

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

INVESTIGAÇÃO DO FRESAMENTO FRONTAL DO AÇO HARDOX® 450 SOB
DIFERENTES CONDIÇÕES LUBRIRREFRIGERANTES

por

Émerson dos Santos Passari

Dissertação para obtenção do Título de
Mestre em Engenharia

Porto Alegre, Fevereiro de 2022

INVESTIGAÇÃO DO FRESAMENTO FRONTAL DO AÇO HARDOX® 450 SOB
DIFERENTES CONDIÇÕES LUBRIRREFRIGERANTES

por

Émerson dos Santos Passari
Engenheiro Mecânico

Dissertação submetida ao Corpo Docente do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica (PROMEC), da Escola de Engenharia (EE) da Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS), 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

Aprovada por:

Prof. Dr. Amauri Hassui	FEM/UNICAMP
Profa. Dra. Cíntia Cristiane Petry Mazzaferro	DEMEC/UFRGS
Prof. Dr. Heraldo José de Amorim	DEMEC/UFRGS
Prof. Dr. Patric Daniel Neis	PROMEC/UFRGS

Prof. Dr. Fernando Marcelo Pereira
Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, 14 de Fevereiro de 2022.

Aos meus pais, Paulo e Zélia.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a todos que me auxiliaram nesta caminhada até aqui. Acredito que hoje sou a soma dos conhecimentos e experiências adquiridas com cada um.

Ao professor orientador Dr. André João de Souza, por todo o conhecimento proporcionado, conselhos, paciência e amizade, que agrego desde minha graduação.

Ao amigo e técnico do Laboratório de Automação e Usinagem (LAUS), Guilherme Vargas Schirmer, pela ajuda e comprometimento em um momento tão delicado quanto à pandemia de COVID-19 no auxílio para execução dos ensaios experimentais.

Aos colegas do LAUS, Abdiel Vilanova, Eduardo Quadros e Júlia Caniçali, que mesmo à distância, possibilitaram a troca de conhecimento, assistência e amizade.

Aos egressos do LAUS, Me. Matheus Polly e Me. Nícolás Hoffmann, pela solicitude em sanar dúvidas sobre a pesquisa e a própria pós-graduação.

À empresa Micromazza (Vila Flores, RS), em especial ao Dr. Diógenes Barbosa Teles, pelo auxílio e a disponibilidade de infraestrutura nas análises de composição química e dureza.

Ao engenheiro Henrique Gabineski, juntamente da empresa TMSA – Tecnologia em Movimentação, pela colaboração para esta pesquisa e doação do Hardox[®] 450.

Às empresas Walter Tools pela doação das ferramentas de corte (cabecote e insertos), Quimatic[®]/Tapmatic[®] pelo nebulizador e pelo fluido de corte para aplicação em quantidade reduzida, e a Bondmann Química[®] pelo lubrificante usado na condição abundante.

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

À Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS) e ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica (PROMEC), pelo ensino gratuito e de qualidade.

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES), pela bolsa de estudos concedida.

À minha família, especialmente meus pais e avós, pela educação, amor, incentivo e todo o apoio.

A Deus, por tudo.

RESUMO

O Hardox[®] é um aço martensítico, caracterizado por elevada dureza e resistência ao desgaste abrasivo, cada vez mais empregado nas indústrias agrícola, mineradora e de transporte. Em determinados contextos, sua aplicação exige a fabricação de componentes através de usinagem, onde comumente se necessita atingir elevada produtividade e baixa rugosidade na superfície usinada. Neste cenário, a otimização de parâmetros de corte e a correta aplicação dos meios lubrificantes possuem um papel fundamental para atingir tais objetivos. Desta forma, este trabalho visa investigar os efeitos e otimizar os parâmetros de corte, além de avaliar diferentes condições lubrificantes no fresamento frontal do Hardox[®] 450 considerando a força de usinagem e a rugosidade da superfície usinada. O estudo avaliou as parcelas estática e dinâmica da força de usinagem, suas componentes ativa e passiva, e as rugosidades média, média parcial e total. Foram utilizados insertos de metal duro com revestimento PVD. As condições lubrificantes avaliadas foram: fluido de corte em abundância, usinagem a seco, e nanofluido (NF) à base de flocos de grafeno multicamadas (MLG) aplicado em quantidade reduzida (RQL). Para planejar e processar os dados estatísticos coletados, utilizou-se o projeto de experimentos de Box-Behnken. Os resultados obtidos mostram-se favoráveis à utilização do NF-RQL pois gerou os menores valores de rugosidade e valores de força similares aos demais métodos para as condições de corte abordadas, além de configurar uma alternativa de menor impacto ambiental frente à lubrificação abundante.

Palavras-chave: Hardox[®] 450; Nanofluidos; Quantidade reduzida de lubrificante; Força de usinagem; Rugosidade; Box-Behnken Design.

ABSTRACT

Hardox[®] is martensitic steel characterized by high hardness and resistance to abrasive wear, increasingly used in the agricultural, mining, and transport industries. In specific contexts, its application requires components manufactured through machining, where it is commonly necessary to achieve high productivity and low roughness on the machined surface. In this scenario, the cutting parameters' optimization and the correct application of lubricating means play a fundamental role in achieving these goals. Thus, this work aims to investigate the effects and optimize the cutting parameters, even evaluate the different lubricooling conditions in end milling of Hardox[®] 450 considering the machining force and surface roughness. The study evaluated the static and dynamic portions of the machining force, its active and passive components, and the average, partial mean, and total roughness. PVD-coated carbide inserts were used. Cutting fluid in abundance, dry machining, and multilayer graphene-based nanofluid (NF-MLG) applied in reduced quantity lubrication (RQL) were the lubricooling conditions evaluated. The Box-Behnken design of experiments was used to plan and process the collected statistical data. The results obtained are favorable to use NF-MLG because it generated the lowest roughness values and force values similar to the other methods for the cutting conditions addressed, besides configuring an alternative with less environmental impact against abundant lubrication.

Keywords: Hardox[®] 450; Nanofluids; Reduced quantity lubrication; Machining force; Surface roughness; Box-Behnken design.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	1
1.1	Objetivos.....	3
1.1.1	Gerais.....	3
1.1.2	Específicos.....	3
1.2	Justificativa.....	4
1.3	Organização do Trabalho.....	4
2	REVISÃO DA LITERATURA.....	5
2.1	Aço Martensítico Hardox®.....	5
2.2	Fresamento Frontal.....	7
2.2.1	Parâmetros de Corte.....	8
2.2.2	Ferramentas de Corte.....	9
2.3	Forças de Usinagem.....	10
2.4	Textura da Superfície Usinada.....	12
2.5	Meios Lubrificadores.....	15
2.5.1	Nanofluidos.....	18
2.6	Projeto de Experimentos.....	19
3	MATERIAIS E MÉTODOS.....	23
3.1	Configuração dos Corpos de Prova.....	23
3.2	Caracterização da Máquina-Ferramenta e da Ferramenta de Corte.....	24
3.3	Meios Lubrificadores.....	25
3.4	Aquisição dos Sinais de Força.....	27
3.5	Medições de Rugosidade.....	29
3.6	Procedimento Experimental.....	30
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	32
4.1	Análise das Forças de Usinagem.....	32
4.1.1	Análise Estatística das Forças.....	36
4.1.2	Otimização Multivariada das Forças de Usinagem.....	41
4.2	Análise das Rugosidades.....	43

4.2.1	Análise Estatística das Rugosidades	47
4.2.2	Otimização Multivariada das Rugosidades	53
5	CONCLUSÕES.....	55
5.1	Forças de Usinagem.....	55
5.2	Rugosidades	55
5.3	Sugestões para Trabalhos Futuros	56
	REFERÊNCIAS	57
	APÊNDICES.....	63
APÊNDICE A	Valores Medidos de Força	63
APÊNDICE B	Análise de Variância das Forças	64
APÊNDICE C	Valores Medidos de Rugosidade.....	66
APÊNDICE D	Análise de Variância das Rugosidades	67

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1	Microestrutura do aço Hardox® 450 utilizado no trabalho [Cortesia do Laboratório de Soldagem e Técnicas Conexas – LS&TC, UFRGS].	6
Figura 2.2	Fresamento frontal [Sandvik, 2012].	7
Figura 2.3	Parâmetros de corte do fresamento frontal [Sandvik, 2012].	9
Figura 2.4	Componentes da força de usinagem no fresamento frontal [Lima et al., 2012].	11
Figura 2.5	Descrição do perfil de uma superfície [Kalpakjian e Schmid, 2010].	13
Figura 2.6	Definição do parâmetro de rugosidade média [Tavares, 2012].	14
Figura 2.7	Definição da rugosidade média parcial [Tavares, 2012].	15
Figura 2.8	Definição da rugosidade total [Tavares, 2012].	15
Figura 2.9	Classificação dos fluidos de corte [Debnath et al., 2014].	16
Figura 2.10	Representação gráfica do BBD para três fatores [adaptado de Carvalho, 2018].	21
Figura 3.1	Dimensões dos corpos de prova e respectiva sequência dos passes.	23
Figura 3.2	Centro de usinagem Romi Discovery 308 [Sória, 2016].	24
Figura 3.3	Geometria dos insertos utilizados [Walter Tools, 2012].	25
Figura 3.4	Sistema RQL: (a) nebulizador IV; (b) posição do bico [Sória, 2016].	26
Figura 3.5	Sistema de aquisição de sinais de força [cortesia do LAUS-UFRGS].	27
Figura 3.6	Sistema de aquisição de força: (a) plataforma piezelétrica KISTLER 9129AA; (b) amplificador de carga KISTLER 5070A10100.	28
Figura 3.7	Região estável de usinagem (corte “em cheio”) para a medição das forças e rugosidades [Garcia, 2019].	28
Figura 3.8	Medição de rugosidade: (a) rugosímetro SJ-201P; (b) certificado de inspeção.	29
Figura 3.9	Avaliação da textura: (a) microscópio AM 413ZT; (b) software DinoCapture 2.0.	30
Figura 4.1	Comparação entre as parcelas estáticas para cada condição lubrificador. Os passes de controle (3#, 8# e 13#) são indicados pelas setas verdes.	32
Figura 4.2	Comparação entre as parcelas dinâmicas para cada condição lubrificador. Os passes de controle (3#, 8# e 13#) são indicados pelas setas verdes.	33

Figura 4.3	Comparação entre as forças ativas para cada condição lubrificante. Os passes de controle (3#, 8# e 13#) são indicados pelas setas verdes.	34
Figura 4.4	Comparação entre as forças passivas para cada condição lubrificante. Os passes de controle (3#, 8# e 13#) são indicados pelas setas verdes.	34
Figura 4.5	Desgaste visual do inserto após 15 passes com fluido em abundância: (a) WKP35S (Passari, 2019); (b) WSM35S (presente trabalho).	35
Figura 4.6	Gráficos de contorno para μF_U e ΔF_U ($a_p = 0,4$ mm).	39
Figura 4.7	Gráficos de contorno para F_a ($a_p = 0,4$ mm) e F_p ($f_z = 0,05$ mm/dente).	40
Figura 4.8	Gráficos de otimização multivariada das forças.	42
Figura 4.9	Comparação entre as rugosidades R_a para cada condição lubrificante. Os passes de controle (3#, 8# e 13#) são indicados pelas setas verdes.	43
Figura 4.10	Comparação entre as rugosidades R_z para cada condição lubrificante. Os passes de controle (3#, 8# e 13#) são indicados pelas setas verdes.	44
Figura 4.11	Comparação entre as rugosidades R_t para cada condição lubrificante. Os passes de controle (3#, 8# e 13#) são indicados pelas setas verdes.	44
Figura 4.12	Perfis de rugosidade e imagens da superfície usinada.	46
Figura 4.13	Curvas AFC e APD do passe 7 (as linhas tracejadas representam as configurações das curvas: “vermelho” seco; “cinza escuro” NF-RQL; “azul” abundante).	48
Figura 4.14	Gráficos de contorno para R_a e R_z ($f_z = 0,05$ mm/dente).	52
Figura 4.15	Gráficos de contorno para R_t ($f_z = 0,05$ mm/dente).	53
Figura 4.16	Gráficos de otimização multivariada.	54

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1	Dureza e composição química em porcentagem de massa de algumas das classes do aço Hardox [®] [SSAB, 2014].	6
Tabela 3.1	Composição Química do Hardox [®] 450 (% massa)	24
Tabela 3.2	Parâmetros de corte e respectivos níveis escolhidos para o BBD	30
Tabela 3.3	Ordem e configuração dos passes	31
Tabela 4.1	Variância estatística dos valores de forças para os passes 3#, 8# e 13#.	36
Tabela 4.2	Resumo da ANOVA das forças para os meios lubrificador-refrigerantes	37
Tabela 4.3	Coefficientes de regressão do modelo para as forças.....	38
Tabela 4.4	Resultados da otimização multivariada.	42
Tabela 4.5	Variância estatística dos valores de rugosidade para os passes 3#, 8# e 13#. ..	47
Tabela 4.6	Resumo da ANOVA das rugosidades para os meios lubrificador-refrigerantes.....	49
Tabela 4.7	Coefficientes de regressão do modelo para R_a , R_z e R_t	51
Tabela 4.8	Resultados da otimização multivariada.	54
Tabela A.1	Valores determinados de força por passe.....	63
Tabela B.1	ANOVA para μF_U	64
Tabela B.2	ANOVA para ΔF_U	64
Tabela B.3	ANOVA para F_a	65
Tabela B.4	ANOVA para F_p	65
Tabela C.1	Valores medidos de rugosidade por passe.	66
Tabela D.1	ANOVA para R_a	67
Tabela D.2	ANOVA para R_z	67
Tabela D.3	ANOVA para R_t	68

LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

Al ₂ O ₃	Óxido de Alumínio
ANOVA	Análise de Variância
APC	Aresta Postiça de Corte
BBD	<i>Box-Behnken Design</i>
DOE	<i>Design of Experiments</i> (Projeto de Experimentos)
GDL	Graus de Liberdade
ISO	<i>International Organization for Standardization</i>
M FDP	Sistema Máquina/Ferramenta/Dispositivo de fixação/Peça
MQL	Mínima Quantidade de Lubrificação
MQCL	<i>Minimum Quantity Cooling Lubrication</i> (Mínima Quantidade de Lubrificação Refrigerada)
MLG	<i>Multilayer Graphene Flakes</i> (Flocos de Grafeno Multicamadas)
NF	Nanofluido
NF-RQL	Quantidade Reduzida de Nanofluido
PVD	<i>Physical Vapor Deposition</i> (Deposição física de vapor)
RQL	<i>Reduced Quantity Lubrication</i> (Quantidade Reduzida de Lubrificação)
RSM	<i>Response Surface Methodology</i> (Metodologia de Superfície de Resposta)
TiAlN	Nitreto de Titânio-Alumínio

LISTA DE SÍMBOLOS

a_p	Profundidade de corte [mm]
a_e	Largura de corte [mm]
b_n	Coefficientes de regressão múltipla
C_o	Quantidade de pontos centrais
d	“Desejabilidade” individual
D	“Desejabilidade” composta
F_a	Força ativa de usinagem [N]
F_p	Força passiva de usinagem [N]
F_{ax}	Força axial [N]
F_r	Força radial [N]
F_t	Força tangencial [N]
F_U	Força de usinagem [N]
f	Avanço por volta [mm/volta]
f_z	Avanço por dente [mm/dente]
h_m	Espessura média do cavaco [mm]
K	Número de variáveis de entrada
k_s	Pressão específica de corte [N/mm ²]
l_e	Comprimento de amostragem [mm]
l_m	Comprimento de medição [mm]
R^2	Coefficiente de determinação [%]
r_ε	Raio de ponta [mm]
Valor-p	Probabilidade de significância
v_c	Velocidade de corte [m/min]
v_f	Velocidade de avanço [mm/min]
x_i	Fatores controláveis (variáveis independentes de entrada)
Y	Variáveis de resposta (fatores dependentes de saída)
α	Nível de confiabilidade (significância)
ΔF_i	Parcela dinâmica de uma força F_i [N]
μF_i	Parcela estática de uma força F_i [N]
φ	Ângulo de contato do dente da fresa com a peça [°]

1 INTRODUÇÃO

No setor industrial, a utilização de materiais com alta resistência à abrasão tem sido comumente utilizada visando o aumento de vida útil dos componentes [Bensaid e Fredj, 2020]. Particularmente, tem-se a aplicação de Hardox[®] 450, que apresenta tipicamente dureza nominal de 450 HBW (47 HRC) e limite de escoamento de 1250 MPa [SSAB, 2019]. Sua microestrutura de martensita revenida, devido à combinação do carbono com elementos de liga adicionados ao aço (Mn, Cr, Ni, Mo e B), confere ao material elevada dureza e resistência ao desgaste, além de alta tenacidade e ductilidade. Apesar de atrativa para diversas aplicações, esta combinação compromete a usinabilidade, uma vez que resulta em temperaturas elevadas na região de corte, além de maior dificuldade para o cisalhamento do cavaco, o que não apenas pode aumentar a taxa de desgaste da ferramenta de corte como também pode resultar em mudanças microestruturais na peça decorrentes do processo de usinagem [Löwgren et al., 1998].

A crescente preocupação com o impacto ambiental gerado pelo processo de usinagem trouxe consigo o desafio de métodos menos agressivos à natureza, porém que mantenham os requisitos de produtividade previamente estabelecidos [Goindi e Sarkar, 2017]. No contexto de usinagem limpa, o corte a seco e a quantidade reduzida (ou mínima) de lubrificante se apresentam como soluções menos agressivas que a aplicação abundante de fluido de corte, além de apresentarem menores custos relacionados à aquisição e descarte desse fluido [Sun et al., 2021]. Segundo Dixit et al., 2012, além de representar elevado impacto ambiental, risco à saúde dos operadores e aumento de custos na usinagem, a utilização de lubrificação em abundância não é um método eficaz por utilizar quantidade demasiada de fluido, que por vezes é incapaz de atingir a zona de corte com eficiência para a formação de filme lubrificante, principalmente em velocidades de corte mais altas. Dessa forma, além de buscar a redução da utilização do fluido espera-se que sua aplicação seja mais eficiente, concentrada na região do corte, como é o caso da aplicação de lubrificante em quantidade reduzida (RQL), que compreende uma vazão de 0,5 a 5,0 l/h [Garcia et al., 2019].

Os recentes avanços nas tecnologias de nano partículas em processos de fabricação permitiram novas possibilidades na área de usinagem. Isto ocorre devido às nano partículas possuírem propriedades diferentes das apresentadas por seus respectivos materiais em microescala: suas dimensões consideravelmente menores e a maior área de contato resultam em características particulares como maior capacidade de transferência de calor e lubrificação. Essas nano partículas, quando processadas dentro de fluidos através de processos especiais

como homogeneização, formam os nanofluidos [Chinchanikar et al., 2021]. Portanto, a aplicação de flocos de grafeno multicamadas (MLG) ao fluido de corte, formando nanofluidos (NF-MLG), apresenta uma potencial melhoria do efeito do RQL, visto que este apresenta excelentes características de dissipação térmica e lubrificação devido ao deslizamento entre suas camadas, além de elevada resistência à oxidação e corrosão [Sun et al., 2021].

Apesar de existirem métodos lubrificantes mais tecnológicos, a usinagem a seco é a melhor alternativa ao analisar apenas do ponto de vista ambiental, uma vez que elimina completamente a utilização do fluido. Em processos como fresamento, o corte a seco pode ser benéfico para o aumento de vida da ferramenta, visto que o corte interrompido de cada dente pode sofrer choque térmico na presença de fluido aplicado de maneira incorreta, ocasionando trincas no inserto. Desta forma, o fresamento a seco em altas velocidades de corte pode trazer maior vida útil para a ferramenta [Dixit et al., 2012].

No processo de fresamento, caracterizado pelo corte interrompido, a variação da espessura do cavaco modifica as forças geradas durante a ação da ferramenta, que podem ser maiores na usinagem de materiais endurecidos devido à maior resistência ao cisalhamento. A medição e análise das forças de usinagem durante o processo são fatores relevantes para a avaliação do desgaste de ferramenta, vibrações, consumo energético, e outros possíveis fenômenos. Elevadas forças de corte comumente são resultantes da escolha equivocada de parâmetros de usinagem, podendo resultar em vibrações que comprometem a superfície usinada ou falhas na ferramenta de corte [Sória, 2016].

O fresamento frontal gera condições especiais de acabamento. A usinagem produz pequenas irregularidades microgeométricas denominada rugosidade. O estudo da rugosidade pode determinar correções nos níveis de velocidade de corte (v_c), avanço por dente (f_z) e profundidade de corte (a_p), e indicar a formação da aresta postiça de corte (APC) e do estado (desgaste e/ou avarias) da ferramenta. Em alguns casos, uma baixa rugosidade é essencial em superfícies usadas no escoamento de gases e fluidos, mancais de rolamento, trocadores de calor, entre outros [Machado et al., 2015]. Assim, a rugosidade se torna um dos principais parâmetros de verificação do acabamento de uma superfície usinada. Para complementar, Jiang et al., 2007, revisaram a otimização dos processos e analisaram os parâmetros de rugosidade mais usados na indústria, indicando a rugosidade média (R_a), a rugosidade média parcial (R_z) e a rugosidade total (R_t) como os principais para avaliar a qualidade da superfície.

Em determinados casos, até mesmo as variações térmicas citadas anteriormente podem influenciar na rugosidade, visto que existe uma faixa ideal de temperatura na região de corte

para cada material em que o cisalhamento do cavaco é facilitado devido à redução da dureza [Machado et al., 2015]. Neste aspecto, o Hardox[®] 450 apresenta dificuldades na escolha de um método de lubrificação adequado, pois suas características de resistência à abrasão dificultam a remoção de material sem a presença de lubrificação [Bensaid e Fredj, 2020].

Assim, além de tornar o processo mais eficiente, a otimização dos parâmetros que influenciam nas forças de usinagem também pode colaborar para a redução da rugosidade e aumento da estabilidade do processo [Sória, 2016]. Em função de diversos fatores que influenciam na usinagem, é importante que haja um planejamento adequado, estruturando as variáveis de entrada a serem abordadas e as de saída para análise. Para tanto, o projeto de experimentos é amplamente utilizado. Este auxilia na interpretação da influência dos fatores independentes de um processo sobre os fatores dependentes [Hackenhaar, 2016]. Neste âmbito, o experimento de Box-Behnken é amplamente utilizado, por ser um método de otimização estatística que trabalha de forma simultânea em um conjunto de fatores visando obter os melhores níveis que exerçam influência sobre determinado processo [Ferreira et al., 2007].

1.1 Objetivos

1.1.1 Gerais

Investigar os efeitos das condições de corte e de lubrificação no fresamento frontal do aço martensítico Hardox[®] 450 através da medição e da avaliação da força de usinagem e do acabamento superficial utilizando o projeto de experimentos de Box-Behnken (BBD).

1.1.2 Específicos

No fresamento de topo do aço Hardox[®] 450 considerando diferentes combinações de parâmetros de corte, condições de lubrificação, e análises via BBD, pretende-se:

- avaliar as parcelas estática e dinâmica das componentes ativa e passiva da força de usinagem;
- investigar os perfis e os parâmetros de rugosidade das superfícies usinadas;
- analisar estatisticamente a influência dos parâmetros de corte sobre as variáveis de resposta (força e rugosidade) e determinar a combinação ótima dos fatores controláveis (dentro da faixa de valores estabelecida neste estudo) de modo a minimizar as respostas;
- comparar os efeitos das condições lubrificantes sobre as variáveis de resposta;

1.2 Justificativa

Observa-se na literatura uma pequena quantidade de estudos sobre fresamento do aço de alta resistência Hardox[®], que apesar de crescente nos últimos anos, ainda não abordam de maneira completa os efeitos das condições lubrificantes. Assim o desenvolvimento deste trabalho é motivado a contribuir com a literatura sobre a usinagem deste material.

1.3 Organização do Trabalho

O trabalho está disposto em cinco capítulos, conforme descrição que se segue.

- Capítulo 1. Introdução do tema e contextualização, apresentando os objetivos propostos.
- Capítulo 2. Revisão bibliográfica específica sobre os conceitos e as principais informações técnicas para o desenvolvimento do trabalho.
- Capítulo 3. Descrição do procedimento experimental, detalhando materiais e métodos utilizados no estudo.
- Capítulo 4. Apresentação dos resultados obtidos na usinagem de Hardox[®] 450 sob diferentes condições de lubrificação, bem como a análise das forças e rugosidades.
- Capítulo 5. Conclusões sobre estudo realizado e sugestões para trabalhos futuros.

2 REVISÃO DA LITERATURA

Neste capítulo será apresentada em seis seções uma revisão sobre os conceitos fundamentais para o desenvolvimento desta pesquisa: (i) aço martensítico Hardox®; (ii) processo de fresamento frontal; (iii) forças de usinagem; (iv) textura da superfície usinada; (v) meios lubrificantes; (vi) projeto de experimentos.

2.1 Aço Martensítico Hardox®

A constante busca por novas tecnologias empregadas em materiais visa desenvolver componentes que possuam maior resistência mecânica, menor custo agregado ao processo produtivo, maior durabilidade, entre outros. Com esta visão, a empresa sueca Swedish Steel SA (SSAB-Oxelösund) desenvolveu na década de 1970 o aço martensítico Hardox®, que possui como característica elevada dureza e resistência ao desgaste abrasivo [Bensaid et al., 2021].

Amplamente utilizado nestas condições, esse material também conta com tenacidade similar à diversas ligas aplicadas na indústria. Desta forma, permite a substituição de ligas convencionais em projetos, visto que promove um aumento de vida útil dos componentes, ou mesmo a redução de massa em projetos. Esta substituição vem sendo empregada nas indústrias mineradoras e agrícola principalmente, resultando em economia do ponto de vista de durabilidade ou mesmo na redução de consumo de combustível quando o Hardox® possui o papel de alívio de massa nos veículos [SSAB, 2019; Löwgren et al., 2000].

Produzido por laminação a quente, seguido de tratamento térmico de têmpera e revenimento, os aços Hardox® apresentam a microestrutura martensítica revenida, que aliada aos elementos de liga adicionados, garantem as propriedades especiais deste material [Löwgren et al., 2000]. Como resultado tem-se uma matriz martensítica característica de materiais de elevada resistência. A Figura 2.1 apresenta a microestrutura do Hardox® 450.

Classificado conforme suas propriedades mecânicas, especialmente a dureza que comumente indica a nomenclatura do material, o Hardox® possui em sua composição diversos elementos de liga, com destaque ao manganês que possui alta concentração (acima de 1,5%) em comparação aos demais aços martensíticos [SSAB, 2019]. A composição química para as diferentes classes de Hardox® é apresentada na Tabela 2.1. Ulewicz et al., 2013, mencionam os efeitos de cada um dos elementos de liga para a concepção do Hardox® e suas características.

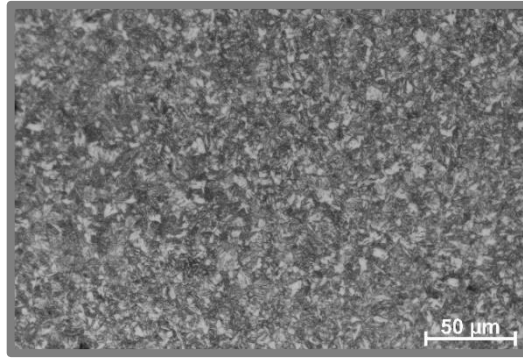


Figura 2.1 – Microestrutura do aço Hardox® 450 utilizado no trabalho [Cortesia do Laboratório de Soldagem e Técnicas Conexas – LS&TC, UFRGS].

Tabela 2.1 – Dureza e composição química em porcentagem de massa de algumas das classes do aço Hardox® [SSAB, 2014].

Classe Hardox®	Dureza (HBW) min-máx.	C máx. %	Si máx. %	Mn máx. %	P máx. %	S máx. %	Cr máx. %	Ni máx. %	Mo máx. %	B máx. %
Hardox® 400	370 - 430	0,15	0,70	1,60	0,025	0,010	0,50	0,25	0,25	0,004
Hardox® 450	425 - 475	0,26	0,70	1,60	0,025	0,010	1,40	1,50	0,60	0,005
Hardox® 500	450 - 540	0,30	0,70	1,60	0,020	0,010	1,50	1,50	0,60	0,005
Hardox® 550	525 - 575	0,37	0,50	1,30	0,020	0,010	1,40	1,40	0,60	0,004
Hardox® 600	570 - 640	0,47	0,70	1,00	0,015	0,010	1,20	2,50	0,70	0,005

- **Carbono:** contribui na formação de diferentes microestruturas, especialmente a martensita; ajuda nos mecanismos de endurecimento por solução intersticial, endurecimento por precipitação e refinamento de grão.
- **Silício:** tem a função de remover o oxigênio, dissolve-se na ferrita e tende a decompor carbonetos; também adiciona resistência ao escoamento, resistência à tração e dureza ao metal original por meio do endurecimento por solução sólida substitucional.
- **Manganês:** promove o aumento da resistência à tração, dureza e tenacidade, desoxidante e dessulfurante; melhora a capacidade de formar martensita e pode provocar o refinamento dos grãos de ferrita durante a laminação a quente.
- **Fósforo e enxofre:** são contaminantes no aço. O fósforo é responsável pela fragilidade a frio. O enxofre pode reagir com outros elementos e formar sulfetos no metal original, o que pode reduzir a tenacidade do aço.

- Cromo, níquel e molibdênio: aumentam a resistência à tração e a dureza ao ajudar na formação de martensita. O cromo aumenta a temperabilidade, a dureza e a resistência ao desgaste. O níquel reduz a temperatura de austenitização, sem afetar os processos de têmpera. O molibdênio evita a fragilização do aço durante o revenimento a uma temperatura de 250 a 400°C, melhora a dureza a quente, a resistência a ductilidade e a temperabilidade.
- Boro: adicionado em frações inferiores a 50 ppm (partes por milhão), favorece a formação de martensita.

2.2 Fresamento Frontal

O fresamento é um processo de usinagem em que a remoção de material é realizada de forma intermitente por uma ferramenta multicortante (fresa). Este processo permite alcançar diversas geometrias finais, usualmente permitindo a obtenção de boa qualidade superficial. As arestas cortantes são dispostas simetricamente em torno do eixo da fresa que gira em determinada rotação (movimento de corte), enquanto a peça base e/ou a ferramenta se desloca (movimento de avanço) através de uma trajetória definida; são estes movimentos combinados que proporcionam a remoção de material da peça e garantem a geometria final [Ferraresi, 2013]. A Figura 2.2 ilustra o processo de fresamento frontal em usinagem.



Figura 2.2 – Fresamento frontal [Sandvik, 2012].

O processo de fresamento frontal pode ser classificado [Diniz et al., 2013]:

- através da disposição dos dentes cortantes da fresa: fresamento frontal ou tangencial;
- através da disposição do eixo-árvore da máquina-ferramenta: fresamento horizontal, vertical ou inclinado.

O fresamento frontal, normalmente responsável pela geração de superfícies planas, possui características singulares em seu processo. A ferramenta encontra-se no eixo perpendicular à superfície da peça de forma que os dentes ativos da fresa se mantém no plano

da peça. Este processo, quando realizado de forma simétrica, combina simultaneamente o fresamento concordante e discordante, pois ao iniciar o fresamento, um determinado dente da fresa começa o movimento discordante, que se caracteriza por apresentar uma espessura mínima no início do corte, variando até uma espessura máxima. Por sua vez, após o dente da fresa atingir eixo de simetria, inicia-se o movimento concordante, onde a espessura do cavaco é máxima no início do corte e varia até um valor mínimo [Diniz et al., 2013].

Outra característica relacionada ao fresamento frontal é a utilização de fresas de topo para a geração de canais curtos e rasos, especialmente canais e bolsões fechados, além do fresamento de rasgos de chavetas. Neste aspecto, o fresamento de topo é o único que possibilita a concepção de canais fechados que sejam retos, curvos ou em ângulo, ou mesmo bolsões específicos que sejam maiores que o diâmetro da ferramenta [Sandvik, 2012].

2.2.1 Parâmetros de Corte

As variáveis do processo de usinagem dividem-se entre variáveis independentes de entrada, das quais pode-se intervir, e as dependentes de saída, cujos valores são resultados do processo. As variáveis de entrada envolvem a escolha do material a ser usinado, dos parâmetros de corte empregados, dos métodos de lubrificação, da ferramenta de corte, entre outros. Como variáveis de saída citam-se as condições finais do processo como força, vibração, calor gerado, desgaste de ferramenta, acabamento, integridade superficial etc., que são dependentes das variáveis de entrada [Black, 1995]. De acordo com Machado et al., 2015, todas as variáveis dependentes de saída do processo são, direta ou indiretamente, consequência da resistência mecânica do material da peça e das condições na interface cavaco-ferramenta.

Para o fresamento frontal, destacam-se os seguintes parâmetros: profundidade de corte (a_p), largura de corte (a_e), rotação (n), velocidade de corte (v_c), velocidade de avanço (v_f), avanço por volta (f) e avanço por dente (f_z). A profundidade de corte (a_p) no fresamento frontal é definida como a profundidade de penetração da ferramenta perpendicularmente ao plano de trabalho (Figura 2.3), enquanto que a largura de corte (a_e) representa a largura de penetração da ferramenta paralelamente ao plano de trabalho [Diniz et al., 2013]. O avanço por dente (f_z) é o percurso da posição de um dente (aresta de corte) da ferramenta em cada volta, resultando no avanço por volta (f) quando multiplicado pelo número de dentes presentes na fresa (z). No caso da velocidade de corte (v_c), esta é definida como a velocidade tangencial instantânea de um ponto da aresta de corte em relação à peça, sendo esta função da rotação (n) e do diâmetro da fresa (\emptyset) [Sória, 2016].

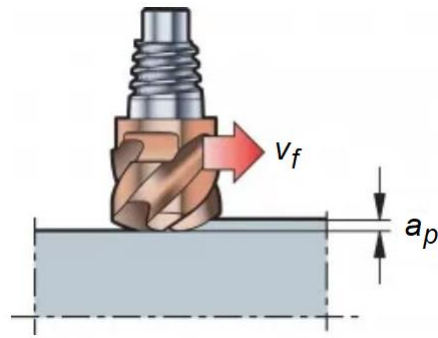


Figura 2.3 – Parâmetros de corte do fresamento frontal [Sandvik, 2012].

No fresamento de topo para geração de canais, a largura de corte é igual ao diâmetro da fresa ($a_e = \emptyset$). Nestes casos, utiliza-se o maior diâmetro de ferramenta e menor comprimento de haste possível para que haja estabilidade durante o corte, evitando vibrações e formações de rebarbas. Isto deve-se ao fato de que as fresas de topo são sensíveis aos efeitos das forças de corte, assim a deflexão e a vibração podem ser fatores críticos, especialmente sob altas taxas de usinagem e longos balanços da ferramenta [Sandvik, 2012; Sória, 2016].

2.2.2 Ferramentas de Corte

O fresamento de aços martensíticos pode ser classificado dentro da categoria de aços endurecidos (45-65 HRC) devido à elevada dureza característica de sua matriz. A combinação da alta dureza e resistência ao desgaste abrasivo do Hardox[®] particularmente, confere particularidades em sua usinagem [Majerik e Jambor, 2014].

Para o processo de fresamento frontal, a geometria recomendada da ferramenta é composta de ângulo de saída positivo com arestas vivas, com o intuito de reduzir as forças de corte e evitar vibrações [Sandvik, 2012]. O material da ferramenta também deve possuir boa resistência à deformação plástica, estabilidade química a altas temperaturas, e elevadas resistências mecânica e ao desgaste abrasivo. A utilização mais comum no fresamento de aços endurecidos é a aplicação de ferramentas de metal-duro [Diniz, 2013].

Em relação ao desgaste e falhas comuns na ferramenta de corte, tem-se como os principais problemas o desgaste abrasivo no flanco no inserto e os microlascamentos [Sandvik, 2012]. Segundo Ferraresi, 2013, o corte interrompido, característico do processo de fresamento, também pode gerar avarias da ferramenta, que podem ser agravadas com variações bruscas de temperatura comuns na usinagem de aços endurecidos sob condições refrigerantes inadequadas.

No fresamento do Hardox[®], a literatura não apresenta uma concordância em relação ao material da ferramenta de corte recomendado para a sua usinagem. Isto ocorre devido às

diferentes características apresentadas pelo material que, apesar de possuir elevada dureza (na usinagem de aços endurecidos recomenda-se a utilização de inserto classe ISO H), também possui elevado teor de manganês e tendência ao encruamento (neste caso, a recomendação é a utilização de insertos ISO M). Além disso, as dificuldades de usinagem relatadas devido à elevadas temperaturas na região de corte indicam utilização de inserto classe ISO S [Machado et al., 2015]. Embora as diversas características possam ser enquadradas em outras classes, a utilização de inserto ISO P para usinagem de Hardox[®] também é encontrada na literatura [Majerik e Barényi, 2016; Passari, 2019].

Passari, 2019, utiliza insertos de metal duro classe ISO P com cobertura CVD e raio de ponta $r_\epsilon = 0,4$ mm no fresamento frontal de aço Hardox[®] 450 utilizando fluido de corte em abundância visando otimizar os parâmetros de corte para minimizar simultaneamente a força de usinagem e a rugosidade média. Contudo, os desgastes precoces na ferramenta tornaram-se variáveis não controláveis que influenciaram significativamente as variáveis de resposta.

2.3 Forças de Usinagem

Um dos parâmetros resultantes do processo que permite a avaliação de características econômicas e de usinabilidade é a força de usinagem (F_U). Esta compreende o resultado da combinação das forças presentes no processo [Machado et al., 2015]. Segundo Trent e Wright, 2000, as zonas de cisalhamento e resistência do material são os dois principais fatores que podem ter influência sobre as forças, o que para Santos e Sales, 2007, estão intrinsicamente relacionados com o material da peça e da ferramenta, geometria do inserto utilizado, e a presença ou não de meio lubrificante. De maneira geral, Machado et al., 2015, citam que todos os fatores que contribuem para facilitar o deslizamento do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta atuam para diminuir F_U .

Machado et al., 2015, explicam que a formação dos cavacos em usinagem quase sempre ocorre tridimensionalmente, e por isso, a F_U possui três componentes que agem diretamente na cunha cortante e, conseqüentemente, na estrutura da máquina-ferramenta. Vale salientar que o processo de formação de cavacos em fresamento é interrompido e as forças variam com a espessura do cavaco, que muda durante a interação da aresta de corte com o material usinado.

Conforme Sória, 2016, no fresamento frontal, as forças se dividem em três componentes: radial (F_r), tangencial (F_t) e axial (F_{ax}) representadas na Figura 2.4.

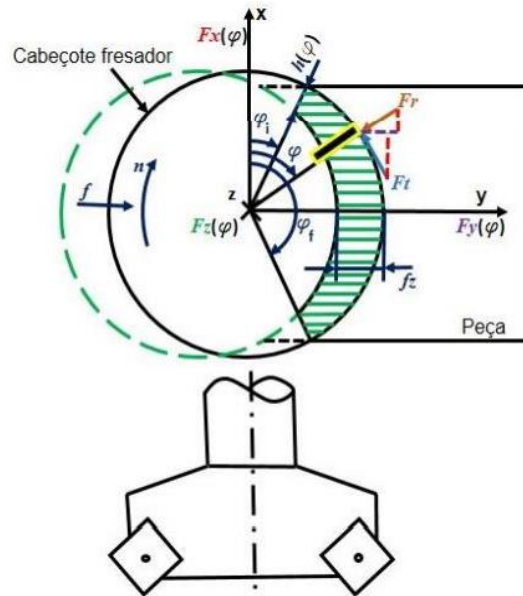


Figura 2.4 – Componentes da força de usinagem no fresamento frontal [Lima et al., 2012].

A obtenção das componentes ortogonais F_x , F_y e F_z a partir das componentes radial (F_r), tangencial (F_t) e axial (F_{ax}), é dada através das relações matemáticas apresentadas nas Equações 2.1 a 2.3, onde φ é o ângulo de contato do dente da fresa na peça.

$$F_x = -F_t \cdot \cos(\varphi) - F_r \cdot \text{sen}(\varphi) \quad (2.1)$$

$$F_y = F_t \cdot \text{sen}(\varphi) - F_r \cdot \cos(\varphi) \quad (2.2)$$

$$F_z = F_{ax} \quad (2.3)$$

Além disso, a força axial (F_{ax}) também pode ser denominada força passiva (F_p). A força ativa (F_a), por vezes denominada força de corte (F_c), é um parâmetro relevante na avaliação das forças, que utiliza apenas as componentes no plano de trabalho, como indica a Equação 2.4.

$$F_a = \sqrt{F_x^2 + F_y^2} = \sqrt{F_t^2 + F_r^2} \quad (2.4)$$

Como a força de usinagem (F_U) normalmente é decomposta nas principais componentes, valem as relações apresentadas pela Equação 2.5.

$$F_U = \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2} = \sqrt{F_t^2 + F_r^2 + F_{ax}^2} = \sqrt{F_a^2 + F_p^2} \quad (2.5)$$

Por fim, a parcela estática (μF_U) representa o valor médio da força F_U para o intervalo estável de amostragem, enquanto que a parcela dinâmica (ΔF_U) representa a flutuação da força. No caso, $\Delta F_U = \pm 1,96 \cdot \sigma$ (intervalo de confiança de 95%) onde σ é o desvio-padrão da força F_U para o mesmo intervalo. A reação entre estas forças é explicitada na Equação 2.6.

$$F_U = \mu F_U \pm \Delta F_U \quad (2.6)$$

No início do século XX, diversos pesquisadores constataram experimentalmente que as componentes da força de usinagem variam quase que linearmente com a seção do cavaco, especialmente a força de corte, principal componente da potência de usinagem para dimensionamento do motor de acionamento do eixo-árvore da máquina-ferramenta. Assim, a pressão específica de corte (k_s) surgiu da relação linear entre a força de corte e a área da seção de corte. Supunha-se inicialmente que k_s era uma característica exclusiva do material, similar à tensão de ruptura. No entanto, estudos mostraram que k_s varia com o material da peça, material e geometria da ferramenta, área da seção de corte¹, velocidade de corte, desgaste da ferramenta e condições de lubrificação [Machado et al., 2015].

2.4 Textura da Superfície Usinada

Os processos de usinagem comumente envolvem fatores como tempo, custo e precisão. Esta última pode ser dividida entre precisão dimensional e acabamento da superfície, ambos critérios essenciais na fabricação de componentes mecânicos. O desempenho da superfície usinada abrange fatores geométricos e características físico-químicas, cristalográficas, dureza, propriedades mecânicas etc., podendo estar relacionado com a resistência mecânica, fadiga, corrosão e desgaste do componente [Rech et al., 2008; Petropoulos et al., 2010].

A textura e a integridade da superfície usinada estão intimamente relacionadas e afetam diretamente a usinagem de aços martensíticos e suas aplicações. Conforme Rech et al., 2008, ambas influenciam diretamente a precisão dimensional e a resistência à fadiga, estando sujeitas a mudanças microestruturais sob efeitos térmicos decorrentes da usinagem, além de tensões residuais que pode provocar trincas e falhas prematuras nos componentes.

¹ A espessura do cavaco não é constante e varia com o ângulo de contato do dente da fresa (φ). Assim, na determinação teórica da pressão específica de corte, utiliza-se a espessura média do cavaco (h_m).

A textura da superfície usinada é um parâmetro resultante do processo que frequentemente é utilizado como critério de avaliação de qualidade da usinagem, visto sua fundamental importância para garantir o desempenho funcional de peças mecânicas [Machado et al., 2015]. As características da textura são definidas em três níveis (erros de forma, ondulações e rugosidades) conforme as irregularidades se apresentam (Figura 2.5).

Kalpakjian e Schmid, 2010, descrevem os termos apresentados como:

- **Erros de forma:** contorno macroscópico de superfície, podendo ser resultado de distorções relativas às forças de fixação da peça, tratamentos térmicos após a usinagem, condições inadequadas da máquina-ferramenta ou mesmo desgastes na ferramenta de corte.
- **Ondulações:** irregularidades superficiais com comprimento relativamente longo, as quais podem se originar de erros de fixação, erros na ferramenta ou na sua geometria e vibrações no sistema MFDP (máquina/ferramenta/dispositivo de fixação/peça).

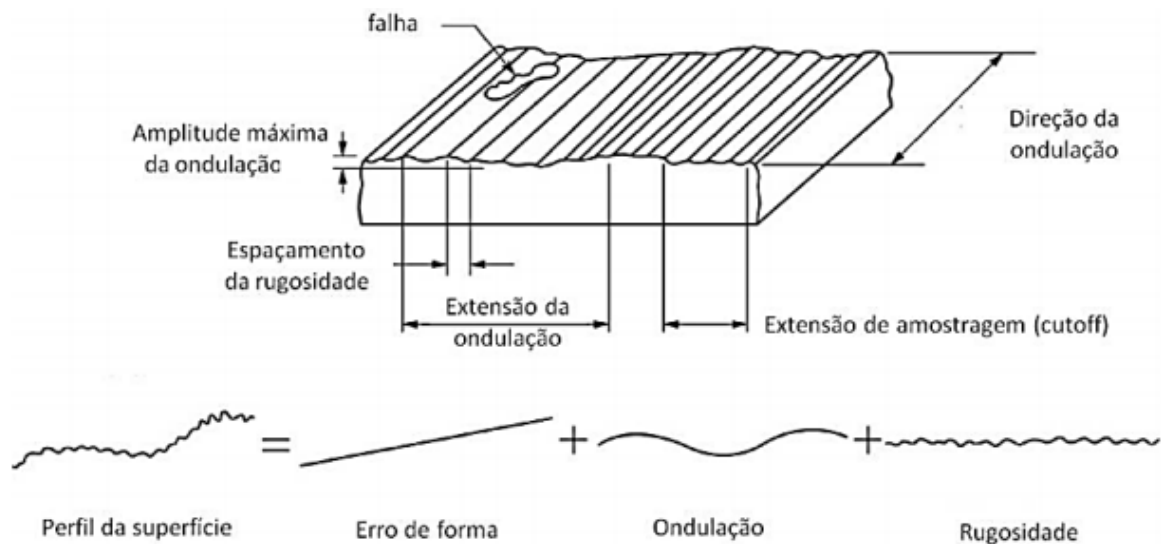


Figura 2.5 – Descrição do perfil de uma superfície [Kalpakjian e Schmid, 2010].

- **Rugosidades:** finas irregularidades ou erros microgeométricos na superfície, resultantes de dois tipos de componentes: (1) geométrico, relacionado aos parâmetros de corte do processo e das características da ferramenta; (2) natural ou inerente ao processo, que ocorre devido a falhas da ferramenta, vibrações, contato do cavaco com a superfície após a usinagem, etc.

Além dessas irregularidades, o perfil da superfície também pode apresentar:

- **Marcas:** representam a direção predominante das irregularidades. São dependentes da orientação da peça, da ferramenta na máquina e o movimento relativo entre elas.

- **Falhas:** interrupções não intencionais, inesperadas e indesejadas na topografia da superfície de um componente. Podem ser causadas por defeitos como: rebarbas, deformações, inclusões, trincas, bolhas, ou mesmo surgir durante o processo de usinagem.

No processo de usinagem, a rugosidade é inevitável, por ser originada basicamente pela ferramenta de corte durante a remoção dos cavacos [Petropoulos et al., 2010]. Entretanto, Machado et al., 2015, definem que o acabamento superficial pode ser melhorado (redução da rugosidade) quando:

- as deflexões geradas por esforços de corte ou vibrações são pequenas;
- o raio de ponta da ferramenta de corte for grande;
- a ferramenta e a peça estão corretamente posicionadas e centradas;
- o material da peça é inerentemente puro, livre de defeitos;
- o eixo principal da máquina alinhado corretamente e as guias não apresentam desgastes;
- o corte ocorre sem a formação de aresta postiça de corte (APC).

Na superfície usinada, a orientação de picos e vales resultantes é avaliada através dos diferentes parâmetros de rugosidade. Inúmeros parâmetros são definidos para medir a rugosidade; no entanto, a escolha do parâmetro a ser usado dependerá muito da aplicação da superfície técnica gerada na peça. Dentre os citados pela norma DIN EN ISO 4287, 2010, os parâmetros de avaliação de amplitude utilizados neste trabalho são:

- **Rugosidade média (R_a):** definida pelo valor médio aritmético dos valores absolutos das variações de picos e vales (y_i) no comprimento de medição (l_m) (Figura 2.6). A rugosidade média é comumente utilizada na avaliação superficial de componentes mecânicos na indústria devido à sua fácil obtenção e avaliação do perfil [Petropoulos et al., 2010]. Entretanto, em componentes onde a rugosidade desempenha um papel fundamental para a aplicação da superfície técnica, R_a não pode ser o único parâmetro para avaliação completa do perfil devido às suas limitações [Tavares, 2012].

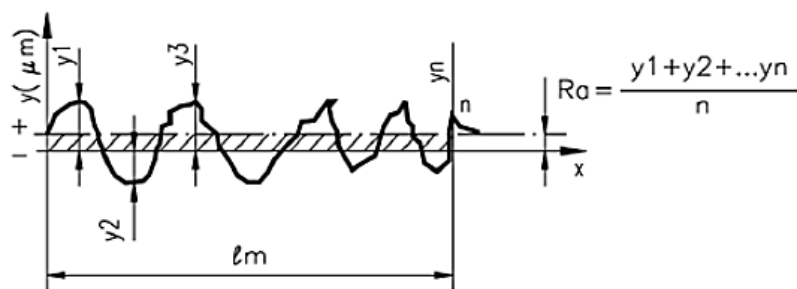


Figura 2.6 – Definição do parâmetro de rugosidade média [Tavares, 2012].

- **Rugosidade média parcial (R_z):** corresponde à média aritmética dos valores de amplitude máxima de pico a vale (Z_i) obtidos em cinco comprimentos de amostragem (l_e) do comprimento de medição (l_m) (Figura 2.7). A rugosidade média parcial é comumente utilizada para realizar a análise de superfícies de deslizamento ou ajustes prensados, podendo ser associado para avaliação no processo de fresamento frontal por fornecer um perfil de rugosidade periódico e conhecido [Tavares, 2012, Policena et al., 2018]. Vale dizer que as informações obtidas por R_a e R_z se complementam [Machado et al., 2015].

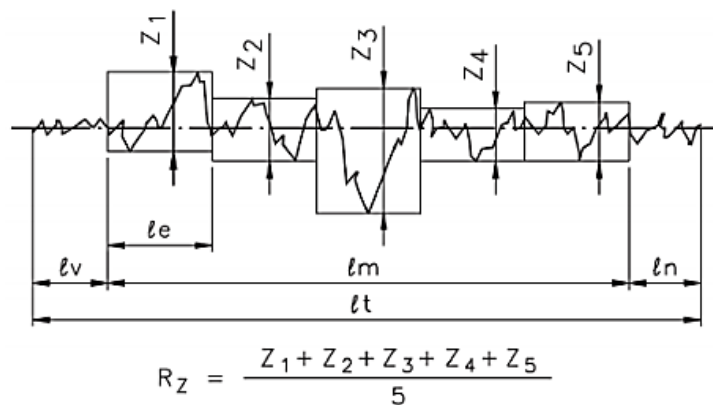


Figura 2.7 – Definição da rugosidade média parcial [Tavares, 2012].

- **Rugosidade total (R_t):** estabelece a distância entre o pico mais alto (R_p) e o vale mais profundo (R_v) do perfil de rugosidade observado no comprimento de medição (l_m) (Figura 2.8). A rugosidade total possui alta sensibilidade sobre os desvios da linha média, como arranhões ou rebarbas. O parâmetro R_t é influenciado no processo por diversos fatores, como parâmetros de corte, falhas na ferramenta e meios lubrificadorrefrigerantes [Sória, 2016].

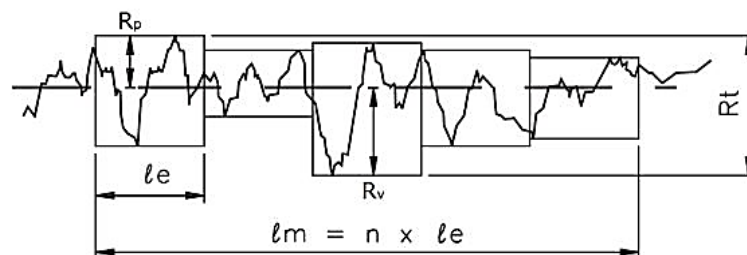


Figura 2.8 – Definição da rugosidade total [Tavares, 2012].

2.5 Meios Lubrificadorrefrigerantes

Na indústria de forma geral, os alicerces da produção estão baseados em redução de custos e aumento de produtividade, além de buscar garantir a qualidade do processo através das

precisões dimensionais e geométricas de produtos. Dentro da esfera da usinagem, estes objetivos são atingidos quando empregados corretamente os parâmetros de entrada do processo, dentre eles o método de lubrificação [Diniz et al., 2013]. Aliando as características de lubrificação e refrigeração desejáveis, a aplicação do fluido de corte reduz o atrito entre as superfícies, a temperatura na região de corte e prologa a vida da ferramenta pela redução da taxa de desgaste [Astakhov, 2008].

Dentre os diversos tipos de fluidos empregados, além dos gasosos, pode-se dividir os líquidos em dois tipos: os que são miscíveis em água e os que não são (óleo integral). Dentre os miscíveis, destacam-se as emulsões de óleo em água que possuem alto poder refrigerante, e as soluções químicas (fluidos sintéticos) que são de uso geral, fornecendo boas propriedades lubrificantes. Óleos integrais, minerais e vegetais, são preferidos em situações em que há elevado desgaste, devido à alta capacidade de lubrificação [Diniz et al., 2013]. A Figura 2.9 classifica de forma esquemática os principais tipos de fluidos de corte.

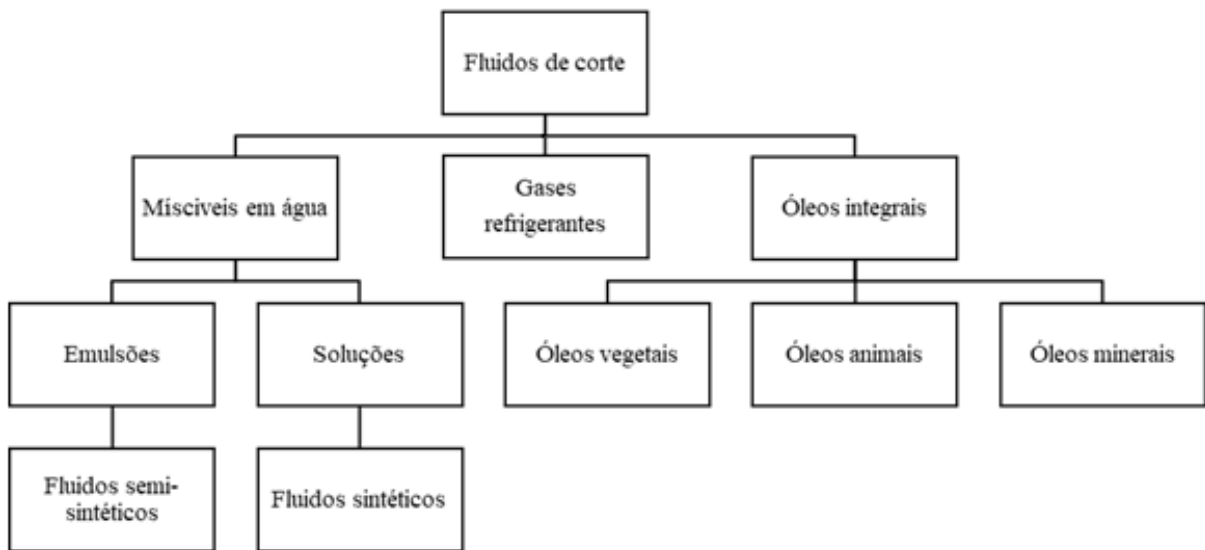


Figura 2.9 – Classificação dos fluidos de corte [Debnath et al., 2014]

Apesar de suas diferentes aplicações e vantagens, a utilização dos fluidos de corte tem sido uma crescente preocupação do ponto de vista ambiental e econômico. Segundo Shokrani et al., 2012, os custos com fluidos de corte chegam a representar até 16% do custo total da usinagem, e o custo com o tratamento e descarte de fluidos não biodegradáveis pode ser de duas a quatro vezes maior que o valor da aquisição. Nessa visão, além do desenvolvimento de novos meios lubrificantes com menor impacto ambiental, diferentes técnicas têm sido

empregadas na busca pela redução ou eliminação dos fluidos de corte de forma a manter a qualidade dos processos.

Debnath et al., 2014, revisaram os tipos de fluidos e técnicas mais empregadas na usinagem atualmente, sob o ponto de vista de redução do impacto ambiental. Os autores citam que a aplicação de fluido de corte em abundância é a técnica mais comum no processo de fresamento, utilizando valores de vazão de aproximadamente 10 l/min. Além do fluido em abundância, os autores citam três principais alternativas a este método: a usinagem a seco, a mínima quantidade de lubrificação (MQL) e a criogenia. A última é considerada muito específica, pois apesar de utilizar gases que não resultam em poluentes, as condições especiais empregadas no método tornam sua aplicação muito limitada a determinados materiais e parâmetros de usinagem.

Para Tschätsch, 2009, do ponto de vista ecológico, a usinagem a seco é a primeira técnica que pode ser empregada no fresamento, principalmente por evitar variações bruscas de temperatura na ferramenta, seguidas por outras baseadas em quantidades muito pequenas de fluido e que são aplicadas diretamente à zona de corte. Na comparação entre a lubrificação em abundância e o corte a seco, Kara, 2018, apresenta a otimização dos parâmetros de rugosidade sob condições lubrificantes e velocidades de corte para o fresamento frontal em Hardox[®] 400, concluindo que menores valores de R_a analisados foram obtidos para a condição abundante. Chinchankar e Choudhury, 2015, apresentam uma revisão da literatura sobre técnicas de lubrificação na usinagem de aços endurecidos (superiores a 45 HRC, apresentando comportamento similar ao Hardox[®] 450), concluindo que dentre os métodos registrados para o fresamento de topo, o MQL apresenta de maneira geral melhores resultados, reduzindo forças de corte em comparação à lubrificação abundante e o corte a seco. Os autores também citam significativa redução no desgaste de ferramenta quando utilizado MQL em comparação aos demais métodos, o que comumente influencia na redução de forças de corte e rugosidades.

Apesar de não haver unanimidade quanto as faixas de vazão específicas para a técnica MQL, e segundo a normativa BGI/GUV-I 718-E, 2010 da Federação Alemã de Instituições para Seguridade e Prevenção de Acidentes, uma vazão de até 2,0 l/h deve ser classificada como quantidade reduzida de lubrificação (RQL). Apesar de o RQL utilizar vazão maior que o MQL (entre 50 e 500 ml/h), ambas aplicações possuem características similares, uma vez que o efeito tribológico é pronunciado devido a uma maior facilidade de formação de filme lubrificante (principalmente em velocidade de corte maiores), e ambas usam baixíssimas vazões de fluido em comparação à aplicação abundante que pode ultrapassar 300 l/h [Garcia et al., 2019].

Bensaid et al., 2021, relatam que vários estudos abordam a integridade do Hardox[®] em processos de soldagem, mas poucas pesquisas abordam o assunto em processos de usinagem, principalmente devido à baixa usinabilidade inerente ao Hardox[®]. Os autores ressaltam que o material é bastante sensível ao calor, podendo perder suas características de resistência à abrasão quando exposto a elevadas cargas térmicas. Em seu estudo, conduziram ensaios de retificação em Hardox[®] 500 sob diferentes condições lubrificantes. Dentre os resultados obtidos, observa-se que há uma forte influência na formação de micro trincas relacionadas à temperatura de corte, onde para a condição de corte a seco registram-se trincas superficiais e subsuperficiais, devido às tensões residuais do processo resultantes de elevadas cargas térmicas, enquanto que para a lubrificação abundante apenas são observadas trincas superficiais, com dimensões menores que as observadas no corte a seco.

A SSAB, 2009, apresenta recomendações de lubrificação para a usinagem de Hardox[®] 450, indicando a utilização de fluido em abundância para os processos de torneamento e furação. No entanto, não há recomendação do método lubrificante a ser empregado para o fresamento, gerando uma incerteza sobre a melhor técnica para o processo.

2.5.1 Nanofluidos

Os efeitos lubrificantes presentes nos fluidos podem ainda ser intensificados com a adição de nano partículas, formando os nanofluidos. Na usinagem, é crescente o número de estudos a respeito da aplicação dos mesmos, principalmente aliados as técnicas que utilizam menor quantidade de fluido (devido ao custo), uma vez que os nanofluidos comumente propiciam maior lubricidade e maior condutividade térmica ao fluido devido à melhoria dos aspectos tribológicos pela adição das nano partículas [Benedicto et al., 2017].

Dentre a vasta gama de nanofluidos, destaca-se o grafeno devido as suas elevadas propriedades em diferentes aplicações. Unidade básica e fundamental que forma as estruturas do grafite, o grafeno é o primeiro cristal atômico bidimensional desenvolvido de modo sintético, apresentando condutividade térmica de cerca de 5000 W/m·K, módulo de elasticidade 1000 GPa e tensão de resistência máxima 130 GPa, além de ser impermeável a qualquer gás, e de suportar densidades extremamente altas de corrente elétrica. No caso das multicamadas de grafeno (MLG – *Multilayer Graphene*), estas são formadas por meio do empilhamento das mesmas, contendo pelo menos cinco camadas. Estas são obtidas através do processo de esfoliação química e possuem algumas vantagens em relação às combinações de menor número

de camadas, como maior estabilidade mecânica e química, além de poder ser processadas mais facilmente, possibilitando a produção em larga escala [Carvalho, 2018].

Chinchanikar et al., 2021, concluíram em sua revisão sobre a aplicação de nanofluidos em usinagem que esta apresenta melhor desempenho que a usinagem a seco ou com fluido de corte em abundância devido ao elevado coeficiente de transferência de calor, menor tensão superficial e menor ângulo de contato. Isso resulta em menores forças de usinagem, menores rugosidades e menor taxa de desgaste de ferramenta que os demais métodos.

Duc et al., 2019, utilizaram nanofluidos a base de Al_2O_3 para investigação das forças de usinagem no fresamento de Hardox[®] 500. A aplicação foi realizada por mínima quantidade de fluido refrigerado (MQCL – *Minimum Quantity Cooling Lubrication*) sob diferentes concentrações de nano partículas (0,5%, 1,0% e 1,5%). Dentre as principais conclusões do estudo, observa-se que o aumento da concentração de nano partículas resulta em uma tendência de aumento das forças de corte, registrando uma necessidade de otimização de tal concentração. Segundo os autores, tal efeito se deve à saturação da quantidade de partículas, que resulta em efeitos abrasivos, o que contribui negativamente para o processo tribológico.

Do et al., 2018, conduziram um estudo comparativo entre os métodos de lubrificação MQL, MQL com nanofluidos (NF-MQL) e de corte a seco para o fresamento de aços de elevada dureza H13. Os autores registraram através do método Taguchi a otimização de parâmetros de corte (v_c , a_p , f_z) simultaneamente com o meio lubrificante, analisando como resposta a rugosidade média (R_a). Como resultado, constatou-se que o método de lubrificação e o avanço por dente são os parâmetros mais significativos para o processo. Além disso, o NF-MQL apresentou menores valores de rugosidade, considerado o melhor método de lubrificação em relação ao acabamento.

2.6 Projeto de Experimentos

Devido à complexidade de vários fenômenos atuantes no processo de usinagem, as metodologias de aperfeiçoamento de processos e equipamentos são realizadas através de procedimentos experimentais. Entretanto, em função de custos e tempo disponível, a aquisição de dados e construção de um modelo estatístico para descrever fenômenos deve ser realizada de forma eficiente [Astakhov, 2006].

Assim, dentre os avanços tecnológicos obtidos nessa área, a utilização de projeto de experimentos (DOE – *Design of Experiments*) merece destaque. O DOE é uma ferramenta

estatística que facilita a estrutura de uma sequência de testes, promovendo, quando bem aplicada, uma otimização do planejamento, execução, análise dos dados, além da redução custos com tempo e recursos possibilitando alcançar de forma eficaz os objetivos estabelecidos inicialmente [Hackenhaar, 2016]. Entretanto, para que o DOE seja aplicado corretamente, é necessário que haja uma série de fatores envolvidos, tais como a ideia clara do objetivo da experimentação, a determinação exata de quais fatores devem ser estudados, como o estudo será conduzido, e a compreensão de como os dados serão analisados [Montgomery, 2004]. Conforme Hackenhaar, 2016, o DOE utiliza uma nomenclatura padronizada, caracterizada pelos seguintes elementos:

- Parâmetros do processo: qualquer variável que possui efeito sobre as variáveis de resposta e estão suscetíveis a alterações.
- Fatores controláveis: parâmetros que podem ser analisados (estudados) em vários níveis de resposta do experimento.
- Fatores constantes: parâmetros mantidos constantes (não são avaliados no experimento).
- Fatores não controláveis (ruído): variáveis que podem influenciar no desempenho do sistema, responsáveis pelo erro associado ao experimento.

Muitos experimentos envolvem o estudo de dois ou mais fatores simultaneamente. A investigação combinada destes vários fatores é denominada Projeto Fatorial. Nessa abordagem, estudam-se todas as combinações possíveis dos diferentes níveis de cada fator, objetivando descobrir como a mudança de cada nível ou das combinações entre eles impacta na variável de resposta estudada [Barros et al., 2001].

A modelagem das informações relevantes para a variável de resposta é obtida através da Metodologia de Superfície de Resposta (RSM – *Response Surface Methodology*) que envolve uma série de técnicas orientadas à análise de dados que são coletados nos experimentos previamente planejados. A superfície de resposta faz uso das análises fatorial e de regressão visando determinar as condições ótimas de operação em determinadas situações. O objetivo está na determinação das condições operacionais ótimas para o processo (otimização), ou na determinação de uma região do espaço do fator em que os requisitos do processo estão satisfeitos [Montgomery, 2013]. O planejamento por RSM fornece superfícies tridimensionais e gráficos de contorno que explicitam de forma visual os fatores controlados na pesquisa que possuem influência sobre a variável de resposta [Werkema e Aguiar, 1996]. Os principais projetos para a execução da RSM são os experimentos Composto Central (*Central Composite Design – CCD*) e de Box-Behnken (*Box-Behnken Design – BBD*) [Montgomery, 2013].

Neste aspecto, o BBD é um método que possibilita analisar os dados de forma confiável com um reduzido número de pontos (execuções) experimentais (N) em relação aos demais DOE. O planejamento é feito após a definição do número de variáveis (fatores) de entrada (K) influentes no processo que são avaliadas em três níveis: alto (+1), central (0) e baixo (-1). Para três fatores, o BBD pode ser representado graficamente como um cubo (Figura 2.10) composto de um ponto central e de três projetos fatoriais 2^2 interligados [Baumgaertner Filho, 2017].

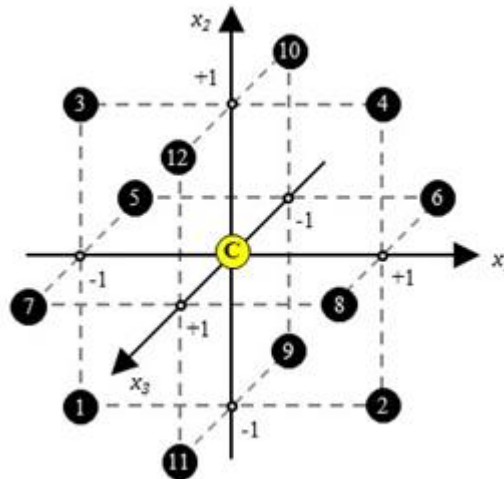


Figura 2.10 – Representação gráfica do BBD para três fatores [adaptado de Carvalho, 2018]

O número N é definido pela Equação 2.7, sendo C_o o número de execuções repetidas dos fatores em nível médio (ponto central) [Ferreira et al., 2007]. No caso de três fatores em três níveis cada, são comumente realizadas 15 execuções, sendo 12 delas relacionadas às combinações dos valores de dois fatores, com um fator no nível médio, e três relacionadas ao ponto central (nível médio de cada fator) para verificar a repetitividade do experimento [Baumgaertner Filho, 2017].

$$N = 2K(K - 1) + C_o \quad (2.7)$$

Segundo Montgomery, 2013, o BBD possui a vantagem de utilizar uma quantidade reduzida de execuções para atingir o resultado, além de permitir estimar os parâmetros do modelo quadrático e detectar a falta de ajuste do modelo. Outra vantagem é não possuir combinações em que todos os fatores estão simultaneamente em seus níveis extremos (vértices da região do cubo da Figura 2.10), sendo um recurso útil para quando há limitações no experimento. Ainda segundo o autor, o BBD consiste nas seguintes etapas:

- Estabelecimento do problema (definição dos objetivos).
- Formulação das hipóteses.
- Planejamento do experimento (variáveis de resposta (Y), fatores controláveis (X), número de níveis para cada fator, restrições experimentais, modelo estatístico etc.).
- Execução do experimento.
- Análise dos resultados (gráficos, tabelas e análises de significância).
- Otimização do processo.

De acordo com Baumgaertner Filho, 2017, o BBD pode ser utilizado para otimizações estatísticas através de sua modelagem, bem como para mensuração da interação entre o conjunto de fatores de entrada do processo (x_1, x_2, x_3) que exerçam influência sobre a variável resposta (Y). Esta avaliação leva em consideração os coeficientes de regressão múltipla b_n , como mostra a Equação 2.8.

$$Y = b_0 + b_1x_1 + b_2x_2 + b_3x_3 + b_{12}b_1x_2 + b_{13}b_1x_3 + b_{23}b_2x_3 + b_{11}x_1^2 + b_{22}x_2^2 + b_{33}x_3^2 \quad (2.8)$$

Ainda conforme Baumgaertner Filho, 2017, a equação de modelagem que descreve o fenômeno pode ser utilizada para funções de otimização, análise da contribuição individual de cada fator na variável resposta, interações entre fatores, além do efeito quadrático da relação entre os parâmetros com as variáveis de saída. Para tanto, é utilizada a tabela de coeficientes de regressão e probabilidade de significância (valor-p) para a criação de uma Análise de Variância (ANOVA). O valor-p informa a significância estatística de cada fator de entrada (x_i), considerando como significativos os fatores que tenham seu valor atribuído inferior ao nível de significância estipulado (α), com intervalo de confiança comumente de 95%.

Além disso, o coeficiente de determinação (R^2) determina o ajuste do modelo obtido aos dados experimentais, apresentado de forma percentual. Para efeito de análise estatística, o valor de $R^2 \geq 70\%$ representa que o modelo é aceitável [Montgomery, 2007].

3 MATERIAIS E MÉTODOS

A pesquisa foi baseada através de análises do comportamento do fresamento de topo do aço martensítico Hardox[®] 450, em diferentes condições de lubrificação, relativas a esforços de corte e acabamento gerado.

O procedimento consistiu das seguintes etapas: (i) determinação das dimensões do corpo de prova e caracterização do material; (ii) especificação da máquina-ferramenta e da ferramenta de corte; (iii) especificação dos meios lubrificantes; (iv) descrição do método de aquisição de sinais de força; (v) descrição do procedimento de medição da rugosidade das amostras; (vi) planejamento experimental.

3.1 Configuração dos Corpos de Prova

A definição dos corpos de prova seguiu o padrão do Laboratório de Automação em Usinagem (LAUS) para experimentos em fresamento de topo com aquisição de sinais de força. Devido às dimensões do dinamômetro piezelétrico e suas respectivas características para fixação dos corpos de prova, definiram-se as dimensões dos mesmos em 100 x 90 x 6,35 mm, com os passes indicados numericamente na Figura 3.1. A sequência foi realizada em seis passes por face do corpo de prova, totalizando dois corpos de prova com ambas faces usinadas.

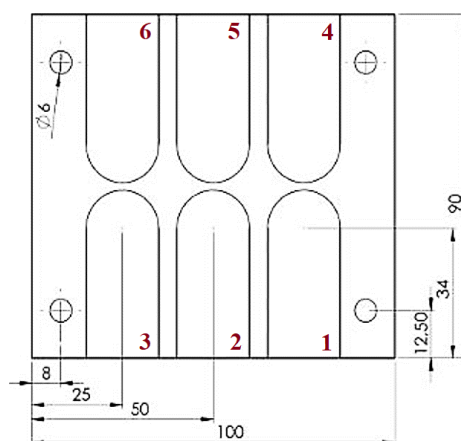


Figura 3.1 – Dimensões dos corpos de prova e respectiva sequência dos passes.

A Tabela 3.1 apresenta a composição química média do Hardox[®] 450 utilizado segundo o certificado de inspeção da fabricante SSAB número 850210068 (maio, 2019), comparado com análise química média realizada nas amostras ensaiadas realizadas pelo equipamento SPECTROMAXx – LMX – 06 localizado na empresa Micromazza.

Tabela 3.1 – Composição Química do Hardox[®] 450 (% massa)

Elemento	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	B
Certificado	0,163	0,207	1,083	0,011	0,001	0,093	0,096	0,020	0,0016
Medido	0,166	0,240	1,193	0,005	<0,001	0,045	0,072	0,018	0,0029

Nesse comparativo, os principais elementos químicos na composição do Hardox[®] 450 apresentaram valores similares aos do certificado, evidenciando o controle químico presente na fabricação desta liga [Löwgren et al., 2000].

O ensaio de dureza foi executado no durômetro Pantec, com faixa de medição de 0 a 100 HRC e resolução de 1 HRC, disponível na Micromazza. O equipamento possui penetrador de diamante cônico, com 120° de conicidade. A carga aplicada foi de 150 kgf, com tempo de aplicação automático. O valor registrado baseou-se na média aritmética de três medições, cujo resultado foi 47 ± 2 HRC (421 a 464 HBW), valor dentro do especificado na Tabela 2.1.

3.2 Caracterização da Máquina-Ferramenta e da Ferramenta de Corte

O fresamento de topo foi realizado no centro de usinagem ROMI modelo Discovery 308 (Figura 3.2) disponível no Laboratório de Automação em Usinagem (LAUS-UFRGS).



Figura 3.2 – Centro de usinagem Romi Discovery 308 [Sória, 2016].

Esta máquina-ferramenta possui comando numérico computadorizado (CNC) Mach 3, motor do eixo-árvore com potência máxima de 7,5 cv (5,5 kW) e rotação máxima disponível de 4000 rpm. A mesa de trabalho possui dimensões de 840 x 360 mm e o espaço (volume) de

trabalho é delimitado por 450, 310 e 410 mm nas direções x , y e z respectivamente. A máquina possui magazine para troca de ferramentas com capacidade para até oito unidades. O cone utilizado no experimento para a conexão da fresa é modelo BT-30 (DIN 6499). A vazão máxima permissível de fluido de corte para lubrificação em abundância é 1320 l/h.

Resultados preliminares [Passari, 2019] serviram como base para uma nova abordagem no fresamento do Hardox[®] 450. Devido ao desgaste prematuro observado nos insertos de metal duro Walter Tools WKP35S com cobertura CVD (TiCN + Al₂O₃) e raio de ponta $r_\epsilon = 0,4$ mm, optou-se pela substituição dos mesmos. Assim, na experimentação foram utilizados insertos de metal duro rômbo positivo (um par de aresta para cada condição lubrificante) Walter Tools Tiger-tec[®] Silver ADMT 10T308R-F56 WSM35S, com revestimento PVD (TiAlN + Al₂O₃), grãos finos e raio de ponta $r_\epsilon = 0,8$ mm. Este inserto é indicado para a usinagem de aços inoxidáveis ou com alto teor de manganês e superligas resistentes ao calor. A Figura 3.3 ilustra a geometria dos insertos utilizados.

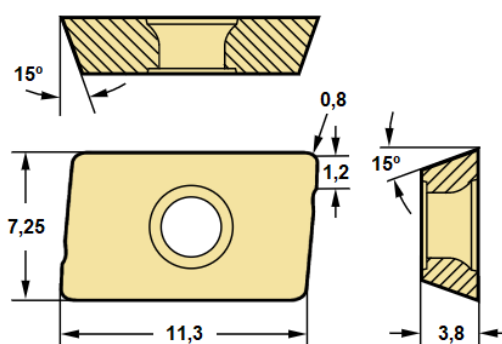


Figura 3.3 – Geometria dos insertos utilizados [Walter Tools, 2012].

Os insertos foram fixados ao cabeçote Walter Tools Xtra-tec[®] F4042R.W20.02, com diâmetro nominal de 20 mm e comprimento da haste de 35 mm. O fabricante do inserto recomenda o uso de profundidade de corte máxima $a_p \leq 7,0$ mm e avanço por dente mínimo $f_z \geq 0,08$ mm/dente [Walter, 2012]. Para evitar influências do desgaste ou avarias de ferramentas sobre o processo, a substituição das arestas cortantes foi realizada após a usinagem em cada meio, resultando em um total de três pares de arestas empregados.

3.3 Meios Lubrificantes

A análise e otimização dos parâmetros de corte foi realizada sob três diferentes condições lubrificantes: abundante, NF-RQL e a seco. Estas diferem entre si nos tipos e

nas quantidades de fluido; a primeira usa grande quantidade de biolubrificante, enquanto a segunda aplica em quantidade reduzida um fluido sintético com adição de nano partículas.

A condição abundante utilizou o biolubrificante isento de óleos Bondmann® BD-Fluid B90 com diluição 1:20 a uma vazão de 540 l/h. A condição NF-RQL aplicou o nanofluido através do Nebulizador IV (Quimatic®/Tapmatic®) a uma vazão de 2,0 l/h e pressão de 3 bar (300 kPa) na linha de ar comprimido (Figura 3.4). A condição a seco não empregou qualquer meio de lubrificação ao processo.



Figura 3.4 – Sistema RQL: (a) nebulizador IV; (b) posição do bico [Sória, 2016].

O nanofluido (NF) usado na experimentação é constituído pelo fluido sintético integral à base de água Quimatic Jet (Quimatic®/Tapmatic®) com adição de flocos de grafeno multicamadas (MLG) com área de 1 a 10 μm^2 e espessura de 1 a 20 nm dispersos a uma concentração mássica de 0,05%. Os flocos de MLG foram obtidos por esfoliação da grafite natural expandida termicamente com ácidos a alta temperatura, precedida de um processo ultrassônico para esfoliação mecânica. A dispersão do pó seco de MLG ao Quimatic Jet foi feita através de um homogeneizador ultrassônico por duas horas. Após essa etapa, o uso de ultrassom deixa de ser necessário [Carvalho et al., 2018]. No entanto, devido à tendência de decantação das nano partículas de grafeno, antes da usinagem deve-se realizar a agitação manual do nanofluido para uma nova homogeneização.

3.4 Aquisição dos Sinais de Força

A Figura 3.5 esquematiza o sistema utilizado para a aquisição, condicionamento e processamento dos sinais de força gerados durante a usinagem dos corpos de prova.

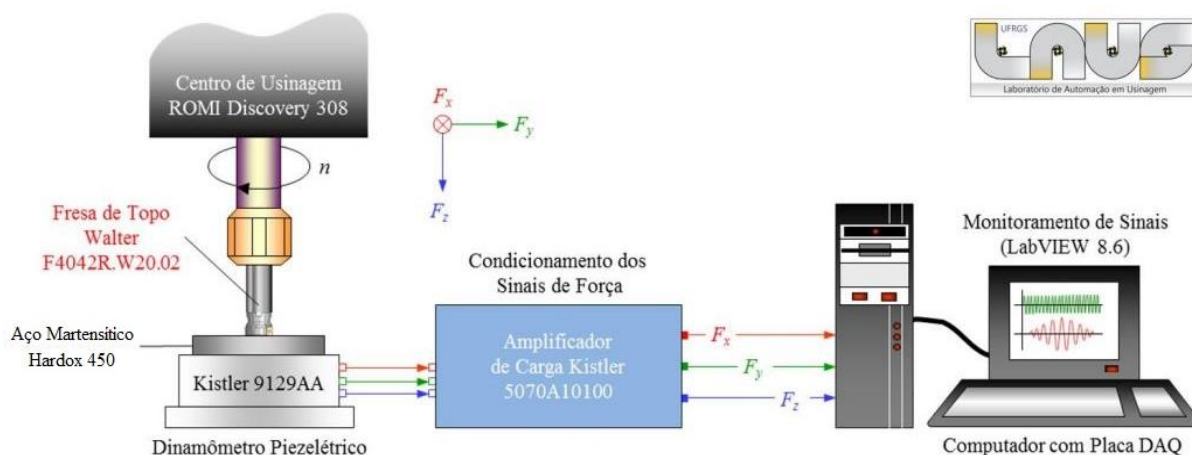


Figura 3.5 – Sistema de aquisição de sinais de força [cortesia do LAUS-UFRGS].

A aquisição dos sinais nas três direções ortogonais (direções x, y e z) foi realizada pelo dinamômetro piezoeletrico KISTLER modelo 9129AA (Figura 3.6a). Em sua composição, o dinamômetro possui cristais de quartzo dispostos simetricamente de modo a permitir a aquisição dos sinais nas direções ortogonais em qualquer ponto da área útil da plataforma. Conforme a carga aplicada, a sensibilidade dos cristais converte a força (N) em carga elétrica (pC) através de uma função de transferência determinada na calibração do equipamento. Via cabo, os sinais são enviados a um amplificador de carga KISTLER modelo 5070A10100 (Figura 3.6b) para serem tratados. Através do condicionamento, o equipamento filtra e amplifica o sinal analógico, transformando a carga elétrica (pC) em tensão elétrica (V) proporcional à força aplicada (N). Para a aplicação, deve-se definir o valor de fundo de escala do amplificador, ou seja, definir qual o valor máximo da força que corresponde à tensão de saída máxima (± 10 V).

O sinal analógico de força (V) que sai do amplificador é captado por uma placa de aquisição de dados PCIM-DAS 1602/16 da Measurement Computing®, instalada em um microcomputador dedicado, a qual permite a captura de até 100 mil pontos por segundo (100 kS/s ou 100 kHz) em até oito entradas analógicas diferenciais com 16 bits de resolução. Os sinais digitais das componentes ortogonais F_x , F_y e F_z são processados através do software LabVIEW™ 9.0, que converte novamente os valores dos dados de força para Newton (N). Para

a coleta de dados e visualização dos sinais ao longo do tempo, utilizou-se durante o processo uma VI (*Virtual Instrument*) desenvolvida no LAUS. A análise e o pós-processamento dos dados de força foram feitos utilizando o software Microsoft™ Excel.



Figura 3.6 – Sistema de aquisição de força: (a) plataforma piezelétrica KISTLER 9129AA; (b) amplificador de carga KISTLER 5070A10100.

A taxa de aquisição de sinais utilizada foi de 5 kS/s (5 kHz) para todos os passes. Após a aquisição dos dados, a obtenção da força de usinagem (F_U) foi calculada por meio da Equação 2.5. De forma similar, a força passiva (F_p) foi obtida através da Equação 2.3 enquanto a força ativa (F_a) com a Equação 2.4. A parcela estática (μF_U) das forças foi obtida por meio da média aritmética dos valores registrados enquanto a parcela dinâmica (ΔF_U) foi calculada baseada no desvio padrão para um intervalo de confiança de 95% ($\Delta F_U = \pm 1,96 \cdot \sigma$).

Os pontos para o cálculo das forças foram coletados na região estável da usinagem, isto é, desconsiderando as regiões de entrada e a saída da fresa. Neste caso, tem-se a ocorrência do corte “em cheio” (Figura 3.7), isto é, quando as duas arestas da fresa estão executando o corte e a área da seção transversal do cavaco permanece constante sem sofrer alterações [Garcia, 2019]. No caso, amostras de 20 mil pontos foram utilizadas para análise dos resultados.

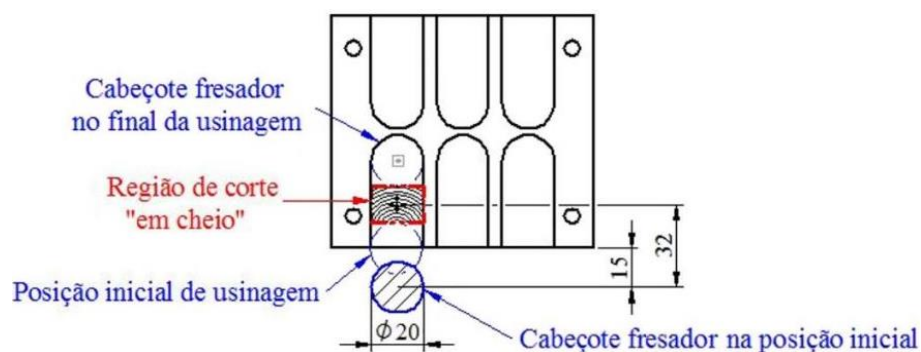


Figura 3.7 – Região estável de usinagem (corte “em cheio”) para a medição das forças e rugosidades [Garcia, 2019].

3.5 Medições de Rugosidade

As aquisições dos perfis bidimensionais (2D) e dos valores de rugosidade média (R_a), média parcial (R_z) e total (R_t) foram realizadas através do rugosímetro portátil Mitutoyo modelo SJ-201P (Figura 3.8a), com 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 para medição é de $12,5 \text{ mm}$ e a velocidade de medição é de $0,25$ a $0,50 \text{ mm/s}$ [Mitutoyo, 2010]. Os dados do perfil de rugosidade para um dado comprimento de medição (l_m) foram captados pelo rugosímetro com auxílio de um cabo via conexão RS-232 ao computador com software dedicado (SJ-Tools) de modo a analisar graficamente as características dos picos e vales gerados nas amostras (passes) da superfície usinada. A Figura 3.8b ilustra o certificado de inspeção gerado pelo SJ-Tools.

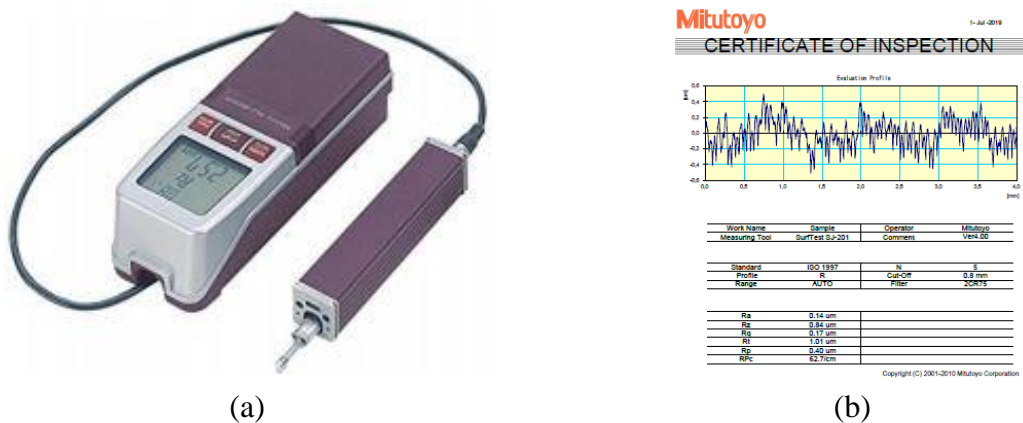


Figura 3.8 – Medição de rugosidade: (a) rugosímetro SJ-201P; (b) certificado de inspeção.

Assim como as medições das forças, os registros de rugosidade ocorreram na zona estável de usinagem (ver Figura 3.7). Nesta região foram realizadas três medições, variando a localização inicial dos pontos de medição e utilizando os valores médios resultantes. Adotou-se o comprimento de amostragem $l_e = 0,8 \text{ mm}$ e o comprimento de medição $l_m = 5 \cdot l_e = 4 \text{ mm}$. De acordo com a norma ABNT NBR 4288, 2008, estes comprimentos são indicados para valores de rugosidade previstos entre $0,1 \mu\text{m} \leq R_a \leq 2,0 \mu\text{m}$ e/ou $0,5 \mu\text{m} \leq R_z \leq 10 \mu\text{m}$.

Para avaliar a qualidade visual da superfície usinada e verificar eventuais falhas na ferramenta de corte, utilizou-se o microscópio digital USB Dino-Lite Pro modelo AM 413ZT (Figura 3.9a). Este possui resolução de 1024×768 e ampliação de até $200\times$. O processamento das imagens foi feito com auxílio do software dedicado DinoCapture 2.0 (Figura 3.9b).

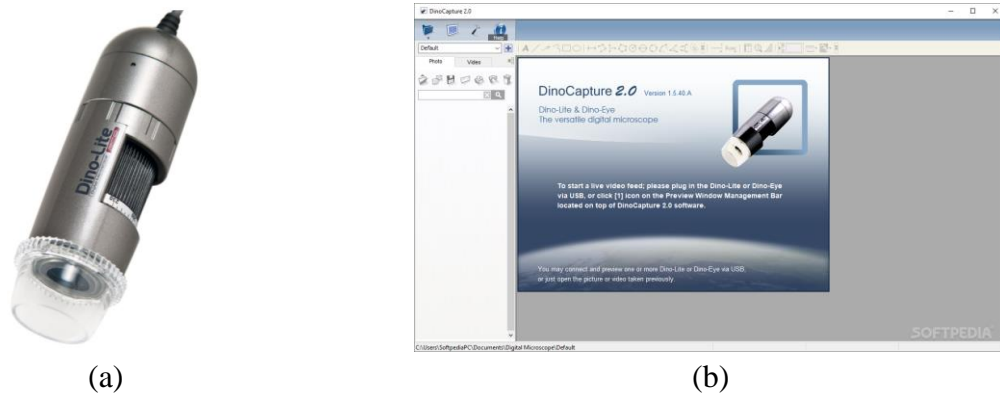


Figura 3.9 – Avaliação da textura: (a) microscópio AM 413ZT; (b) software DinoCapture 2.0.

3.6 Procedimento Experimental

O estudo foi conduzido visando realizar a análise das forças e rugosidades no fresamento frontal do Hardox[®] 450 sob diferentes condições lubrificantes. Assim, objetivou-se otimizar os fatores controláveis, visando minimizar de forma simultânea essas variáveis de resposta e comparando entre si os resultados gerados por cada condição lubrificante.

Por tratar-se de um material de difícil usinagem, a abordagem utilizou parâmetros conservadores em relação aos recomendados pela SSAB Oxelösund ($v_c = 110 \sim 150$ m/min e $f_z = 0,10 \sim 0,25$ mm/dente para insertos Classe P30), com os níveis máximos dentro da faixa recomendada e os mínimos abaixo desta faixa [SSAB, 2009]. A profundidade de corte (a_p), uma vez que não é sugerida pelo fabricante, foi determinada com base no raio do inserto ($r_e = 0,8$ mm), variando em 50% acima e 50% abaixo de r_e . Os parâmetros quantitativos do processo (v_c , f_z e a_p) são os três fatores controláveis (variáveis independentes de entrada) necessários para a composição do Box-Behnken design (BBD). A Tabela 3.2 apresenta os níveis dos fatores principais codificados.

Tabela 3.2 – Parâmetros de corte e respectivos níveis escolhidos para o BBD

Fatores controláveis	Níveis		
	Mínimo (-1)	Médio (0)	Máximo (+1)
v_c [m/min]	80	100	120
a_p [mm]	0,4	0,8	1,2
f_z [mm/dente]	0,05	0,10	0,15

Ressalta-se que fatores não controláveis (ruído) podem afetar o desempenho do sistema MFDP e alterar levemente as medições. Este ruído é o erro aleatório associado ao experimento. De acordo com Black, 1995, a imprevisibilidade da usinagem se deve ao fato de esse ser o único processo de deformação plástica cuja única restrição é oferecida pela ferramenta. Ademais, a usinagem envolve altas deformações combinadas com altas taxas de deformação, e a variedade de opções para os fatores controláveis resulta em infinitas combinações. No entanto, Machado et al., 2015, afirmam que, uma vez determinadas as condições ideais de corte, as peças são produzidas dentro de especificações de forma, tamanho e acabamento ao menor custo possível.

Com a utilização do software Minitab® 18, a ordem dos passes considerando os níveis codificados foi aleatorizada e definida para realização dos 15 passes iniciais. A Tabela 3.3 apresenta a sequência das combinações dos valores reais, realçando os passes de controle 3#, 8# e 13# (pontos com a combinação de todos os níveis médios).

Tabela 3.3 – Ordem e configuração dos passes

Passe	Parâmetros de Corte		
	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)
1	120	1,2	0,1
2	80	0,4	0,1
3#	100	0,8	0,1
4	100	1,2	0,05
5	100	0,4	0,15
6	100	0,4	0,05
7	80	0,8	0,05
8#	100	0,8	0,1

Passe	Parâmetros de Corte		
	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/dente)
9	80	1,2	0,1
10	120	0,4	0,1
11	120	0,8	0,15
12	80	0,8	0,15
13#	100	0,8	0,1
14	100	1,2	0,15
15	120	0,8	0,05

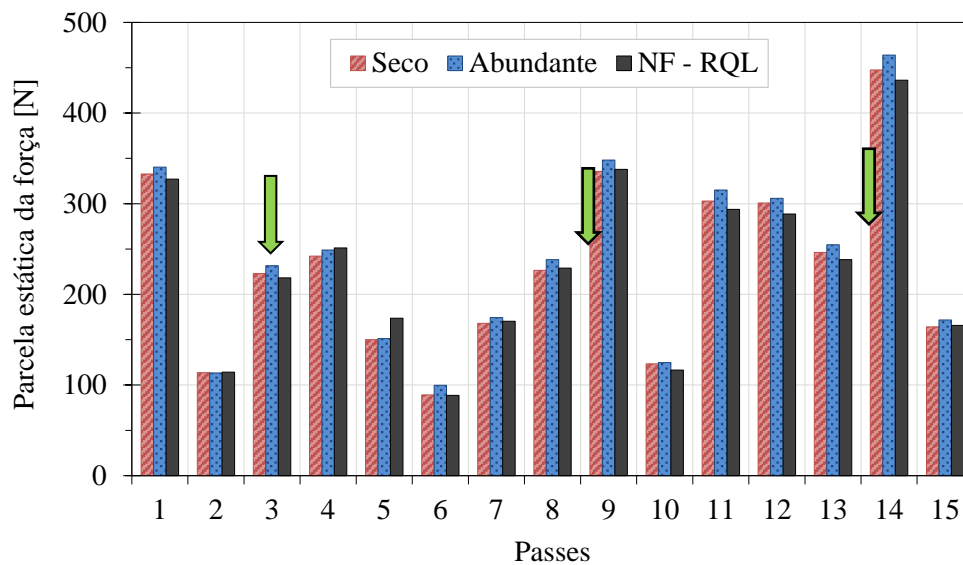
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

As seções que se seguem irão apresentar os resultados relativos à investigação das forças de usinagem e das rugosidades com relação aos valores encontrados, às análises estatísticas e às otimizações multivariadas.

4.1 Análise das Forças de Usinagem

Os valores obtidos das parcelas estáticas e dinâmicas e das componentes ativa e passiva da força de usinagem estão especificados na Tabela A.1 (Apêndice A).

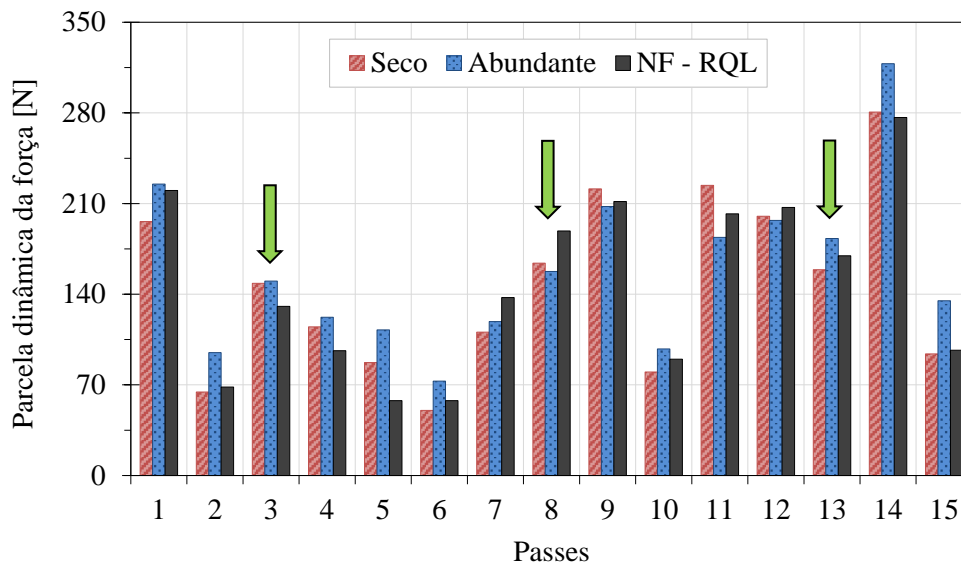
A Figura 4.1 mostra a avaliação das parcelas estáticas da força de usinagem (μF_V) durante os passes para cada condição lubrificador. Os resultados mostram que os passes com maiores profundidades de corte (a_p) e avanço por dente (f_z) resultam em forças mais elevadas. Na comparação entre a influência de cada condição lubrificador, não há variação significativa entre os meios abordados.



Passe	1	2	3#	4	5	6	7	8#	9	10	11	12	13#	14	15
v_c (m/min)	120	80	100	100	100	100	80	100	80	120	120	80	100	100	120
a_p (mm)	1,2	0,4	0,8	1,2	0,4	0,4	0,8	0,8	1,2	0,4	0,8	0,8	0,8	1,2	0,8
f_z (mm/z)	0,1	0,1	0,1	0,05	0,15	0,05	0,05	0,1	0,1	0,1	0,15	0,15	0,1	0,15	0,05

Figura 4.1 – Comparação entre as parcelas estáticas para cada condição lubrificador. Os passes de controle (3#, 8# e 13#) são indicados pelas setas verdes.

Para a avaliação das parcelas dinâmicas da força de usinagem (ΔF_U), apesar de uma menor uniformidade, a mesma também não apresentou significativas variações entre os lubrificadores, conforme apresentado na Figura 4.2. Com uma intensidade menor, as parcelas dinâmicas apresentaram comportamento semelhante às estáticas quanto a influência dos parâmetros de corte (maiores a_p e f_z resultam em ΔF_U mais elevadas).



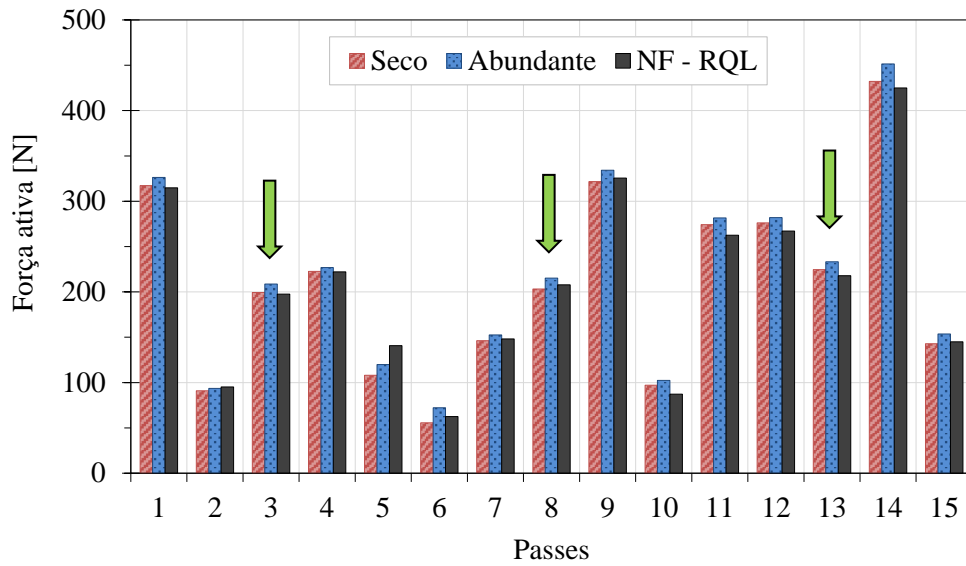
Passe	1	2	3#	4	5	6	7	8#	9	10	11	12	13#	14	15
v_c (m/min)	120	80	100	100	100	100	80	100	80	120	120	80	100	100	120
a_p (mm)	1,2	0,4	0,8	1,2	0,4	0,4	0,8	0,8	1,2	0,4	0,8	0,8	0,8	1,2	0,8
f_z (mm/z)	0,1	0,1	0,1	0,05	0,15	0,05	0,05	0,1	0,1	0,1	0,15	0,15	0,1	0,15	0,05

Figura 4.2 – Comparação entre as parcelas dinâmicas para cada condição lubrificante.

Os passes de controle (3#, 8# e 13#) são indicados pelas setas verdes.

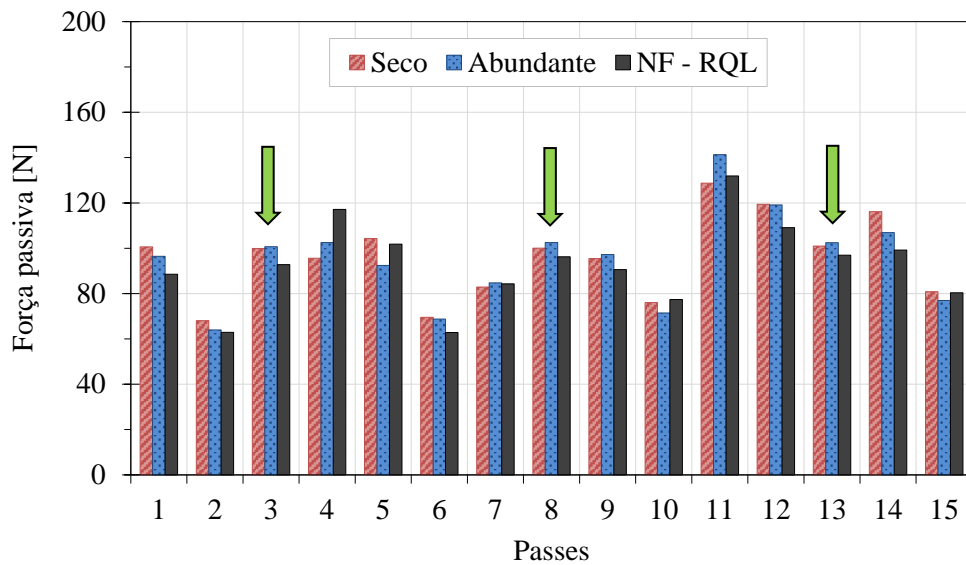
Para as componentes ativa (F_a) (Figura 4.3) e passiva (F_p) (Figura 4.4), também se observam valores similares de força para as condições lubrificantes em cada passe.

Em relação à influência dos parâmetros de corte sobre F_a e F_p , grande parte dos passes apresentou um padrão em relação à magnitudes de valores, a exemplo dos passes 2 ($v_c = 80$ m/min, $f_z = 0,10$ mm/dente, $a_p = 0,40$ mm) e 6 ($v_c = 100$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/dente, $a_p = 0,40$ mm), que possuem valores mínimos para dois dos três parâmetros de corte estudados, em que nestes passes os resultados de forças foram baixos em relação aos demais passes independentemente do tipo de componente da força analisada.



Passes	1	2	3#	4	5	6	7	8#	9	10	11	12	13#	14	15
v_c (m/min)	120	80	100	100	100	100	80	100	80	120	120	80	100	100	120
a_p (mm)	1,2	0,4	0,8	1,2	0,4	0,4	0,8	0,8	1,2	0,4	0,8	0,8	0,8	1,2	0,8
f_z (mm/z)	0,1	0,1	0,1	0,05	0,15	0,05	0,05	0,1	0,1	0,1	0,15	0,15	0,1	0,15	0,05

Figura 4.3 – Comparação entre as forças ativas para cada condição lubrificante. Os passes de controle (3#, 8# e 13#) são indicados pelas setas verdes.



Passes	1	2	3#	4	5	6	7	8#	9	10	11	12	13#	14	15
v_c (m/min)	120	80	100	100	100	100	80	100	80	120	120	80	100	100	120
a_p (mm)	1,2	0,4	0,8	1,2	0,4	0,4	0,8	0,8	1,2	0,4	0,8	0,8	0,8	1,2	0,8
f_z (mm/z)	0,1	0,1	0,1	0,05	0,15	0,05	0,05	0,1	0,1	0,1	0,15	0,15	0,1	0,15	0,05

Figura 4.4 – Comparação entre as forças passivas para cada condição lubrificante. Os passes de controle (3#, 8# e 13#) são indicados pelas setas verdes.

Conforme Machado et al., 2015, o padrão relativo à magnitude dos valores das forças está relacionado à dependência quase linear destas com a área da seção de corte, que por conseguinte é função dos parâmetros de corte empregados. Assim, uma variação nos valores de força é observada entre os passes por causa da diferença nos parâmetros de corte. Entretanto o passe 14 ($v_c = 100$ m/min, $f_z = 0,15$ mm/dente, $a_p = 1,2$ mm), que possui o maior avanço por dente e a maior profundidade de corte, apresentou comportamento distinto na análise da força passiva de usinagem, não sendo significativamente alto em relação aos outros passes como nas demais análises. Segundo Sória, 2016, a força passiva também está atrelada à relação entre a profundidade de corte a_p e o raio de ponta r_ϵ , sendo que quanto maior a_p/r_ϵ , mais estável será o corte, contribuindo para um menor F_p , o autor destaca que a componente gerada na direção axial durante o fresamento pode ter efeito positivo no corte em situações onde a máquina apresenta folgas, podendo até mesmo reduzir a vibração. Como $r_\epsilon = 0,8$ mm, $a_p/r_\epsilon = 1,5$ auxilia na manutenção de baixos valores de F_p mesmo que os demais fatores, principalmente f_z que é máximo, contribuam para um aumento global de forças de usinagem.

Nos passes de controle indicados pelas setas (3#, 8# e 13#), não se observa um aumento significativo dos valores das forças nas quatro situações analisadas, colaborando com a hipótese da influência do desgaste da ferramenta sobre a força de usinagem. Diferentemente de Passari, 2019 (Figura 4.5a), em que houve a presença de desgaste de flanco na aresta de corte, não se observou no presente trabalho desgaste visual significativo na ferramenta (Figura 4.5b). Apesar de serem imagens (ampliação 50x) de insertos diferentes, ambas correspondem ao mesmo comprimento usinado no aço Hardox®.

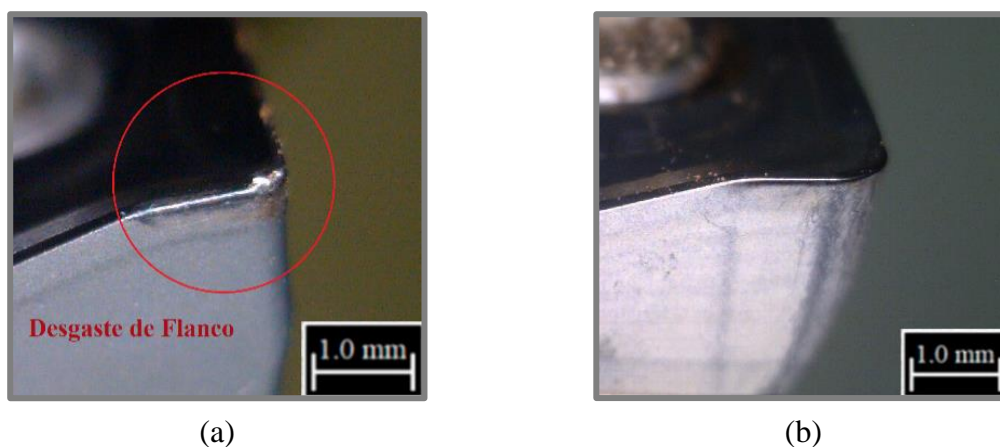


Figura 4.5 – Desgaste visual do inserto após 15 passes com fluido em abundância: (a) WKP35S (Passari, 2019); (b) WSM35S (presente trabalho).

4.1.1 Análise Estatística das Forças

Para compreender a estabilidade do processo, ou seja, a influência de fatores externos sobre os resultados, realizou-se a determinação da variância nos valores dos pontos centrais (passes 3#, 8# e 13#), apresentados na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Variância estatística dos valores de forças para os passes 3#, 8# e 13#.

Parâmetro	Seco	NF-RQL	Abundante
μF_U	10,6%	8,6%	9,6%
ΔF_U	9,9%	35,6%	20,7%
F_a	12,8%	9,5%	11,4%
F_p	1,1%	4,6%	2,0%

Nota-se que a maior variação é observada no NF-RQL para ΔF_U , apresentando-se como parâmetro mais sensível às variáveis aleatórias relacionadas ao processo. A menor variação é registrada para F_p na condição a seco, mostrando-se mais estável no processo, além disso, os demais meios lubrificador-refrigerantes também apresentaram baixos valores de variância para a parcela de forças passivas.

A fim de compreender a influência dos fatores controláveis de entrada sobre as forças analisadas, realizou-se uma análise de variância (ANOVA) sumarizada na Tabela 4.2. Esta análise permite avaliar os efeitos lineares, quadráticos e de interações entre esses fatores sobre as variáveis de resposta (forças). Considerou-se como parâmetro significativo os fatores com valor- $p \leq 0,05$ (intervalo de confiança de 95%) e “parcialmente” significativo com $0,05 < \text{valor-}p \leq 0,10$ (intervalo de confiança entre 90% e 95%). Na tabela encontram-se apenas os fatores controláveis que foram significativos e parcialmente significativos (grafados em cinza). As tabelas completas encontram-se no **Apêndice B**.

Através dos valores observados na ANOVA, conclui-se que há grande similaridade do comportamento das condições lubrificador-refrigerantes para as forças μF_U , ΔF_U e F_a , apresentando diferenças apenas quando analisadas as forças passivas (F_p). Nos três primeiros casos, destacam-se as influências da profundidade de corte (a_p) e avanço por dente (f_z) para o processo, possuindo as maiores contribuições. A maior contribuição (72,98%) é observada na força ativa (F_a) na qual a_p possui elevada significância para o corte a seco. A interação entre esses fatores, apesar de significativa, não apresenta grande parcela de contribuição para o processo. As fortes

similaridades entre a contribuição dos fatores em cada condição lubrificante evidencia a pouca diferença observada na análise gráfica das forças.

Tabela 4.2 – Resumo da ANOVA das forças para os meios lubrificantes

Fator	μF_U						ΔF_U					
	Seco		NF-RQL		Abundante		Seco		NF-RQL		Abundante	
	Valor-p	Prop (%)	Valor-p	Prop (%)	Valor-p	Prop (%)	Valor-p	Prop (%)	Valor-p	Prop (%)	Valor-p	Prop (%)
f_z	< 0,001	25,98	< 0,001	25,87	< 0,001	24,75	< 0,001	34,64	0,002	23,88	0,002	29,46
a_p	< 0,001	69,88	< 0,001	71,61	< 0,001	70,24	< 0,001	54,72	< 0,001	53,35	< 0,001	54,96
a_p^2	-	-	-	-	-	-	0,002	2,31	0,067	-	-	-
$v_c \times f_z$	-	-	-	-	-	-	0,029	0,65	-	-	-	-
$v_c \times a_p$	-	-	-	-	-	-	0,029	0,64	-	-	-	-
$f_z \times a_p$	< 0,001	3,74	0,001	1,94	< 0,001	4,51	< 0,001	6,44	0,010	12,30	0,013	10,96
Fator	F_a						F_p					
	Seco		NF-RQL		Abundante		Seco		NF-RQL		Abundante	
	Valor-p	Prop (%)	Valor-p	Prop (%)	Valor-p	Prop (%)	Valor-p	Prop (%)	Valor-p	Prop (%)	Valor-p	Prop (%)
f_z	< 0,001	22,51	< 0,001	23,97	< 0,001	22,41	< 0,001	54,80	0,013	24,68	0,011	35,11
a_p	< 0,001	72,98	< 0,001	72,76	< 0,001	72,24	0,002	22,66	0,017	21,26	0,021	24,79
f_z^2	-	-	-	-	-	-	0,052	4,07	0,074	8,83	-	-
a_p^2	-	-	-	-	-	-	0,010	10,97	0,072	10,43	0,041	18,31
$f_z \times a_p$	0,001	4,07	0,001	2,77	0,000	5,01	-	-	0,026	16,82	-	-

No caso da avaliação de F_p , tal padrão não se observa de forma idêntica para os três meios. As condições a seco e abundante apresentam a maior influência de f_z , seguida por a_p e a_p^2 . Contudo, para o NF-RQL, a diferença entre as contribuições de f_z e a_p são baixas e a interação entre elas torna-se significativa enquanto que a_p^2 deixa de ser; contudo, ainda apresenta uma proporção de contribuição notável dentro da análise. Esta diferença no padrão da ANOVA de F_p em relação às demais forças reforça os resultados gráficos observados principalmente no passe 14, onde apesar de possuir valores de parâmetros de entrada mais críticos, não resultou em um salto na intensidade da força como nas demais parcelas. Entretanto, para o passe 11, que nas outras situações possui valores de força elevados (mas inferiores ao passe 14), apresenta o maior valor para F_p . Tais passes possuem mesmo nível de f_z , mas com níveis de a_p diferentes; isso possivelmente foi determinante para a variação do comportamento de F_p em relação às demais variáveis, visto que neste caso a_p^2 é mais significativo.

Os fatores parcialmente significativos ($0,05 < \text{valor-p} \leq 0,10$) também podem afetar a análise, com certa parcela de contribuição de f_z^2 para as condições a seco e com NF-RQL, e a_p^2 para a condição NF-RQL sobre F_p . O parâmetro a_p^2 também é parcialmente significativo (ΔF_U na condição NF-RQL), porém sem proporção de contribuição relevante para o processo.

A Equação 4.1 apresenta o modelo empírico representando as quatro forças analisadas para cada condição lubrificante e a Tabela 4.3 os respectivos valores dos coeficientes de regressão do modelo.

$$Y = b_0 + b_1(v_c) + b_2(a_p) + b_3(f_z) + b_4(v_c^2) + b_5(a_p^2) + b_6(f_z^2) + b_7(v_c \cdot a_p) + b_8(v_c \cdot f_z) + b_9(a_p \cdot f_z) \quad (4.1)$$

Tabela 4.3 – Coeficientes de regressão do modelo para as forças.

Coef.	Seco				NF-RQL				Abundante			
	μF_U	ΔF_U	F_{at}	F_p	μF_U	ΔF_U	F_{at}	F_p	μF_U	ΔF_U	F_{at}	F_p
b_0	-44	+46	-1	-87	-139	-36	-108	-119	-100	-36	-90	-56
b_1	+1,15	-1,86	-0,53	+2,08	+3,14	+1,74	+2,15	+2,26	+2,53	+1,74	+1,83	+1,28
b_2	+171	+335	+168	+164	+169	-39	+110	+259	+195	-39	-151,9	+245
b_3	-571	-967	-251	-352	-540	+269	-107	-714	-958	+269	-448	-779
b_4	-0,005	+0,009	+0,01	-0,011	-0,015	-0,006	-0,011	-0,012	-0,011	-0,006	-0,006	-0,009
b_5	-22,7	-126,9	-23,4	-68,3	-10,0	-29,5	+15,3	-67,5	-33,7	-29,5	-14,7	-101,5
b_6	+1610	-1426	-258	+2804	+2971	-970	+964	+4293	+1922	-970	+374	+2803
b_7	-0,391	-1,273	-0,332	-0,088	-0,414	+0,46	-0,082	-0,514	-0,607	+0,46	-0,527	-0,257
b_8	+1,51	+10,2	+0,37	+2,83	+2,48	-7,3	-0,37	+6,69	+2,92	-7,3	-0,34	+7,48
b_9	+1803	+1610	+1967	-178	+1251	+1953	+1556	-712	+2044	+1953	+2214	-241

Os coeficientes de regressão, de maneira geral, apresentam similaridades nas magnitudes dos valores quando as parcelas/componentes são comparadas nos diferentes meios lubrificantes. Os valores dependentes de v_c como b_1 , b_4 , b_7 e b_8 foram os que apresentaram menor magnitude, decorrentes da diferença entre a amplitude desta variável em relação as demais, aliada a baixa influência da mesma sobre os resultados de forças conforme visto na ANOVA. De maneira análoga, os coeficientes relacionados a a_p e f_z foram os que apresentaram maiores magnitudes em função dos valores de entrada estudado somados com a significância das parcelas de contribuição destas variáveis.

A ANOVA apresentou elevados coeficientes de determinação ($R^2 > 96\%$) para as parcelas μF_U , ΔF_U e F_a (ver **Apêndice B**). Isto indica elevada confiabilidade sobre os resultados obtidos pelo modelo. Para F_p , os valores foram ligeiramente menores; contudo, o menor coeficiente, obtido para a condição abundante, foi superior a 88%, ainda considerado um modelo aceitável [Montgomery, 2007].

Os gráficos de contorno foram obtidos a fim de compreender o comportamento das variáveis de resposta em função dos parâmetros de entrada. Os gráficos de contorno de μF_U e ΔF_U são apresentados na Figura 4.6 e os de F_a e F_p na Figura 4.7.

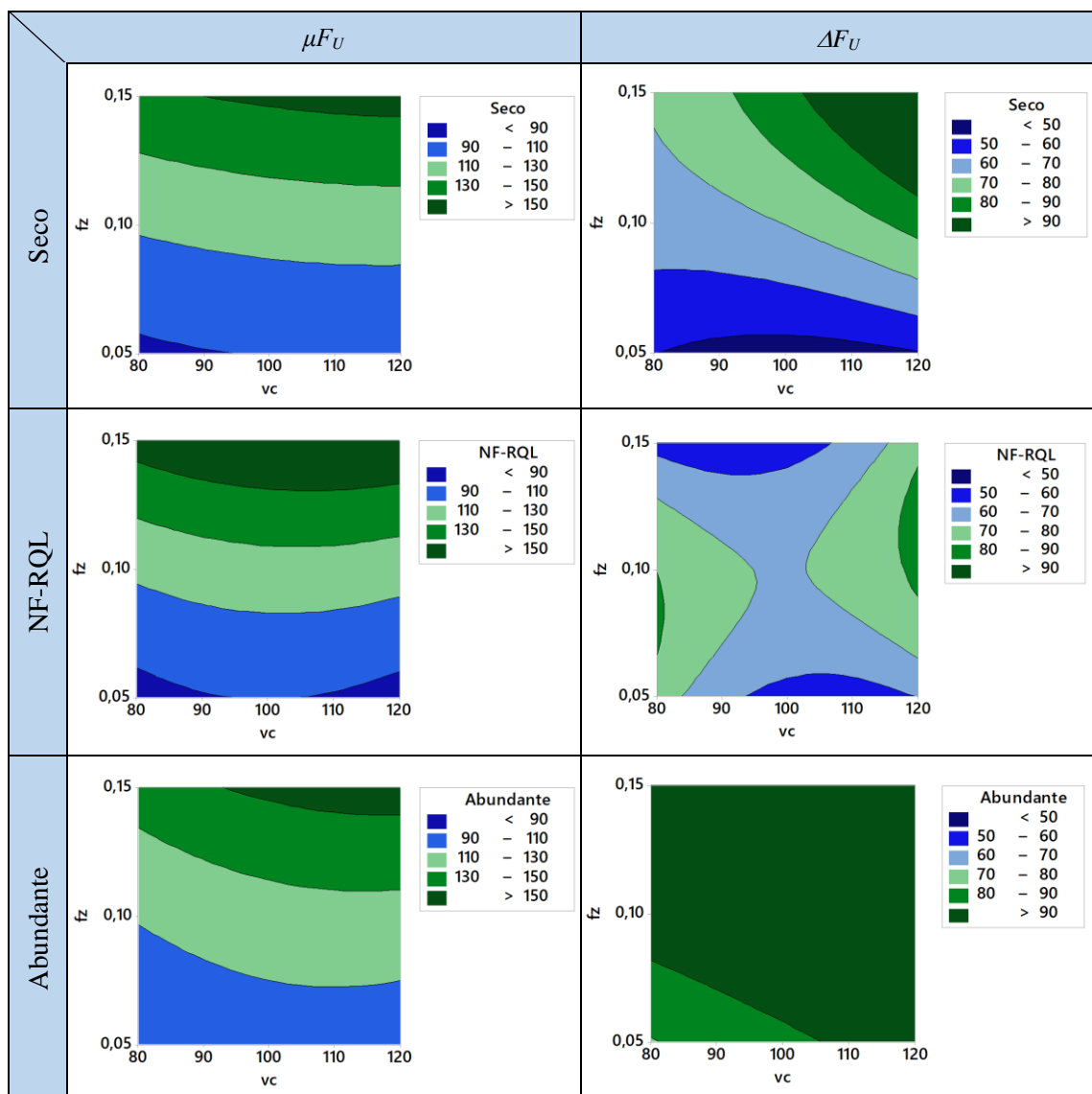


Figura 4.6 – Gráficos de contorno para μF_U e ΔF_U ($a_p = 0,4$ mm).

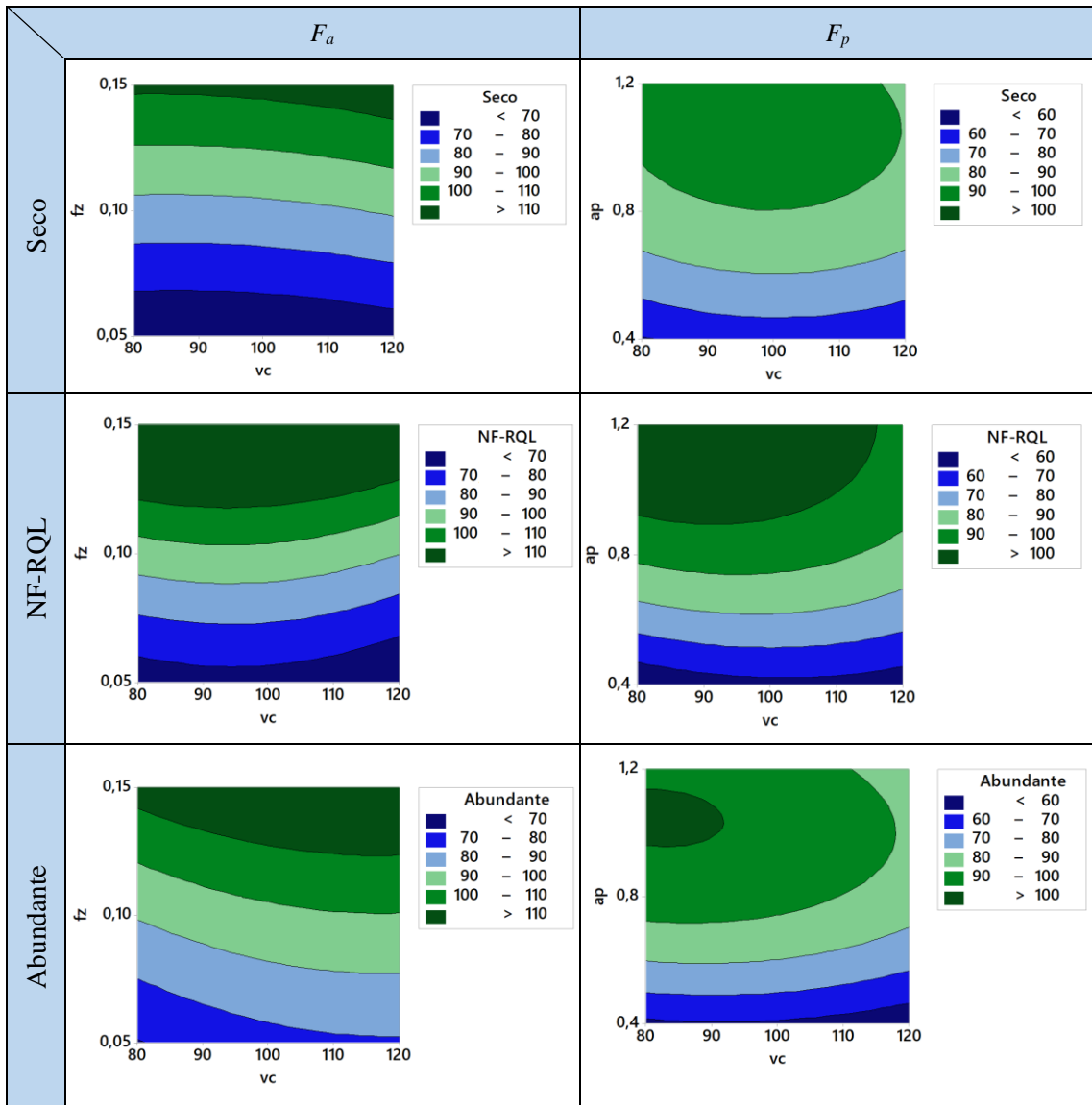


Figura 4.7 – Gráficos de contorno para F_a ($a_p = 0,4$ mm) e F_p ($f_z = 0,05$ mm/dente).

Por ser o fator mais significativo para as parcelas estática (μF_U) e dinâmica (ΔF_U), a_p manteve-se fixa na Figura 4.6, definida com o valor mínimo (0,40 mm), visto que este foi o parâmetro observado nos passes que apresentaram os menores valores de μF_U e ΔF_U . Contudo, devido às diferenças entre os parâmetros mais significativos das componentes ativa e passiva, os gráficos de contorno de F_a foram gerados para a_p mínimo e os de F_p para o avanço por dente (f_z) mínimo (Figura 4.7).

A comparação entre as condições lubrificantes para μF_U mostram diferenças pouco significativas no padrão das variações das faixas de contorno, apenas observando que o meio abundante não gera uma faixa de valores de $\mu F_U < 90$ N (ausência da faixa azul escuro no gráfico), como as demais condições. Para ΔF_U , as variações dos padrões são significativas entre

as condições de lubrificação apresentando padrões bastante distintos entre si, onde a usinagem a seco resulta em uma menor faixa de valores e novamente o meio abundante propicia as regiões com maiores valores de força. Para ΔF_U no corte a seco, a melhor região está localizada para f_z mínimo, independentemente da faixa de valores de v_c , enquanto que na condição abundante esta ocorre para a combinação simultânea de baixo f_z e v_c . Por fim, o NF-RQL apresenta uma condição singular, com uma região de menores valores de força para alto parâmetro de f_z e baixo v_c ; contudo, não há correspondência dessa região para μF_U , que na mesma faixa, possui valores de forças elevados.

Considerando F_a , os contornos mostram-se bastante dependentes da variação de f_z , sendo o NF-RQL a única condição que o aumento da velocidade de corte (v_c) gera um aumento na região de menor valor de força. A condição abundante foi a única que não atingiu os menores valores de força assinalados (abaixo de 70 N). Na análise de F_p , os menores valores apresentam-se nas regiões de menores a_p , possuindo pouca influência de v_c quando os valores de força são baixos. Nessa componente, a condição a seco, diferente das demais, não apresentou uma faixa de valores de força menor que 60 N. Em ambos os casos, apenas a condição NF-RQL apresentou uma faixa de valores com resultados mínimos, que combinam os menores parâmetros de f_z e a_p para todas as faixas de velocidade de corte.

4.1.2 Otimização Multivariada das Forças de Usinagem

Visando obter as menores forças de usinagem para todas as variáveis de resposta simultaneamente, a Figura 4.8 apresenta os resultados da otimização multivariada com auxílio do Minitab® 18 para cada condição lubrificante, e a Tabela 4.4 os resultados sumarizados.

Apenas a condição NF-RQL obteve desejabilidade individual máxima ($d = 1$) para todas as condições; conseqüentemente, a desejabilidade composta também foi máxima ($D = 1$), apresentando a condição otimizada [Ferreira et al., 2007]. Entretanto, as demais condições também apresentaram bom índice de otimização, com desejabilidade composta superior a 0,99 com a menor desejabilidade individual superior a 0,97 (ΔF_U para a condição abundante).

Os valores resultantes da otimização apresentam pouca diferença nos fatores controláveis de entrada, estabelecendo os níveis mínimos de f_z e a_p para todas as condições de lubrificação. Nota-se que apenas o v_c variou entre as condições (nível mínimo para a usinagem com fluido abundante, cerca de 10% maior que o nível mínimo para o corte a seco, e 5% menor que o nível máximo para o fresamento com NF-RQL). Esta maior velocidade de corte estimada pelo modelo para NF-RQL se justifica, pois além de a velocidade de corte não

contribuir significativamente segundo a ANOVA, os gráficos de contorno obtidos mostram que o NF-RQL possui regiões de menores forças para níveis maiores de v_c . Este efeito, segundo Chinchankar et al., 2021, pode ser explicado com a melhoria dos efeitos tribológicos provenientes da adição de nano partículas. Com isso, ao comparar os parâmetros de corte otimizados, a taxa de remoção de material com NF-RQL (1456 cm³/min) é maior que a seco (1116 cm³/min) e abundante (1019 cm³/min), afetando a produtividade. No caso dos aspectos econômicos, outros fatores necessitam ser avaliados, como o custo e o consumo de NF-MLG em RQL em comparação ao BD-Fluid B90 em abundância, ou mesmo os custos com ferramenta e processos produtivos que também englobam a condição a seco.

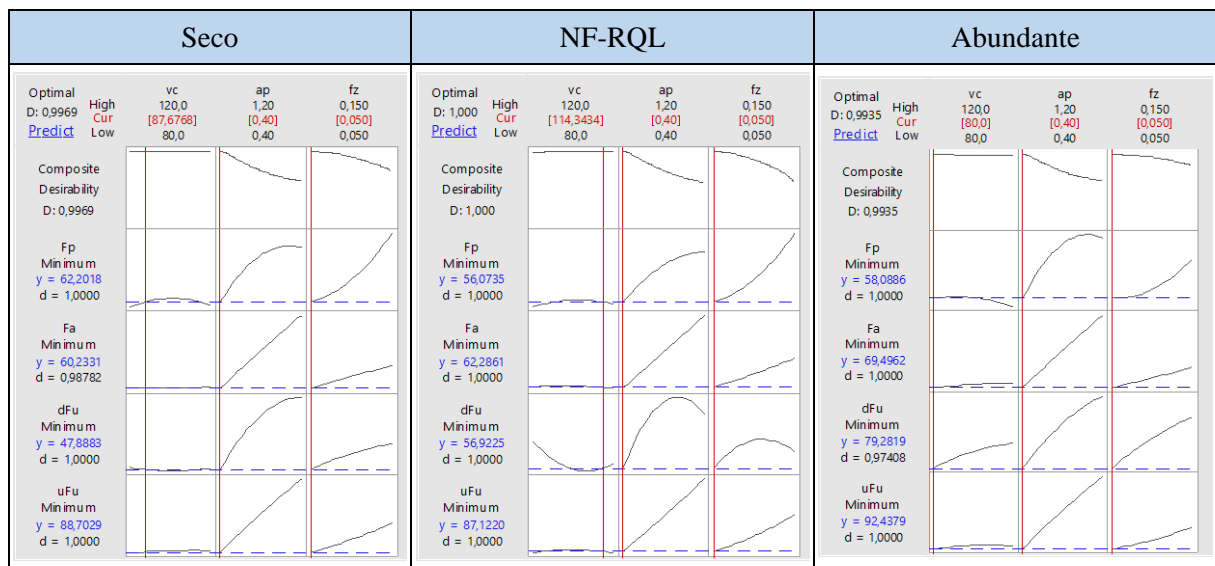


Figura 4.8 – Gráficos de otimização multivariada das forças.

Tabela 4.4 – Resultados da otimização multivariada.

Condição Lubrirrefrigerante	Fatores Controláveis			Variáveis de Resposta			
	v_c (m/min)	f_z (mm/z)	a_p (mm)	μF_U (N)	ΔF_U (N)	F_a (N)	F_p (N)
Seco	87,68	0,05	0,40	88,7	47,9	60,2	62,2
NF-RQL	114,34	0,05	0,40	87,1	56,9	62,3	56,1
Abundante	80,00	0,05	0,40	92,4	79,3	69,5	58,1

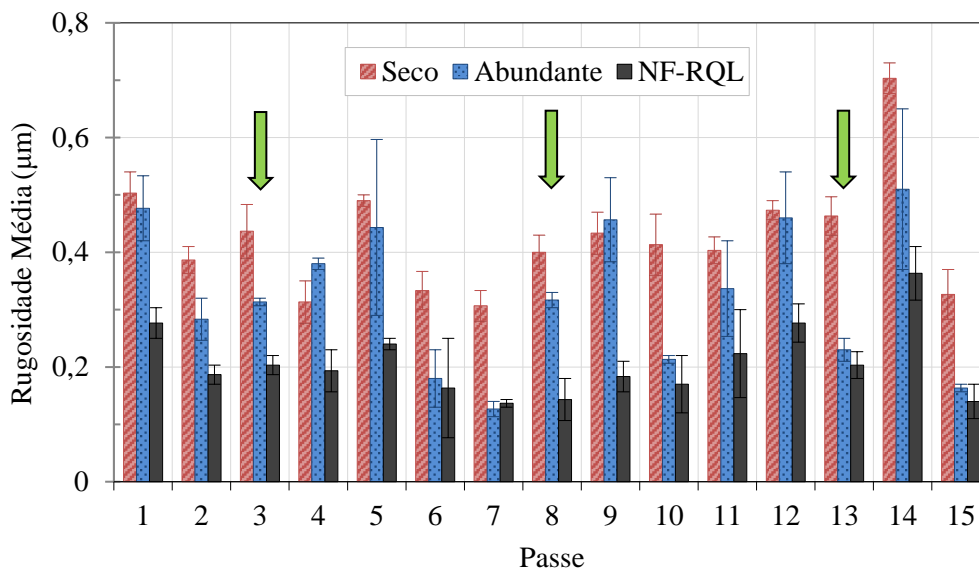
Em relação aos resultados preditos, também há pouca variação, oscilando os menores e maiores valores de cada parcela da força entre os meios lubrirrefrigerantes. O passe 6 ($v_c = 100$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/dente, $a_p = 0,40$ mm) possui características similares aos valores

otimizados, diferenciando-se apenas em relação à velocidade de corte (parâmetro não significativo na análise). Os valores experimentais obtidos nesse passe (ver Tabela A.1) assemelham-se aos preditos através da otimização, sendo os práticos ligeiramente superiores.

4.2 Análise das Rugosidades

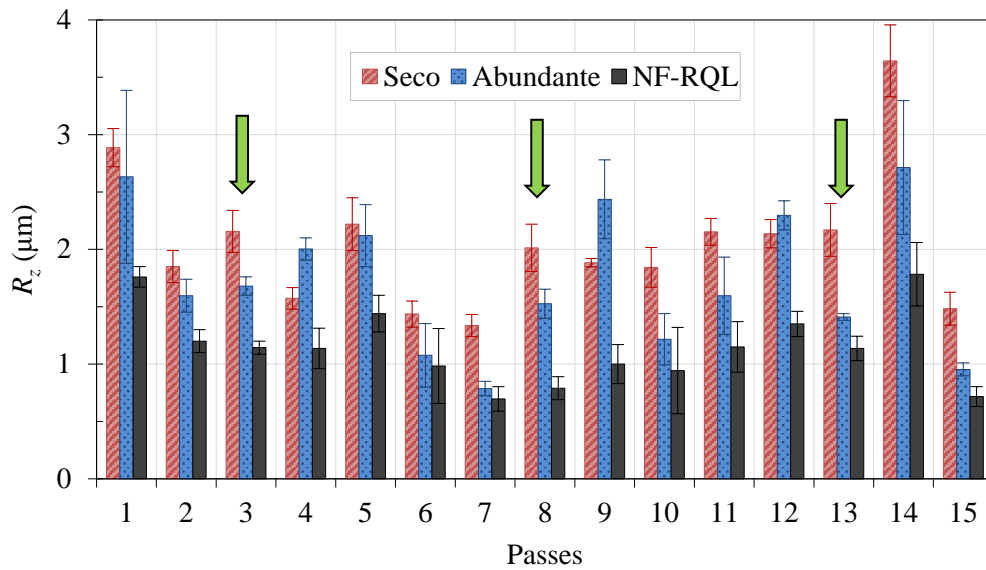
A Figura 4.9, a Figura 4.10 e a Figura 4.11 apresentam graficamente os resultados de R_a , R_z e R_t obtidos no experimento nas respectivas condições de lubrificação. As barras de erros representam a máxima variação entre os valores medidos e as setas em verde os passes de controle. Os valores médios de rugosidade estão especificados na Tabela C.1 (Apêndice C).

Diante dos resultados obtidos, observa-se na Figura 4.9 que cada condição lubrificante em média proporcionou diferentes classes de acabamento. O NF-RQL ($R_a = 0,183 \mu\text{m}$) apresentou classe N4 ($0,1 < R_a < 0,2 \mu\text{m}$), a condição abundante ($R_a = 0,287 \mu\text{m}$) gerou classe N5 ($0,2 < R_a < 0,4 \mu\text{m}$) e o corte a seco ($R_a = 0,433 \mu\text{m}$) resultou em classe N6 ($0,4 < R_a < 0,8 \mu\text{m}$). Segundo Kalpakjian e Schmid, 2010, as classes N4 e N5 no fresamento podem ser considerados processos de acabamento fino enquanto a classe N6 aproxima-se de valores comuns de acabamento.



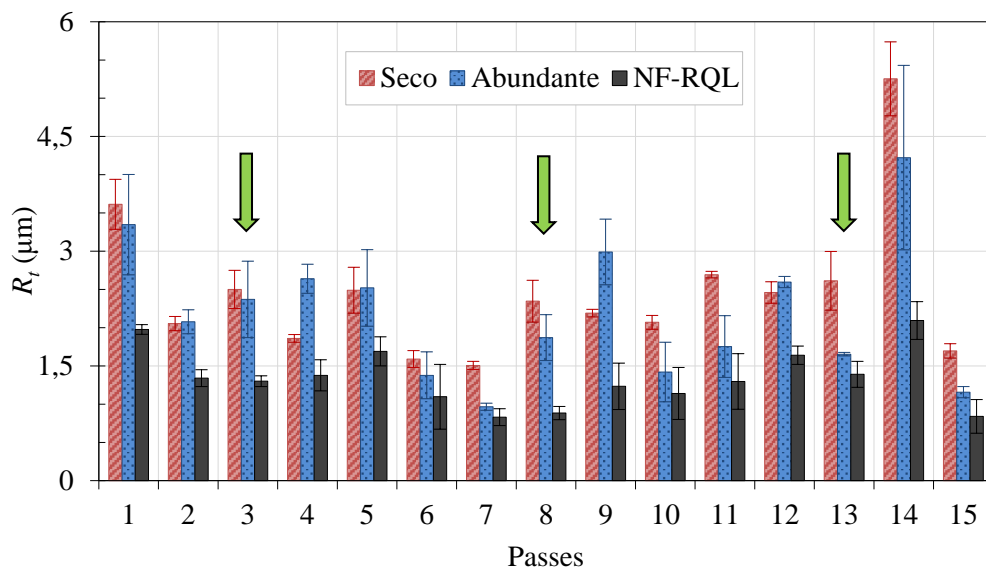
Passe	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
v_c (m/min)	120	80	100	100	100	100	80	100	80	120	120	80	100	100	120
a_p (mm)	1,2	0,4	0,8	1,2	0,4	0,4	0,8	0,8	1,2	0,4	0,8	0,8	0,8	1,2	0,8
f_z (mm/z)	0,1	0,1	0,1	0,05	0,15	0,05	0,05	0,1	0,1	0,1	0,15	0,15	0,1	0,15	0,05

Figura 4.9 – Comparação entre as rugosidades R_a para cada condição lubrificante. Os passes de controle (3#, 8# e 13#) são indicados pelas setas verdes.



Passes	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
v_c (m/min)	120	80	100	100	100	100	80	100	80	120	120	80	100	100	120
a_p (mm)	1,2	0,4	0,8	1,2	0,4	0,4	0,8	0,8	1,2	0,4	0,8	0,8	0,8	1,2	0,8
f_z (mm/z)	0,1	0,1	0,1	0,05	0,15	0,05	0,05	0,1	0,1	0,1	0,15	0,15	0,1	0,15	0,05

Figura 4.10 – Comparação entre as rugosidades R_z para cada condição lubrificador. Os passes de controle (3#, 8# e 13#) são indicados pelas setas verdes.



Passes	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
v_c (m/min)	120	80	100	100	100	100	80	100	80	120	120	80	100	100	120
a_p (mm)	1,2	0,4	0,8	1,2	0,4	0,4	0,8	0,8	1,2	0,4	0,8	0,8	0,8	1,2	0,8
f_z (mm/z)	0,1	0,1	0,1	0,05	0,15	0,05	0,05	0,1	0,1	0,1	0,15	0,15	0,1	0,15	0,05

Figura 4.11 – Comparação entre as rugosidades R_t para cada condição lubrificador. Os passes de controle (3#, 8# e 13#) são indicados pelas setas verdes.

A comparação direta dos resultados médios obtidos nos experimentos mostra uma significativa vantagem da utilização do NF-RQL em relação aos demais, ou seja, resultou em menores valores de R_a , R_z e R_t na grande maioria dos passes. A redução média dos valores de R_a foi de 51,6% em comparação com o corte a seco e de 31,2% em relação ao fresamento com fluido abundante. No caso dos valores de R_z , a redução foi de 43,6% em comparação à usinagem a seco, e de 30,7% em relação ao corte na condição abundante. De forma similar, para R_t tal redução foi de 42,1% em relação à usinagem a seco e de 31,8% em relação a abundante. Sharma et al., 2015, explica que fluidos que possuem a adição de nano partículas possuem propriedades tribológicas superiores quando comparados àqueles de base pura, o que é evidenciado na rugosidade obtida sob NF-RQL.

O passe 14, seguido pelo passe 1, apresentaram os maiores valores de rugosidade R_a , R_z e R_t em todas os meios lubrificantes. No passe 14 tem-se os níveis máximos de a_p e f_z , combinados com v_c média, enquanto que no passe 1 tem-se os níveis máximos de a_p e v_c , associados com um f_z médio. Como em BBD não há a combinação simultânea de três fatores controláveis em condição máxima, os referidos passes podem ser considerados como as condições mais severas do experimento. Individualmente, o passe 14 a seco gerou a maior rugosidade, pois alia a condição severa com a ausência de lubrificação, justificado assim os elevados valores de acabamento. Por outro lado, os passes 7 e 15 apresentam os menores valores de rugosidade. Nesses passes, apesar de $v_{c7} = 80$ m/min e $v_{c15} = 120$ m/min, em ambos tem-se o nível mínimo de f_z e a_p médio. Segundo Klocke, 2011, a situação $a_p = r_\epsilon$ garante maior estabilidade para o fresamento de topo, com menores variações na força de corte e resultando em uma superfície usinada mais uniforme. Particularmente, o passe 7 abundante e NF-RQL gerou a menor rugosidade, sem diferenças expressivas entre os valores obtidos por ambas as condições lubrificantes. Esse resultado se deve provavelmente à elevada influência do avanço por dente no fresamento de aços endurecidos, pois de acordo com Chinchankar e Choudhury, 2015, os menores valores para f_z resultam em menores forças de corte e rugosidades. Outro fator significativo é a_p e sua interação com f_z , os quais apresentam combinações ideais conforme os parâmetros de corte escolhidos, enquanto v_c não possui contribuição significativa [Hassanpour et al., 2016]. Isso explica a similaridade dos resultados obtidos com os do passe 15, visto que os demais parâmetros são idênticos.

A Figura 4.12 apresenta o perfil de rugosidade e imagem da superfície do passe 7 em cada condição lubrificante, por possuir as menores rugosidades, as diferenças entre os perfis são mais evidentes, auxiliando na análise. Conforme Wojciechowski et al., 2018, no

processo de fresamento, tais perfis possuem picos e vales bem definidos em processos estáveis, relativos ao movimento de avanço da ferramenta de corte; entretanto, sua frequência pode ser modificada diante de eventuais dificuldades no cisalhamento do cavaco.

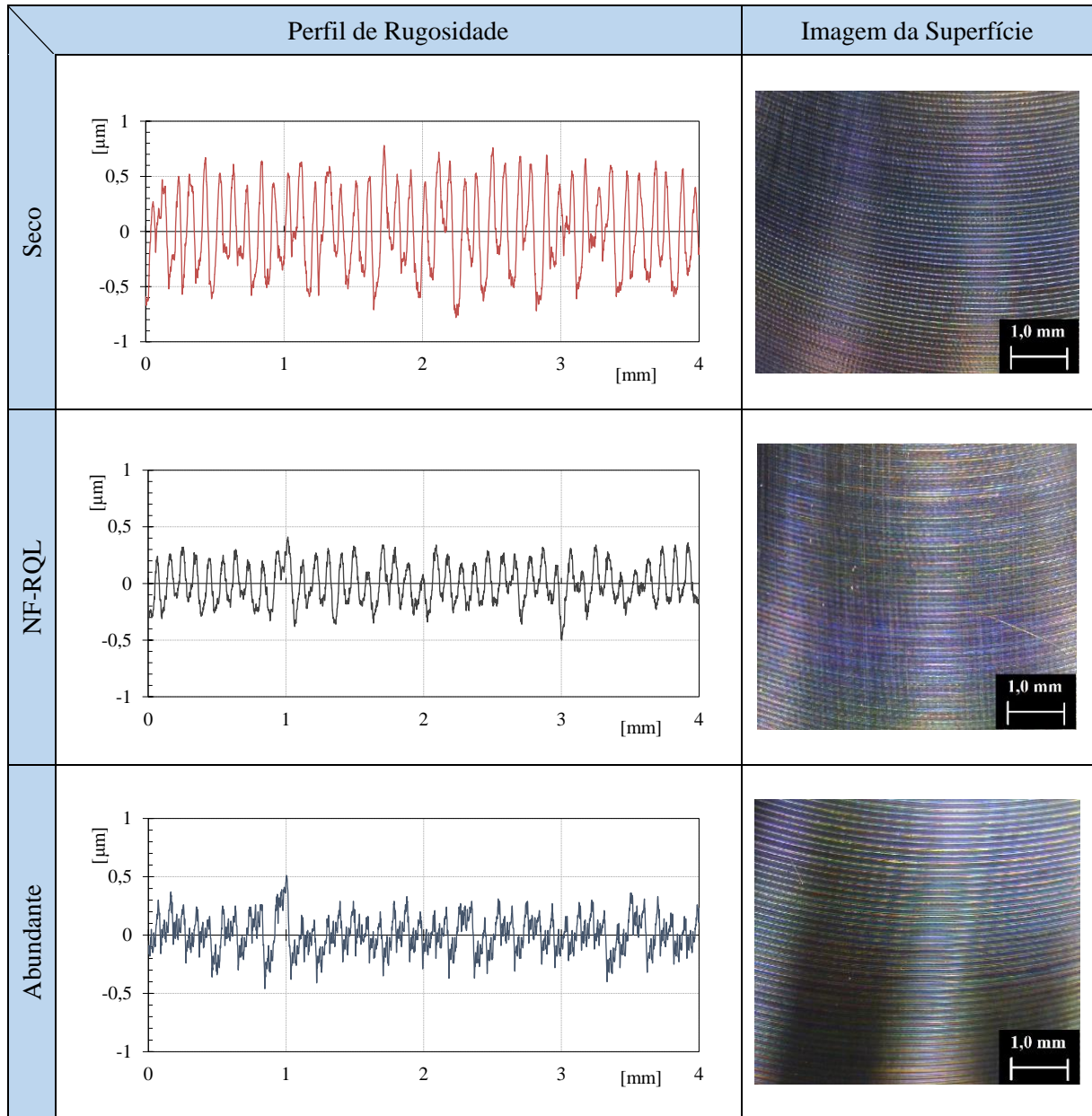


Figura 4.12 – Perfis de rugosidade e imagens da superfície usinada.

O perfil apresentado na condição abundante pode ter sido influenciado pela maior dificuldade na deformação plástica do material proveniente de uma maior tendência encruamento, uma vez que a condição abundante tende a gerar menores temperaturas na região corte comparada às demais condições, o que implica em maior endurecimento superficial

[Bensaid et al., 2021]. Majerik e Barényi, 2016, ressaltam que, acima de 250 °C, o aumento da temperatura influencia em prováveis mudanças microestruturais nos aços Hardox[®], com possível efeito deletério nas propriedades mecânicas, principalmente a resistência e a dureza, o que nas outras condições lubrificantes pode ter facilitado a deformação plástica e consequente usinagem, melhorando o acabamento. O perfil na condição a seco apresenta distribuição bem definida, contudo com maior amplitude de picos e vales em relação aos demais. O padrão obtido sob a condição NF-RQL assemelha-se ao seco, com a diferença de possuir menor amplitude, e por isso apresenta melhores características tribológicas em relação aos demais. O perfil abundante, diferente dos demais, apresenta características que podem estar associadas a vibrações, possivelmente relacionadas com a maior dificuldade na deformação plástica e remoção do material [Sória, 2016].

4.2.1 Análise Estatística das Rugosidades

De modo a verificar estatisticamente se alguma variável aleatória afetou a estabilidade do processo e o acabamento da superfície usinada, a Tabela 4.5 mostra a variância (s^2) dos nove valores de R_a , R_z e R_t medidos nos passes realizados nos pontos centrais. A maior variação de R_t mostra que este parâmetro é mais sensível às variáveis aleatórias intrínsecas ao processo (cavaco, temperatura, desgaste da ferramenta etc.). Ademais, o NF-RQL foi mais estável para R_a e a condição abundante mais estável para R_z e R_t . Entretanto, de maneira geral, os resultados mostram que os experimentos ocorreram em condições estáveis. A condição NF-RQL para o R_t foi a que apresentou a maior variação, sobressaindo às demais, contudo os valores médios medidos descessem ao longo dos passes, colaborando com a condição de estabilidade.

Tabela 4.5 – Variância estatística dos valores de rugosidade para os passes 3#, 8# e 13#.

Parâmetro	Seco	NF-RQL	Abundante
R_a	0,168%	0,137%	0,192%
R_z	3,13%	3,56%	1,91%
R_t	7,24%	17,16%	6,44%

A Figura 4.13 mostra a análise estatística através da Curva de Abbot-Firestone (AFC) e da função de distribuição de amplitudes (APD) para as diferentes condições de lubrificação no passe 7, novamente o com melhores resultados de rugosidade.

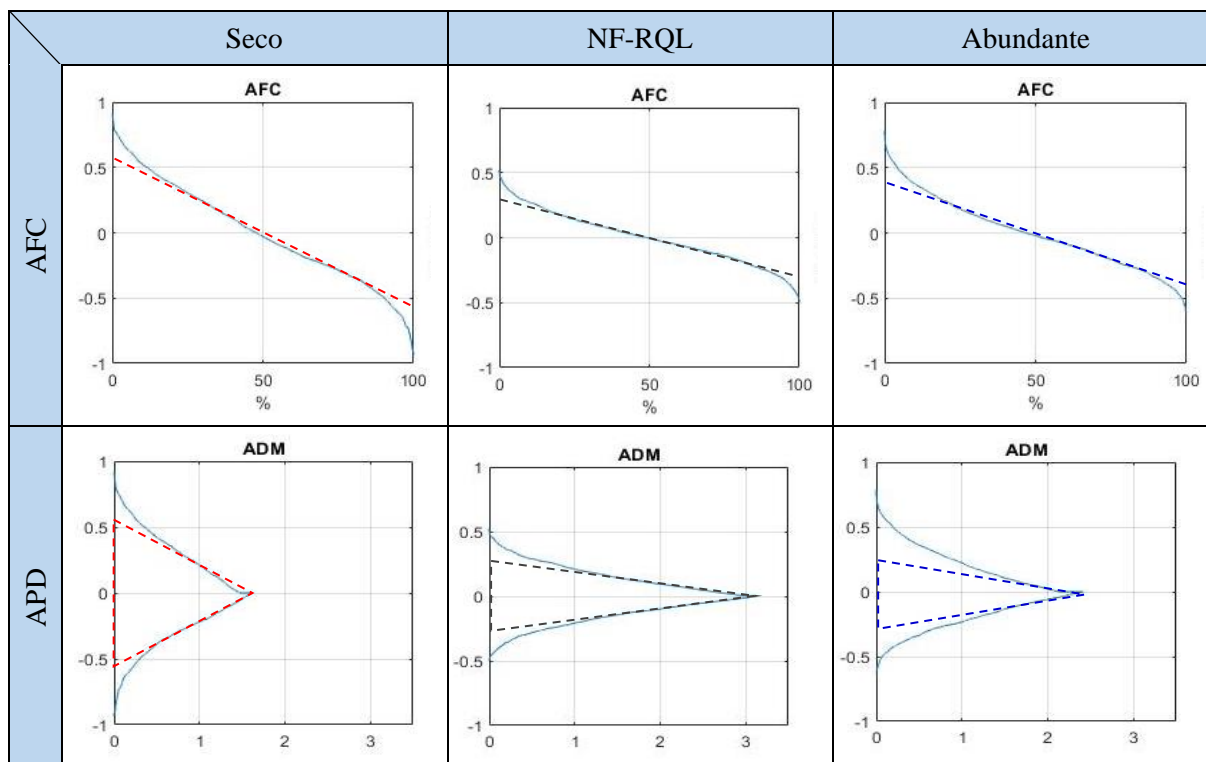


Figura 4.13 – Curvas AFC e APD do passe 7 (as linhas tracejadas representam as configurações das curvas: “vermelho” seco; “cinza escuro” NF-RQL; “azul” abundante).

Nota-se o bom desempenho da condição NF-RQL, uma vez que a AFC possui menor declividade comparada as demais, além de uma APD com maior concentração de valores em torno da média, isto é, distribuição leptocúrtica (curtose positiva). Isso indica que o perfil possui baixos valores de rugosidade e menor variação em seus picos e vales comparado aos demais meios lubrificadorantes, o que pode ser altamente desejável em diversas aplicações industriais. Em contrapartida, a condição com maior variação foi a usinagem a seco, onde a AFC apresentou maior inclinação e a APD maior dispersão, ou seja, distribuição platicúrtica (curtose negativa). Sharma et al., 2015, explicam que o coeficiente de atrito obtido no fresamento a seco é significativamente maior do que utilizando fluido de corte, resultando em maiores forças de corte e rugosidades. Dessa forma, os efeitos das condições lubrificadorantes sobre o acabamento superficial tendem a ser positivos, justificando a semelhança dos resultados Abundante e NF-RQL em certos passes.

Para investigar os fatores controláveis e suas interações, aplicou-se a ANOVA, permitindo a avaliação dos seus efeitos sobre R_a , R_z e R_t . A Tabela 4.6 sumariza os resultados obtidos em cada condição de corte e as tabelas completas encontram-se no **Apêndice D**.

Tabela 4.6 – Resumo da ANOVA das rugosidades para os meios lubrificadorantes.

Fator	Seco		NF-RQL		Abundante		
	Valor-P	Prop. (%)	Valor-P	Prop. (%)	Valor-P	Prop. (%)	
R_a	f_z	0,005	56,1	0,003	51,7	0,003	46,1
	a_p	-	-	0,033	15,4	0,011	24,3
	a_p^2	-	-	0,093	6,9	0,053	9,8
	$f_z \times a_p$	0,101	10,4	-	-	-	-
R_z	f_z	0,002	48,1	0,006	39,5	0,004	31,7
	a_p	0,019	17,9	0,071	10,2	0,003	34,3
	a_p^2	-	-	0,026	18,9	0,012	18,7
	$v_c \times a_p$	-	-	0,032	17,0		
	$f_z \times a_p$	0,064	8,5	-	-	-	-
R_t	f_z	0,005	39,8	0,010	41,0	0,001	27,8
	a_p	0,016	22,7	-	-	< 0,001	38,2
	v_c^2	-	-	-	-	0,080	3,9
	a_p^2	-	-	0,004	17,9	0,002	20,9
	$v_c \times f_z$	-	-	-	-	0,096	2,4
	$v_c \times a_p$	-	-	0,089	11,0	0,099	2,3
	$f_z \times a_p$	0,044	12,7	-	-	-	-

Analisando a rugosidade média (R_a), observa-se que o efeito linear do avanço por dente (f_z) é o parâmetro mais significativo em todas as condições lubrificantes. Também se verifica que a velocidade de corte (v_c) e suas interações não são significativas. Isso é observado na comparação entre os passes 2 e 10 e entre os passes 7 e 15, em que não se notam diferenças expressivas nos valores de R_a com o incremento de v_c para os mesmos valores de avanço por dente (f_z) e profundidade de corte (a_p). Quando o lubrificante é aplicado (NF-RQL e abundante), os efeitos linear e quadrático de a_p passam a ser significativos. Além disso, a interação $f_z \times a_p$ afeta parcialmente R_a somente na condição a seco. Nestes casos, é possível que a contribuição de a_p possa estar relacionada com a redução do coeficiente de atrito devido à formação de uma camada de filme de óxido na interface ferramenta-peça proporcionada pela presença de fluido [Sharma et al., 2015]. Assim, a influência de f_z é reduzida com a melhora tribológica, difundindo-se com o aumento da contribuição de a_p . Outra possível explicação é redução da dureza do material usinado decorrente da maior temperatura na região de corte na usinagem a seco, o que favorece a formação do cavaco, tornando a_p menos significativo para o processo [Davim, 2011]. Por outro lado, nas demais condições, a presença do fluido é

responsável pela manutenção da temperatura na região de corte, resultando na conservação e no aumento da dureza superficial de aços endurecidos como o Hardox® durante o cisalhamento, representando a contribuição significativa de a_p para a rugosidade [Hsu et al., 2019].

No caso da rugosidade média parcial (R_z), nota-se que os efeitos lineares de f_z e a_p são praticamente os fatores que mais afetam significativamente o valor médio das alturas máximas nas três condições de lubrificação. Por outro lado, o efeito quadrático de a_p só é significativo quando aplicado NF-RQL ou abundante. Novamente a interação $f_z \times a_p$ afeta parcialmente R_z somente na condição a seco. Os resultados obtidos para R_z apresentam-se similares aos alcançados para R_a , pois os principais fatores que afetam a significância de a_p na usinagem a seco em comparação com NF-RQL ou abundante possivelmente se devem aos mesmos fenômenos. Diferente de R_a , o parâmetro R_z é sensível à v_c na condição NF-RQL, na qual a interação $v_c \times a_p$ foi significativa; neste caso, tal mudança pode estar relacionada à maior sensibilidade de R_z na detecção de picos de rugosidade, uma vez que essa condição gera melhor acabamento em comparação às demais condições, tornando pequenas variações entre picos e vales mais representativas ao parâmetro R_z [Policena et al., 2018]. De acordo com Hsu et al., 2019, o aumento da velocidade de corte pode influenciar nas rugosidades e temperaturas na região de usinagem. Entretanto, Dixit et al., 2012, mencionam que para processos como MQL e RQL, elevadas temperaturas podem provocar a vaporização do fluido, influenciando na qualidade da lubrificação e no acabamento da superfície usinada.

Na análise da rugosidade total (R_t), observam-se resultados similares aos de R_z nas condições a seco e com NF-RQL em que, de maneira geral, os efeitos lineares de f_z e a_p são os mais significativos, seguidos por suas interações e efeitos quadráticos. O grande destaque desta análise é a grande quantidade de efeitos significativos e parcialmente significativos gerados da condição abundante, onde as interações de v_c surgem como parcialmente significativas porém com pouca contribuição proporcional para o processo. Como o R_t é um parâmetro ainda mais sensível a perturbações na superfície que os anteriores, o grande número de parâmetros significativos no processo é justificável, destando a influência dos parâmetros nos extremos dos picos e vales da região de medição [Petropoulos et al., 2010].

Baseado nos resultados da ANOVA, as equações de regressão para as rugosidades foram obtidas. O modelo empírico representando as três rugosidades analisadas para cada condição lubrificante é apresentado na Equação 4.2. A Tabela 4.7 mostra os valores dos coeficientes de estimação do modelo.

$$Y = b_0 + b_1(v_c) + b_2(a_p) + b_3(f_z) + b_4(v_c^2) + b_5(a_p^2) + b_6(f_z^2) + b_7(v_c \cdot a_p) + b_8(v_c \cdot f_z) + b_9(a_p \cdot f_z) \quad (4.2)$$

Tabela 4.7 – Coeficientes de regressão do modelo para R_a , R_z e R_t .

Coef.	Seco			NF-RQL			Abundante		
	R_a	R_z	R_t	R_a	R_z	R_t	R_a	R_z	R_t
b_0	-0,61	-1,92	-2,98	+0,13	+1,61	+2,27	-0,362	+0,070	-4,05
b_1	+0,021	+0,095	+0,154	+0,0051	+0,0196	+0,026	+0,005	+0,005	+0,139
b_2	-0,73	-6,16	-9,56	-0,71	-5,87	-6,04	-0,48	-4,50	-9,73
b_3	+2,86	+10,5	-7,20	-0,21	+5,50	-8,40	+9,10	+47,3	+38,4
b_4	-0,0001	-0,0005	-0,0008	-0,00003	-0,0002	-0,0002	-0,00001	0,0000	-0,0007
b_5	+0,25	+1,38	+2,20	+0,21	+1,75	+2,01	+0,48	+3,13	-22,9
b_6	-6,0	-46,7	-16,1	+9,33	+13,0	+53,8	+1,2	-52,3	+53,8
b_7	+0,0014	+0,0316	+0,044	+0,003	+0,032	+0,031	+0,001	+0,014	+0,030
b_8	-0,021	-0,033	+0,011	-0,0142	-0,0450	-0,005	-0,052	-0,217	-0,259
b_9	+3,00	+16,08	+31,2	+1,17	+2,37	+5,70	-2,29	-7,63	+5,50

A ANOVA apresentou coeficientes de determinação superiores a 87% em todos os casos, indicando bom ajuste do modelo. O maior coeficiente foi observado na condição abundante para R_t ($R^2 = 97,1\%$) e o menor foi na condição a seco para R_a ($R^2 = 87,2\%$). Os valores mais elevados dos coeficientes apresentam melhor ajuste e maior confiabilidade da análise realizada [Montgomery, 2007].

A Figura 4.14 e a Figura 4.15 exibem os gráficos de contorno para cada condição de lubrificação para $f_z = 0,05$ mm/dente, constatado na ANOVA como parâmetro mais significativo e apresentando menores rugosidades quanto menor seu valor. No corte a seco, nota-se que os menores valores de rugosidade R_a , R_z e R_t são obtidos para uma velocidade de corte em nível mínimo (80 m/min) e valores de a_p próximos de 1,0 mm. Para o NF-RQL, a região de menor rugosidade R_a divide-se em duas zonas, uma com baixa v_c e média/alta a_p , enquanto a outra surge em altas velocidades de corte e baixa a_p . Considerando $a_p = 1,2$ mm, $v_c \leq 85$ m/min; para $a_p = 0,8$ mm, $v_c \leq 102,7$ m/min; utilizando $a_p = 0,4$ mm, $v_c = 120$ m/min. No caso das demais rugosidades, os menores valores de R_z e R_t encontram-se em uma região um pouco menor, englobada pelas faixas de parâmetros para os menores R_a . Para a condição abundante, as curvas de contorno tendem a apresentar um padrão para os menores valores de R_a a partir da relação aproximada $v_c < 240 - 200 \cdot a_p$, indicando pouca influência da variação de

v_c sobre processo, enquanto as menores rugosidades são observadas com $a_p < 0,63$ mm para qualquer v_c . Novamente os menores R_z estão em uma região que abrange as faixas de parâmetros para os menores R_a considerando até $a_p > 0,8$ mm, abaixo disso os menores valores de R_z são obtidos sob menores velocidades de corte.

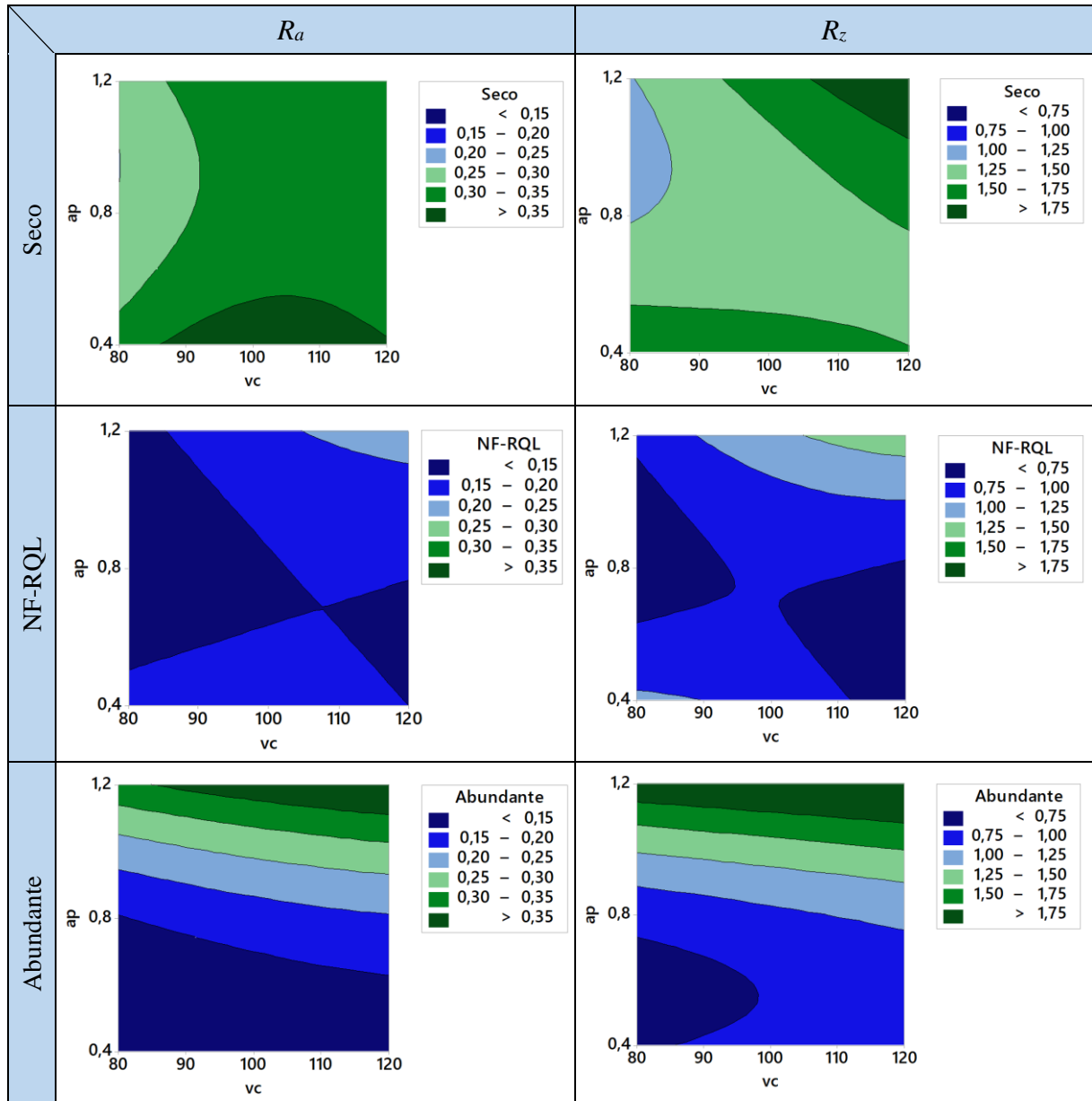


Figura 4.14 – Gráficos de contorno para R_a e R_z ($f_z = 0,05$ mm/dente)

Já no R_t , surgem duas zonas de menor rugosidade, uma com baixa v_c e média/baixa a_p , enquanto a outra surge em alta v_c e baixa a_p . Esta tendência é esperada devido ao padrão observado em diversos trabalhos sobre fresamento de materiais endurecidos, nos quais sob diferentes condições lubrificantes, os principais fatores que afetam o acabamento são o

avanço por dente e a profundidade de corte, sendo a velocidade pouco influente e tendo contribuições significativas apenas em casos especiais [Hsu et al., 2019; Moayyedean et al., 2020; Duc et al., 2019].

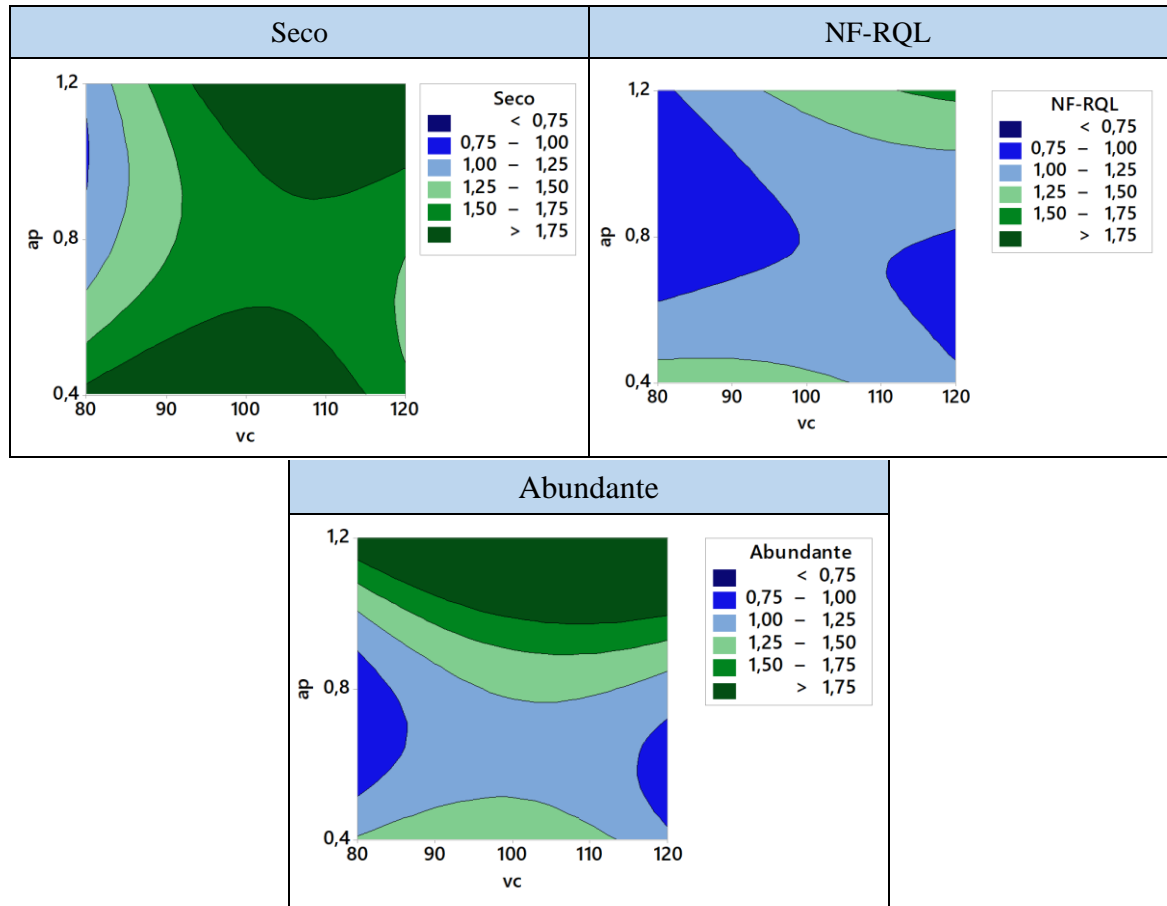


Figura 4.15 – Gráficos de contorno para R_t ($f_z = 0,05$ mm/dente)

4.2.2 Otimização Multivariada das Rugosidades

Baseado na ANOVA e nos gráficos de contorno que apresentam as condições que fornecem melhores acabamentos superficiais, observa-se que há correspondência entre os comportamentos de R_a , R_z e R_t em relação as regiões com menores valores de rugosidade. Isso sugere a possibilidade de simultaneamente atingir os menores valores para tais parâmetros. Dessa forma, com auxílio do Minitab® 18, realizou-se a otimização multivariada combinada para as rugosidades de cada um dos meios lubrificarrefrigerantes, apresentados na Figura 4.16. Os resultados sumarizados são apresentados na Tabela 4.8.

Pela Figura 4.16, a função desejabilidade composta atingiu o valor máximo ($D = 1$) para todas as condições o que, segundo Ferreira et al., 2007, apresenta o máximo ou mínimo ótimo,

resultado da média geométrica das desejabildades individuais de cada parâmetro de rugosidade analisado (todos também com $d = 1$).

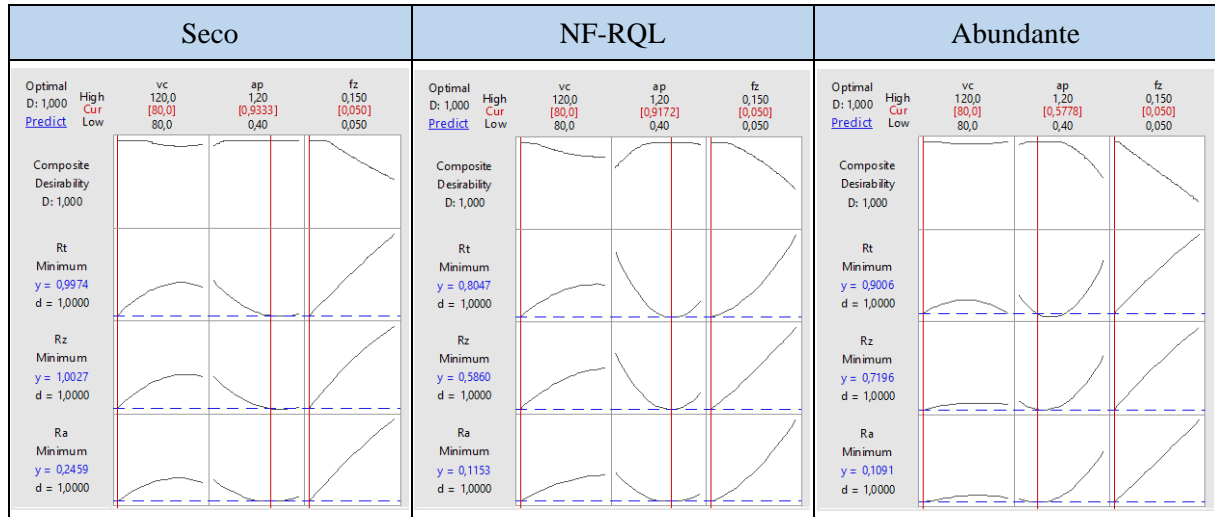


Figura 4.16 – Gráficos de otimização multivariada

Tabela 4.8 – Resultados da otimização multivariada.

Condição Lubrificador	Fatores Controláveis			Variáveis de Resposta		
	v_c (m/min)	f_z (mm/z)	a_p (mm)	R_a (μm)	R_z (μm)	R_t (μm)
Seco	80	0,05	0,933	0,246	1,003	0,997
NF-RQL	80	0,05	0,917	0,115	0,586	0,805
Abundante	80	0,05	0,578	0,109	0,720	0,901

Os valores de R_a , R_z e R_t obtidos com a otimização multivariada são ligeiramente menores que os obtidos com o passe 7, o qual apresenta uma combinação similar de parâmetros, alterando apenas o nível de a_p (0,8 mm). Tais resultados condizem com a ANOVA e com os gráficos de contorno para $f_z = 0,05$ mm/dente. Nota-se que condição a seco, mesmo otimizada, resulta em valores mais elevados de rugosidade que as demais. Estes resultados condizem com os encontrados por Kara, 2018. Ao comparar os parâmetros otimizados para as condições NF-RQL e abundante, além dos aspectos ecológicos associados ao descarte de fluido, a taxa remoção de material é maior para NF-RQL ($2315 \text{ cm}^3/\text{min}$) em comparação ao abundante ($1266 \text{ cm}^3/\text{min}$) para valores de rugosidade semelhantes. No caso dos aspectos econômicos, outros fatores necessitam ser avaliados, como o custo e o consumo de NF-MLG em RQL em comparação ao BD-Fluid B90 em abundância.

5 CONCLUSÕES

O trabalho desenvolvido permitiu investigar os efeitos das condições lubrificantes e dos parâmetros de corte sobre as forças de usinagem e rugosidades resultantes do processo de fresamento de topo do aço martensítico Hardox[®] 450 utilizando ferramenta de metal duro com revestimento PVD.

5.1 Forças de Usinagem

A partir dos resultados obtidos, conclui-se que há pouca diferença nos valores das forças entre as condições lubrificantes utilizadas (a seco, com NF-RQL e com fluido em abundância), sendo estas dependentes principalmente dos parâmetros de corte empregados.

Diferente do similar estudo anterior, o processo não resultou em desgaste significativo da ferramenta de corte, o que se refletiu nos valores dos passes centrais de controle. Estes não apresentaram variação significativa, conforme as variâncias apresentadas.

De maneira geral, a ANOVA mostrou que a parcela estática (μF_U) e dinâmica (ΔF_U) da força de usinagem e a sua componente ativa (F_a) possuem o mesmo comportamento para todas as condições de lubrificação, ou seja, a profundidade de corte (a_p) como parâmetro mais significativo, seguido pelo avanço por dente (f_z) e a interação entre eles. A componente passiva da força (F_p) apresentou comportamento distinto, variando com a condição lubrificante.

Os gráficos de contorno resultantes da ANOVA mostraram regiões de menores valores de μF_U , ΔF_U , F_a e F_p para os níveis mínimos de a_p e f_z , com a velocidade de corte (v_c) ideal variando para cada condição lubrificante. Este comportamento foi comprovado na otimização multivariada, em que o NF-RQL gerou valores mais elevados de v_c (114,3 m/min). Os resultados experimentais e os estimados pelo modelo não destacaram uma condição de lubrificação ótima para todas as variáveis de resposta analisadas.

Apesar de os resultados finais decorrentes da otimização serem similares, os parâmetros ótimos para o NF-RQL destacam-se por permitir uma maior produtividade, com maior taxa de material removida, além dos aspectos ecológicos favoráveis intrínsecos ao método.

5.2 Rugosidades

A utilização de NF-RQL demonstrou resultados superiores às demais condições lubrificantes, com redução mínima de 31,2% nos valores de rugosidade em relação aos

demais métodos. Observou-se uma redução de 51,6% nos valores de rugosidade média (R_a) na comparação com o corte a seco. Ao analisar as curvas de Abbot-Firestone e distribuição de amplitudes, o NF-RQL apresentou menores amplitudes e maior homogeneidade de picos e vales, com distribuição leptocúrtica. Em concordância com a literatura, devido à ausência de lubrificação, a condição a seco obteve o pior desempenho.

A ANOVA realizada para as rugosidades indicou f_z como o parâmetro mais significativo para o corte a seco e NF-RQL, seguido por a_p . Na condição abundante, isto foi observado apenas em R_a , enquanto que para as demais rugosidades (média parcial R_z e total R_t) tal padrão é invertido. A v_c e suas interações não apresentaram relevância para o processo, com exceção de R_t para NF-RQL, onde as interações de v_c foram parcialmente significativas.

Nos gráficos de contorno para f_z mínimo, a condição abundante e com NF-RQL apresentaram as regiões com os menores valores de rugosidade. Entretanto, o NF-RQL permitiu regiões localizadas em maiores valores de a_p e/ou v_c . As otimizações multivariadas comprovaram isso, pois os parâmetros otimizados diferiram apenas em relação a a_p .

Considerando que a condição abundante e com NF-RQL resultaram em valores similares de rugosidade, o emprego dos parâmetros otimizados resulta em um incremento na taxa de remoção de material na condição NF-RQL de 82,9% em comparação à abundante, resultando assim em maior produtividade, além de um menor impacto ambiental. No entanto, outros fatores precisam ser avaliados, como o custo e o consumo de NF-MLG em RQL em comparação ao fluido de corte em abundância, bem como a taxa de desgaste da ferramenta para cada condição lubrificante.

5.3 Sugestões para Trabalhos Futuros

- Avaliar a integridade do material (alterações subsuperficiais) resultante da usinagem em diferentes meios lubrificantes: deformação plástica, microdureza, tensões residuais.
- Investigar os desgastes, os mecanismos de desgastes e a vida da ferramenta ao considerar a aplicação de parâmetros de corte mais severos e diferentes condições de lubrificação.
- Testar isoladamente a influência dos nanofluidos à base de multicamadas de grafeno sobre a usinagem, variando a concentração das nano partículas no fluido.
- Agregar ao estudo outros métodos de lubrificação ecologicamente amigáveis, como a utilização de fluidos de base vegetal em MQL e/ou MQCL.

REFERÊNCIAS

Astakhov, V.P. **Ecological Machining: Near-dry Machining**. In: Davim, J.P. *Machining: Fundamentals and Recents Advances*, Springer, 2008.

Barros, B. N, Scarminio, I. S e Bruns, R. E. **Como Fazer Experimentos: Pesquisa e Desenvolvimento na Ciência e na Indústria**. Ed. UNICAMP, Campinas, SP 2º Ed., 2001.

Baumgaertner Filho, A.J. **Análise dos parâmetros da polaridade negativa na curva de corrente de soldagem MIG/MAG polaridade variável aplicados à soldagem para revestimento**. Dissertação de mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2017.

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

Bensaid, K. e Fredj, N. B. Influence of Sliding Speed and Normal Loads on the Wear Resistance of Hardox 500 Steel Ground Surfaces, **ICAMEM 2019**, LNME, p. 84–90, 2020.

Bensaid, K., Dhiflaoui, H., Bouzaiene, H., Yahyaoui, H., e Fredj, N. B. Effects of the cooling mode on the integrity and the multi-pass micro-scratching wear resistance of Hardox 500 ground surfaces, **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, vol. 113, p. 2865–2882, 2021.

Black, J. T. Introduction to machining processes. **Metals Handbook: Machining**. 9 ed. New York: ASM International, 1995.

Carvalho, A. C. S., **Análise da furação do aço inoxidável aisi 304 com a aplicação externa de nanofluidos em quantidade reduzida**. Dissertação de mestrado, Escola de Engenharia, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2018.

Chinchanikar, S., Kore, S. S., Hujare, P. A review on nanofluids in minimum quantity lubrication machining, **Journal of Manufacturing Processes**, vol. 68, p. 56-70, 2021.

Davim, J. P. *Machining of Hard Materials*, **Springer**, Verlarg-London, 1. Ed., 2011.

Debnath, S., Reddy, M. M., Yi, Q. S. Environmental friendly cutting fluids and cooling techniques in machining: a review, **Journal of Cleaner Production**, vol. 83, p. 33-47, 2014.

DIN EN ISO 4287. Geometrical Product Specifications (GPS) – Surface texture: Profile method – Terms, definitions and surface texture parameters, **Deutsches Institut für Normung**. Berlin, 2010.

Diniz, A. E., Marcondes, F. C., Coppini, N. L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**, Artliber Editora, São Paulo, 8. ed., 2013.

Dixit, U. S., Sarma, D. K., Davim, J. P. **Environmentally friendly machining**, New York: Springer-Verlag, 1.ed., 2012.

Do, T. V., Vu, N. M., Nguyen, Q. M. Optimization of cooling conditions and cutting parameters during hard milling of AISI H13 steel by using Taguchi method, **International Conference on Advanced Manufacturing (IEEE ICAM 2018)**, p. 396-398. 2018.

Duc, T. M., Long, T.T., Chien, T.Q., Tuan, N.M. Study of cutting forces in hard milling of Hardox 500 steel under MQCL condition using nano additives, **SSRG International Journal of Mechanical Engineering**, vol. 6 (11), p. 1-7, 2019.

Ferraresi, D., **Fundamentos da Usinagem dos Metais**, São Paulo: Blucher, 16^a Reimpressão, 2013.

Ferreira, S. L. C., Bruns, R. E., Ferreira, H. S., Matos, G. D., David, J. M., Brandão, G. C., Silva, E. G. P., Portugal, L. A., Reis, P. S., Souza, A. S., Santos, W. N. L. Box-Behnken design: An alternative for the optimization of analytical methods, **Analytica Chimica Acta**, vol. 597, p. 179-186, 2007.

Garcia, R. F., Felix E. C., Mendel, H. T., Gonzalez. A. R., Souza. A. J. Optimization of cutting parameters for finish turning of 6082-T6 aluminum alloy under dry and RQL conditions, **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, vol. 41, p. 317-327, 2019.

Goindi, G. S. e Sarkar, P. Dry machining: A step towards sustainable machining e Challenges and future directions, **Journal of Cleaner Production**, vol. 165, p. 1557-1571, 2017.

Hackenhaar, W. **Avaliação da eficiência térmica e de fusão na soldagem MAG em diferentes geometrias de juntas**. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2016.

Hassanpour, H., Sadeghi, H. M., Rasti, A., Shajari, S. Investigation of surface roughness, microhardness and white layer thickness in hard milling of AISI 4340 using minimum quantity lubrication, **Journal of Cleaner Production**, vol. 120, p. 124-134, 2016.

Hsu, Q. -C., Do, T. -V., Nguyen, T. -V. Minimum Quantity Lubricant: A Beneficial Application in Hard-Milling of AISI H13 Steel, **Universal Journal of Mechanical Engineering**, vol. 7, p. 411-423. 2019.

Jiang, X., Scott, P.J., Whitehouse, D.J., Blunt, L. Paradigm shifts in surface metrology, Part I. Historical philosophy, **Proceedings of the Royal Society A – Mathematical, Physical and Engineering Sciences**, vol. 463(2085), p. 2049-2070, 2007.

Kara, F. Optimization of cutting parameters in finishing milling of Hardox 400 steel, **International Journal of Analytical, Experimental and Finite Element Analysis**, vol. 5(3), p. 44-49, 2018.

Kalpakjian, S e Schmid, S. R. **Manufacturing Engineering and Technology**, Pearson Prentice Hall, Upper Saddle River, 7.ed., 2010.

Klocke, F. **Manufacturing Processes 1 – Cutting**. Springer, Berlin-Heidelberg, RWTH edition, 2011.

Lima, D. O., Araujo, A. C., Silveira, J. L. L. Influência da profundidade de corte e do avanço na força de corte no fresamento de faceamento, **7º Congresso Nacional de Engenharia Mecânica (Anais do VII CONEM)**, São Luis, 2012.

Löwgren, C., Orpana V. e Löwgren G. About wear a guide from SSAB. **Oxelösund AB. Lappeenranta University of Technology**, Lappeenranta, 1998.

Löwgren C., Orpana, V., Löwgren, G. Three Successive Models for Selection of Materials. Case: Wear Resistant Steels. **19th International Conference on Production Research**, SSAB Oxelösund, Sweden, 2000.

Machado, A. R., Abrão, A. M., Coelho, R. T., Silva, M. B. **Fundamentos da Usinagem dos Metais**, Edgard Blücher, São Paulo, 2. ed., 2015.

Majerik, J. e Barényi, I. Experimental investigation into tool wear of cemented carbide cutting inserts when machining wear resistant steel Hardox 500. **Engineering Review**, vol. 36(2), p. 167-174, 2016.

Majerik, J. e Jambor, J. Hard milling and hard drilling experiment of abrasion resistant steel Hardox 500 at dependence of $T = f(v_c, f_z)$. **University Review**, vol. 8(3-4), p. 2-8, 2014.

Minitab. **StatGuide**. <https://www.minitab.com.br>, 2021, Acesso em: 21-07-2021.

Mitutoyo. **SJ-201 Surface Roughness Tester – User Manual**. Mitutoyo America Corporation, USA. https://www.atecorp.com/ATECorp/media/pdfs/data-sheets/Mitutoyo-SJ201P_Datasheet.pdf, 2010, Acesso em: 22-07-2021.

Moayyedean, M., Mohajer, A., Kazemian, M. G., Mamedov, A., Derakhshandeh, J. F. Surface Roughness Analysis in Milling Machining Using Design of Experiment. **SN Applied Sciences**, vol. 2(10), 2020.

Montgomery, D. C. **Applied Statistics and Probability for Engineers**. John Wiley & Sons, Hoboken, 4th ed., 2007.

Montgomery, D. C. **Design and Analysis of Experiments**. John Wiley & Sons, Arizona State University, 8^a Ed., 2013.

Montgomery, D. C. **Introdução ao Controle Estatístico da Qualidade**. Editora LTC, 4^a Ed, 2004.

Passari, E. S., **Otimização dos parâmetros de fresamento frontal em aço Hardox®450 baseada na rugosidade e na força resultante**”. Trabalho de Conclusão de Curso em Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2019.

Petropoulos, P. G. N., Pandazaras, N. P., Davim, J. P. Surface Texture Characterization and Evaluation Related to Machining. In: Davim, J. P. **Surface Integrity in Machining**. Springer, cap. 2, p. 37-66, Portugal, 1^a Ed, 2010.

Policena, M. R., Devitte, C., Fronza, G., Garcia, R. F., Souza, A. J. Surface roughness analysis in finishing end-milling of duplex stainless steel UNS S32205. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, vol. 98, p. 1617–1625, 2018.

Rech, J., Hamdi, H., Valette, S. Workpiece Surface Integrity. In: Davim, J.P. **Machining: Fundamentals and Recents Advances**, Springer, 2008.

Sandvik. **Manual Técnico de Usinagem**, Sandvik Coromant, São Paulo, 2012.

Santos, S. C e Sales, F. **Aspectos Tribológicos da Usinagem dos Materiais**, Editora Artliber, São Paulo, 1ª Ed, 2007.

Sharma, V. S., Singh, G., Sorby, K. A Review on Minimum Quantity Lubrication for Machining Processes, **Materials and Manufacturing Processes**, vol. 30(8), p. 935-953, 2015.

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**, vol. 57, p. 83-101, 2012.

Sória, B. S., **Estudo do comportamento das vibrações em fresamento frontal do aço inoxidável AISI 316 utilizando transformada de Wavelet**. Dissertação de mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2016.

Sun, J., Huang, Z., Zhao, J. Yan, K. Nano-laminated graphene-carbide for green machining, **Journal of Cleaner Production**, vol. 293, p. 126-158, 2021.

SSAB. **Welding Handbook: A guide to better welding of hardox and strenx**, SSAB, Oxelösund, 2. ed., 2019.

SSAB. **Hardox Wear Plate, Welding Handbook**, SSAB, Oxelösund, vol. 1, 2014.

SSAB. **Machining Weldox and Hardox**, SSAB, 2009. https://www.aemach.com/hardox/pdf/010_SSAB_plate_machining_UK.pdf. Acesso em 21/07/2021.

Tavares, J. M. R. S. “**Indicação dos estados de superfície**”. **CFAC – Conceção e Fabrico Assistidos por Computador. FEUP – Faculdade de Engenharia, Universidade do**

Porto. <http://paginas.fe.up.pt/~tavares/ensino/CFAC-G/Downloads/Apontamentos/>, 2012, Acesso em: 25-07-2021.

Trent, E e Wright P. **Metal Cutting**. Butterworth Heinemann, Boston, 4^a Ed, 2000.

Tschätsch, H. **Applied Machining Technology**. Springer, 8^a ed., 2009.

Ulewicz, R., Mazur, M., Bokůvka, O. Structure and mechanical properties of fine-grained steels. **Periodica Polytechnica Transportation Engineering**, vol. 41(2), p. 111-115, 2013.

Walter. **General Catalogue - A Compendium of Expertise in Machining, Turning, drilling, threading, milling, adaptors**. Tübingen, Germany. Walter Tools, 2012.

Werkema, M.C.C.; Aguiar, S. **Planejamento e análise de experimentos: como identificar e avaliar as principais variáveis influentes em um processo**. Werkema, Minas Gerais, 1996.

Wojciechowski, S., Wiackiewicz, B., Krolczyk, G. M. Study on metrological relations between instant tool displacements and surface roughness during precise ball end milling, **Measurement**, vol. 129, p. 686-694. 2018.

APÊNDICES

APÊNDICE A – Valores Medidos de Força

A Tabela A.1 especifica os valores obtidos referente às parcelas estática (μF_U) e dinâmica (ΔF_U) da força de usinagem bem como as componentes ativas (F_a) e passivas (F_p) geradas para cada condição lubrificante.

Tabela A.1 – Valores determinados de força por passe.

Passe	Parâmetros de corte			Seco				NF- RQL				Abundante			
	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/z)	μF_U (N)	ΔF_U (N)	F_a (N)	F_p (N)	μF_U (N)	ΔF_U (N)	F_a (N)	F_p (N)	μF_U (N)	ΔF_U (N)	F_a (N)	F_p (N)
1	120	1,2	0,1	333	196	317	101	327	220	315	89	340	225	326	96
2	80	0,4	0,1	114	65	91	68	114	68	95	63	113	95	93	64
3#	100	0,8	0,1	223	148	199	100	218	131	198	93	232	150	209	101
4	100	1,2	0,05	242	115	223	96	251	96	222	117	249	122	227	103
5	100	0,4	0,15	150	87	108	104	174	58	141	102	151	112	120	92
6	100	0,4	0,05	89	50	56	70	89	58	62	63	100	73	72	69
7	80	0,8	0,05	168	111	146	83	170	137	148	84	174	119	153	85
8#	100	0,8	0,1	227	164	203	100	229	189	208	96	238	158	215	103
9	80	1,2	0,1	336	221	322	95	338	212	326	91	348	208	334	97
10	120	0,4	0,1	123	80	97	76	117	90	87	77	125	98	102	71
11	120	0,8	0,15	303	224	274	129	294	202	263	132	315	184	282	141
12	80	0,8	0,15	301	200	276	119	289	207	267	109	306	197	282	119
13#	100	0,8	0,1	246	159	225	101	238	170	218	97	255	183	233	102
14	100	1,2	0,15	448	281	432	116	436	276	425	99	464	318	452	107
15	120	0,8	0,05	164	94	143	81	166	97	145	80	172	135	154	77

APÊNDICE B – Análise de Variância das Forças

As Tabelas B.1, B.2, B.3 e B.4 mostram os resultados da ANOVA referente às parcelas estática (μF_U) e dinâmica (ΔF_U) da força de usinagem bem como as componentes ativas (F_a) e passivas (F_p) geradas para cada condição lubrificante-refrigerante.

Tabela B.1 – ANOVA para μF_U .

Fator	Seco		NF-RQL		Abundante	
	Valor-P	Prop. (%)	Valor-P	Prop. (%)	Valor-P	Prop. (%)
v_c	0,846	< 0,01	0,734	0,01	0,668	0,01
f_z	< 0,001	25,98	< 0,001	25,87	< 0,001	24,75
a_p	< 0,001	69,88	< 0,001	71,61	< 0,001	70,24
v_c^2	0,689	0,01	0,181	0,14	0,314	0,05
f_z^2	0,412	0,04	0,127	0,15	0,292	0,06
a_p^2	0,456	0,04	0,705	< 0,01	0,243	0,08
$v_c \times f_z$	0,741	0,01	0,547	0,02	0,490	0,02
$v_c \times a_p$	0,502	0,03	0,427	0,03	0,271	0,06
$f_z \times a_p$	< 0,001	3,74	0,001	1,94	< 0,001	4,51
R^2	99,73%		99,77%		99,79%	

Tabela B.2 – ANOVA para ΔF_U .

Fator	Seco		NF-RQL		Abundante	
	Valor-P	Prop. (%)	Valor-P	Prop. (%)	Valor-P	Prop. (%)
v_c	0,887	< 0,01	0,817	0,05	0,708	0,12
f_z	< 0,001	34,64	0,002	23,88	0,002	29,46
a_p	< 0,001	54,72	< 0,001	53,35	< 0,001	54,96
v_c^2	0,340	0,17	0,366	1,19	0,828	0,03
f_z^2	0,355	0,07	0,290	1,07	0,830	0,04
a_p^2	0,002	2,31	0,067	3,83	0,678	0,14
$v_c \times f_z$	0,029	0,65	0,462	0,48	0,509	0,38
$v_c \times a_p$	0,029	0,64	0,783	0,06	0,738	0,10
$f_z \times a_p$	< 0,001	6,44	0,010	12,30	0,013	10,96
R^2	99,65%		96,20%		96,19%	

Tabela B.3 – ANOVA para F_a .

Fator	Seco		NF-RQL		Abundante	
	Valor-P	Prop. (%)	Valor-P	Prop. (%)	Valor-P	Prop. (%)
v_c	0,907	< 0,01	0,387	0,06	0,948	< 0,01
f_z	< 0,001	22,51	< 0,001	23,97	< 0,001	22,41
a_p	< 0,001	72,98	< 0,001	72,76	< 0,001	72,24
v_c^2	0,803	0,01	0,428	0,06	0,611	0,01
f_z^2	0,913	< 0,01	0,659	0,02	0,850	< 0,01
a_p^2	0,534	0,03	0,655	0,01	0,639	0,01
$v_c \times f_z$	0,947	< 0,01	0,943	< 0,01	0,943	< 0,01
$v_c \times a_p$	0,643	0,02	0,899	< 0,01	0,395	0,05
$f_z \times a_p$	0,001	4,07	0,001	2,77	< 0,001	5,01
R^2	99,62%		99,65%		99,74%	

Tabela B.4 – ANOVA para F_p .

Fator	Seco		NF-RQL		Abundante	
	Valor-P	Prop. (%)	Valor-P	Prop. (%)	Valor-P	Prop. (%)
v_c	0,224	1,17	0,280	2,54	0,540	0,98
f_z	< 0,001	54,80	0,013	24,68	0,011	35,11
a_p	0,002	22,66	0,017	21,26	0,021	24,79
v_c^2	0,170	1,38	0,373	1,67	0,593	0,48
f_z^2	0,052	4,07	0,074	8,83	0,290	3,17
a_p^2	0,010	10,97	0,072	10,43	0,041	18,31
$v_c \times f_z$	0,327	0,72	0,203	3,71	0,246	3,91
$v_c \times a_p$	0,797	0,04	0,409	1,40	0,733	0,30
$f_z \times a_p$	0,229	1,14	0,026	16,82	0,435	1,63
R^2	96,95%		91,34%		88,68%	

APÊNDICE C – Valores Medidos de Rugosidade

A Tabela C.1 exibe os valores de rugosidade média (R_a), média parcial (R_z) e total (R_t) obtidos para cada condição lubrificante.

Tabela C.1 – Valores medidos de rugosidade por passe.

Passe	Parâmetros de corte			Seco			NF- RQL			Abundante		
	v_c (m/min)	a_p (mm)	f_z (mm/z)	R_a (μm)	R_z (μm)	R_t (μm)	R_a (μm)	R_z (μm)	R_t (μm)	R_a (μm)	R_z (μm)	R_t (μm)
1	120	1,2	0,1	0,503	2,887	3,613	0,277	1,760	1,977	0,477	2,633	3,347
2	80	0,4	0,1	0,387	1,850	2,053	0,187	1,200	1,340	0,283	1,597	2,077
3#	100	0,8	0,1	0,437	2,157	2,500	0,203	1,143	1,300	0,313	1,680	2,370
4	100	1,2	0,05	0,313	1,573	1,860	0,193	1,137	1,377	0,380	2,003	2,640
5	100	0,4	0,15	0,490	2,220	2,490	0,240	1,440	1,690	0,443	2,120	2,520
6	100	0,4	0,05	0,333	1,437	1,590	0,163	0,983	1,430	0,180	1,077	1,377
7	80	0,8	0,05	0,307	1,337	1,507	0,137	0,697	0,830	0,127	0,787	0,967
8#	100	0,8	0,1	0,400	2,013	2,347	0,143	0,790	0,883	0,317	1,527	1,870
9	80	1,2	0,1	0,433	1,883	2,190	0,183	1,000	1,233	0,457	2,437	2,990
10	120	0,4	0,1	0,413	1,843	2,070	0,170	0,943	1,140	0,213	1,217	1,420
11	120	0,8	0,15	0,403	2,153	2,693	0,223	1,150	1,630	0,337	1,597	1,753
12	80	0,8	0,15	0,473	2,137	2,460	0,277	1,350	1,640	0,460	2,297	2,597
13#	100	0,8	0,1	0,463	2,170	2,613	0,203	1,137	1,390	0,230	1,410	1,653
14	100	1,2	0,15	0,703	3,643	5,253	0,363	1,783	2,093	0,510	2,713	4,223
15	120	0,8	0,05	0,327	1,483	1,697	0,140	0,717	0,840	0,163	0,953	1,157

APÊNDICE D – Análise de Variância das Rugosidades

As Tabelas D.1, D.2 e D.3 apresentam os resultados da ANOVA referentes aos valores de rugosidade média (R_a), média parcial (R_z) e total (R_t) obtidos para cada condição lubrificante.

Tabela D.1 – ANOVA para R_a .

Fator	Seco		NF-RQL		Abundante	
	Valor-P	Prop. (%)	Valor-P	Prop. (%)	Valor-P	Prop. (%)
v_c	0,822	0,14	0,773	0,17	0,226	2,92
f_z	0,005	56,1	0,003	51,7	0,003	46,1
a_p	0,114	9,40	0,033	15,4	0,011	24,3
v_c^2	0,263	4,50	0,473	1,91	0,865	0,21
f_z^2	0,650	0,60	0,207	3,76	0,927	0,01
a_p^2	0,254	4,52	0,093	6,91	0,053	9,76
$v_c \times f_z$	0,516	1,25	0,402	1,50	0,130	5,01
$v_c \times a_p$	0,731	0,34	0,136	5,66	0,685	0,28
$f_z \times a_p$	0,101	10,4	0,192	4,07	0,175	3,82
R^2	87,20%		91,05%		92,34%	

Tabela D.2 – ANOVA para R_z .

Fator	Seco		NF-RQL		Abundante	
	Valor-P	Prop. (%)	Valor-P	Prop. (%)	Valor-P	Prop. (%)
v_c	0,192	3,46	0,587	0,66	0,289	1,67
f_z	0,002	48,1	0,006	39,5	0,004	31,7
a_p	0,019	17,9	0,071	10,2	0,003	34,3
v_c^2	0,182	3,95	0,428	2,45	0,999	0,05
f_z^2	0,448	1,03	0,732	0,26	0,359	1,21
a_p^2	0,178	4,07	0,026	18,9	0,012	18,7
$v_c \times f_z$	0,821	0,09	0,624	0,53	0,142	3,61
$v_c \times a_p$	0,123	5,25	0,032	17,0	0,397	1,02
$f_z \times a_p$	0,064	8,52	0,606	0,60	0,274	1,79
R^2	92,38%		90,18%		94,06%	

Tabela D.3 – ANOVA para R_t .

Fator	Seco		NF-RQL		Abundante	
	Valor-P	Prop. (%)	Valor-P	Prop. (%)	Valor-P	Prop. (%)
v_c	0,216	3,55	0,429	1,83	0,240	1,03
f_z	0,005	39,8	0,010	41,0	0,001	27,8
a_p	0,016	22,7	0,148	7,21	0,000	38,2
v_c^2	0,200	4,40	0,472	2,80	0,080	3,92
f_z^2	0,874	0,05	0,300	3,30	0,682	0,11
a_p^2	0,206	3,83	0,004	17,9	0,002	20,9
$v_c \times f_z$	0,965	0,00	0,966	0,00	0,096	2,42
$v_c \times a_p$	0,191	4,04	0,089	11,0	0,099	2,33
$f_z \times a_p$	0,044	12,7	0,355	2,57	0,424	0,44
R^2	91,16%		87,63%		97,11%	