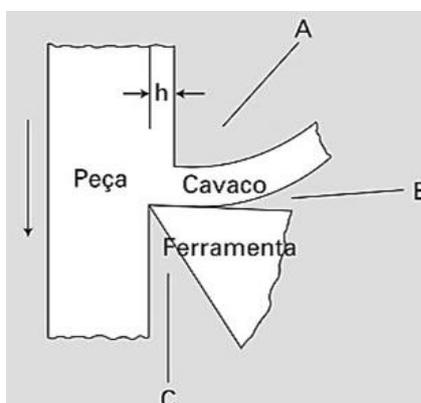


Figura 2.13 – Locais de aplicação dos fluidos de corte (Machado et al., 2015).

- Posição A: mais comum, na qual o fluido é aplicado sobre o cavaco. Não é recomendável quando o cavaco é emaranhado, pois dificulta o acesso do fluido na região de corte.
- Posição B: visa aplicar o fluido entre o cavaco e ferramenta. Porém, tem a desvantagem de a direção de saída do cavaco ser contrária ao fluxo do fluido. Por isso, recomenda-se aplicar sobre alta pressão.
- Posição C: o fluido alcança mais facilmente a interface ferramenta-peça, reduzindo o atrito, diminuindo o desgaste da ferramenta e melhorando a rugosidade da superfície.

2.7.1 Usinagem ambientalmente amigável

A utilização de fluidos de corte tem muitas vantagens. No entanto, suas desvantagens incluem uma série de doenças ocupacionais dos operadores em contato direto, como reação alérgica ou dermatite, além de os produtos petrolíferos que constituem a base da maioria dos fluidos serem suspeitos de causar câncer. O descarte desses produtos também é um grande problema, pois podem poluir águas superficiais e subterrâneas, contaminar solos, afetar a produção agrícola e levar à contaminação de alimentos (Dixit et al., 2012). Desta forma, o estudo da usinagem ambientalmente amigável (EFM – *environmentally friendly machining*) está se tornando necessário à medida que as regulamentações sobre contaminação e poluição ambientais se tornam cada vez mais rigorosas (Sartori et al., 2018).

A busca por operações de usinagem a seco ou quase a seco vem aumentando. Porém, a ausência de fluido durante o corte contribui para a maior geração de calor, menor vida da ferramenta e exige maior cuidado na escolha desta, que deve ter características específicas para essa condição (Dixit et al., 2012).

Para superar as desvantagens da usinagem com fluido em abundância (WET) e da usinagem a seco (DRY), a técnica de mínima quantidade de lubrificação (MQL) foi desenvolvida. A eficiência do MQL é obtida pelo uso de uma reduzida quantidade de óleo ou fluido de corte aplicada em forma de névoa diretamente nas zonas de contato cavaco-ferramenta-peça, diminuindo o atrito, as forças, a temperatura, o desgaste da ferramenta e a rugosidade da superfície (Kang et al., 2008). A névoa é formada em um atomizador que pode utilizar o efeito Venturi por meio de um fluxo de ar comprimido para criar uma pressão abaixo da pressão atmosférica na câmara de mistura, puxando o fluido de corte de um reservatório e o atomizando em forma de aerossol (Davim, 2008). A Figura 2.14 apresenta um exemplo de atomizador.

Entretanto, existem limitações de refrigeração ao aplicar a tecnologia MQL na usinagem de materiais endurecidos e/ou de difícil corte. O uso de óleos vegetais nesta técnica, a fim de manter o caráter sustentável, traz obstáculos em relação ao baixo ponto de fulgor (Minh et al., 2017). Ainda, a combinação de alta temperatura de corte, alta resistência ao calor e baixa condutividade térmica das ligas de níquel resulta em baixa dissipação de calor durante a operação de corte. Essa alta temperatura afeta diretamente os desgastes e a vida da ferramenta, além da integridade da superfície usinada (Pervaiz et al., 2014).

Uma alternativa para a baixa capacidade de resfriamento do MQL é a mínima quantidade de lubrificação refrigerada (MQCL), em que o ar comprimido utilizado na

atomização é refrigerado (Heisel et al., 1994). O resfriamento do ar comprimido é feito através de um tubo de vórtice (Figura 2.15). A entrada do ar no vórtice se dá tangencialmente, e um fluxo turbulento de gás em movimento espiral escapa através de ambas as extremidades. Uma região de alta e baixa pressão (próxima ao eixo) é produzida através da corrente de ar rotativa. Um bocal cônico fecha umas das extremidades do cilindro, permitindo que ocorra uma fuga de ar apenas a partir da periferia (ar quente), enquanto a outra extremidade permite o fluxo da porção central do ar (ar frio) (Dixit et al., 2012).

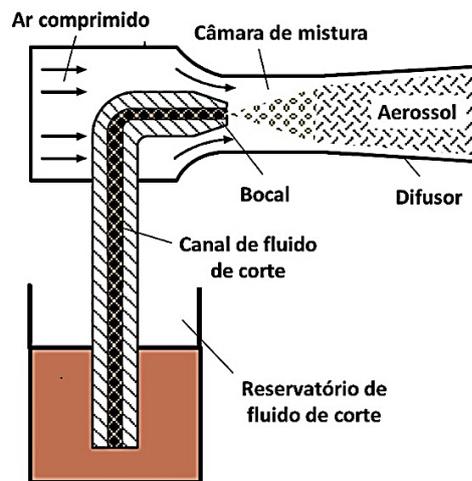


Figura 2.14 – Conceito de atomizador (adaptado de Davim, 2008).

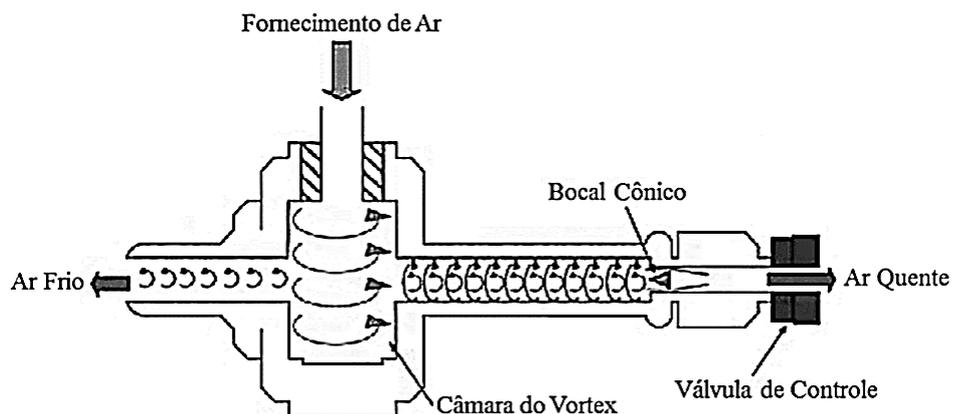


Figura 2.15 – Estrutura do tubo de vórtice (adaptado de Ginting et al., 2016).

Pela disponibilidade facilitada do ar comprimido, o tubo de vórtice é utilizado para produzir ar frio para resfriamento em usinagem (Ginting et al., 2016). Dependendo da pressão da rede de ar comprimido, o tubo de vórtice pode gerar temperaturas razoavelmente baixas

(cerca de -40°C). Ademais, o equipamento é livre de manutenção, pois não há partes móveis. Não obstante, sua eficiência está sujeita a um alto fluxo de ar e um compressor com grande capacidade, podendo inviabilizar sua aplicação em produção seriada e em pequenas empresas.

Pervaiz et al. (2017) avaliaram a influência do MQCL na usinagem do Ti-6Al-4V. Os autores verificaram reduções nos valores de rugosidade, forças e desgaste da ferramenta devido ao melhor efeito de resfriamento e lubrificação com o MQCL em comparação aos métodos DRY e WET.

Há ainda a possibilidade de utilizar MQL com nanofluidos (NFs), os quais são fluidos com uma dispersão coloidal de partículas de tamanhos nanométricos, geralmente de metais, óxidos, carbonetos ou nitretos. A vantagem de utilização de NF é o aumento da condutividade térmica dos fluidos, que pode aumentar em várias vezes. Isso se deve principalmente à maior proporção entre superfície e volume das nanopartículas (Dixit et al., 2012). No entanto, o alto custo dos NFs restringe sua aplicação em quantidades reduzidas.

Dentre os NFs, a utilização de grafeno é uma alternativa, pois este apresenta a combinação de espessura em nanoescala e dimensões laterais em microescala (Weiss et al., 2012), o que permite que os fluidos de corte com adição de grafeno consigam penetrar na interface ferramenta-peça, cobrindo a aresta de corte. Além disso, possui excelentes propriedades térmicas (condutividade térmica superior a $1000\text{ W/m}\cdot\text{K}$), o que os torna apropriados para compor os fluidos de corte, a fim de melhorar suas propriedades para a utilização em processos de usinagem (Samuel et al., 2011).

Lee et al. (2009) observaram que há a redução do contato entre os corpos, com o grafeno agindo como esferas que rolam entre as superfícies, gerando menores coeficientes de atrito, menor temperatura e suportando maiores pressões. Samuel et al. (2011) verificaram que a utilização de plaquetas de grafeno no fluido de corte aumenta a lubrificação e a eficiência da refrigeração devido ao aumento da molhabilidade do fluido, que ajuda a aumentar a área de contato interfacial sólido-líquido, o que permite um resfriamento aprimorado através de evaporação. Ainda, a molhabilidade aprimorada também facilita a penetração das plaquetas de grafeno nas interfaces cavaco-ferramenta-peça durante o corte. Além disso, há uma melhor lubrificação pelo deslizamento das plaquetas de grafeno e elas atuam como dissipadores de calor, retirando parte do calor da zona de corte.

Um nanofluido à base de alumina-grafeno (mistura de nanopartículas de Al_2O_3 e plaquetas de grafeno) foi usado Singh et al. (2017), no torneamento de aço inoxidável austenítico AISI 304. Quando aplicado em MQL, os autores verificaram que o NF alumina-grafeno diminuiu a taxa de desgaste, as forças de usinagem e a rugosidade da superfície em

comparação ao NF- Al_2O_3 , ao WET e ao DRY. Resultados semelhantes foram encontrados por Sharma et al. (2018).

Sartori et al. (2018) realizaram o torneamento da liga de titânio Ti-6Al-4V com ferramenta de metal-duro revestida (TiAlN) comparando o efeito de cinco meios lubrificantes: DRY, MQL, NF-MQL (nanopartículas de Teflon[®]), NF-MQCL (nanopartículas de grafite) e WET. Como resultado, o NF-MQCL foi o que obteve melhor desempenho em relação a desgaste de ferramenta e acabamento da superfície, podendo ser considerado um potencial substituto da usinagem com fluido em abundância.

Yıldırım et al. (2019) compararam os métodos DRY, MQL e NF-MQL no torneamento do Inconel[®] 625 usando ferramenta de metal-duro com revestimento PVD (TiAlN-TiN). Os autores verificaram aumento da vida da ferramenta e diminuição dos valores de rugosidade com a utilização de NF-MQL em comparação ao corte a seco (DRY). O MQL também apresentou melhorias em relação ao DRY, porém, em menor escala. Singh et al. (2018) encontraram resultados semelhantes com a utilização de NF à base de nanotubos de carbono aplicados em MQL na comparação com DRY e WET.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

A Figura 3.1 demonstra o fluxograma dos procedimentos executados para este estudo:



Figura 3.1 – Fluxograma do método experimental.

O método está fundamentado no ensaio de vida de ferramentas de metal-duro revestidas no torneamento do Hastelloy® C-276 por meio de:

- caracterização dos corpos de prova: composição química e dimensões;
- investigação comparativa das condições de usinagem considerando duas velocidades de corte distintas e cinco diferentes métodos de lubrificação.
- coleta das componentes da força de usinagem;
- medição dos desgastes e avaliação dos mecanismos de desgastes das ferramentas;
- registro das rugosidades produzidas.

3.1 Materiais e Equipamentos

3.1.1 Corpo de Prova

A Tabela 3.1 mostra a composição química da liga ternária Hastelloy® C-276 obtida por fluorescência de raio-X (FRX) através do espectrômetro portátil Niton™ XL3t (Thermo Scientific™) disponível no Laboratório de Corrosão, Proteção e Reciclagem de Materiais (LACOR/UFRGS). Os resultados obtidos foram comparados com a norma que especifica os valores aceitos para ligas à base de níquel ASTM B574, 2018.

Tabela 3.1 – Composição química da liga Hastelloy® C-276 (Massa %).

| | Ni | Cr | Mo | Fe | W | | |
|-----------|-------------|-------------|-------------|-----------|-----------|--------|--------|
| Avaliado | 57.7 | 16.3 | 15.5 | 6.01 | 3.82 | | |
| ASTM B574 | 51.0 ~ 63,5 | 14.5 ~ 16.5 | 15.0 ~ 17.0 | 4.0 ~ 7.0 | 3.0 ~ 4.5 | | |
| | Co | Mn | V | Si | P | S | C |
| Avaliado | 0.180 | 0.401 | 0.019 | 0.040 | 0.005 | 0.001 | 0.006 |
| ASTM B574 | < 2.5 | < 1.0 | < 0.35 | < 0.08 | < 0.04 | < 0.03 | < 0.01 |

A Tabela 3.13.2 mostra os valores dos ensaios mecânicos disponibilizados pela Villares Metals S.A. responsável pelo fornecimento do material em parceria com o laboratório de análise Duster.

Tabela 3.2 – Ensaio mecânicos do Hastelloy C-276.

| | Densidade (g/cm ³) | Limite de Escoamento (Mpa) | Limite de Resistência (Mpa) | Alongamento (%) | Dureza (HB) |
|------------|-----------------------------------|----------------------------------|-----------------------------------|--------------------|----------------|
| Measured | 8,89 | 318 | 723 | 70,8 | 170 |
| Normalized | 8,94 | 355 ~ 415 | 750 ~ 790 | 50 ~ 60 | 183 |

Os dois corpos de prova de Hastelloy® C-276 foram preparados com 25 mm de diâmetro e 200 mm de comprimento cada, e foram divididas em quatro seções de 47 mm (amostras) separadas por rasgos de 3 mm para facilitar a saída da ferramenta. Furos de centro foram realizados a fim de aumentar a rigidez da fixação do corpo de prova e com isto, reduzir possíveis desbalanceamentos que pudessem gerar vibrações durante a usinagem e assim interferir nos resultados de força e rugosidade. As dimensões descritas estão representadas na Figura 3.2.

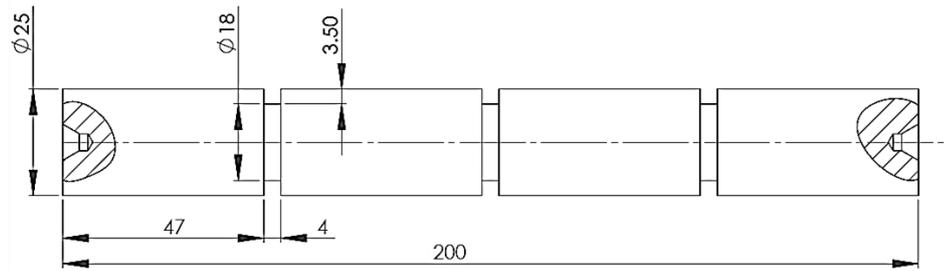


Figura 3.2 – Corpo de prova de Hastelloy® C-276.

3.1.2 Ferramenta de Corte

A ferramenta utilizada foi o inserto de metal-duro Walter Tools® código TNMG160404-NMS WSM01 indicado para o torneamento de aços inoxidáveis e superligas onde para cada condição foi utilizado um inserto novo totalizando 10 insertos. Possui geometria triangular, quebra cavacos para operações de acabamento, formato básico negativo e raio de ponta $r_\epsilon = 0,4$ mm (Figura 3.3). O inserto apresenta grãos ultrafinos de WC ($< 0,5 \mu\text{m}$) e revestimento PVD-TiAlN tipo HiPIMS². Os níveis recomendados de profundidade de corte e avanço estão situados entre $0,6 \sim 2,5$ mm e $0,09 \sim 0,22$ mm/rev., respectivamente.

O porta-ferramentas usado foi o Sandvik modelo DTJNL 2020 K16, que possui sistema de fixação do tipo cunha-grampo, ângulo de posição $\chi_r = 93^\circ$, e ângulos de saída (γ) e inclinação (λ_s) negativos (-6°).

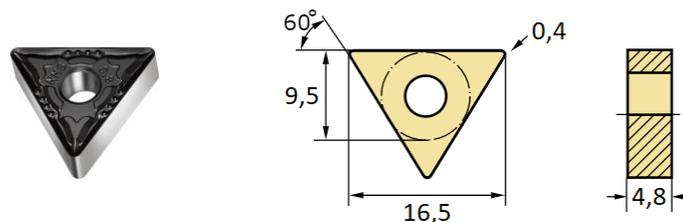


Figura 3.3 – Inserto intercambiável de metal-duro Walter Tools com grãos ultrafinos (dimensões em mm).

² PVD é um processo de deposição atômica no qual o material é vaporizado de uma fonte sólida ou líquida, por evaporação ou *sputtering* (pulverização catódica), e posteriormente condensado sobre a peça a ser revestida na forma de filme. O processo convencional de *sputtering* é limitado, pois a taxa de deposição é baixa, possui baixa eficiência de ionização do plasma e alta temperatura do substrato. O HiPIMS (*High Power Impulse Magnetron Sputtering*) é uma técnica relativamente nova que, em comparação com o processo convencional, possui energias muito mais elevadas, alta eficiência de ionização e é capaz de produzir revestimentos mais densos, com boa aderência e sem defeitos (Guimarães, 2017).

3.1.3 Máquina-ferramenta

A máquina-ferramenta utilizada foi o torno CNC Mazak® modelo Quick Turn Nexus 100-II (Figura 3.4) disponível no Laboratório de Automação em Usinagem (LAUS/UFRGS). A máquina possui rotação máxima de 6000 rpm e potência máxima de 23,5 kVA.

3.1.4 Meios lubrificantes

Nos ensaios de vida foram utilizados cinco diferentes métodos de lubrificação: mínima quantidade de lubrificante (MQL), mínima quantidade de lubrificante refrigerado (MQCL), nanofluido à base de grafeno multicamadas (MLG) em MQCL (NF-MQCL), fluido de corte em abundância (WET) e usinagem a seco (DRY).



Figura 3.4 – Torno CNC Mazak QTN 100-II.

Os métodos MQL e MQCL usaram o fluido de corte integral sintético à base de água Quimatic Jet desenvolvido pela Quimatic®/Tapmatic®, específico para aplicação em névoa. Este fluido não contém solventes nocivos ou metais pesados e é recomendado para empresas que trabalham com sistemas de certificação ISO 14000 ou OHSAS 18001 ou ainda gerenciamento SMS (segurança, meio ambiente e saúde) (Quimatic, 2020). Utilizou-se uma vazão de 200 ml/h calibrada anteriormente e uma pressão de ar comprimido de 4,5 bar através do nebulizador Tapmatic IV (Figura 3.5a) para ambos os métodos. Para reduzir a temperatura do ar comprimido (MQCL) foi instalado um tubo de vórtice Eurotools modelo FTA-12-MC, obtendo uma temperatura final aproximada de -2°C na saída do nebulizador.

Na condição NF-MQCL foram utilizadas as mesmas condições detalhadas acima em relação a equipamentos/dispositivos. O nanofluido foi gerado a partir da adição de flocos de multicamadas de grafeno (MLG) ao Quimatic Jet no Laboratório de Filmes Finos e Processos de Plasma da Universidade Federal do Triângulo Mineiro (LFFPP/UFTM)³.

Para a condição WET, o fluido de corte utilizado foi biolubrificante BD-Fluid B90 diluído em água (fluido biodegradável isento de óleos, elaborado com matérias-primas de fontes renováveis pela Bondmann Química). O fluido apresenta alta capacidade lubrificante e ótima capacidade refrigerante (Bondmann, 2020). O sistema que aplica o fluido em abundância no torno CNC concedeu uma vazão constante aproximada de 640 l/h.

O bico aspersor foi posicionado perpendicularmente à aresta de corte a 40 mm de distância (Figura 3.5b) para os três métodos de lubrificação que utilizaram a mínima quantidade, as exceção ficaram para as condições WET e DRY, na qual foi utilizado o próprio bico do torno CNC para o método WET e para a condição DRY não utilizou nenhum tipo.

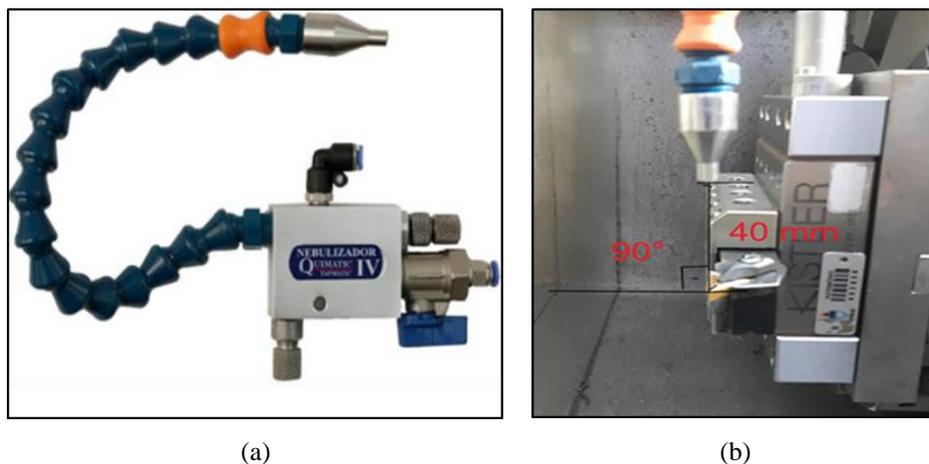


Figura 3.5 – Sistema de lubrificação: (a) aspersor Quimatic IV; (b) posição do bico.

3.2 Procedimento Experimental

Os ensaios de vida foram divididos em dez condições distintas, sendo que em todas, o avanço e a profundidade de corte foram mantidos constantes e iguais a $f = 0,1$ mm/rev. e $a_p = 0,3$ mm, respectivamente. Duas velocidades de corte (v_c) foram utilizadas e testadas (80 e

³ Para o desenvolvimento do nanofluido, os flocos de MLG com cerca de $10 \mu\text{m}^2$ de área e 07 a 20 nm de espessura foram obtidos por esfoliação da grafite natural expandida termicamente com ácidos a alta temperatura, precedida de um processo ultrassônico para esfoliação mecânica. Os flocos de MLG foram dispersos ao Quimatic Jet a uma concentração de 0,025% através de um homogeneizador ultrassônico.

120 m/min) nas cinco condições de lubrificação durante o torneamento da liga Hastelloy® C-276 conforme apresentado na Tabela 3.33.

Tabela 3.3 – Parâmetros de corte para os experimentos.

| Ensaio de vida | v_c [m/min] | Meio lubrificante | Ensaio de vida | v_c [m/min] | Meio lubrificante |
|----------------|---------------|-------------------|----------------|---------------|-------------------|
| 1 | 80 | MQCL | 6 | 120 | Seco (DRY) |
| 2 | 120 | | 7 | 80 | NF-MQCL |
| 3 | 80 | Abundante (WET) | 8 | 120 | |
| 4 | 120 | | 9 | 80 | MQL |
| 5 | 80 | Seco (DRY) | 10 | 120 | |

Devido aos ensaios de vida tratarem-se de operações de acabamento, e por ter $a_p = \frac{3}{4} r_\epsilon$, definiu-se como critério de fim de vida o valor do desgaste de flanco na ponta do inserto (VB_C) igual ou superior a 200 μm .

3.2.1 Aquisição dos sinais de força

A Figura 3.6 mostra o arranjo experimental do sistema de monitoramento e aquisição dos sinais de força utilizado nos experimentos. O mesmo dispõe de dinamômetro (plataforma piezométrica), condicionador de sinais (amplificador de carga), placa de aquisição de dados e software específico (LabVIEW).

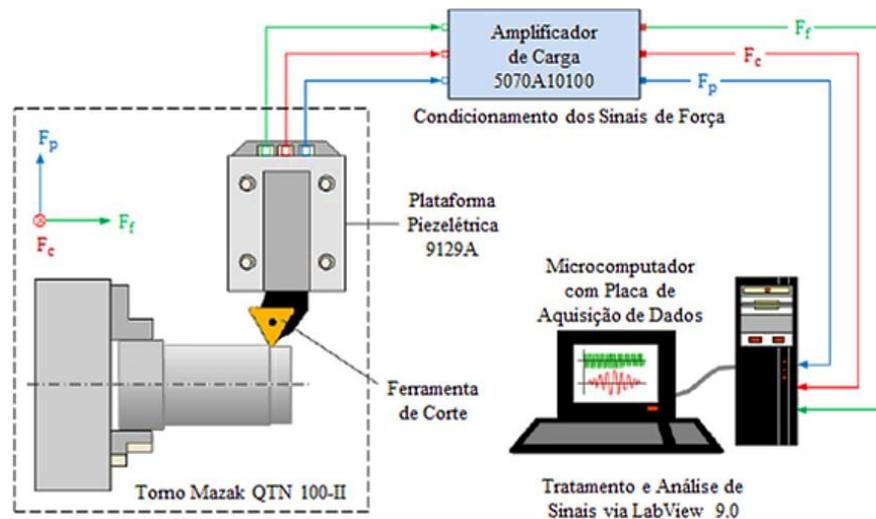


Figura 3.6 – Estrutura experimental para a aquisição de forças (cortesia do LAUS/UFRGS).

O dinamômetro Kistler modelo 9129A permite a aquisição das três componentes ortogonais da força de usinagem. Na Figura 3.7a são indicadas as direções das componentes da força de usinagem, força passiva (F_p), força de corte (F_c) e força de avanço (F_f) representadas, respectivamente, pelos eixos X, Y, Z da plataforma piezelétrica instalada na torre porta-ferramentas do torno CNC Mazak QTN 100-II.

O condicionamento de sinais (amplificação e filtragem) foi realizado utilizando um condicionador Kistler modelo 5070A10100. O sinal analógico de saída do amplificador de carga é captado por uma placa DAQ Measurement Computing™ modelo PCIM-DAS 1602/16, instalada em um microcomputador dedicado (Figura 3.7b). Essa placa permite adquirir até 100 mil pontos por segundo (100 kS/s) em até oito entradas analógicas diferenciais com 16 bits de resolução, para os ensaios foi utilizada uma taxa de 10 segundos. Em seguida, os sinais digitais gerados nos eixos X, Y, Z são processados através do software LabVIEW™ 9.0 usando uma VI (*Virtual Instrument*) desenvolvida no LAUS para a coleta de dados e visualização dos sinais no domínio do tempo durante o processo.

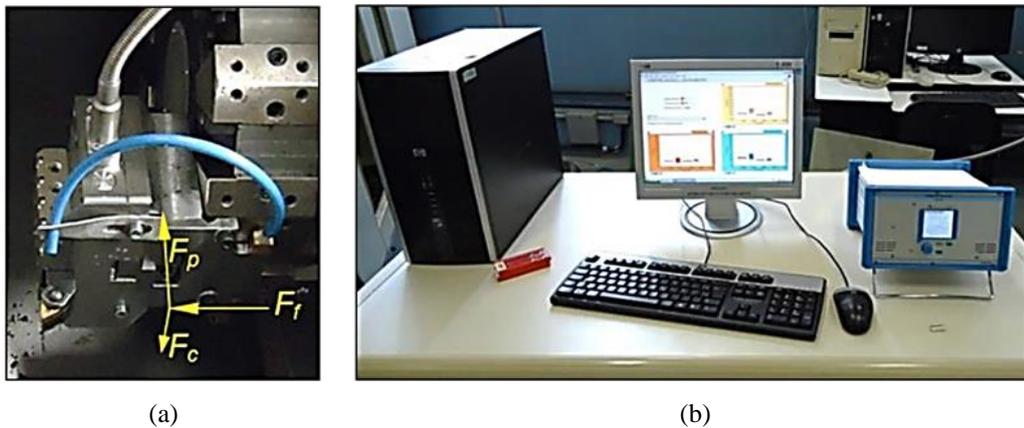


Figura 3.7 – Sistema de aquisição de sinais de força: (a) dinamômetro Kistler 9129A instalado no Torno CNC; (b) itens do sistema de monitoramento.

A análise e o pós-processamento dos dados de força procederam com a utilização do software MS Excel. Para a definição dos valores de força efetuou-se a média RMS (*root mean square*) de 1000 pontos extraídos de uma região estável após o início de cada passe.

As influências sobre a intensidade das forças geradas pela ferramenta (e suas falhas geradas) pelas duas velocidades de corte e pelos diferentes meios lubrificantes foram verificadas, fazendo a comparação entre as amplitudes médias das mesmas em estados distintos da ferramenta (nova e desgastada) para cada condição.

Os valores RMS das forças foram apresentados em forma de gráficos de colunas e as barras de erros estabelecidas considerando uma distribuição normal (amostra de 1000 pontos na região estável do início do passe) com um intervalo de confiança de 95% delimitado por $\pm 1,96 \cdot \sigma$, onde σ é o desvio-padrão da amostra.

3.2.2 Medição da rugosidade média

A medição da rugosidade média (R_a) gerada após cada passe na superfície usinada foi efetuada sem a retirada da peça do torno através do rugosímetro portátil Mitutoyo SJ-201P (Figura 3.8a). Este equipamento possui resolução de $0,01 \mu\text{m}$, agulha do apalpador com raio de ponta de $5 \mu\text{m}$, e força de medição de 4 mN . O curso máximo é de $12,5 \text{ mm}$ e a velocidade de medição varia de $0,25$ a $0,50 \text{ mm/s}$.

A configuração do rugosímetro usa nestes experimentos foi um comprimento de amostragem $l_e = 0,8 \text{ mm}$ e um comprimento de avaliação $l_m = 5 \cdot l_e = 4,0 \text{ mm}$. Esta escolha considerou a formação de perfis não-periódicos quando a ferramenta está desgastada, de acordo com a ABNT NBR 4288 (2008) para valores de $0,1 \leq R_a \leq 2,0 \mu\text{m}$.

Para as medições após cada passe, a unidade de acionamento do rugosímetro foi fixada em um traçador de altura vernier para auxiliar a posição do detector (Figura 3.8b). Os valores de rugosidade foram medidos na superfície usinada em três pontos equidistantes (120°).

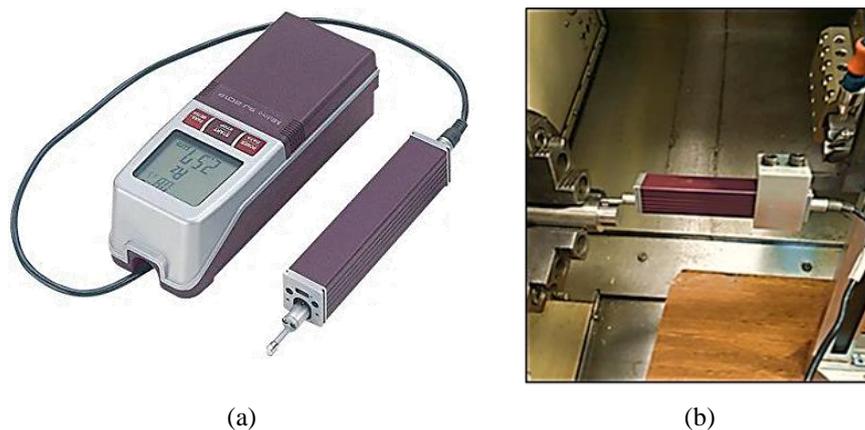


Figura 3.8 – Medição da Rugosidade: (a) Rugosímetro portátil (b) Dispositivo para a medição.

Os resultados obtidos foram tratados utilizando o software MS Excel. Obteve-se para cada passe a média aritmética dos valores coletados. As barras de erros dos gráficos apresentados foram obtidas utilizando a variação máxima do mensurando em relação à média encontrada ($\pm \Delta I_{\text{max}}$). Tais gráficos demonstraram a influência das condições da ferramenta (nova

e desgastada), meios lubrificantes (WET, MQCL, NF-MQCL, MQL e DRY) e velocidade de corte (80 e 120 m/min).

Considerando os parâmetros estabelecidos previamente ($f = 0,1$ mm/rev. e $r_e = 0,4$ mm), o valor teórico calculado a partir da Equação (2.2) foi $R_{a-th} = 0,80$ μm , que serviu de referência para análise dos resultados.

3.2.3 Registro do desgaste de ponta da ferramenta

A largura do desgaste de flanco na ponta de cada inserto foi analisada a cada passe de 47 mm de comprimento (amostra/secção) através do microscópio digital USB Dino-Lite modelo AM-413ZT, com resolução de 1024 x 728 pixels e ampliação de até 200 x (Figura 3.9). A medição foi feita na ponta, pois $a_p > r_e$ e o desgaste tende a se intensificar nesta região (VB_C). Para o processamento das imagens fez-se uso do software dedicado Dino-Capture 2.0.

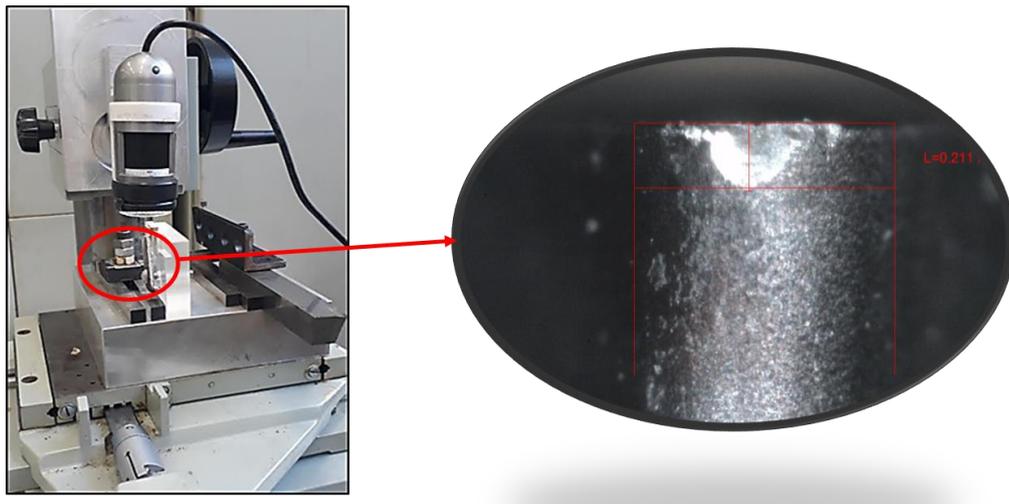


Figura 3.9 – Microscópio digital USB Dino-Lite Pro modelo AM-413ZT.

3.2.4 Análise dos mecanismos de desgastes

Os mecanismos de desgaste ocorridos nas ferramentas de corte no final dos experimentos foram avaliados com auxílio do microscópio eletrônico de varredura (MEV) e do espectrômetro de energia dispersiva EDS (*energy dispersive system*).

As imagens das ferramentas desgastadas foram registradas através do MEV EVO modelo MA10 da marca Zeiss, com fonte de filamento de tungstênio que opera em tensões de 0,2 a 30 kV. A resolução nominal é de 3 ηm operando em 30 kV. Os percentuais dos elementos químicos presentes em pontos predeterminados das regiões desgastadas foram obtidos no

mesmo MEV com a utilização do detector de EDS Oxford e com o software de análise INCA (Figura 3.10). Os equipamentos pertencem ao Laboratório de Implantação Iônica (LII) e estão cedido ao Centro de Microscopia e Microanálise (CMM/UFRGS).



Figura 3.10 – Microscópio eletrônico de varredura e espectrômetro de energia dispersiva.

Observa-se que a condição onde se utilizou MQCL exibiu menor rendimento, apresentando um tempo de corte de 133 s ou 2,2 min. Para o critério adotado de fim de vida, este resultado pode ser explicado pelo encruamento (um dos principais inconvenientes do torneamento de ligas de níquel), onde a redução da temperatura tende a agravar tal quesito. Materiais com alta taxa de encruamento (sem o amolecimento adiabático causado pelo aumento da temperatura) requerem muita energia para formação do cavaco (alta resistência mecânica). Ainda, em baixos níveis de velocidade de corte ($v_c = 80$ m/min) e avanço ($f = 0,1$ mm/rev.), a aresta postiça de corte (APC) se forma devido à deformação plástica que ocorre na zona de aderência da interface cavaco-ferramenta. Assim, a APC formada nos dois primeiros passes rompeu-se bruscamente durante o passe 3 (esforço excessivo sobre uma cunha fraca), gerando uma taxa de desgaste de flanco muito grande.

Já o maior tempo de corte foi encontrado na condição MQL (502 s ou 8,4 min), apresentando uma melhora expressiva (280%) em comparação ao torneamento com MQCL. Esse aumento pode ser justificado em função do MQL ter atuado na redução da geração de calor na zona de corte (diminuição do atrito), retardando o surgimento de falhas (desgastes e avarias) e aumentando a vida da ferramenta (Astakhov, 2011; Dixit et al., 2012).

Philip et al. (2001) e Varadarajan et al. (2002) apontam que outro fator importante no sistema MQL é sua maior eficiência térmica em relação ao fluido de corte aplicado em abundância. Segundo eles, em virtude da sua alta velocidade, as gotículas atomizadas do lubrificante perfuram a camada de vapor formada pelo processo de corte, atingindo as interfaces quentes e permitindo uma transferência de calor mais eficiente. Na aplicação da técnica MQL, a transferência de calor é predominantemente por convecção e evaporação (mistura ar/óleo). A transferência por evaporação é facilitada pelo aumento da área da superfície causada pela atomização, tornando a transferência de calor no MQL mais eficiente que a transferência por convecção em meio líquido presente na condição WET.

As demais condições apresentaram resultados intermediários de vida na seguinte ordem: DRY com 422 s (7,0 min), NF-MQCL com 351 s (5,9 min) e WET com 305 s (5,1 min).

A Figura 4.2 ilustra as curvas de tempo de usinagem em função do desgaste de ponta (VB_C) para a velocidade de corte de 120 m/min aplicando diferentes meios lubrificantes.

Nota-se que a condição com fluido abundante (WET) apresentou o pior resultado comparada às demais condições (71 s ou 1,2 min). Isto pode ter ocorrido em decorrência do aumento da temperatura na zona de corte devido ao incremento da velocidade de corte (v_c), e a condição WET pode ter acarretado um choque térmico. Além disso, o alto calor gerado na usinagem evapora o fluido antes que ele penetre na zona de corte. Dessa forma, não é possível

eliminar todo o calor do processo, o que afeta negativamente a vida da ferramenta (Gupta et al., 2016). O fluido de corte pode ser incapaz de alcançar a zona de corte devido à formação de uma manta de vapor em alta temperatura, impedindo a sua penetração. Ainda, o fluxo de cavaco pode impedir o acesso do fluido na zona de corte (Ezugwu et al., 2003).

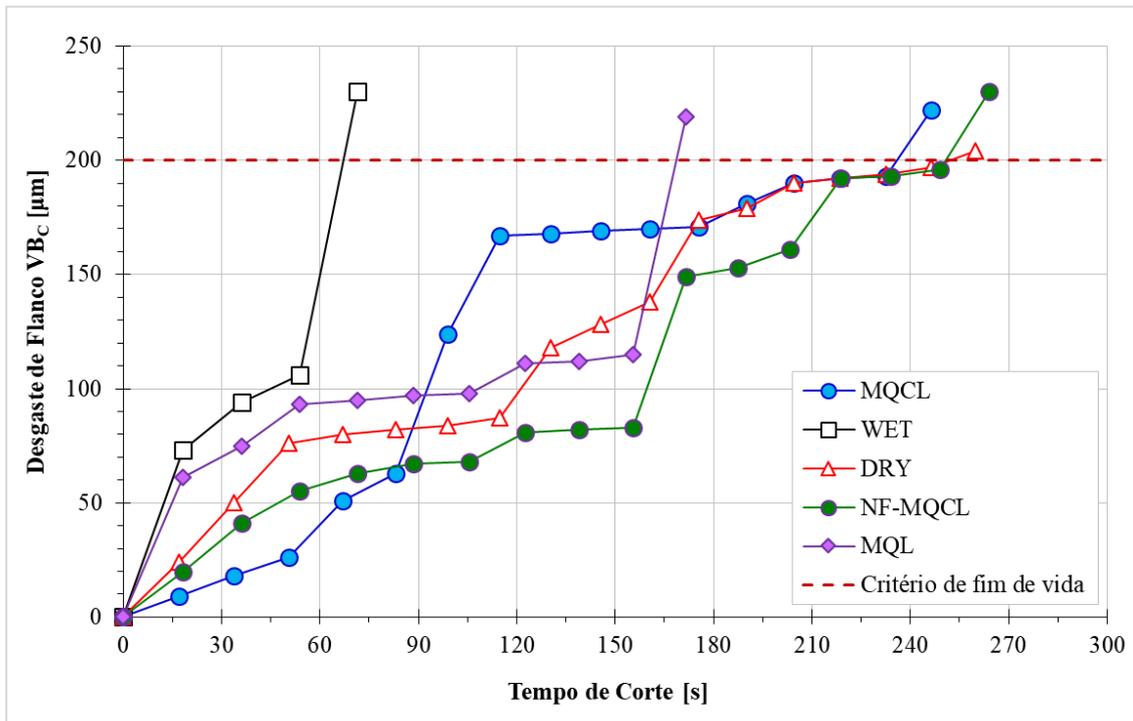


Figura 4.2 – Desgaste flanco na ponta (VB_c) x tempo de corte com $v_c = 120$ m/min em diferentes métodos de lubrificação.

O melhor desempenho foi encontrado na condição NF-MQCL com um tempo de 264 s (4,4 min), apresentando um rendimento 270% superior à condição abundante (WET). A técnica utilizando a mínima quantidade de lubrificante refrigerado com adição de grafeno reduz a chance de ocorrência de choque térmico, como encontrado na condição WET.

Settineri et al. (2008), verificaram que a pequena quantidade vaporizada na aresta de corte limita os choques térmicos, aumentando a duração do revestimento. Porém, a névoa lubrifica a interface cavaco-ferramenta, reduzindo o atrito e, conseqüentemente, reduz a temperatura de usinagem. Yi et al. (2017), destacaram o aumento da lubrificação do fluido e da sua condutividade térmica com a adição do grafeno, de modo que acreditam que as partículas alcançaram a zona de corte, melhorando a lubrificação entre a ferramenta e a peça, diminuindo o atrito e o desgaste de flanco.

A condição a seco (DRY) foi novamente o segundo método mais adequado em relação ao tempo de vida (260 s ou 4,3 min). Ao considerar redução de custos e sustentabilidade, é uma condição passível de ser utilizada. Shokrani et al. (2012) explicam que a elevada temperatura na zona de corte pode ter contribuído com um possível amolecimento térmico do material, reduzindo assim o encruamento e melhorando a eficiência. Assim, para um mesmo nível de velocidade de corte, o DRY tende a potencializar o efeito do amolecimento térmico, uma vez que não há fluido de corte envolvido.

A Figura 4.3 apresenta uma comparação de todas as condições do estudo, desta forma podendo assim analisar qual combinação foi a melhor em relação à volume de material removido e com uma maior durabilidade (tempo de vida).

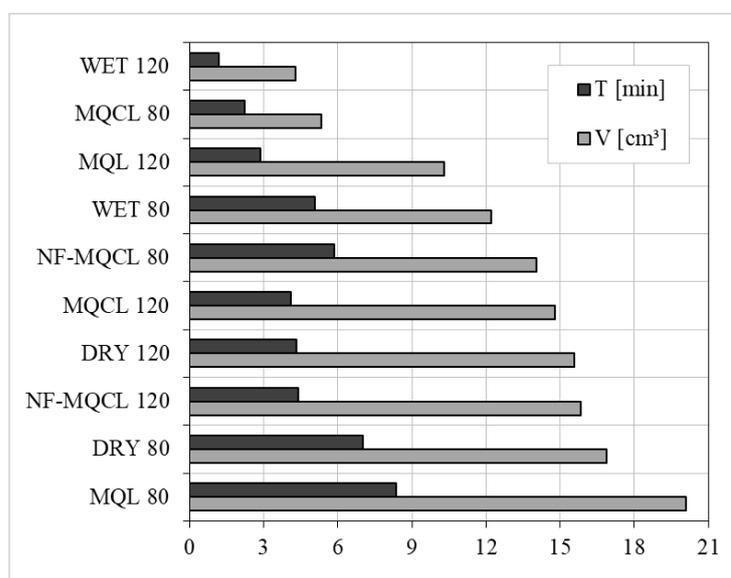


Figura 4.3 – Volume de material removido (V) e tempo de vida (T) para cada condição de corte.

Os dois melhores resultados, tanto para tempo de vida da ferramenta (T) quanto para volume de material removido (V) foram com $v_c = 80$ m/min nas condições MQL (V = 20,1 cm³ e T = 8,4 min) e DRY (V = 16,9 cm³ e T = 7,0 min). Já os piores resultados foram encontrados na condição WET com $v_c = 120$ m/min (V = 4,3 cm³ e T = 1,2 min) e MQCL com velocidade $v_c = 80$ m/min (V = 5,3 cm³ e T = 2,2 min).

Faria (2007), no torneamento da superliga de níquel Nimonic[®] 80A, obteve V = 33,7 cm³ no tempo de vida T = 4,9 min ao combinar $v_c = 90$ m/min, $f = 0,12$ mm/rev. e $a_p = 0,8$ mm na condição lubrificante WET. Gama (2014), ao comparar os valores de V de duas superligas, observou que Nimonic[®] 80A é mais susceptível ao aumento de v_c de 75 para

90 m/min que a Inconel[®] 718 nas condições lubrificantes WET e MQL. O autor notou também que a aplicação do MQL reduz consideravelmente o valor de V para a combinação $v_c = 75$ m/min, $f = 0,15$ mm/rev. e $a_p = 0,8$ mm, e não alterou os resultados para os demais parâmetros de corte.

4.1.2 Avaliação dos desgastes das ferramentas

A discussão dos desgastes das ferramentas de corte foi distribuída em duas partes, levando em consideração as duas velocidades de corte em cada método de lubrificação utilizado. Através da microscopia óptica, foram realizadas imagens das superfícies dos insertos, em sua situação final de desgaste ($VB_C \geq 200$ μ m). Estas imagens caracterizam as superfícies de folga (flanco), saída (face) e da ponta dos insertos.

A Figura 4.4 apresenta as imagens da ponta, do flanco e da face das ferramentas de corte após o fim de vida ($VB_C \geq 200$ μ m) para $v_c = 80$ m/min nos diferentes meios lubrificantes.

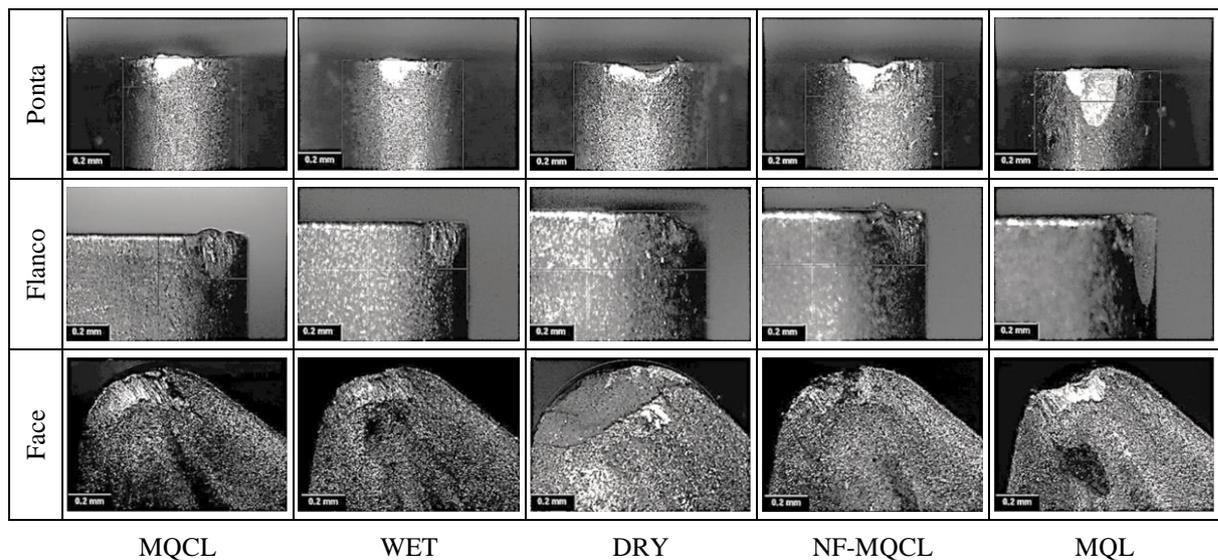


Figura 4.4 – Imagens dos insertos por microscopia óptica para $v_c = 80$ m/min, nas condições lubrificantes: MQCL, WET, DRY, NF-MQCL e MQL.

Em geral, durante a supervisão dos desgastes nos ensaios de vida, observou-se em todas as condições a presença de material aderido na aresta da ferramenta (APC), fato ocasionado devido à baixa velocidade de corte, às características das ligas de níquel e à afinidade química com o revestimento da ferramenta de corte (TiAlN). A Figura 4.4 nas condições MQCL, WET e NF-MQCL mostram a APC nas imagens da ponta e do flanco. Settineri et al. (2008) relatam a elevada afinidade química que as ligas de níquel apresentam com muitos materiais utilizados

em ferramentas de corte. Esta característica traz consequências como desgastes por difusão e adesão, além de danos prematuros nas arestas de corte das ferramentas.

Foi observada grande perda de massa nos insertos na Figura 4.4 nas condições DRY e MQL, gerando um desprendimento do material aderido, onde ocorreu a formação de cratera (DRY) com aparência de lascamento (MQL). A irregularidade do fluxo de material sobre a superfície de saída da ferramenta pode ser uma justificativa para tal comportamento, que é mais presente em baixas velocidades de corte. A presença de APC faz com que o processo se torne menos contínuo, principalmente quando esta se apresenta de forma instável. Machado et al. (2015) citam que fragmentos são desprendidos da superfície da ferramenta e deslocados junto ao material adjacente à interface ocasionando os desgastes.

No desgaste de flanco apresentado na Figura 4.4 na condição NF-MQCL observa-se além do material aderido uma aparência arranhada, proveniente do mecanismo de abrasão. O MLG adicionado ao fluido de corte teria a função de atuar como um filme lubrificante ocupando um espaço entre a peça e a ferramenta (Benedicto et al., 2017). Porém, isso não foi observado. A estrutura hexagonal do grafeno possui alta resistência a deformações ou rompimentos (Baptista, 2003), desta forma tornando-se um material de caráter abrasivo. Esta característica pode ter influenciado no aumento da taxa de desgaste registrada no ensaio com a condição NF-MQCL.

A Figura 4.5 apresenta as imagens da ponta, do flanco e da face dos insertos após o fim de vida ($VB_C \geq 200 \mu\text{m}$) para $v_c = 120 \text{ m/min}$ nos diferentes métodos de lubrificação.

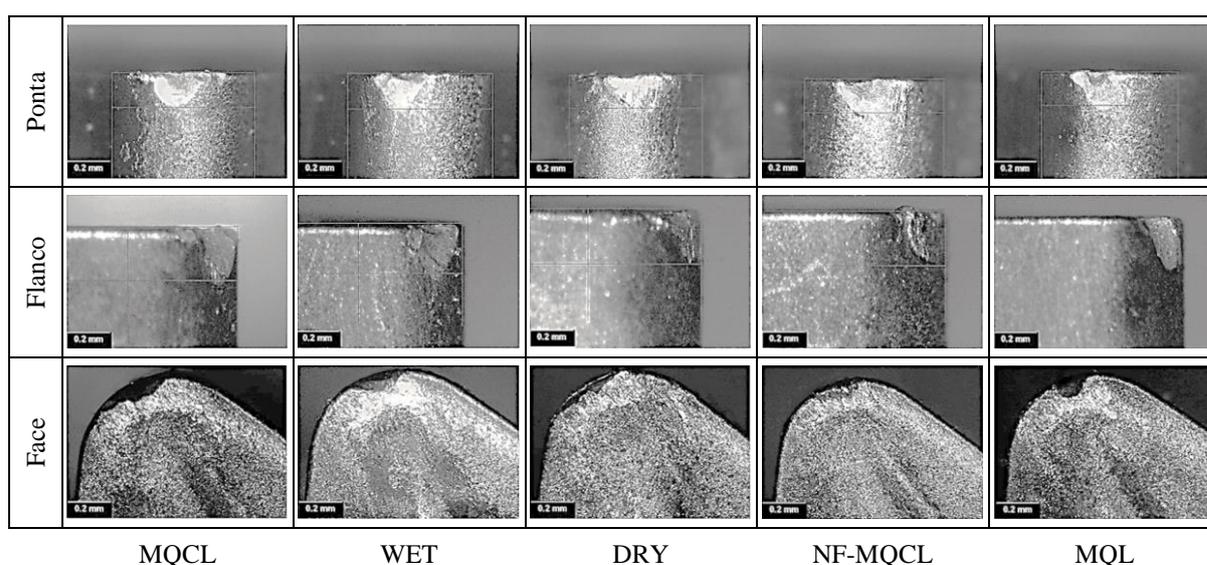


Figura 4.5 – Imagens dos insertos por microscopia óptica para $v_c = 120 \text{ m/min}$, nas condições lubrificantes: MQCL, WET, DRY, NF-MQCL e MQL.

Os desgastes predominantes foram o de cratera e de flanco, podendo reafirmar a presença de APC em praticamente todas as condições (mesmo não estando evidenciadas nas imagens). Outro agravante constatado foi a temperatura elevada que, apesar de amolecer o material, reduziu a característica de encruamento da liga, e conseqüentemente afetou na evolução dos desgastes. De acordo com Machado et al. (2015), altas temperaturas tornam o escoamento do material da ferramenta próximo à interface reduzida. Assim, o material pode ser cisalhado juntamente com o cavaco e arrancado da superfície da ferramenta, formando-se assim uma cratera. Cantero et al. (2013) explicam que o excessivo calor gerado durante a usinagem em alta v_c acelera o processo de difusão. Como consequência, as falhas causadas pelos desgastes do flanco (menos) e de cratera (mais) podem ser parcialmente atribuídas a este mecanismo.

Um ponto a ser destacado é em relação à quebra ou lascamento da ponta da ferramenta em todas as condições testadas. Tais resultados corroboram com os de Dhananchezian e Rajkumar (2020), que ao tornearem o Hastelloy® C-276 na condição DRY com ferramenta de metal-duro revestida com PVD-TiAlN foi observado desgaste e lascamento da ponta da ferramenta, desgaste de entalhe, aresta postiça de corte e quebra da aresta secundária de corte.

Alguns estudos relacionados a ligas similares ou até iguais encontraram resultados semelhantes aos do presente trabalho. Devillez et al. (2011) detectaram desgaste de entalhe na largura de corte (devido ao serrilhado do cavaco gerado) e desgaste de flanco (resultante do mecanismo de aderência e arrastamento) na ferramenta de metal-duro com revestimento TiCN/Al₂O₃/TiN durante o torneamento do Inconel® 718, aplicando WET e DRY. Na usinagem desta mesma liga de níquel, porém, com ferramentas de cerâmica mista e na condição lubrificante WET, Altin et al. (2007) observaram elevado desgaste de entalhe, principalmente para baixas velocidades de corte (v_c), e desgaste de flanco. Desgastes de flanco e entalhe, além de deformação plástica na aresta de corte da ferramenta, foram observados por Kadrigama et al. (2011) na usinagem a DRY do Hastelloy® C-22HS. Xu et al. (2015) verificaram que o desgaste de entalhe da ferramenta de cerâmica mista foi um modo de falha comum no torneamento de Hastelloy® C-276 aplicando lubrificação WET. Desgaste de flanco, aresta postiça de corte, microtrincas e lascamento da ponta da ferramenta também foram encontrados. Em baixas velocidades de corte ocorreram o desgaste adesivo e o lascamento na ponta da ferramenta.

Outros trabalhos também associaram o desgaste de entalhe como falha dominante, além da ocorrência de quebra da aresta de corte durante torneamento de ligas de níquel. Nalbant et al. (2007) usinaram o Inconel® 718 na condição DRY e verificaram que altas v_c levaram à deformação plástica, desgaste de cratera, quebra de ferramenta e desgaste de entalhe em

ferramentas de cerâmica mista. Ainda, desgaste de flanco, lascamentos e trincas foram os modos de falha dominantes ao usinar Hastelloy® C-276 com ferramentas de cerâmica mista em baixas v_c e também na condição DRY. Ezugwu et al. (2003) relatam que deformação plástica, entalhes severos e desgaste no flanco, resultando em uma diminuição da vida útil da ferramenta são fatos associados a usinagem de ligas de Ni. Este fato é associado às altas temperaturas geradas durante o processo, expondo desta forma a ferramenta de corte a altas tensões mecânicas e térmicas.

4.1.3 Investigação dos mecanismos de desgaste na ferramenta

Com o propósito de averiguar os mecanismos de desgaste das ferramentas de corte com uma maior confiabilidade, recorreu-se à utilização da microscopia de varredura (MEV) e da sonda (EDS) com o objetivo de detectar elementos químicos presentes em regiões distintas das ferramentas desgastadas em sua situação de fim de vida ($VB_c \geq 200 \mu\text{m}$).

A Figura 4.6 mostra as imagens obtidas dos insertos em fim de vida para todas as condições lubrificantes com $v_c = 80 \text{ m/min}$. As análises indicaram desgastes da ponta e de cratera. Ao observar a presença de material aderido em todas as condições, estima-se que esses desgastes estão associados ao mecanismo de *attrition* (aderência e arrastamento).

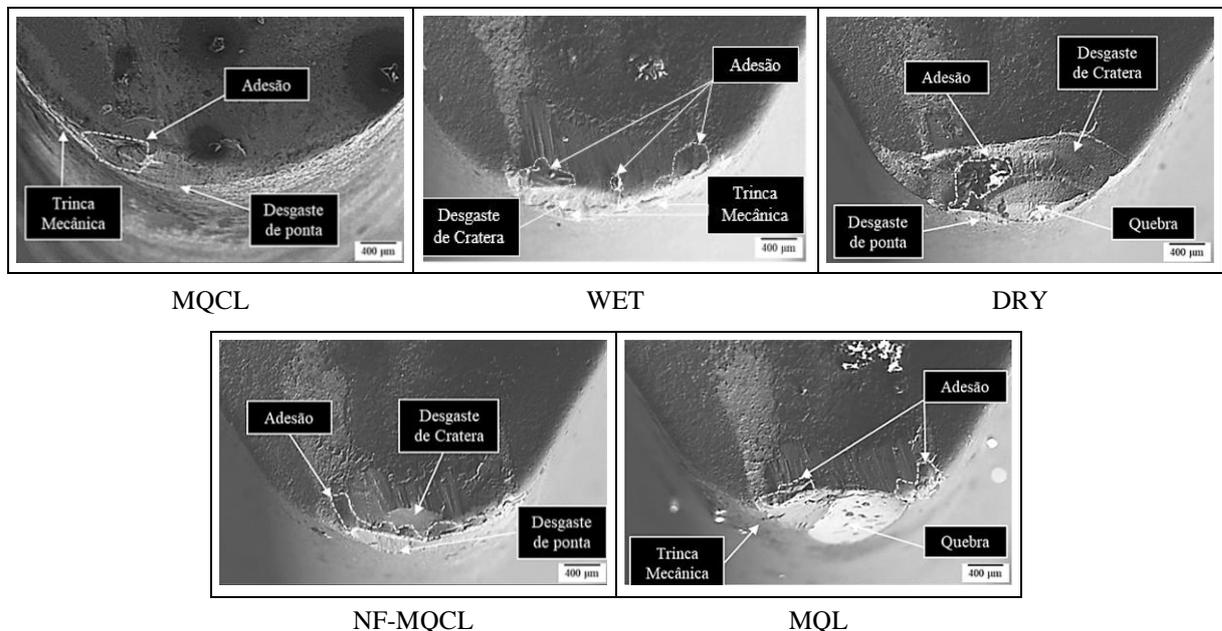


Figura 4.6 – Imagens (MEV) dos insertos indicando as falhas ocorridas para $v_c = 80 \text{ m/min}$ nas condições: MQCL, WET, DRY, NF-MQCL e MQL.

De acordo com Diniz et al. (2016), devido à ductilidade, a extrusão de material entre a ferramenta e a peça provoca adesão de material no flanco, a qual pode gerar desgastes por *attrition*. Esse processo é acompanhado pela abrasão que contribui com a remoção das camadas de revestimento, aumentando o atrito e tornando este mecanismo ainda mais influente. Machado et al. (2015), mencionam que o *attrition* ocorre em baixas v_c com possível aparecimento de APC; entretanto, deixam claro que isso é relativo, visto que, se o fluxo de material que incide na superfície de saída for irregular, este também pode ocorrer em altas v_c .

A fadiga foi outro mecanismo observado na Figura 4.6 nas condições MQCL, WET e MQL, apresentando-se como trincas e até mesmo lascamento (Figura 4.6 nas condições DRY e MQL). Esta condição pode estar associada à variação de esforços mecânicos sobre a aresta de corte (Diniz et al., 2014), fato observado por Magri (2015), Polly (2019), Rosa (2017) e Thakur et al. (2009).

Nas análises realizadas via EDS, as falhas e os mecanismos de desgaste foram similares, exceto para a condição DRY. A Figura 4.7 indica as regiões analisadas via EDS no inserto de metal-duro para a condição relatada, e a Tabela 4.1 apresenta a porcentagem dos principais elementos químicos encontrados. As demais análises estão no Apêndice A.



Figura 4.7 – Imagem (MEV) do desgaste de flanco com as regiões marcadas para análise EDS para condição DRY com $v_c = 80$ m/min.

A análise EDS mostrou grande quantidade de tungstênio (W) nas regiões A e D, acrescida de carbono (C) e cobalto (Co) em menor proporção, elementos estes que compõem o substrato da ferramenta de corte. Na região B observou-se a presença de elementos referentes ao substrato do inserto, apresentando porcentagem de oxigênio (O) maior que os demais. Este fato pode ser explicado devido à presença de oxidação. Na região C, elementos como níquel

(Ni), cromo (Cr), molibdênio (Mo) e ferro (Fe) estavam presentes. Estes elementos são relativos ao material da peça e, com isso, pode-se afirmar a presença de material aderido no inserto de metal-duro. Trabalhos como Akhtar et al. (2014), Cantero et al. (2013), Chetan et al. (2016) e Therezani (2012) vem apresentando estes mesmos resultados, ao avaliarem ligas similares a estudada.

Tabela 4.1 – Composição química de cada região através da análise EDS para condição DRY com $v_c = 80$ m/min.

| Composição química (% massa) | | | | | | | | | | | | | | | |
|------------------------------|------|-----|-----|-----|-----|-----|-----|------|-----|-----|-----|-----|------|-----|------|
| EDS | C | N | Na | Co | S | Cl | K | O | Al | Ca | Cr | Fe | Ni | Mo | W |
| A | 19,7 | - | 0,3 | 7,1 | - | - | - | 5,6 | - | 0,4 | 0,9 | - | - | - | 66,1 |
| B | 53,6 | 8,5 | 1,2 | 0,8 | 0,6 | 0,6 | 0,5 | 31,0 | 0,1 | 0,6 | - | 0,4 | - | - | 2,1 |
| C | 36,2 | - | 1,3 | 0,5 | - | - | - | 7,3 | 0,1 | 0,5 | 7,5 | 3,9 | 27,0 | 7,0 | 8,7 |
| D | 28,5 | - | 0,2 | 5,0 | - | - | - | 5,9 | - | 0,2 | 0,5 | - | - | - | 59,7 |

A Figura 4.8 exibe as imagens obtidas dos insertos em fim de vida para todas as condições de lubrificação utilizando $v_c = 120$ m/min. Novamente houve a adesão de material da peça na ferramenta em todas as condições. Observou-se também a ocorrência de trincas e lascamento.

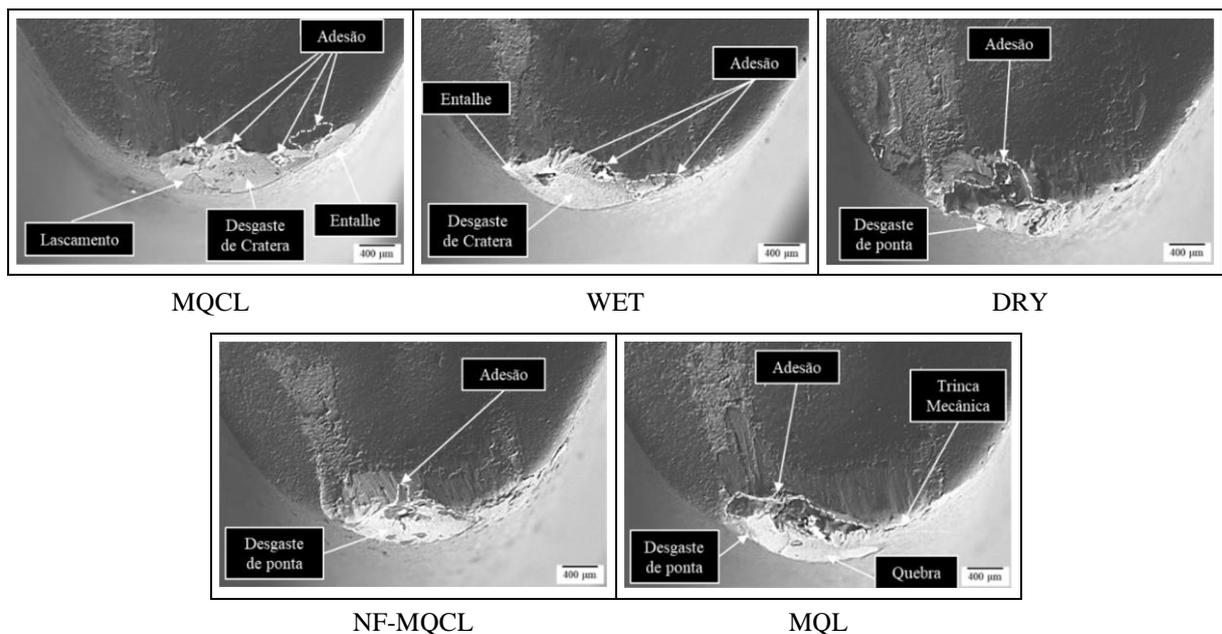


Figura 4.8 – Imagens (MEV) dos insertos indicando as falhas ocorridas para $v_c = 120$ m/min nas condições: MQCL, WET, DRY, NF-MQCL e MQL.

A formação de filme de óxido na superfície da ferramenta foi verificada, constando o mecanismo de oxidação na maioria das condições. Este filme ocorre devido à alta velocidade de corte e, por consequência, uma maior temperatura na região de corte, somada à interação com ar e/ou água (fluidos presentes no ambiente). Este desgaste se apresenta notadamente nas extremidades do contato cavaco-ferramenta em razão do acesso do ar nesta região, sendo esta uma provável causa para o aparecimento do desgaste de entalhe (Diniz et al., 2013; Shaw, 2005). Os resultados estão de acordo com os encontrados por Loureiro (2015), Marques (2007), Xu et al. (2015) e Zhu et al. (2013).

Como no caso anterior, as falhas e os mecanismos de desgastes foram similares nas análises realizadas via EDS, exceto para a condição MQL. A Figura 4.9 aponta as regiões analisadas via EDS no inserto, e a Tabela 4.2 exhibe a porcentagem dos principais elementos químicos encontrados. As demais análises estão no Apêndice A.

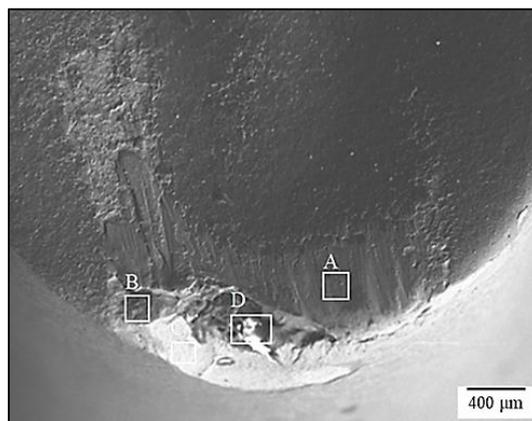


Figura 4.9 – Imagem (MEV) do desgaste de flanco com as regiões marcadas para análise EDS para condição MQL com $v_c = 120$ m/min.

Tabela 4.2 – Composição química de cada região através da análise EDS para condição MQL com $v_c = 120$ m/min.

| Composição química (% massa) | | | | | | | | | | | | | | |
|------------------------------|------|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|------|-----|------|------|------|
| EDS | C | N | Na | Mg | O | Al | Co | Ca | Ti | Cr | Fe | Ni | Mo | W |
| A | 3,7 | 4,0 | 0,5 | - | 2,0 | 5,4 | 1,7 | - | 9,0 | 10,4 | 3,4 | 29,5 | 14,3 | 16,0 |
| B | 13,2 | 0,6 | - | 0,6 | 8,2 | 2,3 | 1,6 | 0,4 | 2,1 | 8,7 | 3,7 | 24,2 | 10,7 | 23,7 |
| C | 24,7 | - | 0,3 | - | 7,0 | - | 6,1 | 0,6 | - | 0,7 | - | - | - | 60,8 |
| D | 29,2 | - | 0,8 | - | 6,5 | - | - | 1,5 | - | 10,2 | 3,9 | 35,9 | 9,5 | 2,6 |

Na região A e B verificou-se a presença de elementos referentes ao revestimento do inserto, titânio (Ti) e alumínio (Al). Porém, o surgimento dos elementos provenientes da peça como níquel (Ni), cromo (Cr), molibdênio (Mo) e ferro (Fe) também ocorreu. Isso confirma a ocorrência dos mecanismos abrasão mecânica e *attrition*, onde o material aderido é periodicamente removido, extraindo partículas do material da ferramenta. Este fato foi comprovado através das análises da região C. Nesta região não se faz presente elementos do material da peça e nem do revestimento, porém apresentou grande porcentagem de tungstênio (W) e carbono (C), sendo estes elementos provenientes do substrato da ferramenta de corte. Na região D observou-se a ocorrência de elementos da liga aderida ao inserto, semelhante às regiões A e B. Estes resultados estão em concordância com Faria (2007), Gama (2014) e Rodrigues e Hassui (2007).

4.2 Componentes Ortogonais da Força de Usinagem

Os resultados e discussões referentes às variações das componentes da força de usinagem (F_p , F_c , F_f) foram analisadas a fim de verificar a influência das condições de usinagem (meios lubrificantes e velocidades de corte) e do estado da ferramenta (nova e desgastada) considerando os valores de avanço e profundidade de corte constantes.

4.2.1 Força passiva

A Figura 4.10 mostra a média RMS dos valores da força passiva (F_p), considerando as condições nova (primeiro passe) e desgastada (último passe) da ferramenta de corte para todos os ensaios de vida.

Como esperado, os resultados de força passiva foram maiores em todas as condições do trabalho com a ferramenta de corte na condição desgastada. Diniz et al. (2014), citam que devido à pressão específica de corte (k_s) aumentar com a utilização da ferramenta desgastada, existe um aumento do coeficiente de atrito e uma maior deformação do cavaco. Segundo Davim (2008) o aumento de atrito está intimamente relacionado às forças devido à perda do revestimento da ferramenta desgastada. Klocke (2011) e Machado et al. (2015) citam que valores elevados do raio de ponta (r_ϵ) garantem maior resistência à ponta da ferramenta, entretanto, há uma maior área de contato entre ferramenta e peça, o que provoca o aumento da força passiva (perpendicular ao plano de trabalho). Silva (2002) pesquisou o efeito do desgaste de flanco da ferramenta de corte sobre a integridade superficial de peças usinadas e constatou que o aumento do desgaste de flanco faz aumentar o atrito entre a ferramenta e a superfície

usinada e, como consequência, ocorre um aumento nas forças. Ao avaliar o desgaste das ferramentas de metal-duro com revestimento PVD-TiAlN durante o torneamento a seco (DRY) do Inconel[®] 718, Grzesik et al., 2018, constataram que a variação das componentes da força de usinagem é proporcional à evolução do desgaste da ferramenta em função do aumento do coeficiente de atrito. Ainda, dentre os componentes ortogonais, a F_p foi a de maior intensidade, sendo possivelmente explicada pela recuperação elástica do material.

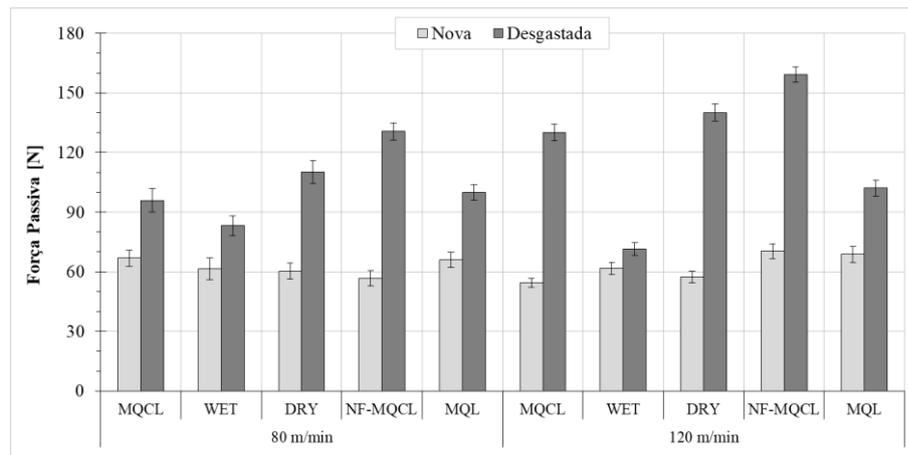


Figura 4.10 – Força passiva média RMS nas condições de corte com a ferramenta nova e desgastada.

Observou-se que os dois menores valores obtidos foram apresentados com a ferramenta nova para $v_c = 120$ m/min nas condições MQCL (54 ± 2 N) e DRY (57 ± 3 N). Embora o MQCL proporcione refrigeração e lubrificação eficientes, o meio lubrificante não chegou a ativar o encruamento do material (diferente da condição com $v_c = 80$ m/min cuja força registrada foi 67 ± 4 N). Já com o aumento da temperatura na condição DRY, o efeito do encruamento não se fez presente, facilitando assim o corte. Ferraresi (2018), e Shaw (2005), explicam que a força reduz sua intensidade com a elevação da v_c , pois ocorre uma redução da resistência ao cisalhamento (amolecimento) do material derivada do aumento da temperatura. Por outro lado, os piores resultados foram observados também a 120 m/min nas condições NF-MQCL (70 ± 4 N) e MQL (69 ± 4 N). Isso se deve ao elevado desgaste da ponta da ferramenta de corte (VB_C), que resultou na possível perda do revestimento PVD-TiAlN, como é visto nas imagens do MEV (Figura 4.9 e A7) e nas análises EDS (Tabela 4.2 e A7) das respectivas condições de lubrificação, onde apresentaram evidências de material do substrato do inserto (tungstênio (W) e carbono (C)) principalmente na região C das duas imagens. Isto corrobora com o observado por Delijaicov (2004) e Schirmann (2019).

Já com a ferramenta desgastada, os menores valores registrados foram para a condição WET em ambas as velocidades de corte (83 ± 5 N a 80 m/min e 72 ± 3 N a 120 m/min). A possível explicação para isso é que nesta condição o desgaste de cratera ocorrido (Figuras 4.6b e 4.8b) alteram a geometria da ferramenta fazendo alterações no ângulo de saída (γ_o), diminuindo K_s e facilitando o corte (pela diminuição do ângulo de cunha (β_o)) e, assim reduzindo F_p .

4.2.2 Força de corte

A Figura 4.11 exhibe graficamente a média RMS dos valores da força de corte (F_c), levando em consideração as condições da ferramenta (nova e desgastada, respectivamente primeiro e último passe) para todos os ensaios de vida.

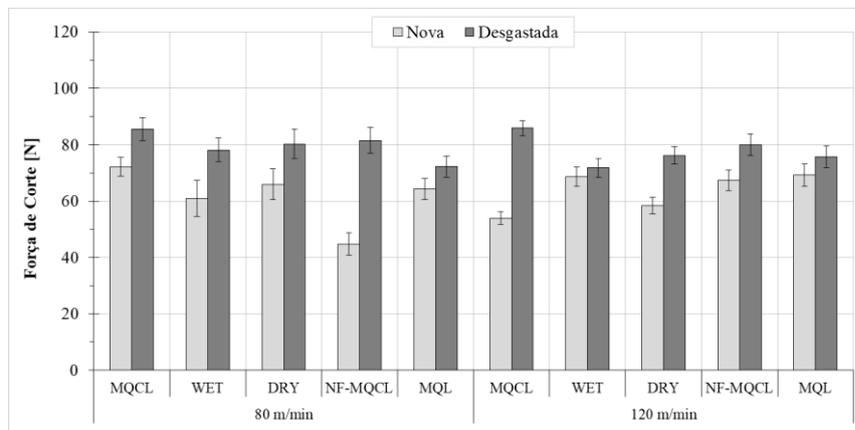


Figura 4.11 – Força de corte média RMS nas condições de corte com a ferramenta nova e desgastada.

Da mesma forma como foi verificado para a força passiva (F_p), os valores alcançados para a força de corte também são menores com ferramenta de corte na condição nova pelos motivos já citados. Entretanto, as forças de corte (F_c) e passiva (F_p) foram similares (em torno de 63 N) na usinagem com a ferramenta nova para ambas as velocidades de corte e condições lubrificantes. Já com a ferramenta desgastada, os valores médios para F_c (cerca de 79 N) foram menores que os observados para F_p (aproximadamente 112 N). Em ambos os casos, houve crescimento percentual dos valores de força (25% para F_c e 78% para F_p); no entanto, a força passiva é mais sensível ao desgaste da ferramenta. Esses achados corroboram ao encontrado por Schirmann (2019) em seus estudos no torneamento da superliga a base de níquel VRC625 com ferramentas de metal duro na condição lubrificante com gás inerte (argônio) e na usinagem a seco.

Em relação ao lubrificador, o menor valor de F_c foi obtido com a utilização da ferramenta nova a 80 m/min com NF-MQCL (45 ± 4 N). Isto pode ser explicado pelo aumento de eficiência quando utilizada a refrigeração do sistema MQCL, somada à capacidade de lubrificação do MLG. Esta associação de parâmetros reduz o atrito e retardam o desgaste da ferramenta, fazendo com que a força fosse menor. Yi et al. (2017) relacionam a presença do grafeno a melhores efeitos de refrigeração e lubrificação do fluido de corte, auxiliando na remoção do cavaco, diminuindo o atrito e reduzindo os valores da força. Uysal (2016) afirma que a utilização de fluido de corte vegetal com adição de grafeno aplicado em MQL fez com que o desgaste de flanco reduzisse em relação à situação DRY e MQL com fluido convencional devido aos ótimos efeitos de lubrificação e refrigeração das nanopartículas de grafeno.

Com $v_c = 120$ m/min, a condição MQCL gerou a menor força (54 ± 2 N). Isso ocorreu, porque nesta condição, como já mencionado, o poder de refrigeração e lubrificação foi o ideal, não ativando as condições de encruamento característico do material.

4.2.3 Força de avanço

A Figura 4.12 mostra graficamente a média RMS dos valores da força de avanço (F_f), considerando o primeiro e ou último passe da ferramenta (nova e desgastada) em todos os ensaios de vida.

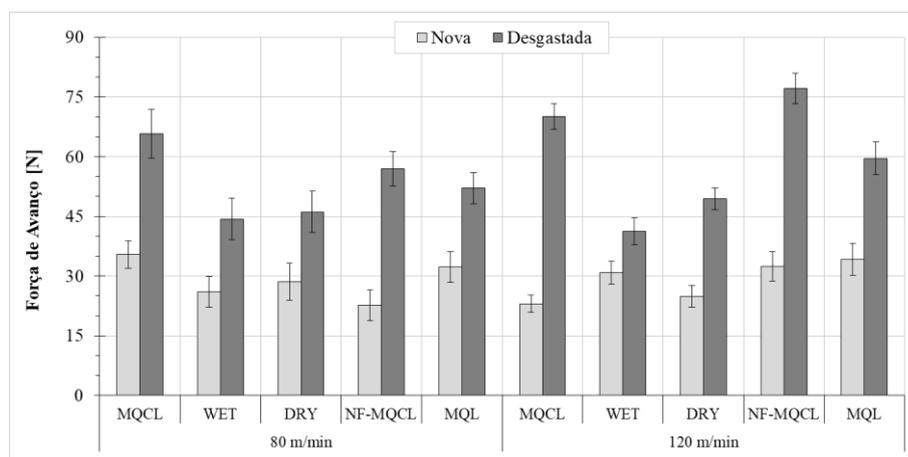


Figura 4.12 – Força de avanço média RMS nas condições de corte com a ferramenta nova e desgastada.

Como esperado, os valores alcançados para a força de avanço são novamente menores com ferramenta de corte na condição nova. Diferentemente da intensidade das forças F_p e F_c , que apresentaram valores na usinagem com a ferramenta nova para ambas as velocidades de

corte e condições de lubrificação (cerca de 63 N), o valor médio obtido para F_f foi bem menor (por volta de 29 N). Com a ferramenta desgastada, os valores de F_f também foram menores (aproximadamente 56 N), mas o crescimento percentual foi grande (93%), indicando que a força de avanço, assim como a força passiva, é bastante sensível ao desgaste da ferramenta. Estes resultados estão de acordo com Ávila et al. (2004).

Em relação a condição lubrificante, os melhores resultados foram gerados na condição NF-MQCL a 80 m/min (23 ± 4 N) e na condição MQCL a 120 m/min (23 ± 2 N). As condições WET a 80 m/min (26 ± 4 N) e DRY a 120 m/min (25 ± 3 N) também merecem destaque. Isso se deve pelo mesmo fato que foi relatado nos resultados da F_c para as condições NF-MQCL a 80 m/min, e F_p na condição MQCL a 120 m/min, pois a capacidade de refrigeração e lubrificação reduz o atrito, assim reduzindo os valores de força. Já na condição WET a 80 m/min, como também já mencionado, tal fato se dá pelo desgaste de cratera, que altera a geometria da ferramenta. Para a condição DRY, os valores baixos são explicados pelo amolecimento do material, facilitando assim o corte e consequentemente a F_f .

4.2.4 Comparativo das forças de usinagem

A Figura 4.13 mostra o percentual de aumento das componentes de força de usinagem com as ferramentas desgastadas em relação às forças geradas com as ferramentas novas nas diferentes condições de usinagem. Como supracitado, a força de corte (F_c) é a componente menos sensível ao desgaste da ferramenta. No caso, dependendo do meio lubrificante, ou a força passiva (F_p) ou a de avanço (F_f) é mais sensível ao desgaste.

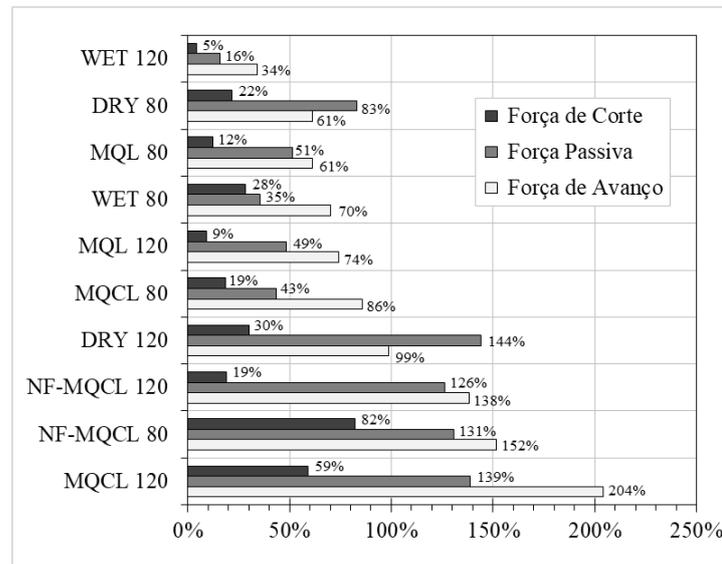


Figura 4.13 – Crescimento percentual da força passiva com o desgaste da ferramenta.

Somado a isso, tem-se as diferentes formas de aplicação da lubrificação na região de corte, os quais afetaram diferentemente o comportamento das componentes. Observa-se, por exemplo, a grande influência do ar comprimido refrigerado (MQCL com e sem MLG) sobre o maior aumento percentual das forças F_p e F_f com o desgaste das ferramentas. Este fato pode ser explicado devido à sua eficiência na refrigeração, o que pode ter agravado o comportamento do encruamento do material usinado (característica das ligas de níquel) danificando assim a ferramenta de corte. Materiais com alta taxa de encruamento requerem muita energia para formação do cavaco (alta pressão específica de corte e baixa usinabilidade) (Gama, 2014).

A Figura 4.14 apresenta um gráfico comparativo das forças de usinagem (F_u) determinadas a partir da Equação (2.1), levando em consideração a média de todos os valores RMS das componentes F_p , F_c e F_f registrados em todos os passes realizados ao longo da vida da ferramenta de corte.

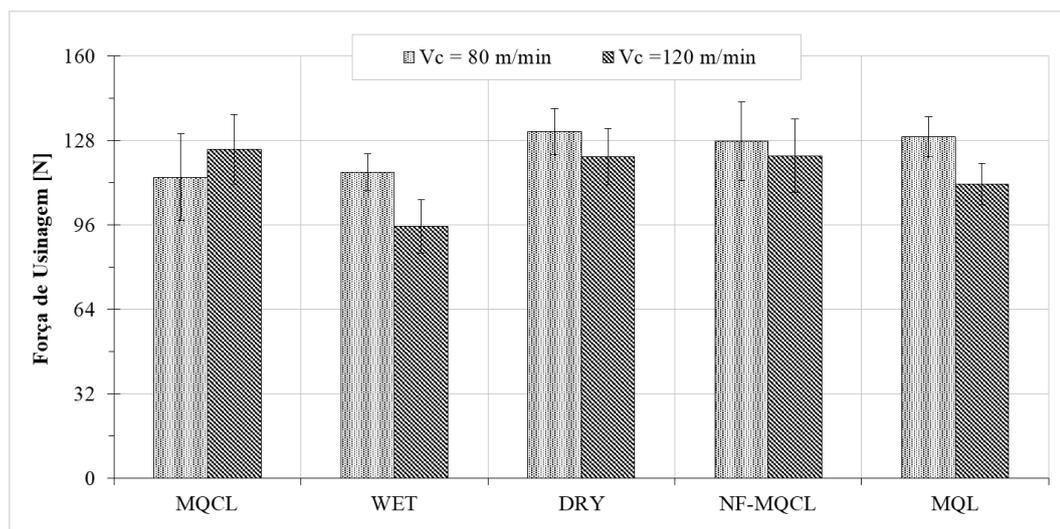


Figura 4.14 – Variação da força de usinagem para todos os meios lubrificadorantes nas duas velocidades de corte.

De acordo com a Figura 4.13 e Figura 4.14, em relação às forças, observa-se que a condição mais estável de lubrificação é a WET com $v_c = 120$ m/min (95 ± 10 N). Já a condição em que a força de usinagem (F_u) sofreu menor influência dos desgastes ao longo da vida (menor variação) em ambas velocidades de corte é a MQL (± 8 N). Além disso, nota-se a redução da F_u com o aumento de v_c para as condições WET e MQL e inconclusivo para as demais (MQCL, DRY e NF-MQCL). Como citado anteriormente, este efeito está relacionado diretamente à geração de calor, ao coeficiente de atrito, ao plano de cisalhamento, ao

amolecimento do material e à pressão específica de corte (Alauddin et al., 1996; Kumar e Choudhury, 2008). Os resultados vão ao encontro dos trabalhos de Behera et al. (2017), Nalbant et al. (2007) e Tebaldo et al. (2017).

4.3 Rugosidade Média da Superfície Usinada

A rugosidade média (R_a) foi avaliada ao longo da vida da ferramenta para cada ensaio realizado. Os valores de R_a para $v_c = 80$ m/min em diferentes meios lubrificantes estão ilustrados pela Figura 4.15.

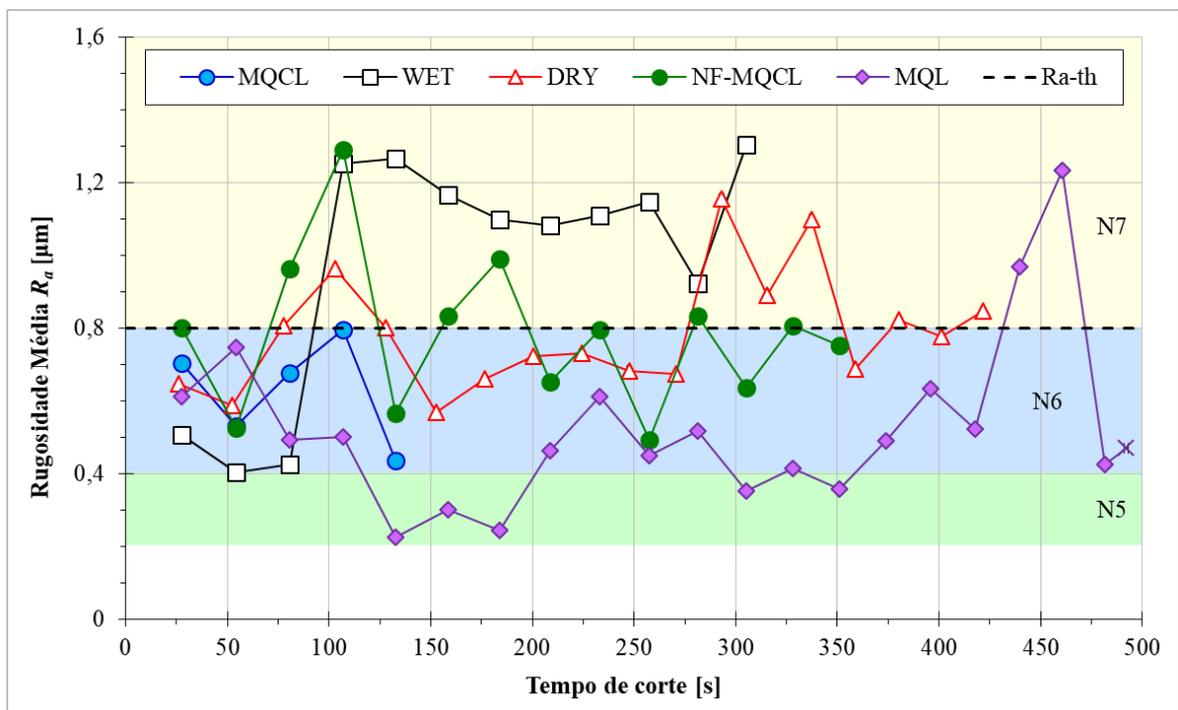


Figura 4.15 – Variação da rugosidade média vs. tempo de corte com $v_c = 80$ m/min em diferentes meios lubrificantes.

Apesar da pouca duração, a condição com MQCL apresentou todos os valores de rugosidade média (R_a) abaixo do valor teórico calculado pela Equação (2.2) ($R_{a-th} = 0,80$ μm) e dentro da classe de rugosidade N6 (0,40 a 0,80 μm).

Na condição WET, valores abaixo de 0,80 μm foram obtidos apenas nos três primeiros passes. Isso se deu possivelmente devido ao aumento brusco do desgaste de flanco na ponta do inserto (VB_C) de 43 μm para 149 μm após os três passes iniciais (ver Figura 4.1), mantendo-se entre 0,90 e 1,30 μm (classe N7) até o fim de vida da ferramenta.

Para a condição DRY, os valores de R_a apresentaram uma elevação até atingir $1,00 \mu\text{m}$ (classe N7) e logo uma estabilidade entre $0,50$ e $0,70 \mu\text{m}$ (classe N6) por um determinado tempo, e depois crescendo novamente até $1,15 \mu\text{m}$ (classe N7) após $4,5$ min de vida do inserto. O aumento do raio de ponta efetivo do inserto ($r_{\varepsilon\text{-ef}}$) com o crescimento de VB_C podem estar associados a esta oscilação nos valores de R_a . Segundo Polly et al. (2020) e Rosa et al. (2017), este aumento do $r_{\varepsilon\text{-ef}}$ eleva a área de contato ferramenta-peça, diminuindo os picos de rugosidade e a redução dos valores de R_a . Por outro lado, o aumento da vibração durante o corte devido a esse aumento dificulta a quebra dos cavacos e reduz a vida da ferramenta.

A condição NF-MQCL gerou comportamento semelhante à DRY, mas com valores distintos de rugosidade. No caso, a elevação inicial foi até $1,30 \mu\text{m}$ e a estabilização ocorreu após decorridos 3 min de vida do inserto. Em comparação à condição DRY, pela capacidade lubrificante da NF-MQCL, a oscilação possivelmente se deu devido ao aumento de $r_{\varepsilon\text{-ef}}$.

Já o comportamento da rugosidade na condição MQL apresentou variações durante a vida do inserto (progressões de desgastes), mas com valores de rugosidade inicialmente em $0,60 \mu\text{m}$ (classe N6), caindo para $0,20 \mu\text{m}$ (classe N5) – possivelmente devido ao aumento do raio de ponta efetivo – e crescendo até $1,20 \mu\text{m}$ (classe N7) após 7 min de vida do inserto (desgaste elevado, maior atrito na interface ferramenta-peça).

Os valores de R_a gerados durante da vida da ferramenta de corte para $v_c = 120$ m/min sob diferentes métodos de lubrificação estão representados pela Figura 4.16.

Devido ao desgaste acelerado apresentado na condição WET, a vida da ferramenta foi curta ($1,2$ min) e o número de amostras coletadas foi baixo, com valores de R_a entre $0,55 \mu\text{m}$ (classe N6) e $0,95 \mu\text{m}$ (classe N7). No entanto, a ação refrigerante do fluido na condição WET reduz a temperatura e o atrito e assim, as superfícies são relativamente mais frias que na DRY, porém não ativando o encruamento e por consequência a formação de APC. Esta falha altera a geometria da cunha cortante, ocasionando efeitos em todo o processo de usinagem, como na força e temperatura de corte, nos desgastes das ferramentas e no acabamento. Na condição DRY, apesar do comportamento semelhante à situação com $v_c = 80$ m/min (Figura 4.15), os valores de R_a obtidos com $v_c = 120$ m/min foram maiores. Mesmo com um valor inicial relativamente baixo ($0,35 \mu\text{m}$, classe N5), R_a chegou próximo de $1,50 \mu\text{m}$ (classe N7) em duas ocasiões. Este fato pode estar relacionado à maior ocorrência de APC (ver Figura 4.8c).

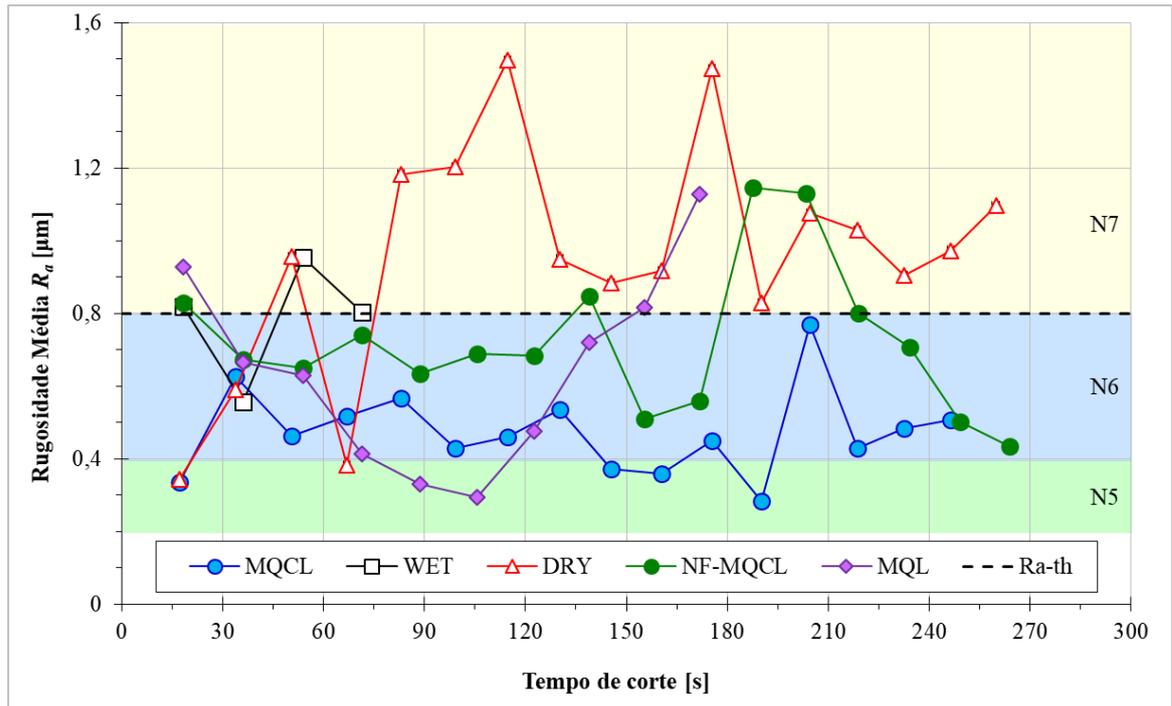


Figura 4.16 – Variação da rugosidade média vs. tempo de corte com $v_c = 120$ m/min em diferentes meios lubrificantes.

Os resultados corroboram com os obtidos por Devillez et al. (2011), os quais confirmam o efeito da APC sobre a superfície usinada, resultando em maiores valores de rugosidade no torneamento do Inconel[®] 718. Ademais, a redução dos valores de rugosidade para os passes finais na condição DRY pode ser atribuída ao amolecimento térmico do material devido ao calor acumulado (Arunachalam et al., 2004). Por outro lado, Sarikaya et al. (2016), no estudo da superliga de cobalto Haynes[®] 25, obtiveram menores valores de rugosidade a partir do aumento da velocidade de corte, pois em baixas velocidades, ocorre a formação de APC, prejudicando o acabamento. Apesar disso, o alto grau de encruamento do material contribuiu para uma maior abrasão, o que acelerou o desgaste da ferramenta.

As condições MQCL e NF-MQCL demonstraram comportamento similar com oscilações nos valores de rugosidade, podendo assim ser relacionado tal comportamento ao desgaste da ferramenta de corte. No entanto, com MQCL, a rugosidade média manteve-se sempre abaixo de $0,8 \mu\text{m}$, com valores entre $0,30 \mu\text{m}$ (classe N5) e $0,75 \mu\text{m}$ (classe N6). Isso mostra que os desgastes gerados não influenciaram significativamente na rugosidade da superfície usinada como no torneamento com NF-MQCL (valores de R_a entre $0,45$ e $1,15 \mu\text{m}$). Tal resultado pode ser explicado pela ação abrasiva no MLG sobre a interface ferramenta-peça. Sharman et al. (2006) concluíram que a ferramenta desgastada foi o principal fator que

prejudicou a integridade da superfície usinada, gerando uma deformação plástica na microestrutura do material usinado, maior encruamento e maiores tensões residuais, mostrando a importância de manter a ferramenta em boas condições.

Já com MQL a rugosidade gerada iniciou com R_a próximo de $0,95 \mu\text{m}$ (classe N7), o valor diminuiu gradativamente para $0,30 \mu\text{m}$ (classe N5) após 1,75 min de vida e depois cresceu continuamente até $1,10 \mu\text{m}$ (classe N7) quando a ferramenta atingiu seu fim de vida. A redução de R_a possivelmente ocorreu devido ao efeito do aumento do raio de ponta efetivo por causa do desgaste crescente de VB_C . Já o aumento de R_a se deu por causa do efeito do atrito causado pelo desgaste ter sobrepujado o efeito do aumento de $r_{\varepsilon\text{-ef}}$, prejudicando assim o acabamento.

Maruda et al. (2015) observaram uma diminuição nos valores de rugosidade da superfície usinada do aço inoxidável X10CrNi18-8 (AISI 301) ao utilizar MQCL e MQL em comparação à condição DRY. Isso corrobora os resultados obtidos por Dhananchezian (2019) na usinagem da liga Hastelloy® C-276.

4.3.1 Comparação da rugosidade média com ferramenta nova e desgastada

A rugosidade média (R_a), considerando a ferramenta de corte nova ($VB_C < 100 \mu\text{m}$) e desgastada ($VB_C > 100 \mu\text{m}$) para todos os experimentos efetuados é ilustrada na Figura 4.17. A linha vermelha pontilhada corresponde ao valor teórico calculado ($R_{a\text{-th}} = 0,8 \mu\text{m}$). De forma geral, considerando todas as condições, os valores de rugosidade se mantiveram entre as classes N6 (70%) e N7 (30%), sendo valores comparáveis aos obtidos pelo processo de retificação.

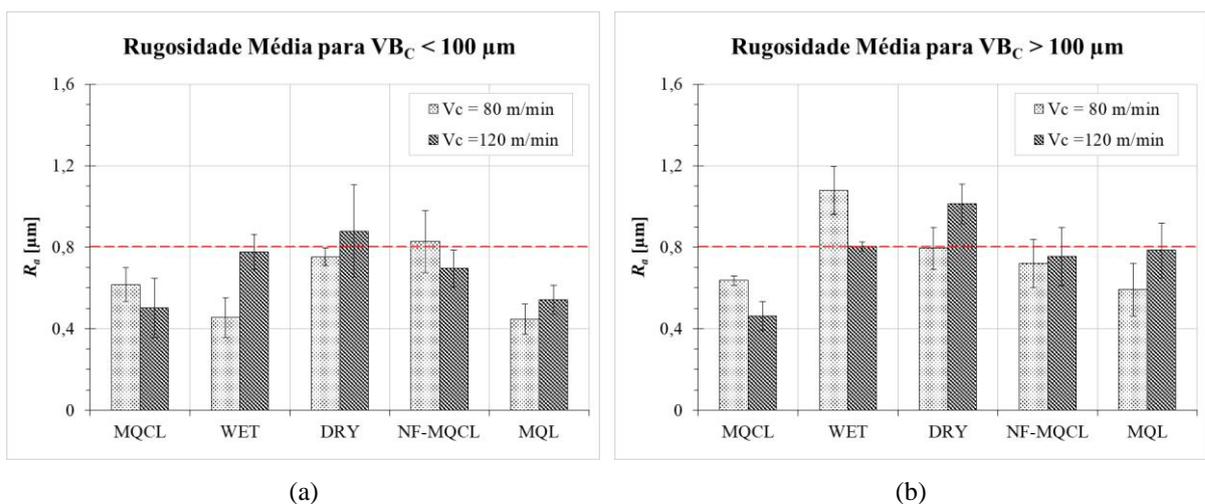


Figura 4.17 – Rugosidade média (R_a) nas duas velocidades de corte para a ferramenta nas condições: (a) nova; (b) desgastada.

Analisando os resultados encontrados, destacam-se o MQCL a 120 m/min e o MQL a 80 m/min que mantiveram os valores próximos de $R_a = 0,50 \mu\text{m}$ (classe N6) mesmo após $VB_C > 100 \mu\text{m}$. Estes resultados podem ser explicados pela eficiência da lubrificação dos sistemas (MQCL e MQL) e também pela qualidade de refrigeração do MQCL a uma maior v_c . Com o uso é possível manter um equilíbrio em relação a desgaste e rugosidade da ferramenta, pois evitando o efeito do encruamento é possível manter a ação do amolecimento com a alta temperatura gerada. Khidhir e Mohamed (2010), ao realizar o torneamento da liga de níquel Haynes[®] 276 com ferramenta de metal-duro, comprovaram que o desgaste da ferramenta levou a uma alta rugosidade das superfícies usinadas.

Entre todos os valores de rugosidade registrados, o menor foi obtido na condição MQL a 80 m/min ($R_a = 0,23 \mu\text{m}$), seguido pela condição MQCL a 120 m/min ($R_a = 0,28 \mu\text{m}$). Já o maior foi gerado na condição DRY a 120 m/min ($R_a = 1,50 \mu\text{m}$) seguido pela condição WET a 80 m/min ($R_a = 1,30 \mu\text{m}$). Para exemplificar o efeito dos desgastes sobre o perfil de rugosidade, a Figura 4.18 apresenta os perfis 2D obtidos nas condições WET a 80 m/min e MQCL a 120 m/min. Os demais perfis de rugosidade estão apresentados no Apêndice B.

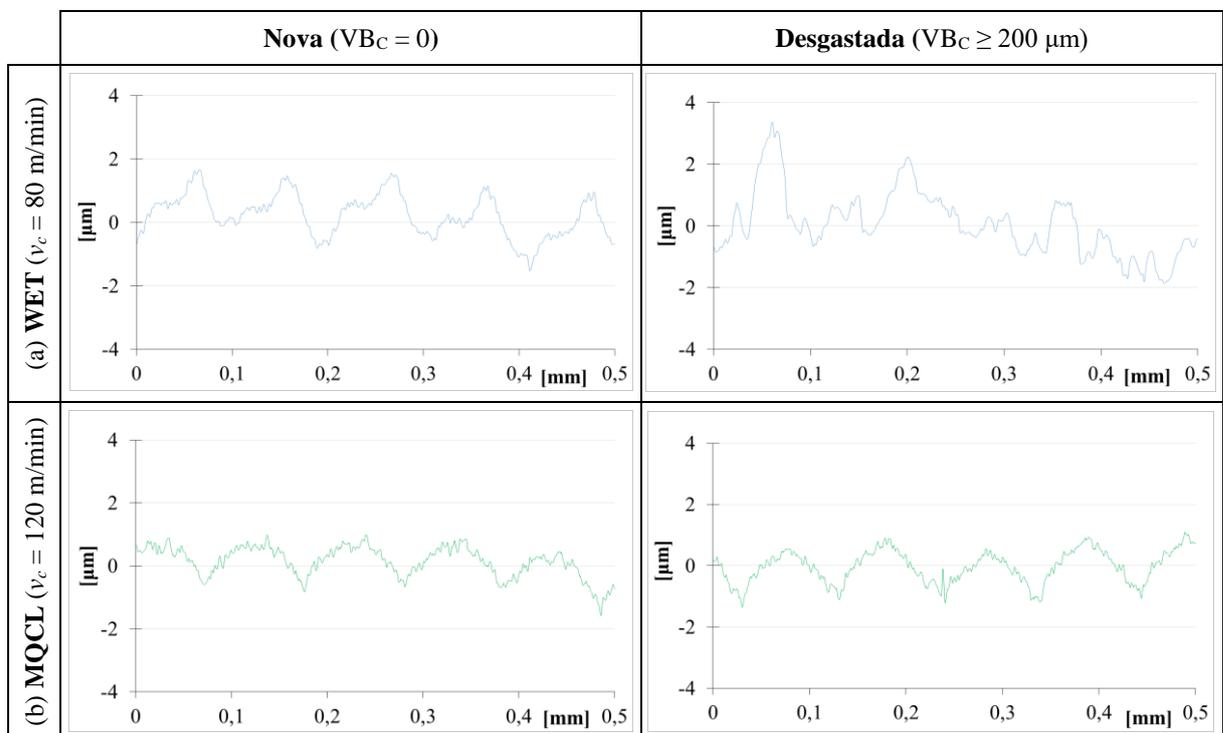


Figura 4.18 – Perfis de rugosidade para os maiores e menores valores de R_a considerando a ferramenta nova e desgastada.

Pela Figura 4.18a, o perfil de rugosidade gerado com a ferramenta nova demonstrou picos e vales mantendo certo padrão (marcas de avanço), mas fora de conformidade, mostrando a dificuldade de corte devido ao grande encruamento do material (potencializado com a condição WET). Com a ferramenta desgastada, o perfil de rugosidade se mostra aleatório e irregular, comprovando assim os valores de rugosidade atingidos de $1,36 \mu\text{m}$ devido ao desgaste da ferramenta. Shaw (2005) explica que o aumento do desgaste de flanco atua na alteração do perfil da aresta de corte, o que pode resultar em uma possível modificação do fluxo de material colaborando com o efeito *ploughing* (principalmente em operações de corte com avanço pequeno). Isto faz com que o material à frente da aresta seja deformado, alterando a rugosidade da superfície gerada.

Pela Figura 4.18b, observa-se que o perfil de rugosidade com a ferramenta desgastada seguiu um padrão constante ao apresentado com a ferramenta nova. O desgaste nesta condição pode ter ocorrido de forma mais uniforme, apresentando apenas um crescimento brusco no desgaste, somado ao fato de que o sistema MQCL proporcionou lubrificação reduzindo o atrito (Figura 4.2). O aumento do raio de ponta efetivo ($r_{\varepsilon\text{-}ef}$) com o desgaste pode justificar a manutenção do perfil com a ferramenta desgastada. Hua e Liu (2018), evidenciaram uma redução da ocorrência de picos e vales com o aumento do $r_{\varepsilon\text{-}ef}$. Rosa (2017), relata que esta melhora pode ser atrelada ao aumento do $r_{\varepsilon\text{-}ef}$, mas também em decorrência do material aderido ter ocupado os sulcos formados pelo desgaste abrasivo.

Dhananchezian (2019) realizou o torneamento do Hastelloy[®] C-276 com ferramenta revestida com TiAlN e observou que o aumento da velocidade de corte também reduziu os valores de rugosidade média (R_a), rugosidade parcial (R_z) e rugosidade total (R_t), todos de forma semelhante, mesmo com formações de aresta postiça de corte.

5 CONCLUSÕES

De acordo com os resultados e discussões gerados a partir dos ensaios de vida realizados, seguem as principais conclusões obtidas.

5.1 Vida da Ferramenta e seus Desgastes

- Considerando $v_c = 80$ m/min, o menor tempo de vida do inserto de metal-duro com revestimento PVD-TiAlN no torneamento do Hastelloy® C-276 foi utilizando MQCL (2,2 min). Já a maior vida (8,4 min) foi com MQL, representando um aumento de 280%.
- Para $v_c = 120$ m/min, a menor vida (1,2 min) foi obtida com o método WET, enquanto que a maior vida (4,4 min) foi com NF-MQCL, concebendo um crescimento de 270%.
- Os maiores volumes de material removido por vida da ferramenta foram com $v_c = 80$ m/min nas condições MQL ($V = 20,1$ cm³) e DRY ($V = 16,9$ cm³).
- Desgaste de flanco foi observado em todas as condições, além da formação de APC e lascamentos causados pelo seu arrancamento. Também foram notadas trincas mecânicas.
- Os principais mecanismos de desgaste atuantes foram abrasão mecânica e *attrition*.
- A análise via EDS constatou no inserto de metal-duro os elementos químicos Ni, Cr, Mo e Fe, todos relacionados à liga usinada, representando assim adesão de material.

5.2 Força de Usinagem

- As componentes ortogonais da força de usinagem (F_p , F_c e F_f), tiveram elevação de seus valores RMS conforme o desgaste VB_C foi evoluindo ao longo dos ensaios de vida.
- Do primeiro para o último passe (fim de vida), o aumento das forças foi de 78% (F_p), 25% (F_c) e 93% (F_f), mostrando que F_f e F_p são mais sensíveis aos desgastes da ferramenta (alteração da geometria da aresta de corte).
- O maior aumento percentual das forças com os desgastes foi evidenciado pela presença do ar comprimido refrigerado nas condições MQCL e NF-MQCL.
- Considerando a aresta de corte nova, as menores amplitudes das forças passiva (F_p) e de avanço (F_f) foram geradas com MQCL a 120 m/min. Já a força corte F_c teve seu menor valor registrado com NF-MQCL a 80 m/min.
- A força de usinagem (F_u) apresentou menores amplitudes com $v_c = 120$ m/min para quatro dos cinco métodos de lubrificação, com exceção da condição MQCL.

5.3 Rugosidade da Superfície Usinada

- Os menores valores de rugosidade média (R_a) foram registrados com a aplicação de MQL a 80 m/min e de MQCL a 120 m/min. Em ambas as situações, os valores médios registrados com a ferramenta nova ($VBC < 100 \mu\text{m}$) e desgastada ($VBC > 100 \mu\text{m}$) mantiveram-se na classe N6 (entre 0,4 e 0,8 μm).
- Destaca-se também o efeito da velocidade de corte sobre o perfil de rugosidade gerado com MQCL a 120 m/min (baixa amplitude pico-vale e perfil constante) mesmo com a ferramenta desgastada.

5.4 Sugestões para Trabalhos Futuros

- Continuar o estudo dos meios lubrificantes alternativos considerando maiores velocidades de corte ($v_c > 120 \text{ m/min}$).
- Avaliar comparativamente o desempenho do inserto de cerâmica mista (ou com adição de Whiskers) com o inserto de metal-duro com revestimento PVD-TiAlN estudado nas diferentes condições lubrificantes.
- Estudar a utilização de gás inerte (ex. argônio) refrigerado pelo tubo de vórtice para as mesmas variáveis de saída (desgastes, forças e rugosidades).

REFERÊNCIAS

ABNT NBR 3002-1. **Grandezas básicas em usinagem e retificação - Parte 1: Geometria da parte cortante das ferramentas de corte - Termos gerais, sistemas de referência, ângulos da ferramenta e de trabalho e quebra-cavacos.** Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, 70p, 2013.

ABNT NBR 4287. **Especificações geométricas do produto (GPS) - Rugosidade: Método do perfil - Termos, definições e parâmetros da rugosidade.** Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, 18p, 2002.

ABNT NBR 4288. **Especificações geométricas de produto (GPS) - Rugosidade: Método do perfil - Regras e procedimentos para avaliação de rugosidade.** Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, 10p, 2008.

ABNT NBR 8404. **Indicação do estado de superfícies em desenhos técnicos.** Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, 10p, 1984.

Akhtar, W.; Sun, J.; Sun, P.; Chen, W.; Saleem, Z. Tool Wear Mechanisms in the Machining of Nickel based Super-Alloys: A Review, **Frontiers of Mechanical Engineering**, v. 9, p. 106-119, 2014.

Alauddin, M.; El-Baradie, M. A.; Hashmi, M. S. J. Optimization of surface finish in end milling Inconel 718, **Journal of Materials Processing Technology**, v. 56, n. 1-4, p. 54-65, 1996.

Altin, A. A comparative study on optimization of machining parameters by turning aerospace materials according to Taguchi method, **International Journal for Simulation and Multidisciplinary Design Optimization**, v. 8, A1, 2017.

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 & Design**, v. 28, n. 9, p. 2518-2522, 2007.

Amorim, H. J. **Estudo da relação entre velocidade de corte, desgaste de ferramenta, rugosidade e forças de usinagem em torneamento com ferramentas de metal duro.** Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, RS, 2002.

Arunachalam, R. M.; Mannan, M. A.; Spowage, A. C. Residual stress and surface roughness when facing age hardened Inconel 718 with CBN and ceramic cutting tools. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 44, n. 9, p. 879-887, 2004.

Astakhov, V. P. Machining of Hard Materials – Definitions and Industrial Applications. In: Davim, J. P. **Machining of Hard Materials**, Springer, London, p. 211, 2011.

ASTM B574. **ASTM and SAE-AMS Standards and Specifications for Nickel Based Alloys**; ASTM:West Conshohocken, PA, USA, 2018.

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. **VII Seminário Brasileiro do Aço Inoxidável**, São Paulo, SP, 23 a 25 novembro, 2004.

Baptista, D. L. **Novas Fases Amorfas de Carbono Produzidas por Irradiação Iônica de Filmes de C60, α -C e α -C:H.** 168 p. Tese (Doutorado) em Física, UFRGS, Porto Alegre, 2003.

Behera, B. C.; Alemayehu, H.; Ghosh, S.; Rao, P. V. A comparative study of recent lubri-coolant strategies for turning of Ni-based superalloy, **Journal of Manufacturing Processes**, v. 30, p. 541-552, 2017.

Benedicto, E.; Carou, D.; Rubio, E. M. Technical, Economic and Environmental Review of the Lubrication/Cooling Systems used in Machining Processes, **Procedia Engineering**, v. 184, p. 99-116, 2017.

Bhushan, B. **Modern tribology handbook, two volume set.** CRC, Abingdon, 2000.

Bondmann. **Fluid B90 - Fluido Biolubrificante Extra-Classe de Última Geração, 100% Isento de Óleos, desenvolvido para Usinagem e Operações de Corte.** Disponível em: <https://bondmann.com.br/produtos/fluid-b-90>. Acesso em: 26-07-2020

Bowman, R.; Ritzert, F.; Freedman, M. Evaluation of candidate materials for a high-temperature stirling convertor heater head, *Space Technology and Applications International Forum (STAIF)*, **AIP Conference Proceedings**, v.669, n.1, p.821-828, 2004.

Burhanuddin, Y.; Che, H.; Che, H.; Ghani, J, A. The effect of tool edge geometry on tool performance and surface integrity in turning Ti-6Al-4V alloys, **Advanced Materials Research**, v. 264-265, p. 1211-1221, 2011.

Cantero, J. L.; Díaz-Álvarez, J.; Miguélez, M. H.; Marín, N. C. Analysis of tool wear patterns in finishing turning of Inconel 718, **Wear**, v. 297, p. 885-894, 2013.

Chetan, B. B. C.; Ghosh, S.; Rao, P. V. Wear behavior of PVD TiN coated carbide inserts during machining of Nimonic 90 and Ti6Al4V superalloys under dry and MQL conditions **Ceramics International**, v. 42, p. 14873-14885, 2016.

Davim, J. P. **Machining: fundamentals and recent advances**. Springer, London, 2008.

Delijaicov, S. **Modelagem das Tensões Residuais no Processo de Torneamento Duro de um Aço DIN 100 CrMn6 e suas Correlações com o Esforço de Corte**. São Paulo, Tese (Doutorado) em Engenharia Mecânica, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 176p. 2004.

Denkena, B.; Biermann, D. Cutting edge geometries. **CIRP Annals**, v. 63, p. 631-653, 2014.

Devillez, A.; Le Coz, G.; Dominiak, S.; Dudzinski, D. Dry machining of Inconel 718, workpiece surface integrity. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 211, n. 10, p. 1590-1598, 2011.

Dhananchezian, M. Study the machinability characteristics of nickel based Hastelloy C-276 under cryogenic cooling, **Measurement**, v. 136, p. 694-702, 2019.

Dhananchezian, M.; Rajkumar, K. Comparative Study of Cutting Insert Wear and Roughness Parameter (Ra) while turning Nimonic 90 and Hastelloy C-276 by Coated Carbide Inserts, **Materials Today: Proceedings**, v. 22, p. 1409-1416, 2020.

Diniz, A.; Machado, A. R.; Corrêa, J. G. Tool Wear Mechanisms in the Machining of Steels and Stainless Steels. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 87, p. 3157-3168, 2016.

Diniz, A.E.; Marcondes, F.C.; Coppini, N. L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**. Artliber Editora, São Paulo, 9.ed., 2014.

Dixit, U. S.; Sarma, D. K.; Davim, J. P. **Environmentally friendly machining**. Springer Science & Business Media, New York, 2012.

Donachie, M. J. **Superalloys: A Technical Guide**. ASM International – The Materials Information Society, Oh, 2.ed., 2002.

Ezugwu, E. O. Key improvements in the machining of difficult-to-cut aerospace superalloys, **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 45, p. 1353-1367, 2005.

Ezugwu, E. O.; Bonney, J.; Yamane, Y. An overview of the machinability of aeroengine alloys, **Journal of Materials Processing Technology**, v. 134, p. 233-253, 2003.

Ezugwu, E. O.; Wang, Z. M.; Machado, A. R. The machinability of nickel-based alloys: a review, **Journal of Materials Processing Technology**, v. 86, p. 1-16, 1999.

Faria, J. C. **Estudo da Usinagem em Torneamento da Superliga a Base de Níquel NIMONIC 80**. 89p. Dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica. UNESP, Guaratinguetá, 2007.

Ferraresi, D. **Fundamentos da usinagem dos metais**. 18.ed., Blücher, São Paulo, 2018.

Fleischmann, E.; Miller, M.K.; Affeldt, E.; Glatzel, U. Quantitative experimental determination of the solid solution hardening potential of rhenium, tungsten and molybdenum in single-crystal nickel-based superalloys, **Acta Materialia**, v. 87, p. 350-356, 2015.

Fratila, D. Sustainable manufacturing through environmentally friendly machining. In: Davim, J. P. **Green Manufacturing Processes and Systems: Materials Forming, Machining and Tribology**, Springer, Berlin-Heidelberg, p. 1-21, 2013.

Gadelmawla, E. S.; Koura, M. M.; Maksoud, T. M. A.; Elewa, I. M.; Soliman, H. H. Roughness parameters, **Journal of Materials Processing Technology**, v. 123, p. 133-145, 2002.

Gama, R. P. **Estudo da Formação do Cavaco no Torneamento de Superligas de Níquel**. 128p. Dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica, UNESP, Guaratinguetá, 2014.

Ginting, Y. R.; Boswell, B.; Biswas, W. K.; Islam, N. Environmental generation of cold air for machining, **Procedia CIRP**, v. 40, p. 648-652, 2016.

Grzesik, W.; Niesłony, P.; Habrat, W.; Sieniawski, J.; Laskowski P. Investigation of tool wear in the turning of Inconel 718 superalloy in terms of process performance and productivity enhancement. **Tribology International**, v. 118, p. 337-346, 2018.

Grzesik, W. **Advanced Machining Processes of Metallic Materials: Theory, Modelling and Applications**. Elsevier, Oxford, 2008.

Guimarães, M. C. R. **Deposição e caracterização de filmes finos de CrN depositados por diferentes processos de magnetron sputtering**. 117 p. Dissertação (Mestrado) em Ciências e Engenharia dos Materiais, EESC-USP, São Carlos, 2017.

Gupta, M. K.; Sood, P. K.; Sharma, V. S. Investigations on surface roughness measurement in minimum quantity lubrication turning of titanium alloys using response surface methodology and Box-Cox transformation, **Journal for Manufacturing Science and Production**, v. 16, p. 75-88, 2016.

Haynes. **Hastelloy C276**. Haynes International. Disponível em haynesintl.com/docs/default-source/pdfs/new-alloy-brochures/corrosion-resistant-alloys/brochures/c-276.pdf. Acesso em: 07-07-2020.

Heisel, U.; Lutz, M.; Spath, D.; Wassmer, R.A.; Walter, U. Application of minimum quantity cooling lubrication technology in cutting processes. **Production Engineering**, v. 2, n.1, p. 49-54, 1994.

Hua, Y. e Liu, Z. Effects of cutting parameters and tool nose radius on surface roughness and work hardening during dry turning Inconel 718. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, p. 1-10, 2018.

Infomet, **Níquel e suas ligas**. Metais & Ligas, Níquel, Informações Técnicas. Disponível em: www.infomet.com.br/site/metais-e-ligas-conteudo-ler.php?codAssunto=112. Acesso em 28/10/2020.

ISO 1302. **Geometrical Product Specifications (GPS) — Indication of surface texture in technical product documentation**. 46p. International Organization for Standardization, 2002.

ISO 3685. **Tool-life Testing with Single-Point Turning Tools**. 48p, International Organization for Standardization, 1993.

Kadrigama, K.; Abou-El-Hossein, K. A.; Noor, M. M.; Mohammad, B. Tool life and wear mechanism when machining Hastelloy C-22HS. **Wear**, v. 270, n. 3-4, p. 258-268, 2011.

Kang, M. C.; Kim, K. H.; Shin, S. H.; Jang, S. H.; Park, J. H.; Kim, C. Effect of the minimum quantity lubrication in high-speed end-milling of AISI D2 cold-worked die steel (62 HRC) by coated carbide tools, **Surface and Coatings Technology**, v. 202, p. 5621-5624, 2008.

Khidhir, B. A.; Mohamed, B. Machining of nickel-based alloys using different cemented carbide tools, **Journal of Engineering Science and Technology**, v. 5, p. 264-271, 2010.

Khruschov, M. M. Principles of abrasive wear, **Wear**, v. 28, p. 69-88, 1974.

Klocke, F. **Manufacturing Processes 1: Cutting**. Springer-Verlag, Berlin-Heidelberg, 2011.

König, W.; Klocke, F. **Fertigungsverfahren: Drehen, Fräsen, Bohren**. 5 ed. Berlin, Springer, 1997. 471 p.

Kopac, J., Sokovic, M., Dolinsek, S., Tribology of coated tools in conventional and HSM machining, **Journal of Material Processing Technology**, v. 78, p.377 – 384, 1998.

Kosaraju, S.; Kumar, M. V; Sateesh, N. Optimization of machining parameter in turning Inconel 625, **Materials Today: Proceedings**, v. 5, p. 5343-5348, 2018.

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**, v. 203, p. 95-101, 2008.

Lee, C.G.; Hwang, Y. J.; Choi, Y. M.; Lee, J. K.; Choi, C.; Oh, J. M. A study on the tribological characteristics of graphite nano lubricants, **International Journal of Precision Engineering and Manufacturing**, v. 10, p. 85-90, 2009.

Loureiro, D. **Influência da Geometria da Ferramenta e das Condições de Usinagem nas Características da Superfície Torneada da Liga 625 de Ni**. 109p. Dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica, UNICAMP, Campinas, 2015.

Machado, Á. R.; Coelho, R. T.; Abrão, A.M.; da Silva, M. B. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. Blucher, São Paulo, 2015.

Magri, A. **Uma Contribuição ao Estudo do Torneamento da Liga 625** 99p. Dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica, UNICAMP, Campinas, 2015.

Marques, D. C. **Estudo da Influência do Teor de Níquel na Usinabilidade de Ligas Fe-Cr-Ni**. 113p. Dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica, UNICAMP, Campinas, 2007.

Maruda, R. W., Legutko, S., Krolczyk, G. M., Hloch, S., Michalski, M. An influence of active additives on the formation of selected indicators of the condition of the X10CrNi18-8 stainless steel surface layer in MQCL conditions. **International Journal of Surface Science and Engineering**, v. 9, n. 5, p. 452-465, 2015.

Mclean, M. Nickel-base superalloys: current status and potential. In: Cahn et al. **High-temperature Structural Materials**. Springer, Dordrecht, p. 419-433, 1996.

Minh, D. T.; The, L. T.; Bao, N. T. Performance of Al₂O₃ nanofluids in minimum quantity lubrication in hard milling of 60Si₂Mn steel using cemented carbide tools, **Advances in Mechanical Engineering**, v. 9, p. 1-9, 2017.

M'Saoubi, R.; Axinte, D.; Soo, S. L.; Nobel, C.; Attia, H.; Kappmeyer, G.; Sim, W.M. High performance cutting of advanced aerospace alloys and composite materials, **CIRP Annals**, v. 64, p. 557-580, 2015.

Nalbant, M.; Altin, A.; Gökkaya, H. The effect of cutting speed and cutting tool geometry on machinability properties of nickel-base Inconel 718 super alloys, **Materials & Design**, v. 28, p. 1334-1338, 2007.

Novaski, O. **Introdução à Engenharia de Fabricação Mecânica**. 2 ed. São Paulo: Blucher, 2013.

Olufayo, O. A.; Che, H.; Songmene, V.; Katsari, C.; Yue, S. Machinability of Rene 65 superalloy, **Materials**, v. 12, p. 1-22, 2019.

Paldey, S.; Deevi, S. C. Single layer and multilayer wear resistant coatings of (Ti,Al)N: a review. **Materials Science and Engineering**, v. 342, p. 58-79, 2003.

Pervaiz, S.; Rashid, A.; Deiab, I.; Nicolescu, M. Influence of tool materials on machinability of titanium-and nickel-based alloys: a review. **Materials and Manufacturing Processes**, v. 29, p. 219-252, 2014.

Pervaiz, S.; Deiab, I.; Rashid, A.; Nicolescu, M. Minimal quantity cooling lubrication in turning of Ti6Al4V: influence on surface roughness, cutting force and tool wear, **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, v. 231, p. 1542-1558, 2017.

Philip, P. K.; Varadarajan, A. S.; Ramamoorthy, B. Influences of cutting fluid composition and delivery variables on performance in hard turning using minimal fluid in pulsed jet form, **Journal of the Institution of Engineers (India), Part PR: Production Engineering Division**, v. 82, p. 12-19, 2001.

Polly, M. S. **Análise Comparativa de Ferramentas de Metal-duro Classe S e Cerâmica Mista no Torneamento a Seco e com MQL do Aço SAE 4340 Endurecido**. 75p. Dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica, UFRGS, Porto Alegre, 2019.

Polly, M. S., Mayrhofer, A., Souza, A. J. Performance of ISO P and ISO S carbide tools in hard turning of AISI 4140 under dry and MQL conditions. **Ingeniare – Revista Chilena de Ingeniería**, v. 28, n. 1, p. 95-105, 2020.

Prasad, N. E.; Wanhill, R. J. H. **Aerospace Materials and Material Technologies**. Springer, Singapore, 2017.

Quimatic. **Quimatic Jet – Fluido de Corte Integral Sintético à Base de Água para Dispositivos de Aplicação por Névoa ou Gotejamento**. Disponível em: www.quimatic.com.br/conteudo/boletim/ft_Quimatic_Jet.pdf. Acesso em: 26-07-2020.

Rahim, E. A.; Dorairaju, H. Evaluation of mist flow characteristic and performance in minimum quantity lubrication (MQL) machining. **Measurement**, v. 123, p. 213-225, 2018.

Reed, R. C. **The Superalloys: Fundamentals and Applications**. Cambridge University Press, Cambridge, United Kingdom, 2008.

Rodrigues, M. A.; Hassui, A. Análise dos desgastes de ferramentas de metal-duro revestidas no fresamento da liga à base de níquel – Inconel 625 – depositada em forma de revestimento metálico. **Anais do IV COBEF** (Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação), Águas de São Pedro, 2007.

Rooy, E. L.; Linden, J. H. L. **ASM Metals Handbook, Vol. 02 – Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials**, Metals Park, Ohio, 1990.

Rosa, G. C. **Estudo da usinabilidade no torneamento a seco do aço inoxidável martensítico AISI 420 C endurecido com ferramenta de metal-duro**. 121p. Tese (Doutorado) em Engenharia Mecânica, UFRGS, Porto Alegre, 2017.

Rosa, G. C., Souza, A. J., Possamai, E. V., Amorim, H. J., Neis, P. D. Wear analysis of ultra-fine grain coated carbide tools in hard turning of AISI 420C stainless steel. **Wear**, v. 376-377, Part A, p. 172-177, 2017.

Sandvik. **Steel Turning Endurance**. Sandvik Coromant, 2015. Disponível em www.sandvik.coromant.com/SiteCollectionDocuments/campaigns/cutting-steel-inserts/assets/white-paper-eng.pdf. Acesso em: 01-03-2020.

Sandvik. **Tecnologia de Usinagem**. Sandvik Coromant, p. 1-391, 2017.

Samuel, J.; Rafiee, J.; Dhiman, P.; Yu, Z. Z.; Koratkar, N. Graphene colloidal suspensions as high performance semi-synthetic metal-working fluids, **The Journal of Physical Chemistry C**, v. 115, p. 3410-3415, 2011.

Sarikaya, M.; Yilmaz, V.; Güllü, A. Analysis of cutting parameters and cooling/lubrication methods for sustainable machining in turning of Haynes 25 superalloy. **Journal of Cleaner Production**, v. 133, p. 172-181, 2016.

Sarkar, J.; Ghosh, P.; Adil, A. A review on hybrid nanofluids: recent research, development and applications, **Renewable and Sustainable Energy Reviews**, v. 43, p. 164-177, 2015.

Sartori, S.; Ghiotti, A.; Bruschi, S. Solid lubricant-assisted minimum quantity lubrication and cooling strategies to improve Ti6Al4V machinability in finishing turning, **Tribology International**, v. 118, p. 287-294, 2018.

Schafrik, R.; Sprague, R. Gas turbine materials. **Advanced Materials and Processes**, v. 5, p. 29-34, 2004.

Schirmann V. F. Influência do Gás Argônio na Vida da Ferramenta de Metal-Duro Durante o Torneamento da Superliga VRC625. 73p. Dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica, UFRGS, Porto Alegre, 2019.

Settineri, L.; Faga, M.G.; Lerga, B. Properties and performances of innovative coated tools for turning Inconel, **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 48, p. 815-823, 2008.

Sharma, A. K.; Tiwari, A. K.; Dixit, A. R.; Singh, R. K.; Singh, M. Novel uses of alumina/graphene hybrid nanoparticle additives for improved tribological properties of lubricant in turning operation, **Tribology International**, v. 119, p. 99-111, 2018.

Sharman, A. R. C.; Hughes, J. I.; Ridgway, K. An analysis of the residual stresses generated in Inconel 718™ when turning, **Journal of Materials Processing Technology**, v. 173, p. 359-367, 2006.

Shaw, M. C. **Metal cutting principles**. USA: Oxford University, 2005.

Shokrani, A.; Dhokia, V.; Newman, S. T. Environmentally conscious machining of difficult-to-machine materials with regard to cutting fluids, **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 57, p. 83-101, 2012.

Singh, R. K.; Sharma, A. K.; Dixit, A.R.; Tiwari, A. K.; Pramanik, A.; Mandal, A. Performance evaluation of alumina-graphene hybrid nano-cutting fluid in hard turning. **Journal of Cleaner Production**, v. 162, p. 830-845, 2017.

Singh, T.; Dureja, J. S.; Dogra, M.; Bhatti, M. S. Environment friendly machining of Inconel 625 under nano-fluid minimum quantity lubrication (NMQL), **International Journal of Precision Engineering and Manufacturing**, v. 19, p. 1689-1697, 2018.

Silva, C. C.; Afonso, C. R. M.; Ramirez, A. J.; Motta, M. F.; Miranda, H. C.; Farias, J. P. **Aspectos Metalúrgicos de Revestimentos Dissimilares com a Superliga à Base de Níquel Inconel 625**. Soldagem e Inspeção, v. 17, n. 3, p. 251-263. 2012.

Silva, L. R. **Estudo da Geometria da Aresta de Corte de Ferramentas Aplicadas ao Torneamento de Superligas à Base de Níquel com Alta Velocidade de Corte**. 211p. Tese (Doutorado) em Engenharia Mecânica, EESC-USP, São Carlos, 2002.

Stephens, R. I.; Fatemi, A.; Stephens, R. R.; Fuchs, H. O. **Metal Fatigue in Engineering**. 2nd ed. New York: Wiley-Interscience, 2000.

Stephenson, D. A.; Agapiou, J. S. **Metal Cutting Theory and Practice**. CRC Press, Boca Raton, FL, USA, 2016.

Suárez, A.; Veiga, F.; López de Lacalle, L. N.; Polvorosa, R.; Wretland, A. An investigation of cutting forces and tool wear in turning of Haynes 282, **Journal of Manufacturing Processes**, v. 37, p. 529-540, 2019.

Tebaldo V.; di Confiengo, G. G.; Faga, M. G. Sustainability in machining: “eco-friendly” turning of Inconel 718. Surface characterisation and economic analysis. **Journal of Cleaner Production**, v. 140, p. 1567-1577, 2017.

Thakur, D. G., Ramamoorthy, B. e Vijayaraghavan, L. Study on the machinability characteristics of superalloy Inconel 718 during high speed turning. **Materials & Design**, v. 30, n. 5, p. 1718-1725, 2009.

Thakur, A.; Mohanty, A.; Gangopadhyay, S. Comparative study of surface integrity aspects of Incoloy 825 during machining with uncoated and CVD multilayer coated inserts, **Applied Surface Science**, v. 320, p. 829-837, 2014.

Thellaputta, G. R.; Chandra, P. S.; Rao, C. S. P. Machinability of nickel based superalloys: A review, **Materials Today: Proceedings**, v. 4, n. 2, Part A, p. 3712–3721, 2017.

Therezani, D. F. **Avaliação de Diferentes Ferramentas no Torneamento da Liga Inconel 713C**. 92p. Dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica, UNICAMP, Campinas, 2012.

Trent, E. M.; Wright, P. K. **Metal Cutting**. Butterworth-Heinemann, Boston, 2000.

Umbrello, D. Investigation of surface integrity in dry machining of Inconel 718, **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 69, p. 2183-2190, 2013.

Uysal, A. Investigation of flank wear in MQL milling of ferritic stainless steel by using nano graphene reinforced vegetable cutting fluid. **Industrial Lubrication and Tribology**, v. 68, p. 446-451, 2016.

Varadarajan, A. S.; Philip, P. K.; Ramamoorthy, B. Investigations on hard turning with minimal cutting fluid application (HTMF) and its comparison with dry and wet turning, **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 42, p. 193-200, 2002.

Weiss, N. O.; Zhou, H.; Liao, L.; Liu, Y.; Jiang, S.; Huang, Y.; Duan, X. Graphene: an emerging electronic material, **Advanced Materials**, v. 24, p. 5782-5825, 2012.

Xavier, F. A. **Aspectos Tecnológicos do Torneamento do Ferro Fundido Vermicular com Ferramentas de Metal-Duro, Cerâmica e CBN**. 146p. Dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica, UFSC, Florianópolis, 2003.

Xu, K.; Zou, B.; Huang, C.; Yao, Y.; Zhou, H.; Liu, Z. Machinability of Hastelloy C-276 using Hot-pressed sintered Ti (C 7 N 3)-based cermet cutting tools, **Chinese Journal of Mechanical Engineering**, v. 28, p. 599-606, 2015.

Witting, H. Torneamento de superligas, **Máquinas e Metais**, v. 38, p.156-165, 2002.

Yi, S.; Li, G.; Ding, S.; Mo, J. Performance and mechanisms of graphene oxide suspended cutting fluid in the drilling of titanium alloy Ti-6Al-4V. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 29, p. 182-193, 2017.

Yıldırım, Ç.V.; Sarıkaya, M.; Kıvık, T.; Şirin, Ş. The effect of addition of hBN nanoparticles to nanofluid-MQL on tool wear patterns, tool life, roughness and temperature in turning of Ni-based Inconel 625, **Tribology International**, v. 134, p. 443-456, 2019.

Yıldırım, Ç.V.; Kıvak, T.; Sarıkaya, M.; Şirin, Ş. Evaluation of tool wear, surface roughness/topography and chip morphology when machining of Ni-based alloy 625 under MQL, cryogenic cooling and CryoMQL, **Journal of Materials Research and Technology**, v. 9, n. 2, p. 2079-2092, 2020.

Zhu, D.; Zhang, X.; Ding, H. Tool wear characteristics in machining of nickel-based superalloys. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 64, p. 60-77, 2013.

Zou, B.; Chen, M.; Li, S. Study on finish-turning of NiCr20TiAl nickel-based alloy using Al₂O₃/TiN-coated carbide tools, **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 53, p. 81-92, 2011.

APÊNDICES

A Análise do Flanco da Ferramenta Desgastada via MEV/EDS.

Da Figura A.1 à Figura A.8 tem-se imagens das arestas de corte desgastadas ($VB_c \geq 200 \mu\text{m}$) obtidas via MEV, e da Tabela A.1 à Tabela A.8 os resultados das análises EDS.

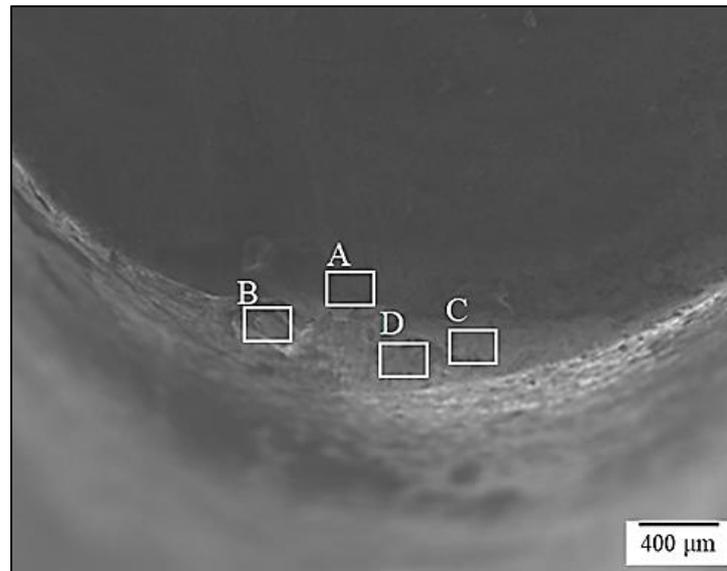


Figura A.1 – Imagem do desgaste de flanco através do MEV com as regiões marcadas para análise EDS para condição MQCL com $v_c = 80 \text{ m/min}$.

Tabela A.1 – Composição química de cada região através da análise EDS para condição MQCL com $v_c = 80 \text{ m/min}$.

| Composição química (% massa) | | | | | | | | | | | | | |
|------------------------------|------|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|------|-----|------|------|-----|
| EDS | C | N | Na | F | O | Al | Ca | Ti | Cr | Fe | Ni | Mo | W |
| A | 11,1 | - | - | - | 1,9 | 0,4 | - | - | 13,6 | 6,2 | 47,5 | 15,2 | 4,1 |
| B | 24,8 | - | 0,6 | - | 3,0 | - | - | - | 11,3 | 5,9 | 43,7 | 8,6 | 2,2 |
| C | 17,1 | - | - | 2,5 | 2,0 | - | - | - | 12,3 | 6,2 | 45,5 | 11,6 | 2,8 |
| D | 21,1 | 1,2 | - | - | 3,3 | 2,1 | 0,2 | 3,6 | 11,4 | 4,9 | 45,0 | 6,0 | 1,4 |

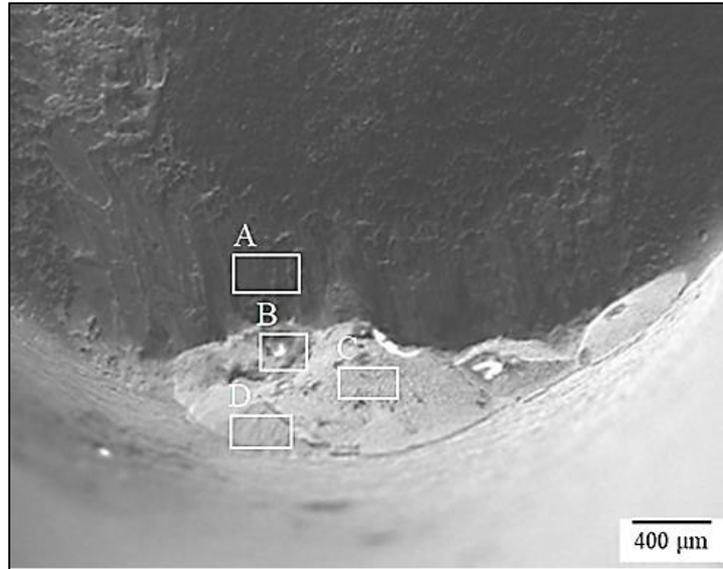


Figura A.2 – Imagem do desgaste de flanco através do MEV com as regiões marcadas para análise EDS para condição MQCL com $v_c = 120$ m/min.

Tabela A.2 – Composição química de cada região através da análise EDS para condição MQCL com $v_c = 120$ m/min.

| Composição química (% massa) | | | | | | | | | | | | | | | | |
|------------------------------|------|-----|-----|------|-----|-----|-----|-----|-----|-----|------|-----|------|------|------|--|
| EDS | C | N | Na | O | S | Cl | Al | Co | Ca | Ti | Cr | Fe | Ni | Mo | W | |
| A | 13,3 | 1,7 | - | 2,8 | - | - | 2,5 | - | - | 3,7 | 12,4 | 4,6 | 42,2 | 13,0 | 3,9 | |
| B | 43,3 | 1,1 | 0,4 | 14,5 | 0,3 | 0,8 | - | 4,5 | 0,5 | - | 0,4 | 0,3 | - | - | 34,0 | |
| C | 32,1 | - | 0,4 | 9,1 | - | - | - | 4,8 | 0,4 | - | 0,6 | - | - | - | 52,7 | |
| D | 35,8 | - | 0,5 | 6,8 | - | - | 1,2 | 0,5 | 0,3 | 1,1 | 8,3 | 3,0 | 29,7 | 7,9 | 5,1 | |

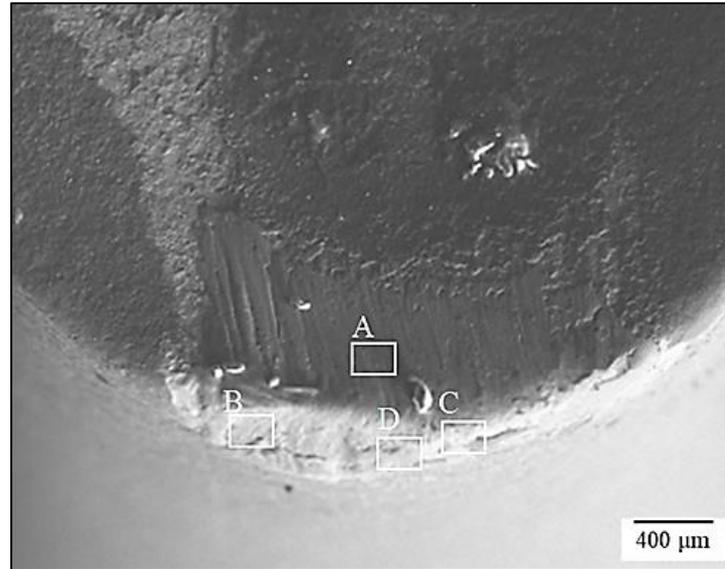


Figura A.3 – Imagem do desgaste de flanco através do MEV com as regiões marcadas para análise EDS para condição WET com $v_c = 80$ m/min.

Tabela A.3 – Composição química de cada região através da análise EDS para condição WET com $v_c = 80$ m/min.

| Composição química (% massa) | | | | | | | | | | | | | |
|------------------------------|------|------|-----|-----|------|------|-----|------|------|-----|------|------|------|
| EDS | C | N | Na | Co | O | Al | Ca | Ti | Cr | Fe | Ni | Mo | W |
| A | 8,3 | - | - | 0,7 | - | 0,8 | - | 1,0 | 13,7 | 5,9 | 47,5 | 15,2 | 7,0 |
| B | 24,7 | - | - | - | 3,0 | - | 0,2 | - | 11,7 | 4,7 | 45,9 | 8,0 | 1,8 |
| C | 18,7 | 16,4 | 0,6 | 0,9 | 12,3 | 10,6 | 0,2 | 12,7 | 2,4 | 4,5 | 6,1 | 2,2 | 12,3 |
| D | 23,8 | 3,7 | 0,4 | - | 7,7 | 5,1 | 0,2 | 5,7 | 8,5 | 5,8 | 30,6 | 5,8 | 2,8 |

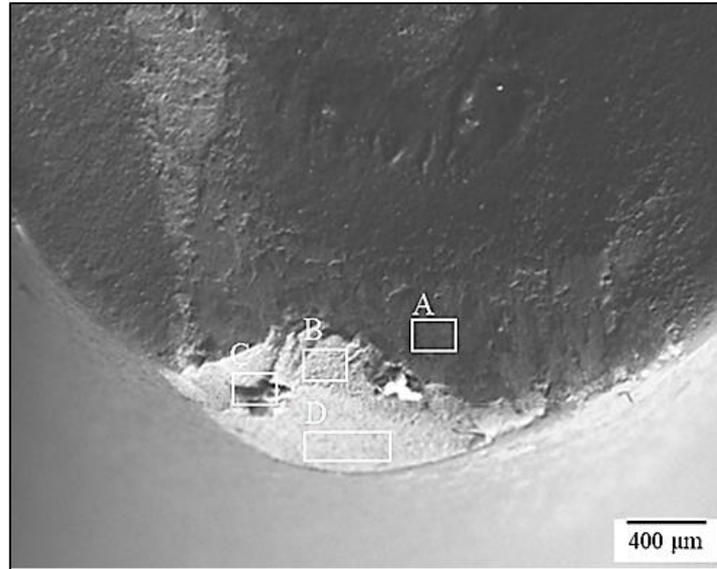


Figura A.4 – Imagem do desgaste de flanco através do MEV com as regiões marcadas para análise EDS para condição WET com $v_c = 120$ m/min.

Tabela A.4 – Composição química de cada região através da análise EDS para condição WET com $v_c = 120$ m/min.

| Composição química (% massa) | | | | | | | | | | | | | | | | | |
|------------------------------|------|------|------|-----|-----|-----|-----|-----|------|-----|-----|-----|-----|-----|------|-----|------|
| EDS | C | N | Na | Mg | S | Cl | Ca | K | O | Al | Co | Ti | Cr | Fe | Ni | Mo | W |
| A | 15,0 | 2,0 | 0,4 | 0,8 | - | - | - | - | 8,9 | 6,4 | 0,8 | 7,7 | 9,1 | 3,5 | 28,9 | 9,1 | 7,4 |
| B | 20,1 | - | - | - | 0,7 | - | - | - | 4,8 | - | 5,3 | - | 1,8 | 1,6 | 4,8 | - | 61,0 |
| C | 23,1 | 10,6 | 10,8 | - | 0,4 | 0,4 | 0,8 | 0,2 | 33,3 | 0,2 | 2,4 | - | 1,0 | 0,9 | 2,8 | - | 13,3 |
| D | 32,2 | - | 0,5 | - | 0,7 | - | 0,9 | - | 8,0 | 0,4 | 5,5 | - | 2,5 | 2,9 | 7,3 | - | 39,1 |

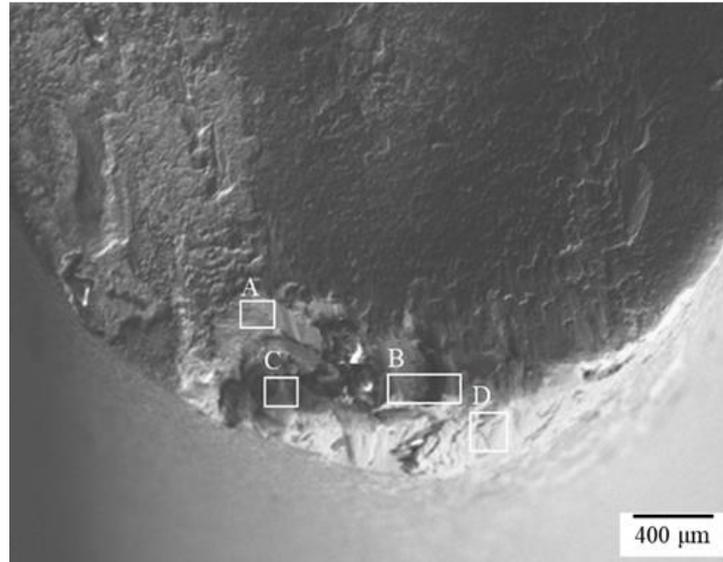


Figura A.5 – Imagem do desgaste de flanco através do MEV com as regiões marcadas para análise EDS para condição DRY com $v_c = 120$ m/min.

Tabela A.5 – Composição química de cada região através da análise EDS para condição DRY com $v_c = 120$ m/min.

| Composição química (% massa) | | | | | | | | | | | | | | |
|------------------------------|------|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|------|-----|------|------|------|
| EDS | C | N | Na | Co | O | Al | k | Ca | Ti | Cr | Fe | Ni | Mo | W |
| A | 13,8 | - | - | - | 3,6 | 0,3 | - | - | - | 12,6 | 4,9 | 42,6 | 15,7 | 6,6 |
| B | 10,1 | 6,7 | - | 0,9 | 4,8 | 5,9 | - | - | 6,9 | 9,5 | 3,8 | 30,4 | 10,2 | 10,9 |
| C | 22,9 | - | 0,4 | - | 6,9 | 0,3 | - | 0,3 | - | 11,2 | 5,9 | 38,6 | 10,9 | 2,7 |
| D | 41,5 | - | 0,7 | - | 8,2 | - | 0,1 | 1,0 | - | 8,2 | 3,2 | 29,4 | 6,2 | 1,5 |

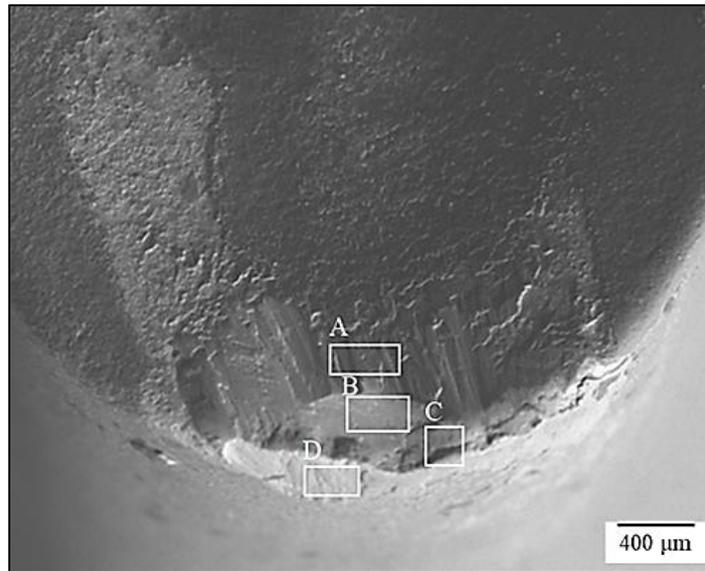


Figura A.6 – Imagem do desgaste de flanco através do MEV com as regiões marcadas para análise EDS para condição NF-MQCL com $v_c = 80$ m/min.

Tabela A.6 – Composição química de cada região através da análise EDS para condição NF-MQCL com $v_c = 80$ m/min.

| Composição química (% massa) | | | | | | | | | | | | | | |
|------------------------------|------|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|------|-----|------|------|------|
| EDS | C | F | Na | Mg | O | Al | Co | Ca | Ti | Cr | Fe | Ni | Mo | W |
| A | 8,7 | - | - | 0,4 | 4,0 | 1,3 | 1,3 | - | 1,0 | 12,2 | 4,0 | 39,6 | 13,6 | 13,9 |
| B | 7,6 | - | - | - | 1,5 | - | - | - | - | 14,7 | 5,4 | 54,5 | 13,1 | 3,3 |
| C | 25,1 | - | - | - | 2,5 | 0,4 | - | 0,2 | 0,3 | 11,7 | 5,1 | 45,3 | 7,8 | 1,6 |
| D | 32,5 | 1,5 | 0,3 | - | 3,9 | - | - | 0,2 | - | 9,9 | 5,1 | 38,3 | 7,1 | 1,5 |

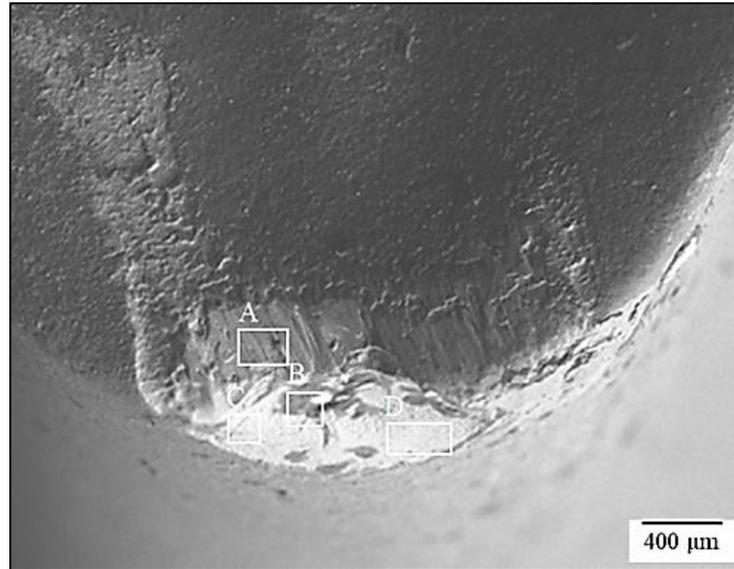


Figura A.7 – Imagem do desgaste de flanco através do MEV com as regiões marcadas para análise EDS para condição NF-MQCL com $v_c = 120$ m/min.

Tabela A.7 – Composição química de cada região através da análise EDS para condição NF-MQCL com $v_c = 120$ m/min.

| Composição química (% massa) | | | | | | | | | | | | | | | | | |
|------------------------------|------|-----|-----|-----|------|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|------|-----|------|------|------|
| EDS | C | N | Na | P | O | Cl | Al | Co | S | K | Ca | Ti | Cr | Fe | Ni | Mo | W |
| A | 14,9 | - | - | - | 2,3 | - | - | - | - | - | - | - | 13,6 | 5,0 | 47,7 | 13,2 | 3,3 |
| B | 51,4 | 7,4 | 0,8 | 0,2 | 19,6 | 0,4 | 0,2 | 1,5 | 0,5 | 0,6 | 0,5 | - | 0,4 | 0,6 | 1,3 | | 14,6 |
| C | 22,7 | - | - | - | 7,3 | - | - | 4,0 | - | - | 0,2 | - | 2,4 | 0,5 | 3,5 | 8,0 | 51,4 |
| D | 31,7 | - | 0,5 | - | 7,9 | - | 0,5 | 5,4 | - | - | - | 0,7 | 0,6 | - | - | - | 52,8 |



Figura A.8 – Imagem do desgaste de flanco através do MEV com as regiões marcadas para análise EDS para condição MQL com $v_c = 80$ m/min.

Tabela A.8 – Composição química de cada região através da análise EDS para condição MQL com $v_c = 80$ m/min.

| Composição química (% massa) | | | | | | | | | | | | | | | |
|------------------------------|------|-----|-----|-----|-----|-----|------|-----|------|-----|------|-----|------|------|------|
| EDS | C | N | Na | Cl | K | Co | O | Al | Ca | Ti | Cr | Fe | Ni | Mo | W |
| A | 5,6 | - | - | - | - | - | 1,5 | 0,5 | - | 0,4 | 15,0 | 5,3 | 52,7 | 15,4 | 3,7 |
| B | 21,3 | - | - | - | - | - | 1,5 | 0,2 | - | - | 12,6 | 4,5 | 44,8 | 12,3 | 2,9 |
| C | 29,6 | - | 0,5 | 0,5 | 0,4 | 4,1 | 21,2 | - | 11,2 | - | 0,4 | - | - | - | 32,2 |
| D | 37,3 | 2,1 | 0,5 | 0,2 | - | 4,0 | 11,1 | - | 0,2 | - | 0,4 | - | - | - | 44,2 |

B Perfis de rugosidade 2D em função da lubrificação e da velocidade de corte, considerando aresta de corte nova e desgastada

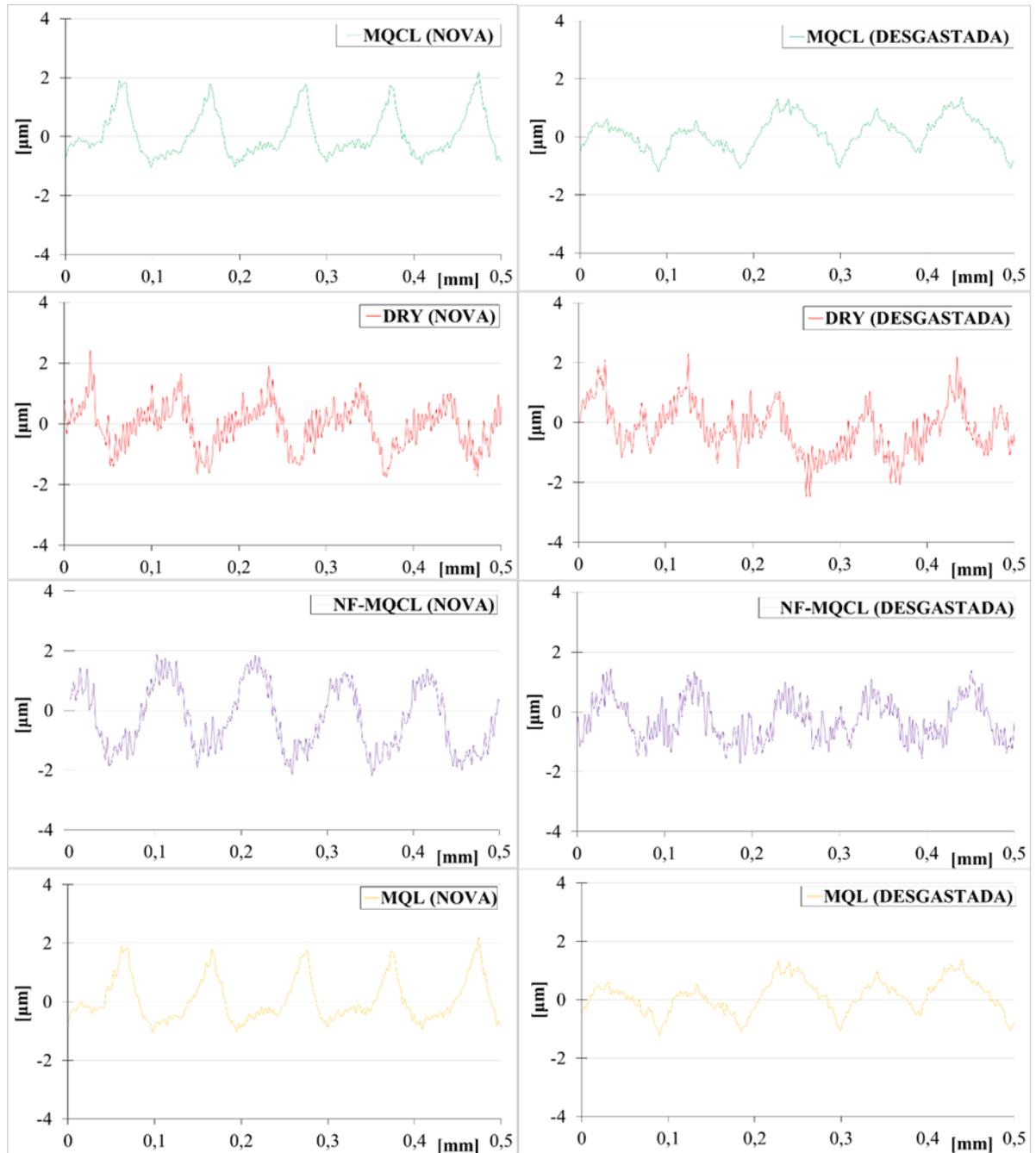


Figura B.1 – Perfis de rugosidade com $v_c = 80$ m/min considerando aresta nova e desgastada.

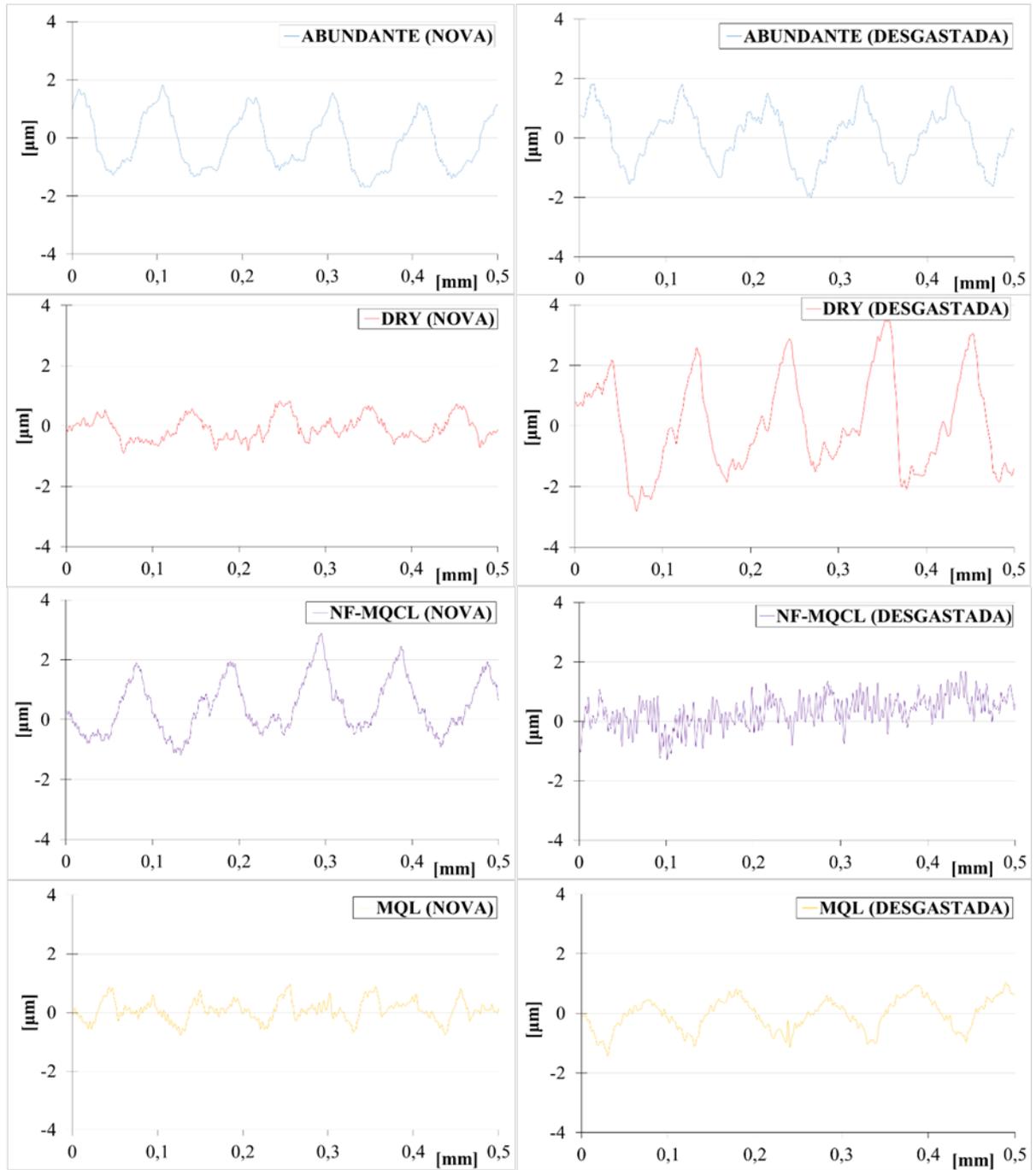


Figura B.2 – Perfis de rugosidade com $v_c = 120$ m/min considerando aresta nova e desgastada.