

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

INVESTIGAÇÃO SOBRE FORÇAS E RUGOSIDADES GERADAS NO FRESAMENTO  
DE TOPO A SECO E COM FLUIDO EM ABUNDÂNCIA DO AÇO TOOLOX® 44

por

Michele Bernardes de Almeida Ribeiro

Dissertação para obtenção do Título de  
Mestre em Engenharia

Porto Alegre, maio de 2022

INVESTIGAÇÃO SOBRE FORÇAS E RUGOSIDADES GERADAS NO FRESAMENTO  
DE TOPO A SECO E COM FLUIDO EM ABUNDÂNCIA DO AÇO TOOLOX® 44

por

Michele Bernardes de Almeida Ribeiro  
Engenheira de Materiais

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

Mestre em Engenharia

Área de Concentração: Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. André João de Souza

Coorientador: Prof. Dr. Heraldo José de Amorim

Comissão de Avaliação:

Profa. Dra. Cíntia Cristiane Petry Mazzaferro

PROMEC / UFRGS

Prof. Dr. Patric Daniel Neis

PROMEC/UFRGS

Prof. Dr. Rodrigo Panosso Zeilmann

PPGMEC/UCS

Prof. Dr. Fernando Marcelo Pereira  
Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, 24 de maio de 2022

*'Cê' vai atrás desse diploma  
Com a fúria da beleza do Sol, entendeu?  
Faz isso por 'nóis'  
Faz essa por 'nóis' (vai)!  
Te vejo no pódio!*

*(AmarElo – Emicida)*

## AGRADECIMENTOS

Primeiramente a Deus, que, diante de tantas adversidades, me manteve focada, rodeada por pessoas especiais e com saúde. Juntamente, agradeço às minhas protetoras Nossa Senhora Aparecida e Nossa Senhora de Lourdes pela intercessão de sempre.

À minha família, em especial meus pais Bernadete e Luiz Carlos e meus irmãos Du e Vini. Vocês são minha inspiração! Mesmo longe, se fizeram presentes. Poder contar sempre com vocês me faz uma pessoa muito privilegiada. Muito obrigada por tudo, amo vocês.

Ao meu namorado Rafael pelo incentivo, parceria, carinho, amor e por acreditar tanto em mim. Você é muito especial, eu te amo!

À companheira de mestrado Julia Caniçali, por ter se tornado uma amiga e dividirmos dúvidas, angústias e vitórias nessa caminhada tão excêntrica.

Ao Prof. Dr. André João de Souza e ao Prof. Dr. Heraldo José de Amorim pela orientação. Ao técnico Guilherme Vargas Schirmer pela disponibilidade e auxílio técnico com os experimentos.

À Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS), ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica (PROMEC) e ao Laboratório de Automação em Usinagem (LAUS), pela qualidade do ensino e infraestrutura utilizada.

Ao Sr. Eduardo Gomes Feldeckircher (Maxiforja Ltda.) pela amostra de Toolox<sup>®</sup> 44, ao Sr. Fernando Borne Mattes (Walter do Brasil Ltda.) pelas ferramentas de corte, e ao Sr. Guilherme Rosa (Bondmann Química Ltda.) pelo biofluido de corte BD-Fluid B90.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq) pelo suporte financeiro para a elaboração deste trabalho, pois num momento onde a ciência do país vem sendo tão atacada, com vários cortes orçamentários, poder contar com o auxílio financeiro foi fundamental.

“De verdade, hoje eu só quero agradecer. [...] eu queria muito agradecer a mim porque eu não desisti. [...] Quero muito agradecer a mim.” (Anitta, Rock in Rio, 2018).

## RESUMO

O Toolox<sup>®</sup> 44 é um aço ferramenta pré-endurecido com alta tenacidade, alto limite de escoamento em temperatura elevada. Ele é adequado para situações em que alta dureza, alta resistência ao impacto e excelente estabilidade dimensional são essenciais, como por exemplo em moldes para injeção de plástico e matrizes de repuxo, forjamento e fundição. Esse material alia boas propriedades mecânicas com boa usinabilidade. Deste modo, o trabalho busca avaliar a influência dos parâmetros de corte (velocidade de corte " $v_c$ ", profundidade de corte axial " $a_p$ ", avanço por dente " $f_z$ ") nas componentes ativa e passiva (parcelas estática e dinâmica) da força de usinagem e na rugosidade da superfície da peça (parâmetros  $R_a$  e  $R_z$ ) gerados pelo fresamento frontal do Toolox<sup>®</sup> 44 a seco e com fluido em abundância. A análise dos resultados foi feita utilizando o projeto de experimentos Box-Behnken (BBD) de três fatores em três níveis de modo a avaliar a influência dos fatores controláveis e suas combinações nas variáveis de resposta para as duas condições de lubrificação. A ANOVA e o BBD mostraram que as parcelas estática e dinâmica da força ativa sofrem influência significativa de  $a_p$  e  $f_z$  de maneiras diferentes conforme o uso ou não de fluido. Para a força passiva, somente a parcela estática com fluido em abundância sofreu influência significativa, mas de  $f_z$  e  $v_c$ . A rugosidade  $R_z$  foi afetada significativamente por  $a_p$  e  $f_z$  independentemente da condição lubrificante, enquanto que a combinação de  $a_p$  com  $v_c$  no fresamento com fluido passa a ter influência apenas sobre  $R_a$ . Conclui-se que o fresamento a seco e a aplicação de menores níveis de  $a_p$  e  $f_z$  apresentam a tendência de gerar menores valores de força e rugosidade, sendo estes os mais recomendados para a usinagem de acabamento do Toolox<sup>®</sup> 44.

**Palavras-chave:** Toolox<sup>®</sup> 44; Fresamento de Topo; Forças de Usinagem; Rugosidade; Box-Behnken Design.

## ABSTRACT

Toolox<sup>®</sup> 44 is a pre-hardened tool steel with high purity, low carbon content, high toughness, high yield strength at high temperature, and very low residual stress. It is suitable for situations where high hardness, high impact resistance, and excellent dimensional stability are essential, such as in plastic injection molds and drawing dies, forging, and casting. This material combines good mechanical properties with good machinability. Thus, the work aims to evaluate the influence of cutting parameters (cutting speed " $v_c$ ", axial depth of cut " $a_p$ ", and feed per tooth " $f_z$ ") on the active and passive machining force components (static and dynamic portions) and surface roughness ( $R_a$  and  $R_z$ ) resulted from the end milling of Toolox<sup>®</sup> 44 under dry and flood conditions. The results were analyzed using the 3-factor 3-level Box-Behnken (BBD) design of experiments to assess the influence of controllable factors and their combinations on the response variables for the two lubrication/refrigeration conditions. ANOVA and BBD showed that the static and dynamic portions of the active force are significantly influenced by  $a_p$  and  $f_z$  in different ways depending on whether cutting fluid is used. However, only the static portion of the passive force was significantly affected by  $f_z$  and  $v_c$  in flood milling. The roughness  $R_z$  was significantly affected by  $a_p$  and  $f_z$  regardless of the lubrication condition, while the combination of  $a_p$  and  $v_c$  in end milling with cutting fluid has an influence only on  $R_a$ . It is concluded that dry milling and applying lower levels of  $a_p$  and  $f_z$  tend to generate lower values of force and roughness, which are the most recommended for the finishing machining of Toolox<sup>®</sup> 44.

**Keywords:** Toolox<sup>®</sup> 44; End Milling; Machining Forces; Surface Roughness; Box-Behnken Design.

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO.....</b>	<b>1</b>
1.1	Objetivo Geral .....	4
1.2	Objetivos Específicos .....	4
1.3	Organização do Trabalho.....	5
<b>2</b>	<b>FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....</b>	<b>6</b>
2.1	Fresamento Frontal .....	6
2.2	Fresamento a Seco vs. com Fluido em Abundância .....	8
2.3	Forças de Usinagem em Fresamento .....	10
2.4	Textura da Superfície Usinada.....	14
2.5	Toolox <sup>®</sup> 44.....	19
2.6	Box-Behnken Design.....	21
<b>3</b>	<b>MATERIAIS E MÉTODOS.....</b>	<b>23</b>
3.1	Caracterização do Corpo de Prova, da Ferramenta e da Máquina.....	23
3.2	Medição dos Sinais de Força .....	26
3.3	Medição da Rugosidade.....	27
3.4	Planejamento Experimental .....	29
<b>4</b>	<b>RESULTADOS E DISCUSSÕES.....</b>	<b>31</b>
4.1	Análise dos Sinais de Força .....	31
4.1.1	Força Ativa .....	33
4.1.2	Força Passiva .....	35
4.2	Rugosidade .....	37
4.3	Análise Estatística.....	42
4.3.1	Força ativa .....	42
4.3.2	Força passiva .....	46
4.3.3	Rugosidade .....	47
<b>5</b>	<b>CONCLUSÕES.....</b>	<b>52</b>
5.1	Sugestões para Trabalhos Futuros .....	53

<b>REFERÊNCIAS .....</b>	<b>54</b>
<b>APÊNDICE A .....</b>	<b>63</b>



## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1	Importação de moldes e ferramentas [Comexstat, 2022].....	2
Figura 2.1	Tipos de fresamento: (a) periférico; (b) frontal [Reis, 2019].....	7
Figura 2.2	Tipos de fresamento frontal: (a) simétrico de rasgo; (b) simétrico comum; (c) assimétrico com toda superfície sendo fresada; (d) assimétrico [Diniz et al., 2013]. .....	7
Figura 2.3	Fatores que influenciam as forças de usinagem [Bajić et al., 2012].....	10
Figura 2.4	Decomposição de FU no fresamento frontal [Hübner, 2016; Sória, 2016].....	11
Figura 2.5	Elementos presentes na textura de uma superfície [Kalpakjian, 1995]. .....	15
Figura 2.6	Representação da medição de uma superfície [Tavares, 2012]. .....	15
Figura 2.7	(a) Perfil da superfície [Tavares, 2012]; (b) Perfil de rugosidade [Alves, 2002] .....	16
Figura 2.8	Fatores que influenciam na rugosidade [Bajić et al., 2012].....	16
Figura 2.9	Parâmetros de rugosidade: (a) Ra; (b) Rz [Garcia, 2019].....	17
Figura 2.10	Representação do BBD [adaptado de Ferreira et al., 2007].....	21
Figura 3.1	Desenho esquemático: (a) corpo de prova; (b) planejamento da usinagem.....	23
Figura 3.2	Metalografia Toolox® 44 [Guerreiro, 2015] .....	24
Figura 3.3	Centro de usinagem Romi Discovery 308 .....	25
Figura 3.4	Geometria e dimensões (em milímetros) do inserto Tiger-tec® Silver ADMT [Walter Tools, 2021]. .....	26
Figura 3.5	Sistema de Aquisição de Sinais de Força do Laboratório de Automação em Usinagem – LAUS [cortesia do LAUS-UFRGS]. .....	27
Figura 3.6	Região estável da amostra usinada onde foi considerado o IPA .....	28
Figura 3.7	Operação de medição realizada no corpo de prova .....	28
Figura 4.1	Parcelas estáticas e dinâmicas das forças: (a) ativa $F_{at}$ e (b) passiva $F_p$ . .....	32
Figura 4.2	Gráficos de dois fatores representando as parcelas estática (a, b, c) e dinâmica (d, e, f) da força ativa em função dos parâmetros de processo para os dois métodos lubrificadorrefrigerantes avaliados.....	34
Figura 4.3	Gráficos de dois fatores representando as parcelas estática (a, b, c) e dinâmica (d, e, f) da força passiva em função dos parâmetros de processo para os dois métodos lubrificadorrefrigerantes avaliados.....	36

Figura 4.4	Valores de rugosidade para o fresamento seco e com fluido de abundância do Toolox <sup>®</sup> 44: (a) Ra; (b) Rz.....	38
Figura 4.5	Superfície dos passes 5 e 14 após fresamento a seco e com fluido em abundância. ....	40
Figura 4.6	Gráficos de dois fatores representando as rugosidades Ra (a, b, c) e Rz (d, e, f) em função dos parâmetros de processo para os dois métodos lubrificantes avaliados. ....	41
Figura 4.7	Gráficos de contorno de $\mu$ Fat nos cortes a seco e com fluido em abundância.	43
Figura 4.8	Gráficos de contorno de $\Delta$ Fat nos cortes a seco e com fluido em abundância.	44
Figura 4.9	Otimização multivariada para Fat no corte a seco e com fluido em abundância. ....	45
Figura 4.10	Gráficos de contorno de $\mu$ Fp no corte com fluido em abundância.....	47
Figura 4.11	Gráficos de contorno de Ra nos cortes a seco e com fluido em abundância. ...	49
Figura 4.12	Gráficos de contorno de Rz nos cortes a seco e com fluido em abundância. ...	50
Figura 4.13	Otimização multivariada para a rugosidade no corte a seco e com fluido em abundância. ....	51

## LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1	Composição Química do Toolox <sup>®</sup> 44 (% massa) [SSAB, 2021].....	24
Tabela 3.2	Parâmetros de corte e níveis de significância escolhidos para o BBD. ....	29
Tabela 3.3	Planejamento do Experimento. ....	30
Tabela 4.1	Resultados das forças para o fresamento do Toolox <sup>®</sup> 44.....	31
Tabela 4.2	Resultados de rugosidade para o fresamento do Toolox <sup>®</sup> 44. ....	37
Tabela 4.3	ANOVA para a força ativa nos cortes a seco e com fluido em abundância. ....	42
Tabela 4.4	ANOVA para a força passiva nos cortes a seco e com fluido em abundância. ....	46
Tabela 4.5	ANOVA para as rugosidades nos cortes a seco e com fluido em abundância. ....	48
Tabela A.1	Dados para a aquisição dos sinais de força.....	63

## LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	Instituto Americano de Ferro e Aço ( <i>American Iron and Steel Institute</i> )
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Óxido de Alumínio
ANOVA	Análise de Variância
APC	Aresta Postiça de Corte
ASM	Sociedade Americana de Metais ( <i>American Society for Metals</i> )
BANI	Frágil, Ansioso, Não-Linear e Incompreensível ( <i>Brittle, Anxious, Nonlinear e Incomprehensible</i> )
BBD	Projeto de Experimentos Box-Behnken ( <i>Box-Behnken Design</i> )
COVID	Doença do Coronavírus ( <i>COrona VIRUS Disease</i> )
CGI	Ferro Fundido Vermicular ( <i>Compacted Graphite Iron</i> )
CSR	Redução Suave Controlada ( <i>Controlled Soft Reduction</i> )
CVD	Deposição Química de Vapor ( <i>Chemical Vapor Deposition</i> )
DIN	Instituto Alemão de Normalização ( <i>Deutsche Institut für Normung</i> )
ESR	Refusão por Eletro-escória ( <i>Electroslag Remelting</i> )
FeS	Sulfeto de ferro (II)
HRC	Rockwell (Escala de Dureza do Material)
IC	Intervalo de Confiança
IPA	Intervalo de Pontos de Análise
ISO	Organização Internacional de Normalização ( <i>International Organization for Standardization</i> )
JIS	Padrões Industriais Japoneses ( <i>Japanese Industrial Standard</i> )
LATRIB	Laboratório de Tribologia
LAUS	Laboratório de Automação em Usinagem
MICO	Inventário de Usinagem e Otimização de Custos ( <i>Machining Inventory and Cost Optimization</i> )
MnS	Sulfeto de Manganês
MQL	Mínima Quantidade de Lubrificante
NBR	Norma Brasileira
PROMECC	Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica

PVD	Deposição Física de Vapor ( <i>Physical Vapor Deposition</i> )
Q&T	Temperado e Revenido ( <i>Quench &amp; Tempered</i> )
SSAB	Aço Sueco S. A. ( <i>Svenskt Stal A.B.</i> )
TiAlN	Nitreto de Alumínio e Titânio
TiCN	Carbonitreto de Titânio
TiN	Nitreto de Titânio
UFRGS	Universidade Federal do Rio Grande do Sul
USB	Porta Universal ( <i>Universal Serial Bus</i> )
VI	Instrumento Virtual ( <i>Virtual Instrument</i> )
VUCA	Volátil, Incerto, Complexo e Ambíguo ( <i>Volatility, Unpredictability, Complexity e Ambiguity</i> )

## LISTA DE SÍMBOLOS

D	“Desejabilidade” ( <i>Desirability</i> ) Composta
d	“Desejabilidade” ( <i>Desirability</i> ) Individual
$\varphi$	Ângulo de contato do dente da fresa com a peça [°]
$\lambda_s$	Ângulo de inclinação [°]
$\gamma_o$	Ângulo de saída efetivo [°]
$f_z$	Avanço por dente [mm/dente]
R <sup>2</sup>	Coefficiente de determinação [%]
$K_a$	Coefficiente de pressão específica na direção axial [N/mm <sup>2</sup> ]
$K_r$	Coefficiente de pressão específica na direção radial [N/mm <sup>2</sup> ]
$K_t$	Coefficiente de pressão específica na direção tangencial [N/mm <sup>2</sup> ]
$l_e$	Comprimento de amostragem [mm]
$l_m$	Comprimento de medição [mm]
VB	Largura da marca de desgaste da flanco da ferramenta [μm]
$\emptyset$	Diâmetro da fresa [mm]
$Z_i$	Distâncias do pico ao vale [μm]
$h$	Espessura do cavaco [mm]
$F_{at}$	Força ativa [N]
$F_a$	Força axial [N]
$F_U$	Força de usinagem [N]
$F_x$	Componente da força de usinagem na direção x [N]
$F_y$	Componente da força de usinagem na direção y [N]
$F_z$	Componente da força de usinagem na direção z [N]
$F_p$	Força passiva [N]
$F_r$	Força radial [N]
$F_t$	Força tangencial [N]
z	Número de arestas de corte
$\Delta F$	Parcela dinâmica da força [N]
$\square\square$	Parcela estática da força [N]
Valor-p	Probabilidade de significância
$a_p$	Profundidade de corte [mm]

$a_e$	Largura de corte [mm]
$r_\epsilon$	Raio de ponta da ferramenta de corte [mm]
$R_y$	Rugosidade máxima [ $\mu\text{m}$ ]
$R_a$	Rugosidade média [ $\mu\text{m}$ ]
$R_z$	Rugosidade média parcial [ $\mu\text{m}$ ]
$R_t$	Rugosidade total [ $\mu\text{m}$ ]
$Q$	Taxa de remoção de material [ $\text{cm}^3/\text{min}$ ]
$v_c$	Velocidade de corte [mm/min]

# 1 INTRODUÇÃO

A profunda transformação causada pela pandemia obrigou o mundo a se reinventar. As pessoas ficaram sem certeza do futuro e mais conectadas, tornando inimaginável a vida sem internet e as facilidades que ela proporciona. Obviamente, essa mudança também afetou as organizações: O mundo corporativo antes conhecido como VUCA, acrônimo formado pelas iniciais de *volatility*, *uncertainty*, *complexity* e *ambiguity* (volátil, incerto, complexo e ambíguo), passou a se denominar BANI, de *brittle*, *anxious*, *non-linear* e *incomprehensible* (frágil, ansioso, não-linear e incompreensível) que engloba o momento de acelerações e incertezas [Godoy e Filho, 2021]. Assim, é preciso se adaptar e continuar buscando novos meios para a produção de componentes, visando a produtividade, o melhor uso de recursos naturais, com o mínimo de descarte possível, visto que, além da crise sanitária imposta pela COVID-19, a crise climática também afeta o futuro da vida no planeta.

Na área de processos de fabricação, especialmente na usinagem, essas novas formas de produção já são realidade, como por exemplo na otimização de parâmetros de corte e técnicas de usinagem a seco (ou quase). Uma classe de materiais bastante estudada são os aços ferramenta, materiais que dependem de propriedades muito específicas para serem aplicados em moldes e matrizes. Dureza, resistência mecânica e tenacidade são algumas destas características e, para alcançá-las, é comum que estes ferramentais precisem de tratamentos térmicos, sendo os mais comuns a têmpera e o revenimento, para que adquiram as propriedades indispensáveis para sua aplicabilidade.

Alguns problemas dos tratamentos térmicos consistem em ser um processo demorado, oneroso e que pode aumentar significativamente as trincas no material, além de frequentemente causar deformações que tornam necessários procedimentos de usinagem posteriores. Além disso, devido à alta dureza, usinar os materiais depois de tratados termicamente pode se tornar uma tarefa complicada [Fritz et. al, 2017]. Otimizar o processo de usinagem desses materiais é importante para diminuir o uso de recursos na produção e aumentar a produtividade, pois o mercado de aços ferramenta está em ascensão. A previsão é que o mercado global de aços ferramenta cresça de US\$ 4,90 bilhões em 2019 para US\$ 6,89 bilhões em 2027 [Reports and Data, 2020]. É importante ressaltar que, por produto, esse mercado está segmentado em usinagem a altas velocidades, trabalho a frio, trabalho a quente, moldes de injeção de plásticos, dentre outros [Polaris, 2022].



Apesar de ser um dos maiores produtores de minério de ferro, o Brasil tem uma participação pequena (menor que 1%) no mercado global de ferramentas. Quanto aos demais produtores, a Ásia possui preços competitivos e a Europa e a América do Norte possuem boa capacidade de gestão, confiabilidade, prazos, inovação e nível técnico de excelência [IPT, 2019]. Assim, é comum a importação desses produtos, como ilustra a Figura 1.1.

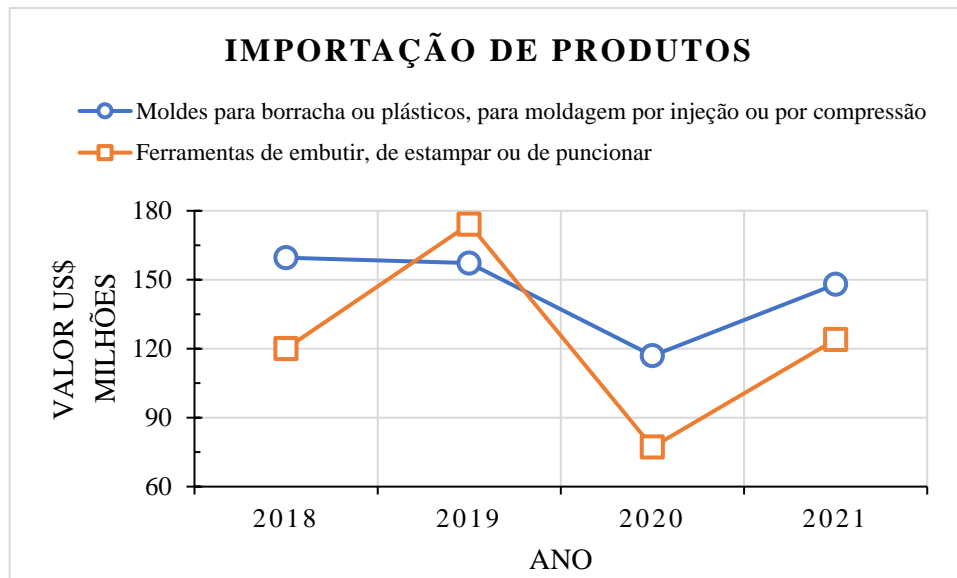


Figura 1.1 – Importação de moldes e ferramentas [Comexstat, 2022].

Aumentar a participação do Brasil no mercado de moldes e ferramentas é interessante economicamente para diminuir as importações e fortalecer o mercado interno, especialmente quando se considera as flutuações da moeda local, que dificultam a importação de máquinas e equipamentos e inviabilizam planejamentos de longo prazo. O conhecimento técnico envolvido na fabricação de moldes e ferramentas é fundamental para avançar em direção a esse objetivo. Dessa forma, pesquisas acerca do tema, novas formas de produção visando sustentabilidade, produtividade e qualidade são necessárias.

Além disso, com os prazos apertados e projetos mais desafiadores a cada dia, o mercado consumidor está aberto ao desenvolvimento de materiais que permitem fácil usinagem e alto desempenho. Tendo em vista esse cenário, a SSAB produziu o aço Toolox<sup>®</sup>.

O Toolox<sup>®</sup> foi criado para diminuir o tempo e o custo de produção de componentes, visto que é comercializado pré-endurecido. Dessa forma, não é necessário realizar tratamento térmico, o que, além de economizar o tempo do processo, também diminui de maneira

considerável o aparecimento de trincas originárias deste tratamento. Este aço é encontrado com dureza aproximada de 33 HRC (Toolox<sup>®</sup> 33) e 44 HRC (Toolox<sup>®</sup> 44) [SSAB, 2021].

O Toolox<sup>®</sup> 44 é um aço-ferramenta pré-endurecido, com alta pureza e boa usinabilidade. Isto se deve aos baixos níveis de tensão os quais permitem usinar grandes seções sem realizar alívios de tensão [SSAB, 2021]. As principais aplicações desse material são em matrizes para furar, de repuxo e de trabalho a quente (forjamento e fundição) [Serrametal, 2021]. O fabricante também recomenda a aplicação em moldes para injeção de plástico.

Daghini e Nicolescu, 2007, concluíram que quando se escolhe a ferramenta correta, é possível aumentar a produtividade da operação de torneamento desse material. Hansson, 2009, cita que ferramentas de metal duro estáveis, aliadas a máquinas-ferramentas também estáveis (que minimizem a vibração), são os pré-requisitos para o fresamento de aços como o Toolox<sup>®</sup> 44.

O presente trabalho se concentrou em analisar as forças de usinagem e o acabamento da superfície gerados durante o fresamento frontal utilizando fresa de topo do Toolox<sup>®</sup> 44.

As forças de usinagem são influenciadas por vários agentes, como ferramenta, material de trabalho, cavaco, condição lubrificante e parâmetros de corte. Nesse trabalho foram avaliados apenas os dois últimos fatores. De acordo com Ribeiro et al., 2006, a investigação das forças visa encontrar uma combinação de fatores controláveis que minimize suas intensidades. Menores forças indicam menor vibração e, conseqüentemente, diminui o gasto de energia, já que menos potência será necessária para realizar o corte. Com a vibração mais baixa também é possível obter aumento na vida da ferramenta e melhorar o acabamento superficial.

Uma das formas de avaliar o acabamento da superfície usinada é por meio da rugosidade. Embora diversos fatores possam afetar a rugosidade, optou-se por analisar neste trabalho as influências dos parâmetros de corte e da condição lubrificante. Conforme Amorim, 2002 e Hübner, 2016, a importância da avaliação da rugosidade está em sua influência na resistência à corrosão, resistência à fadiga, precisão e tolerância dimensional, transmissão de calor, lubrificação e escoamento de fluidos. De modo geral, quanto melhor o acabamento (menor rugosidade), melhor será o desempenho das propriedades citadas.

As condições lubrificantes adotadas, a fim de comparar a melhor abordagem no fresamento do Toolox<sup>®</sup> 44, foram a usinagem a seco e a com fluido em abundância. A usinagem a seco se alinha com os princípios da sustentabilidade pois, além de eliminar toda

cadeia produtiva do fluido, diminui o descarte de resíduos e seu custo associado, tornando o processo menos oneroso [Fratila, 2013]. No entanto, o fresamento com fluido em abundância possui suas vantagens como, por exemplo, lubrificar a zona de corte em baixas velocidades de corte; de refrigerar em altas velocidades de corte, como também de propiciar produção de peças com acabamento superior pela redução ou eliminação da aresta postiça de corte (APC). [Machado et al, 2009]. Além disso, os fluidos atuam com o intuito de evitar o aquecimento excessivo da peça e problemas de controle dimensional, auxiliam na quebra do cavaco (quando injetado sob alta pressão) e podem promover a redução da área de contato cavaco-ferramenta pelo fato de gerar maior curvatura do cavaco, facilitando sua quebra [Machado, 1990, Sales et al, 2001, Booney, 2004 e Da Silva, 2006] e, conseqüentemente, diminui a taxa de desgaste das ferramentas.

O projeto de experimento de Box-Behnken (BBD) foi utilizado neste trabalho com o objetivo de otimizar as variáveis de resposta simultaneamente através de um número restrito de execuções e com alto grau de confiabilidade. Além disso, também é possível determinar pela análise de variância (ANOVA) quais parâmetros de entrada são significativos, isto é, quais interferem de maneira expressiva nas variáveis de resposta [Venkatraman e Raghuraman, 2021].

Dado que a literatura acerca de informações sobre forças e rugosidades resultantes do processo de fresamento desse aço-ferramenta é restrita, faz-se necessário mais estudos para aprofundar o conhecimento e buscar novas formas de processá-lo. A partir disso, esse trabalho surge para auxiliar a elucidar essa questão.

## 1.1 Objetivo Geral

Objetiva-se determinar os níveis dos parâmetros de corte que otimizem o fresamento frontal do Toolox<sup>®</sup> 44 a seco e com fluido em abundância visando diminuir a força de usinagem e a rugosidade da superfície resultantes desse processo.

## 1.2 Objetivos Específicos

No fresamento frontal a seco e com fluido em abundância do Toolox<sup>®</sup> 44, pretende-se:

- avaliar a influência dos parâmetros de corte (profundidade de corte  $a_p$ , velocidade de corte  $v_c$  e avanço por dente  $f_z$ ) e da condição lubrificante nas forças de usinagem;
- analisar as parcelas estática e dinâmica das forças ativas e passivas, visto que essa divisão

não é facilmente encontrada na literatura dos aços ferramenta endurecidos;

- investigar a influência dos parâmetros de corte e da condição lubrificante na rugosidade;
- determinar, por meio do Box-Behnken Design (BBD), a combinação de  $v_c$ ,  $a_p$  e  $f_z$  (considerando os valores do estudo) que produzam as menores forças e rugosidades.

### 1.3 Organização do Trabalho

O trabalho está estruturado em cinco capítulos:

- *Capítulo 1:* apresentou-se a Introdução. Nela foi feita uma contextualização do assunto, para então expor objetivo do trabalho.
- *Capítulo 2:* mostra a Fundamentação Teórica, em que são exibidos tópicos fundamentais para a compreensão do trabalho.
- *Capítulo 3:* descreve os Materiais utilizados e os Métodos empregados na experimentação para a aquisição dos dados e a posterior análise destes.
- *Capítulo 4:* exhibe os Resultados obtidos e as respectivas Discussões. Além disso, são mostradas as análises estatísticas realizadas no estudo.
- *Capítulo 5:* expõe as Conclusões do trabalho e as Sugestões para Trabalhos Futuros.

## 2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Nesse capítulo são aprofundados os assuntos que auxiliam na compreensão deste estudo. A primeira seção aborda o fresamento frontal, que foi o tipo de operação de usinagem realizada. A segunda explana mais sobre o Toolox<sup>®</sup> 44, suas propriedades, aplicações, modo de produção e usinabilidade. Nas seções subsequentes são abordadas as forças de usinagem e os aspectos de textura da superfície usinada, respectivamente. A quinta seção contempla aspectos do fresamento com fluido em abundância e a seco. Por fim, a sexta seção apresenta as principais características do projeto de experimento Box-Behnken utilizado neste estudo.

### 2.1 Fresamento Frontal

O fresamento é um processo de usinagem realizado por meio de uma máquina operatriz denominada fresadora. Nessa operação, a remoção de material ocorre por uma fresa (ferramenta giratória de múltiplas arestas cortantes), fixada em um eixo-árvore, e cujas arestas removem uma pequena quantidade de material a cada revolução [Ferraresi, 1970; Diniz et al., 2013]. O fresamento depende fortemente das variáveis independentes de entrada do processo. As variáveis de entrada incluem material usinado, material e geometria da ferramenta de corte, parâmetros de corte utilizados e condições de lubrificação-refrigeração, e afetam diretamente as variáveis dependentes de saída do processo de usinagem, como o acabamento superficial da peça fabricada, desgaste e vida da ferramenta de corte, os esforços desenvolvidos no processo e a potência de corte [ASM Handbook, 2005].

Com relação aos parâmetros de corte, Machado et al., 2015, define o avanço por dente ( $f_z$ ) para casos em que a ferramenta de corte possui mais de um dente. Esse parâmetro é medido na direção do avanço da ferramenta e representa o percurso de avanço de cada dente. A profundidade de corte ( $a_p$ ) é a largura de penetração da ferramenta no material medida perpendicularmente ao plano de trabalho, enquanto a largura de corte ( $a_e$ ) é definida como a penetração da ferramenta em relação à peça, medida no plano de trabalho e possui grande importância no fresamento. Por fim, Garcia, 2019, define a velocidade de corte ( $v_c$ ) como a velocidade instantânea tangencial que resulta da rotação da fresa com relação à peça.

A norma DIN 8589 classifica o fresamento baseado na orientação do eixo da ferramenta em relação ao movimento de avanço como periférico ou frontal, como ilustra a Figura 2.1. Conforme Reis, 2019, no fresamento periférico, o eixo da fresa é paralelo à

superfície que está sendo gerada, e seus dentes ativos estão na superfície cilíndrica. Além disso, a profundidade de corte ( $a_p$ ) é consideravelmente maior que a largura de corte ( $a_e$ ) e esse fresamento pode ser concordante ou discordante. No fresamento frontal, o eixo da fresa é perpendicular à superfície que está sendo gerada, e seus dentes ativos estão na superfície frontal. Neste caso, a largura de corte ( $a_e$ ) é significativamente maior que a profundidade de corte ( $a_p$ ). O fresamento frontal pode ser utilizado para desbaste e acabamento de peças. Dentro do fresamento frontal há ainda diferentes formas de fresar, como **mostra a** Figura 2.2.

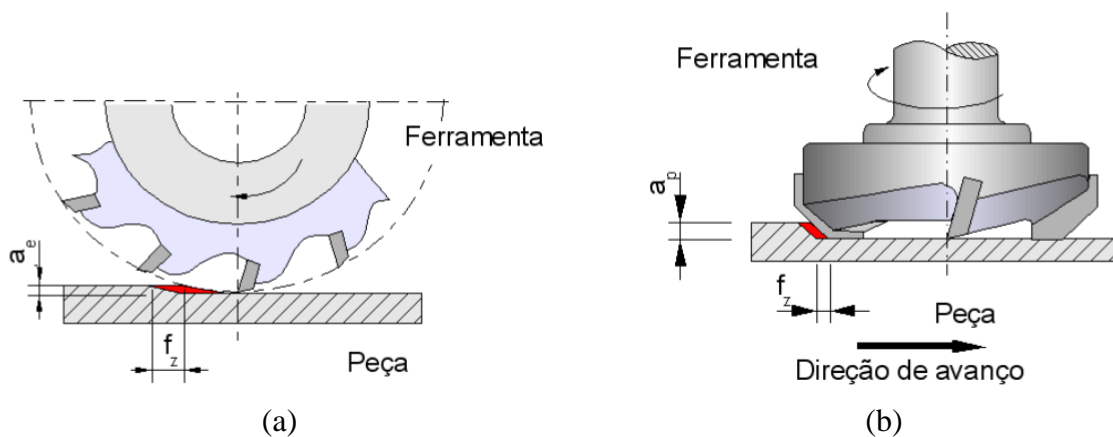


Figura 2.1 – Tipos de fresamento: (a) periférico; (b) frontal [Reis, 2019].

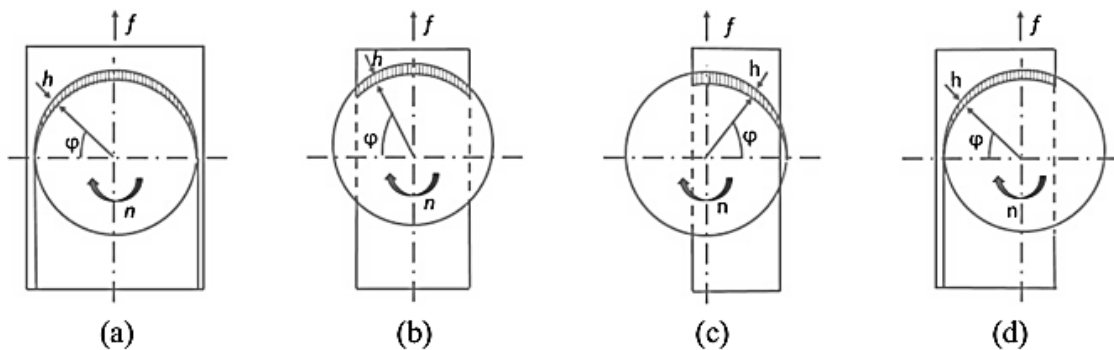


Figura 2.2 – Tipos de fresamento frontal: (a) simétrico de rasgo; (b) simétrico comum; (c) assimétrico com toda superfície sendo fresada; (d) assimétrico [Diniz et al., 2013].

As ferramentas utilizadas neste processo podem ser, por exemplo, fresa frontal de facear, cabeçote fresador ou de topo. [Sá, 2010]. O fresamento frontal com fresa de topo é um processo circunferencial e contínuo. Ele é utilizado na execução de rasgos, superfícies de forma livre e cortes de todos tipos e tamanhos [Polli, 2005]. As fresas de topo possuem vasta aplicabilidade e são muito versáteis, podem ser usadas, por exemplo, na confecção de

ranhuras, relevos, fresamento lateral e bordas. Elas podem ser inteiriças ou utilizar insertos intercambiáveis. Além disso, podem ser produzidas com haste e corpo cônicos ou cilíndricos e em diversos comprimentos e diâmetros, possuir vários canais, que podem ser helicoidais ou retos [Souto, 2007]. Quanto ao topo, ele pode ser reto, toroidal ou semiesférico [Polli, 2005].

Além do material, a geometria da ferramenta é fundamental para um fresamento eficiente. Souto, 2007, descreve que para o processo de fresamento, os ângulos de maior importância são o ângulo de saída efetivo ( $\gamma_0$ ) e o ângulo de inclinação ( $\lambda_s$ ). O primeiro ( $\gamma_0$ ) influencia fortemente as temperaturas na zona de corte, as forças e a potência de corte. Geralmente, quanto mais positivo, menores os valores das variáveis de saída citadas, mas seu aumento exagerado afeta diretamente a resistência mecânica da ferramenta pela diminuição do ângulo de cunha. O segundo ( $\lambda_s$ ) direciona o cavaco: quando positivo, este é deslocado para fora da ferramenta; quando negativo, o mesmo é conduzido para o centro dessa.

## 2.2 Fresamento a Seco vs. com Fluido em Abundância

A lubrificação também é um parâmetro de entrada fundamental do processo de usinagem, visto que durante a operação de corte grande quantidade de calor é gerada devido ao atrito entre ferramenta-peça e entre cavaco-ferramenta e ao cisalhamento do material durante a formação do cavaco. Assim, o fluido pode atenuar este calor gerado, diminuir o coeficiente de atrito e reduzir a dilatação térmica da peça, contribuindo para maior vida da ferramenta e melhor acabamento [Diniz et al., 2013]. Em baixas velocidades de corte ( $v_c$ ), o efeito lubrificante do fluido é mais evidente, enquanto em altas  $v_c$ , o resfriamento é o efeito dominante [Goindi e Sarkar, 2017; Klocke et. al, 2011]. Uma função secundária do uso de fluido é a remoção eficaz de cavacos.

Embora a aplicação de fluidos tenha impacto considerável na temperatura e vida útil da ferramenta, rugosidade, tensões residuais, precisão dimensional e formar uma película protetora na peça e na ferramenta de corte, evitando corrosão e ferrugem [Goindi e Sarkar, 2017], os fluidos também representam perigo para o meio ambiente e humanidade, além de acarretar no aumento do custo de fabricação [Davim, J.P, 2008]. Além disso, Macedo, 2001, indica que pelas características do fresamento, a utilização de fluidos pode causar problemas. As variações de espessura do cavaco, a natureza intermitente do processo e a ação centrífuga da fresa dificultam a aplicação de fluidos sem que ocorram choques térmicos, podendo resultar em trincas e até mesmo fraturas. Assim, a usinagem a seco

geralmente oferece um desempenho melhor em termos de vida útil da ferramenta aprimorada [Dixit et. al, 2012].

De acordo com Davim, 2008, as vantagens da usinagem a seco são peças mais limpas, sem geração de resíduos, custo reduzido de usinagem, custo reduzido de reciclagem de cavacos (sem óleo residual), mas a qualidade das peças usinadas pode ser afetada significativamente em termos de suas propriedades metalúrgicas e tensões residuais de usinagem. Altas forças de corte e temperaturas na usinagem a seco podem causar a distorção das peças durante a usinagem e aumentar os esforços na ferramenta, diminuindo sua vida útil. Outra consequência é a temperatura excessiva na ferramenta, que aquece e perde sua dureza, prejudicando o processo de corte. Além disso, as peças podem atingir temperaturas elevadas após a usinagem a seco, de modo que seu manuseio, medição de inspeção, etc., podem apresentar vários problemas.

É importante esclarecer que retirar o fluido em todas as operações de usinagem não é possível. Enquanto certos materiais com boa usinabilidade são escolhas naturais para o corte a seco, materiais de difícil corte podem apresentar sérios problemas quando usinados a seco [Thakur e Gangopadhyay, 2016]. Uma alternativa para esse caso é o uso de métodos lubrificantes alternativos como MQL (Mínima Quantidade de Lubrificante).

Le et al, 2022 compararam as rugosidades do aço JIS SKD61 (46 HRC) obtidas no fresamento de alta velocidade nos cortes a seco e com fluido em abundância. Foram variadas a velocidade de corte, profundidade de corte e avanço por dente. Por meio da ANOVA foi concluído que o fator que mais influenciou o corte a seco foi a profundidade de corte, enquanto no fresamento com fluido foi o avanço por dente. Olufayo et al, 2021 compararam a usinagem a seco com a usinagem com fluido em abundância de aços para moldes. Para isso, eles usaram o MICO (Inventário de Usinagem e Otimização de Custo), a fim de determinar o custo da usinagem com os diferentes meios lubrificantes e identificar os parâmetros ideais para aumentar a produtividade. Foi observado que os materiais com menor dureza (300 HB) permitiram aumento da produtividade no corte a seco, com redução dos custos totais nas condições ideais de usinagem. Além disso, os autores comprovaram que, para as condições estudadas, o custo total foi mais sensível ao uso de lubrificante do que à seleção da ferramenta de corte.



### 2.3 Forças de Usinagem em Fresamento

O estudo das forças de usinagem é conveniente para acompanhar ou prever o desempenho do processo de fresamento e a usinabilidade do material. Nesse processo de usinagem, a área da seção transversal do cavaco varia periodicamente, assim como as forças resultantes, resultando em vibrações excessivas. Esse estudo é utilizado para diminuir o gasto de energia, aumentar a vida da ferramenta e melhorar o acabamento da superfície [Bajić et al., 2012; Ribeiro et al., 2006]. O diagrama de causa e efeito da Figura 2.3 ilustra os fatores influentes sobre a força de usinagem.

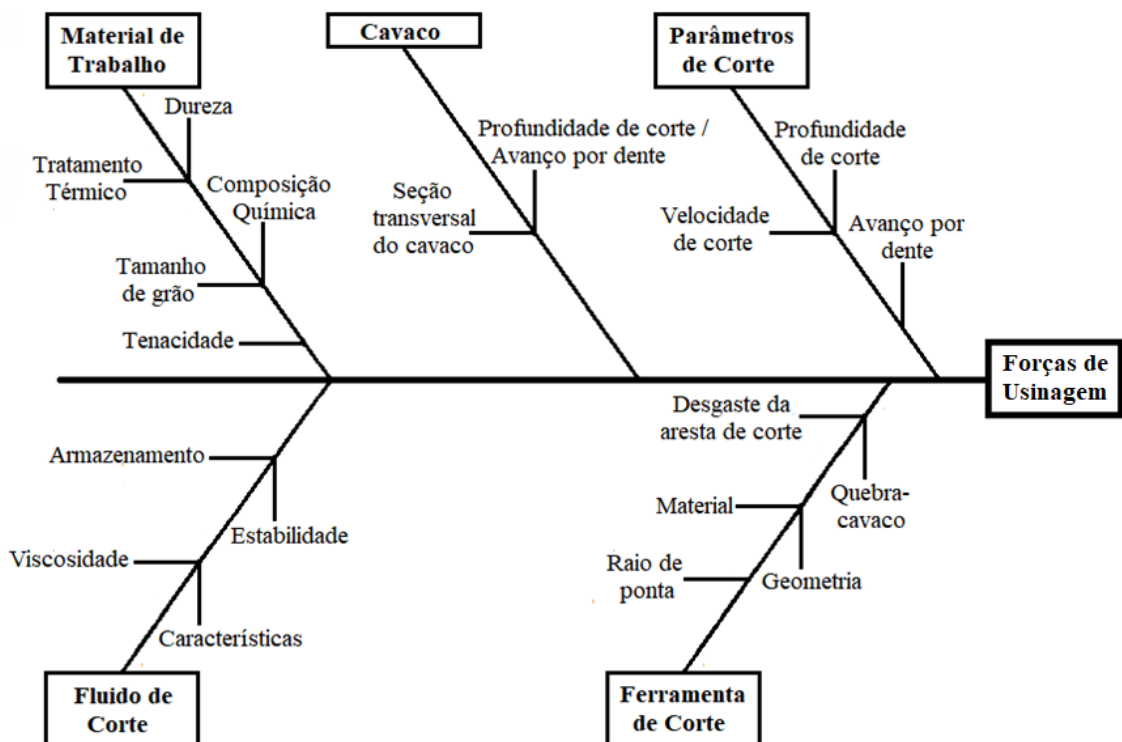


Figura 2.3 – Fatores que influenciam as forças de usinagem [Bajić et al., 2012].

No fresamento, a espessura do cavaco ( $h$ ) varia de acordo com o avanço por dente ( $f_z$ ) e o ângulo de contato do dente da fresa com a peça ( $\varphi$ ) através da Equação (2.1).

$$h(\varphi) = f_z \cdot \sin(\varphi) \quad (2.1)$$

As Equações (2.2), (2.3) e (2.4), expressam as forças tangencial ( $F_t$ ), radial ( $F_r$ ) e axial  $F_a$  em função do ângulo de contato do dente da fresa com a peça ( $\varphi$ ) [Sória, 2016]. Essas forças surgem da decomposição da força de usinagem ( $F_U$ ) em três componentes ortogonais, conforme mostrado na Figura 2.4.

$$F_t = K_t \cdot a_p \cdot h(\varphi) \quad (2.2)$$

$$F_r = K_r \cdot a_p \cdot h(\varphi) \quad (2.3)$$

$$F_a = K_a \cdot a_p \cdot h(\varphi) \quad (2.4)$$

Onde  $K_t$ ,  $K_r$  e  $K_a$  são as pressões específicas de corte das forças  $F_t$ ,  $F_r$  e  $F_a$ .

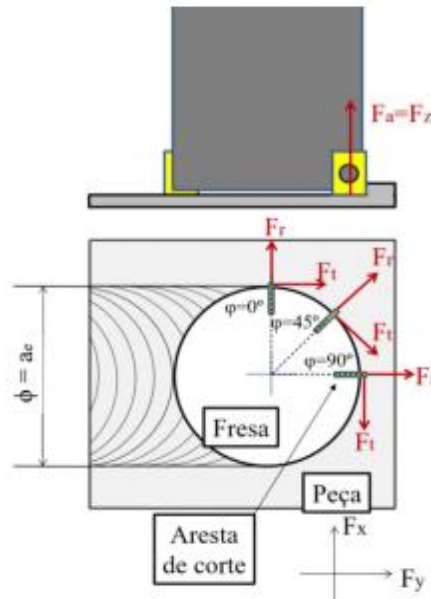


Figura 2.4 – Decomposição de  $F_U$  no fresamento frontal [Hübner, 2016; Sória, 2016].

Hübner, 2016, e Sória, 2016, apresentaram a relação das forças ortogonais  $F_x$ ,  $F_y$  e  $F_z$  com  $F_t$ ,  $F_r$  e  $F_a$  representadas pelas Equações (2.5), (2.6) e (2.7):

$$F_x = -F_t \cdot \cos \varphi - F_r \cdot \sin \varphi \quad (2.5)$$

$$F_y = F_t \cdot \sin \varphi - F_r \cdot \cos \varphi \quad (2.6)$$

$$F_z = F_a \quad (2.7)$$

Uma vez que as componentes são mutuamente ortogonais, a força de usinagem ( $F_U$ ) pode ser descrita pela Equação (2.8):

$$F_U = \sqrt{F_t^2 + F_r^2 + F_a^2} = \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2} \quad (2.8)$$

Conforme a norma DIN 6584, 1982, a força  $F_U$  pode ser decomposta em:

- força ativa ( $F_{at}$ ): situa-se no plano onde são realizados os movimentos de usinagem e

contribui para o cálculo da potência de usinagem;

- força passiva ( $F_p$ ): não contribui para a potência, mas é responsável pelas variações dimensionais e geométricas quando as tolerâncias são muito justas, pois  $F_p$  é responsável pela deflexão elástica tanto da peça quanto da ferramenta durante o processo do corte [Ribeiro et al. 2006].

A força ativa  $F_{at}$  (que ocorre no plano de corte) e a passiva  $F_p$  (que ocorre perpendicular ao plano de corte) são mais usadas devido à variação contínua na direção do corte e podem ser calculadas a partir das forças ortogonais  $F_x$ ,  $F_y$  e  $F_z$  [Gonzaga, 2019]. As Equações (2.9) e (2.10) ilustram essa condição:

$$F_{at} = \sqrt{F_t^2 + F_r^2} = \sqrt{F_x^2 + F_y^2} \quad (2.9)$$

$$F_p = F_a = F_z \quad (2.10)$$

A parcela estática da força (ativa, passiva ou resultante)  $\mu F_i$  corresponde ao valor médio da força  $F_i$  para a amostragem de pontos considerada e  $\Delta F_i$  é a flutuação da força em torno da média. Considerando um intervalo de confiança  $IC \geq 95\%$ , a parcela dinâmica é dada por  $\Delta F_i = 1,96 \cdot s$ , onde  $s$  é o desvio-padrão da amostra [Garcia, 2019]. A Equação (2.11) representa  $F_i$ :

$$F_i = \mu F_i \pm \Delta F_i \quad (2.11)$$

Diversos trabalhos estudam as forças de corte no fresamento de diferentes materiais. Bajić et al., 2012, usaram análise de regressão (DOE e ANOVA) e rede neural artificial para relacionar os parâmetros de entrada ( $v_c$ ,  $a_p$  e  $f_z$ ) com as variáveis de saída (componentes da força de corte, rugosidade e desgaste da ferramenta) no fresamento frontal do aço 42CrMo4. Eles usaram três insertos revestidos com TiN e conduziram os experimentos a seco. O objetivo de tal estudo foi avaliar a possibilidade de planejar a usinagem como parte do controle de processo off-line, e foi demonstrado que ambas as modelagens previram as variáveis de resposta com erro relativo médio menor que 10%. Desse modo, os autores concluíram que em conjuntos de dados pequenos, as metodologias são comparáveis, embora a rede neural tenha oferecido melhores previsões (erro relativo médio foi 3,35%). Fan e Loftus, 2007, investigaram a correlação entre força de corte e qualidade superficial no fresamento frontal do aço P20 com 30 HRC de dureza, quando foram usadas fresas de metal duro com

topo esférico. Foram usinadas superfícies planas com diferentes profundidades de corte utilizando duas estratégias: A primeira utilizou um modelo de força de corte e a segunda foi feita a partir de uma otimização da taxa de avanço, que usa a taxa de remoção de cavaco como um análogo da força de corte. Segundo os autores, os resultados demonstraram que o modelo de força de corte foi capaz de manter a qualidade de superfície relativamente constante, enquanto o corte usando a taxa de remoção de volume de cavacos não controlou a força de corte com precisão. Por fim, maiores forças de corte estão associadas a superfícies mais rugosas (o contrário também é verdadeiro).

Macedo, 2001, mediu as forças no fresamento de topo reto com velocidades de corte convencionais do aço laminado ABNT 1040 e no fresamento de topo esférico com altas velocidades do aço DIN 40CrMnMo7. Os objetivos desse estudo foram de prever comportamentos para possibilitar o monitoramento do processo, avaliar a influência dos parâmetros de corte nas forças e determinar as condições de usinagens mais adequadas. Montalvão, 2014, estudou a usinabilidade dos aços ferramenta N2711M e VPatlas, utilizados na fabricação de matrizes e moldes. O autor realizou o fresamento de topo a seco, e em seus ensaios de vida foi utilizada uma fresa de topo com  $\phi = 32$  mm com três insertos de metal duro revestidos com TiN pelo processo PVD. Para a força de usinagem, o torque, a potência e o acabamento superficial foram usados dois insertos com as mesmas características e uma fresa de topo com  $\phi = 16$  mm. Foi observado que o aumento de  $v_c$  não resultou na redução das forças de usinagem e que o aumento de  $f_z$  gerou aumento nas forças, mas não houve influência significativa dessa variável para nenhum dos materiais avaliados.

Passari et al. 2022, realizaram o fresamento frontal com fresa de topo do aço Hardox<sup>®</sup> 450 (45 HRC de dureza) utilizando uma ferramenta de metal duro revestido CVD, com raio de ponta de 0,4 mm. Os experimentos foram conduzidos com fluido em abundância e eles analisaram a influência dos parâmetros de corte  $a_p$ ,  $f_z$  e  $v_c$  na força de usinagem e rugosidade. Concluíram que  $a_p$  foi o parâmetro mais significativo para todas variáveis de resposta, que as rugosidades  $R_a$  e  $R_t$  não foram afetadas significativamente pelo desgaste da ferramenta, e que o menor valor da parcela estática da força de usinagem ( $\mu F_U$ ) foi obtido utilizando os níveis baixos de  $v_c$  e  $a_p$  e intermediário de  $f_z$ .

Rodrigues et al., 2014, avaliaram a força e a temperatura de corte no fresamento do aço VP 100, utilizado para a produção de moldes. Para tanto os autores variaram a dureza do material da peça e dividiram em dois grupos: um passou pelo processo de alívio de tensões (32 HRC) e o outro foi temperado e revenido (43 HRC). Eles mantiveram  $a_p$  e  $a_e$  constantes

(0,5 mm e 17,5 mm, respectivamente) e variaram  $v_c$  (200 ou 450 m/min) e  $f_z$  (0,1 ou 0,2 mm/dente). O fresamento foi realizado com uma fresa de topo com 25 mm de diâmetro e insertos de metal duro revestidos com CVD TiCN+Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>+TiN. Foi constatado que o aumento de  $f_z$  aumentou a força de usinagem ( $F_U$ ) independentemente da dureza do material e de  $v_c$ . Os autores explicaram que isso ocorreu devido ao aumento das componentes da força ativa ( $F_x$  e  $F_y$ ). A análise de variância mostrou que  $f_z$  e a dureza do material foram significativas para  $F_U$  e a temperatura de corte; no caso de  $v_c$ , este parâmetro não teve efeito significativo sobre a força de usinagem, embora seu aumento diminua  $F_U$ . Os autores concluíram que a combinação de alta  $v_c$  e baixo  $f_z$ , dentro do intervalo recomendado pelo fabricante da ferramenta, pode minimizar a força de usinagem e o atrito na interface cavaco-ferramenta, além de favorecer movimentos precisos da máquina-ferramenta durante a operação de corte (fundamental para usinagem de moldes e matrizes com geometria complexa) e reduzir o consumo de potência.

Apesar da grande quantidade de estudos realizados na área, a parcela dominante dos trabalhos que estudam a força de usinagem destaca a análise dos esforços médios (parcela estática), com pouco espaço para a análise da parcela dinâmica dos esforços desenvolvidos, o que reforça a justificativa da realização do presente estudo.

## 2.4 Textura da Superfície Usinada

A característica relacionada às irregularidades na superfície dos sólidos é chamada de textura superficial [Rubio e Velten Filho, 2005]. Conforme Kalpakjian, 1995, e Stipkovic, 2012, a textura de uma superfície é caracterizada por:

- *Ondulações*: irregularidades repetidas em forma de onda que possuem comprimento muito superior ao da sua amplitude.
- *Rugosidades*: conjunto de desvios microgeométricos caracterizados pelas pequenas reentrâncias e saliências presentes em uma superfície.
- *Marcas*: são visíveis a olho nu e resultam da direção e sentido da ferramenta empregada nos processos de usinagem.
- *Defeitos ou Falhas*: irregularidades esporádicas como furos, depressões, inclusões e trincas.

A Figura 2.5 esquematiza os elementos da textura na superfície de uma amostra.

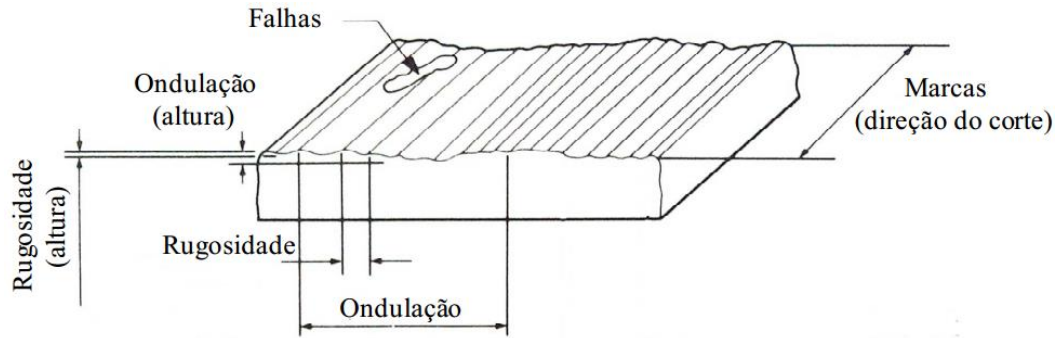


Figura 2.5 – Elementos presentes na textura de uma superfície [Kalpakjian, 1995].

Segundo Tavares, 2012, o método de medição mais utilizado para a avaliação da superfície é a exploração do perfil da superfície, ampliado e com anamorfose (ampliação vertical maior que a ampliação horizontal) em um plano normal à superfície. Essa representação é ilustrada pela Figura 2.6.

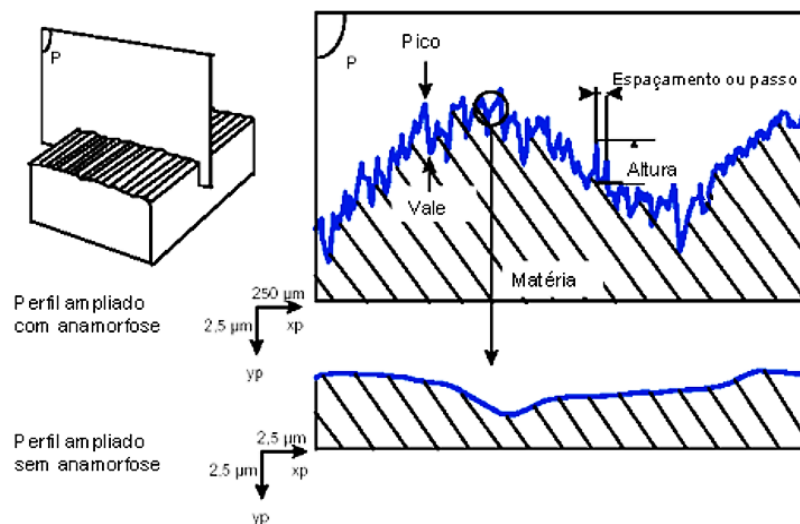


Figura 2.6 – Representação da medição de uma superfície [Tavares, 2012].

A partir disso, é obtido o perfil da superfície medido com todas as suas irregularidades (Figura 2.7a) [Tavares, 2012]. Para se obter o perfil de rugosidade, o rugosímetro (equipamento usado para a medição desta variável) separa as diferentes irregularidades de perfil por meio de filtros, evidenciando apenas aquelas correspondentes à rugosidade (Figura 2.7b) [Alves, 2002]. A norma ABNT NBR 4287, 2002, definiu o comprimento amostragem ( $l_e$ ) como o comprimento na direção do eixo das abscissas usado para identificar as irregularidades características do perfil, enquanto o comprimento de medição ( $l_m$ ) contém um

ou mais  $l_e$ . A fim de aumentar a confiabilidade dos dados, normalmente é recomendado um comprimento de medição equivalente a cinco vezes o comprimento de amostragem.

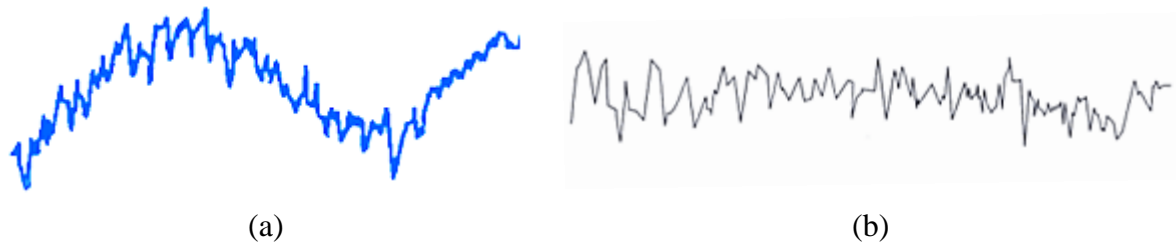


Figura 2.7 – (a) Perfil da superfície [Tavares, 2012]; (b) Perfil de rugosidade [Alves, 2002]

A rugosidade é uma imperfeição microgeométrica inerente ao processo de corte [Machado et al., 2015]. De acordo com Amorim, 2002, e Hübner, 2016, uma rugosidade baixa é essencial para superfícies: de mancais (maior capacidade de carga), de escoamento de gases e fluidos, de transferência de calor, submetidas a ambientes corrosivos, com elevada precisão dimensional etc.. Porém, perfis específicos de rugosidade são necessários para superfícies de deslizamento que requerem lubrificação. Vários fatores interferem na rugosidade. A Figura 2.8 mostra o diagrama de causa e efeito evidenciando os fatores influentes sobre a rugosidade.

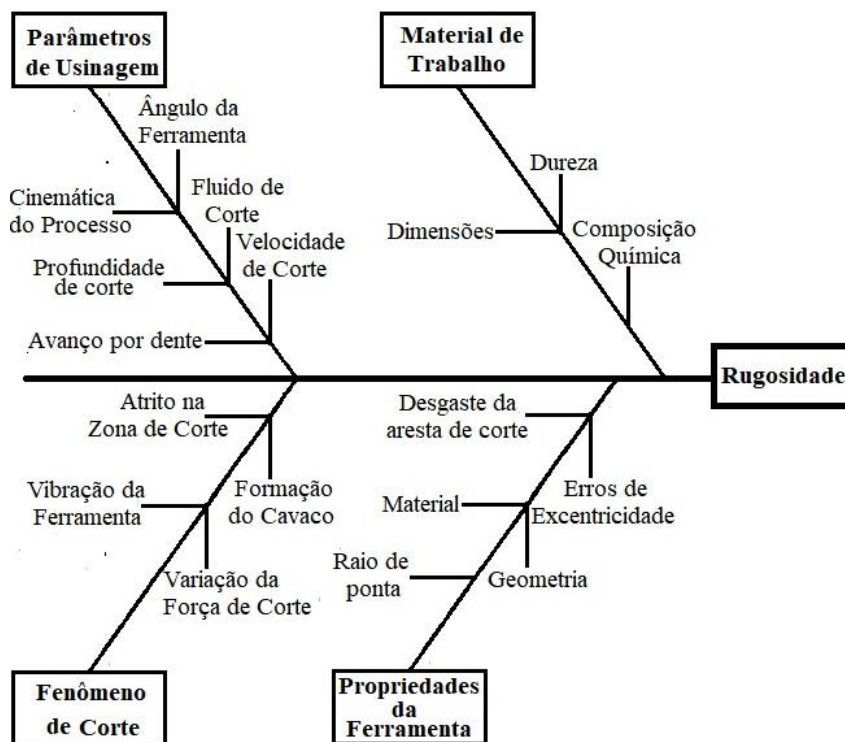


Figura 2.8 – Fatores que influenciam na rugosidade [Bajić et al., 2012].

Para quantificar a rugosidade, são usados parâmetros de rugosidade. Os principais são:

- *Rugosidade Média* ( $R_a$ ) é o parâmetro mais utilizado devido à sua facilidade de ser calculado e por estar presente na maioria dos instrumentos de medição. Matematicamente,  $R_a$  corresponde à média das distâncias entre os pontos da superfície em relação a linha média, ao longo do comprimento de medição [Machado et al., 2015]. A Equação (2.12) exibe o cálculo e a Figura 2.9a ilustra a rugosidade média.

$$R_a = \frac{|y_1| + |y_2| + \dots + |y_n|}{n} \quad (2.12)$$

- *Rugosidade Média Parcial* ( $R_z$ ) é a média das máximas alturas de  $Z_i$  (distâncias do pico ao vale) medidas em cinco comprimentos de amostragem consecutivos [Tavares, 2012]. A principal vantagem é que  $R_z$  reduz os desvios que não sejam significantes para o perfil de rugosidade [Sória, 2016]. A Equação (2.13) e a Figura 2.9b representam  $R_z$ . Na prática, quando a distribuição de picos e vales é uniforme,  $R_z \cong 5 \cdot R_a$ .

$$R_z = \frac{Z_1 + Z_2 + Z_3 + Z_4 + Z_5}{5} \quad (2.13)$$

- *Rugosidade Máxima* ( $R_y$ ) é a maior altura máxima  $Z_i$  que se apresenta no comprimento de medição [Hübner, 2016]. No caso da Figura 2.9,  $R_y = Z_3$ .
- *Rugosidade Total* ( $R_t$ ) corresponde à soma da maior altura de pico ( $R_{pi}$ ) e da maior profundidade de vale ( $R_{vi}$ ) no comprimento de medição [Machado et al., 2015]. Considerando a Figura 2.9, tem-se que  $R_t = R_{p1} + R_{v3}$ . Assim, tem-se que  $R_t \geq R_y$ .

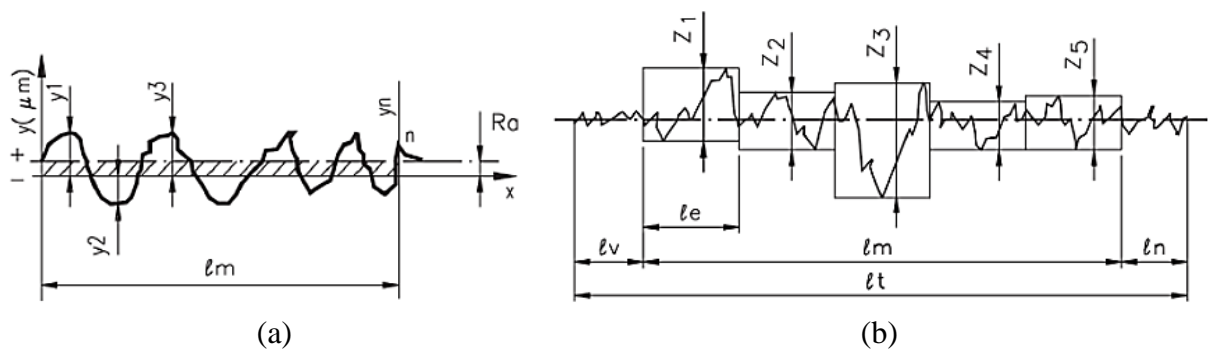


Figura 2.9 – Parâmetros de rugosidade: (a)  $R_a$ ; (b)  $R_z$  [Garcia, 2019].



A rugosidade foi a variável de resposta em diferentes trabalhos, como Bajić et al., 2012, o qual foi detalhado na **Seção 2.3**. Nguyen e Hsu, 2016 analisaram o efeito dos parâmetros do processo na rugosidade no fresamento do aço JIS SKD61 (46 HRC) através da combinação do método Taguchi com a metodologia de superfície de resposta (RSM). Os autores observaram que os valores previstos concordaram parcialmente com os resultados experimentais. Com a otimização do processo, os baixos valores de rugosidade indicaram que o fresamento duro poderia substituir a retificação no acabamento de moldes e matrizes.

Reddy et al., 2011 integraram a metodologia de superfície de resposta e o algoritmo genético para estudar o fresamento de topo do aço P20 utilizando ferramenta de metal duro revestida por CVD. Raio da ponta, velocidade de corte, avanço, profundidade axial de corte e profundidade de corte foram as variáveis. Integrando os dois métodos, a previsão da rugosidade melhorou significativamente. Reis, 2019 mediu a rugosidade quando utilizou o fresamento frontal a seco para analisar a usinabilidade do ferro fundido de alta resistência classe FC 300 (Mo + Refino de Grafita) comparando-o com o ferro fundido cinzento FC 250, ferro fundido cinzento FC 300 (Mo) e o ferro fundido vermicular da classe FV 450 (CGI). Foram utilizadas duas fresas com 80 mm de diâmetro, sendo uma com inserto heptagonal de metal duro sem revestimento e uma fresa a 90° com inserto de metal duro sem revestimento para acabamento de face dupla. O fresamento a seco mostrou que quando a velocidade de corte é maior, o material FC 300 (Mo + RG) teve as menores rugosidades e quando a velocidade de corte é menor, o contrário também foi verdadeiro.

Do et al., 2020, estudaram o fresamento do aço H13. Os autores avaliaram qual a combinação de parâmetros de corte e condição de lubrificação resultou na menor rugosidade. Analisaram três condições: a seco, MQL (90 ml/h) e nanofluido aplicado também em MQL (NF-MQL). O nanofluido era composto por nanopartículas de SiO<sub>2</sub>, com concentração mássica de 2%, em suspensão no mesmo fluido usado em MQL. A ferramenta utilizada foi uma fresa de topo com 10 mm de diâmetro revestida com TiAlN. A combinação que gerou o melhor acabamento foi  $v_c = 80$  m/min (nível máximo),  $a_p = 0,02$  mm (nível mínimo),  $f_z = 0,01$  mm/dente (nível mínimo) e NF-MQL (maior transferência de calor e maior lubrificação). A análise de variância mostrou que a condição lubrificante foi o fator mais significativo, seguido pelo avanço por dente. A velocidade de corte também foi significativa, mas com contribuição pequena.

## 2.5 Toolox<sup>®</sup> 44

De maneira geral, os aços-ferramenta são empregados na produção de ferramentais usados para moldar, conformar e cortar outros materiais (plástico, cerâmica, metais-não ferrosos e aços). Os aços-ferramenta mais usados para o trabalho a quente são os aços de baixa liga AISI P20, P21, H11, H12 e H13 [Montalvão, 2014]. A composição química e o tratamento térmico são essenciais aos aços para a produção de moldes e matrizes de modo que eles obtenham dureza à temperatura ambiente, resistência ao desgaste, temperabilidade, tenacidade, resistência mecânica, usinabilidade e homogeneidade [Milan, 1999]. Embora haja grande variedade da composição química desses aços, após tratamento térmico (mais comuns têmpera e revenimento), eles podem mudar consideravelmente suas propriedades, garantindo dureza e propriedades mecânicas adequadas às suas aplicações [Bacalhau, 2012].

O Toolox<sup>®</sup> 44 é um aço-ferramenta com dureza de 44 HRC que deve ser utilizado em aplicações em que alta resistência, alta dureza e estabilidade dimensional são essenciais. Alguns exemplos de aplicação: ferramentas de dobrar e conformar chapas, moldes para forjamento e injeção de plásticos, fundição sob pressão, peças submetidas a desgastes, componentes de máquinas, carril e aplicações em temperaturas elevadas. Ele é soldável, possui boa estabilidade dimensional e é adequado tanto para processos como polimento e gravação química quanto para nitretação e aplicação de revestimento PVD, desde que as temperaturas utilizadas não ultrapassem 590°C [SSAB, 2021]. O Toolox<sup>®</sup> 44 é fornecido temperado e revenido e, por isso não necessita de tratamentos térmicos como cementação, o que é uma vantagem, já que o tempo despendido na fabricação de matrizes diminui consideravelmente [Lugand Aciers, 2021]. Além disso, o fabricante verifica e garante as propriedades mecânicas do material, o que não é possível ao se adquirir aços-ferramenta comuns na condição recozida [Hansson, 2009].

A têmpera é um tratamento térmico feito em aços a fim de aumentar sua resistência e dureza. Ela consiste em duas etapas: (i) aquecimento, em que a temperatura do aço é elevada até um nível adequado e mantida por um intervalo suficiente para a obtenção do arranjo cristalino desejado (a temperatura e o tempo dependem da composição do aço); (ii) resfriamento brusco para se obter a fase metaestável martensita [SeVla, 2022]. De acordo com Marchionni, 2010, essa martensita primária (formada após a têmpera) é dura e frágil (baixa tenacidade), pois apresenta tensões internas elevadas e, para diminuir a fragilidade do material, realiza-se o revenimento. Este é feito reaquecendo o material abaixo da zona crítica

com o objetivo de diminuir a fragilidade da martensita, aliviar ou remover as tensões internas e corrigir a excessiva dureza do material visando aumentar a ductilidade e a resistência ao choque [Chiaverini, 2006]. Quanto maior a temperatura do revenimento, maior será a redução observada na dureza do material [Marchionni, 2010].

A produção do Toolox<sup>®</sup> começa com a fundição de minério de ferro e, devido à alta pureza e baixíssimos teores de enxofre, ele é um material de qualidade de aços refundidos por eletro-escória (ESR) [SSAB, 2021]. O ESR é usado para refinar o tamanho de grão do aço e, dessa forma, melhorar a microestrutura, garantindo ao material melhor resistência ao impacto e no trabalho a quente [Mendes et al., 2021]. Após esse processo, passa para a laminação contínua, utilizando o processo CSR (*Controlled Soft Reduction*), que resulta em um aço homogêneo e com níveis de inclusões baixos. A combinação entre os processos de metalurgia secundária controlada e de laminação de placas com redução suave (CSR) garantem ao aço pureza elevada e praticamente sem segregação [SSAB, 2021].

Segundo o fabricante, o Toolox<sup>®</sup> 44 possui boa usinabilidade. Não necessita alívio de tensões devido aos baixos níveis de tensão interna e, assim, grandes seções podem ser usinadas. Para usinar o aço em questão, é importante escolher parâmetros de corte reduzidos, visto que a sua elevada dureza implica em instabilidade dinâmica durante o processo [SSAB, 2018]. No entanto, em materiais endurecidos, a usinagem com altas velocidades é uma opção, uma vez que são conseguidas baixas forças de corte, redução nos prazos de entrega e altas taxas de remoção de material, resultando em menor distorção da peça, melhor acabamento e maior precisão. Em contrapartida, necessita de máquinas-ferramentas especiais e há desgaste excessivo da ferramenta, elevando o custo da fabricação [Fallböhmer et al., 2000].

Hansson, 2009, mostrou que o Toolox<sup>®</sup> 44 permite maiores velocidades de corte no fresamento que o AISI H13 (45 HRC) quando comparou ambos, e descobriu que o desgaste por *attrition* das arestas de corte também é influenciado pela liga do aço. Chandrasekaran et al., 2006 concluíram em um estudo sobre o fresamento de um aço-ferramenta pré-endurecido a 30 HRC que o teor de carbonetos do material influencia o tempo de vida da ferramenta. A redução do teor de carbonetos da matriz do material reduz a taxa de desgaste da ferramenta; assim, a velocidade de corte ( $v_c$ ) pode ser aumentada para manter a vida constante. Persson e Chandrasekaran, 2002, compararam a usinabilidade dos aços Toolox<sup>®</sup> 33 e 44 submetidos a tratamentos térmicos com dois aços comerciais com durezas parecidas (CS1 e CS2). Realizaram um fresamento frontal a seco utilizando insertos de metal duro revestidos com cobertura PVD (TiCN+TiN) e grãos finos. Os autores variaram  $v_c$  e fixaram o avanço por

dente ( $f_z$ ). Medindo o desgaste de flanco (VB) em intervalos constantes, eles obtiveram uma boa correlação entre dureza aparente e usinabilidade no fresamento. O critério de fim de vida adotado foi  $VB = 0,3$  mm. Com  $v_c = 350$  m/min, o Toolox<sup>®</sup> 33 mostrou a melhor usinabilidade. Os tempos de vida variaram muito: desde 34,6 min para o fresamento do Toolox<sup>®</sup> 44 a  $v_c = 200$  m/min até 3,1 min para o do aço CS1 a  $v_c = 400$  m/min.

## 2.6 Box-Behnken Design

Criado por George E. P. Box e Donald Behnken, o Box-Behnken Design (BBD) surgiu em 1960 como um método de otimização estatística que permite determinar o grau de influência das variáveis de entrada sobre o processo envolvendo projetos de experimentos de segunda ordem que se ajustam aos gráficos de contorno e às respostas de superfície [Hackenhaar, 2016]. O BBD tem aplicação bem definida em processos de usinagem [Garcia, 2019; Niharika et al., 2016; Policena et al., 2018]. Para ser usado deve-se definir:

- as variáveis independentes (ou controláveis) de entrada;
- os níveis das variáveis de entrada a serem usados: mínimo (-1), médio (0) e máximo (+1);
- a experimentação e a análise dos resultados.

O método surgiu como uma alternativa ao experimento fatorial completo, uma vez que ele diminui o número de execuções a serem feitas. Para um projeto com três fatores de entrada em três níveis cada, o BBD propõe apenas 15 execuções (diferente das 27 previstas no fatorial completo). A Figura 2.10 ilustra esta quantidade de execuções, ou seja, 12 combinações de fatores ( $x_1, x_2, x_3$ ) e mais três no centro do cubo (C) para montar suas combinações.

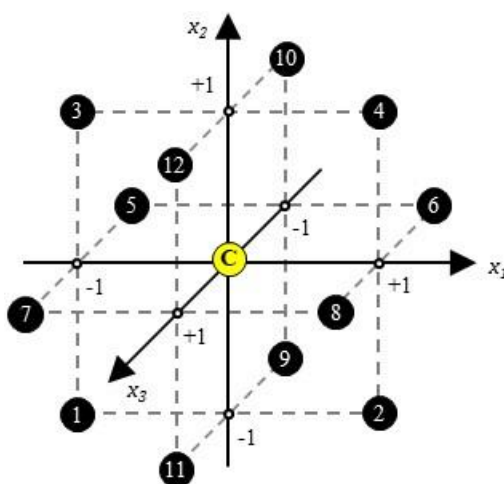


Figura 2.10 – Representação do BBD [adaptado de Ferreira et al., 2007].

Nota-se na figura que o BBD evita experimentos em condições extremas, isto é, os fatores não aparecem simultaneamente nos níveis mínimo (-1) e máximo (+1), pontos que se localizam nos vértices do cubo. Assim, o BBD não é indicado para situações em que se queria saber o comportamento das variáveis dependentes no vértice do cubo. Para otimizar as respostas, o BBD calcula a importância atribuída a cada um dos parâmetros e a importância dos efeitos das interações entre estes e, então, determina o ponto onde a resposta mais satisfatória possível é atingida [Ferreira et al., 2007].

### 3 MATERIAIS E MÉTODOS

O presente estudo consistiu na análise das forças de usinagem e da rugosidade obtidos através do fresamento frontal a seco e com fluido em abundância do aço Toolox® 44. O capítulo foi subdividido em quatro seções que são apresentadas a seguir: 1) Caracterização do corpo de prova, da máquina-ferramenta e da ferramenta de corte; 2) Medição dos sinais de força; 3) Medição da rugosidade; 4) Planejamento dos experimentos.

#### 3.1 Caracterização do Corpo de Prova, da Ferramenta e da Máquina

O corpo de prova possui a forma de um paralelepípedo com 53 mm de altura, 195 mm de largura e 115 mm de profundidade. Ele foi dividido em 16 regiões, nas quais foram executados os passes de 1 a 15. A região 16 foi a de confirmação, isto é, só seria usada caso fosse preciso realizar alguma repetição. O fresamento foi realizado nas duas faces do bloco; assim, a cada face foi aplicada uma condição lubrificadorrefrigerante. Além disso, foram incluídos quatro furos para a fixação do material no dinamômetro piezelétrico. A Figura 3.1a mostra o desenho esquemático do corpo de prova e a Figura 3.1b ilustra o planejamento da usinagem.

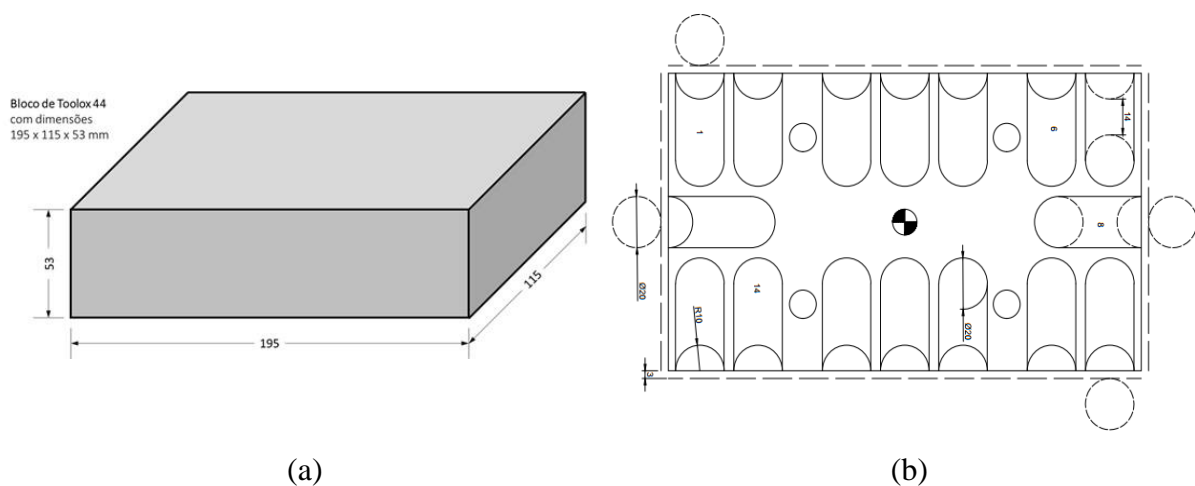


Figura 3.1 – Desenho esquemático: (a) corpo de prova; (b) planejamento da usinagem.

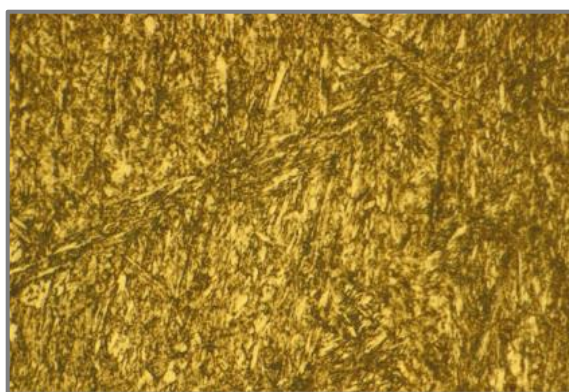
A Tabela 3.1 apresenta a composição química do aço-ferramenta Toolox® 44 utilizado na experimentação segundo o fabricante do material. De acordo com Machado et al., 2015, cada elemento químico influencia diretamente nas propriedades do aço; porém, o fator determinante e decisivo na usinagem será a combinação entre eles.

Tabela 3.1 – Composição Química do Toolox<sup>®</sup> 44 (% massa) [SSAB, 2021].

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	V	Ni
0,32	0,6 ~1,1	0,80	0,01 máx.	0,002 máx.	1,35	0,80	0,14	1,0 máx.

O teor de manganês é baixo, o que facilita a usinagem de aços com baixo teor de carbono, devido à boa formação dos cavacos. Devido à sua alta afinidade com o enxofre, forma sulfeto de manganês que aumenta a usinabilidade do material devido à formação de uma camada que se adere à superfície da ferramenta, reduzindo o atrito entre ferramenta e cavaco. Essa camada também aumenta a vida da ferramenta e causa diminuição das forças de corte devido à redução da resistência ao cisalhamento do material [Amorim, 2002]. O níquel geralmente diminui a usinabilidade do material pois, assim como o cromo, aumenta a dureza, a resistência mecânica e a resistência à corrosão. Entretanto, esses elementos combinados melhoram o desempenho mecânico a quente. Outra combinação possível é do cromo com o vanádio que aumenta a resistência mecânica do material e a ductilidade [Machado et al., 2015]. O molibdênio, quando há níquel e cromo, aumenta os limites de escoamento e de resistência à tração, melhorando as propriedades magnéticas e a resistência à fadiga [Stipkovic, 2012]. Em pequenas quantidades, o fósforo tem efeito positivo na usinabilidade [Klocke, 2011], enquanto o silício desoxida o aço, aumentando a resistência à fratura e a tenacidade [Serrametal 2022].

Conforme previamente mencionado, o Toolox<sup>®</sup> 44 é vendido temperado e revenido, pronto para a usinagem. Dessa forma, a microestrutura do Toolox<sup>®</sup> 44 é constituída por martensita revenida [Guerreiro, 2015], conforme ilustra a Figura 3.2.

Figura 3.2 – Metalografia Toolox<sup>®</sup> 44 [Guerreiro, 2015]

O procedimento experimental foi realizado no centro de usinagem ROMI Discovery 308 (Figura 3.3) disponível no Laboratório de Automação em Usinagem (LAUS/UFRGS). A máquina possui comando MACH 3, potência máxima disponível de 7,5 cv (5,5 kW) e rotação máxima de 4000 rpm. O curso do eixo x é 450 mm, do eixo y, 310 mm e do eixo z, 410 mm.



Figura 3.3 – Centro de usinagem Romi Discovery 308

A ferramenta de corte empregada foi um cabeçote Walter Tools Xtra-tec<sup>®</sup> F4042R.W20.02 com 20 mm de diâmetro e 35 mm de comprimento com dois inserts rômnicos positivos de metal duro Walter Tools Tiger-tec<sup>®</sup> Silver ADMT 10T308R-F56 WKK25S. Apesar de a principal aplicação do inserto ser o fresamento de ferro fundido (ISO K), este inserto foi indicado pelo representante da Walter Tools do Brasil para a usinagem do Toolox<sup>®</sup> 44. Os inserts possuem revestimento de nitreto de titânio-alumínio e óxido de alumínio ( $\text{TiAlN}+\text{Al}_2\text{O}_3$ ) aplicado por processo de deposição física de vapor (PVD), raio de ponta  $r_\epsilon = 0,8$  mm e duas arestas de corte com geometria alisadora [Walter Tools, 2021], que permite um melhor acabamento em comparação com o fresamento utilizando inserts com geometria convencional [Toledo, 2015]. De acordo com Altintas, 2000, a geometria alisadora permite que a aresta retire material comumente deixado pela geometria padrão e alise os picos de rugosidade. Porém, estão sujeitos a maiores cargas, maior vibração e maior desgaste [Sandvik, 2016]. A Figura 3.4 ilustra os detalhes do inserto, com ângulos de folga principal e secundário de  $15^\circ$ , largura do inserto de 7,25 mm e espessura de 3,8 mm, comprimento da aresta de corte de 11,3 mm e da aresta alisadora de 1,2 mm.



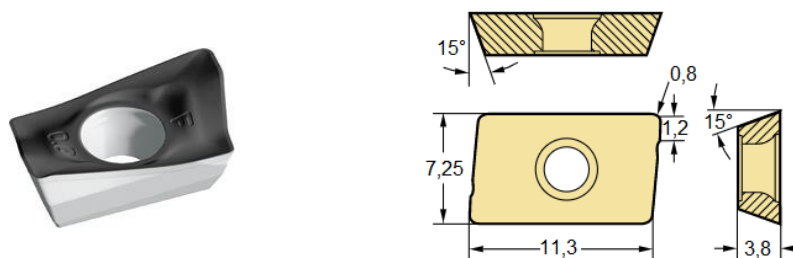


Figura 3.4 – Geometria e dimensões (em milímetros) do inserto Tiger-tec® Silver ADMT [Walter Tools, 2021].

Foi utilizado um par de arestas novas para cada condição lubrificante (a seco e com fluido em abundância). A cada passe o inserto foi analisado no microscópio digital USB Dino-Lite AM-413ZT, com resolução de  $1024 \times 728$  pixels e ampliação máxima de 200x, a fim de garantir que o desgaste do inserto não atingisse um valor que pudesse comprometer a usinagem ( $VB < 0,1$  mm).

A análise do erro de batimento durante a montagem da ferramenta foi feita na quina da fresa utilizando um relógio comparador Digimes 121.304, com resolução de  $10 \mu\text{m}$ . Tendo em vista que o erro de batimento se manteve próximo de  $10 \mu\text{m}$ , ele se encontra dentro da norma ABNT NBR 6409, 1997 (abaixo de  $40 \mu\text{m}$ ).

Os experimentos foram realizados primeiramente a seco e depois utilizando fluido em abundância. O fluido empregado foi o biolubrificante BD-Fluid B90, produzido pela Bondmann Química e isento de óleos. A vazão fornecida pela bomba foi de 20,5 l/min.

### 3.2 Medição dos Sinais de Força

A medição dos esforços durante o fresamento foi realizada com um sistema cujo componente principal é o dinamômetro piezelétrico KISTLER 9129AA, que permite a aquisição das componentes ortogonais de força  $F_x$ ,  $F_y$  e  $F_z$ . O dinamômetro, composto por cristais de quartzo dispostos de forma simétrica, permite captar as forças em qualquer ponto da área útil da plataforma e, através de uma função de transferência determinada na calibração do equipamento, converte a força aplicada (N) em carga elétrica (pC). Esses sinais são enviados para condicionamento ao amplificador de carga KISTLER 5070A10100, que filtra e amplifica o sinal analógico transformando a carga elétrica (pC) em tensão elétrica (V) proporcional à força aplicada (N). O sinal analógico é captado pela placa de aquisição de dados Measurement Computing PCIM-DAS 1602/16 a uma taxa de até 100 mil pontos por

segundo (100 kS/s ou 100 kHz) em até 8 entradas analógicas e convertido em um sinal digital com resolução de 16 bits. Por fim, os sinais são processados pelo software LabVIEW® 9.0, que converte os sinais digitais nas componentes de força  $F_x$ ,  $F_y$  e  $F_z$  [N] usando um *Virtual Instrument* (VI) desenvolvido no LAUS para a visualização dos sinais (domínio de tempo) e coleta de dados através do computador. O pós-processamento dos sinais de força foi realizado com o software Microsoft Excel®. A Figura 3.5 ilustra o sistema utilizado para a aquisição dos sinais de força.

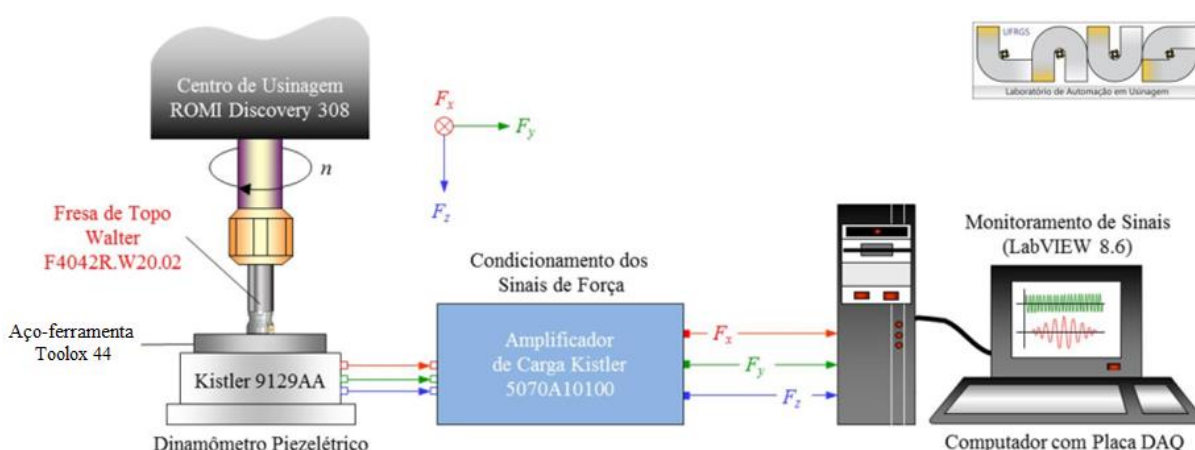


Figura 3.5 – Sistema de Aquisição de Sinais de Força do Laboratório de Automação em Usinagem – LAUS [cortesia do LAUS-UFRGS].

Para definir a taxa de amostragem foi considerada uma aquisição de 60 pontos por volta da fresa. Assim, a taxa de aquisição de sinais foi variada de acordo com a rotação utilizada em cada passe. Para a análise dos sinais resultantes foi utilizado um intervalo de pontos de análise (IPA) de 20 mil pontos considerando somente a região estável da superfície usinada, sendo desconsideradas as regiões de entrada e saída da fresa no corpo de prova. A Figura 3.6 mostra a região estável da superfície fresada. O comprimento de usinagem por passe considerado foi de 47 mm. Deste modo, o **Apêndice A** apresenta os dados de todos os passes considerados na aquisição dos sinais de força.

### 3.3 Medição da Rugosidade

Após o fresamento, o acabamento das amostras foi avaliado através da análise dos perfis de rugosidade e dos parâmetros rugosidade média ( $R_a$ ) e média parcial ( $R_z$ ). Para este fim, foi utilizado o rugosímetro portátil Mitutoyo SJ-201P disponível no LAUS. O

rugosímetro tem resolução de  $0,01 \mu\text{m}$ , curso máximo de medição de  $12,5 \text{ mm}$  e força de medição de  $4 \text{ mN}$ . A agulha do apalpador possui raio de ponta de  $5 \mu\text{m}$  e a velocidade de medição é de  $0,25$  a  $0,50 \text{ mm/s}$ . Para a análise foi utilizado um comprimento de amostragem  $l_e = 0,8 \text{ mm}$  e comprimento de medição  $l_m = 5 \cdot l_e = 4 \text{ mm}$ . De acordo com a norma ABNT NBR 4288, 2008, esses valores de comprimento são válidos para  $0,1 \mu\text{m} \leq R_a \leq 2,0 \mu\text{m}$  e/ou  $0,5 \mu\text{m} \leq R_z \leq 10 \mu\text{m}$ . Os dados do perfil de rugosidade foram coletados e analisados graficamente com auxílio do software SJ Tools. Para avaliar a rugosidade foi utilizado o valor médio de três medições, todas distribuídas aleatoriamente na região estável ilustrada na Figura 3.6. A Figura 3.7 mostra a operação de medição da rugosidade.

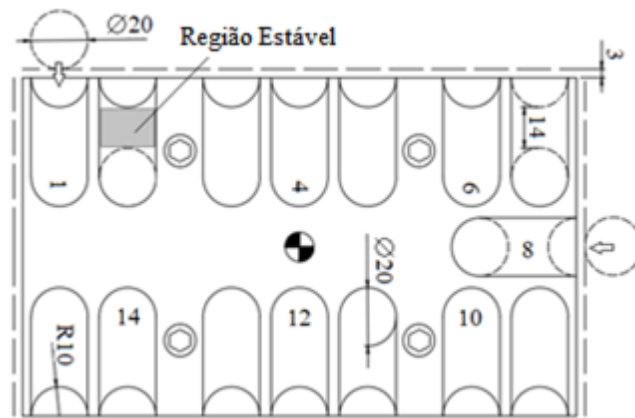


Figura 3.6 – Região estável da amostra usinada onde foi considerado o IPA



Figura 3.7 – Operação de medição realizada no corpo de prova

Imagens das superfícies usinadas foram coletadas através do Estereoscópio Zeiss Stemi 508 disponível no Laboratório de Tribologia (LATRIB/UFRGS), com aumento de  $4\times$ . A relação  $\mu\text{m}/\text{pixel}$  da lente é  $10,67$ .

### 3.4 Planejamento Experimental

As combinações entre os níveis de significância dos parâmetros de entrada ( $a_p$ ,  $v_c$  e  $f_z$ ) foram variadas aleatoriamente por meio do Box-Behnken Design (BBD). Considerando estes parâmetros, foram necessários 15 passes para cada método lubrificador estudado. A Tabela 3.2 apresenta os valores escolhidos para os parâmetros de entrada em cada nível.

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

Fatores Controláveis	Níveis de Significância		
	Mínimo (-1)	Médio (0)	Máximo (+1)
$a_p$ (mm)	0,4	0,8	1,2
$v_c$ (m/min)	60	80	100
$f_z$ (mm/dente)	0,050	0,075	0,100

O principal critério para a escolha dos valores de profundidade de corte ( $a_p$ ) foi o raio de ponta ( $r_\epsilon$ ) do inserto. Foram adotados valores correspondentes a 50%, 100% e 150% de  $r_\epsilon$ . Os valores de velocidade de corte ( $v_c$ ) e avanço por dente ( $f_z$ ) foram escolhidos com base no intervalo de usinagem recomendado pelo fabricante do Toolox® 44 [SSAB, 2014]. Dessa forma, os menores valores foram escolhidos ligeiramente abaixo do mínimo recomendado, os maiores ligeiramente acima do máximo recomendado e os valores médios situam-se dentro do intervalo recomendado pelo fabricante para  $v_c$  e  $f_z$ .

As combinações dos parâmetros de entrada foram randomizadas e depois foi realizada a análise de variância (ANOVA) dos dados obtidos (Tabela 3.3). A análise estatística foi realizada para todas as variáveis de resposta (parcelas estática e dinâmica das forças ativa e passiva, rugosidade média e rugosidade média parcial) nos cortes a seco e com fluido em abundância. Através da análise de variância (ANOVA), buscou-se investigar, dentre os parâmetros de entrada ( $a_p$ ,  $v_c$  e  $f_z$ ) e suas combinações, quais seriam significativos e quais as combinações resultariam nos melhores resultados (menores valores de força e rugosidade). Considerando um intervalo de confiança  $IC \geq 95\%$ , o valor- $p \leq 0,05$  revela que o fator é significativo, isto é, que tem forte influência na variável de resposta; quanto menor for o valor- $p$ , maior será a influência. Para efeito de análise, considerou-se também que o fator é “parcialmente significativo” quando  $0,05 < \text{valor-}p \leq 0,10$ , ou seja, possui um intervalo de confiança  $90\% \leq IC < 95\%$  [Teles et al., 2021]. Foram gerados gráficos de contorno para

todas as variáveis de resposta; para fazê-los, fixou-se o parâmetro mais significativo, ou seja, aquele que possui a maior contribuição para a variável de resposta.

Tabela 3.3 – Planejamento do Experimento.

Passe	Fatores Controláveis de Entrada		
	$a_p$ (mm)	$v_c$ (m/min)	$f_z$ (mm/dente)
1	0,4	80	0,100
2*	0,8	80	0,075
3	0,8	60	0,100
4*	0,8	80	0,075
5	1,2	60	0,075
6	0,8	100	0,100
7	1,2	80	0,050
8	0,4	100	0,075
9	0,8	100	0,050
10	0,4	60	0,075
11*	0,8	80	0,075
12	0,8	60	0,050
13	1,2	100	0,075
14	0,4	80	0,050
15	1,2	80	0,100

\*Execuções repetidas com os fatores controláveis em nível médio (centro do cubo da Figura 2.10)

## 4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Nesse capítulo são expostos os resultados das análises feitas, com suas respectivas discussões. Visando tornar o conteúdo ordenado, o mesmo é dividido em três seções: 1) Análise dos Sinais de Força; 2) Análise da Rugosidade; 3) Análise Estatística

### 4.1 Análise dos Sinais de Força

A Tabela 4.1 e a Figura 4.1 apresentam os resultados das forças ativa ( $F_{at}$ ) e passiva ( $F_p$ ) obtidas no fresamento frontal do Toolox<sup>®</sup> 44 a seco e com fluido em abundância nas diferentes combinações de parâmetros de corte. A partir dos 20 mil pontos de análise (IPA), foi calculada a força ativa de acordo com a Equação (2.10) e força passiva foi calculada utilizando a Equação (2.11). Dessa forma foram obtidos os valores da Tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Resultados das forças para o fresamento do Toolox<sup>®</sup> 44.

Passes	Fatores Controláveis de Entrada			Variáveis de Resposta			
	$v_c$ (m/min)	$a_p$ (mm)	$f_z$ (mm/dente)	Corte a Seco		Corte com Fluido	
				$\mu F_{at} \pm \Delta F_{at}$ (N)	$\mu F_p \pm \Delta F_p$ (N)	$\mu F_{at} \pm \Delta F_{at}$ (N)	$\mu F_p \pm \Delta F_p$ (N)
1	80	0,4	0,100	99 ± 90	66 ± 60	140 ± 90	107 ± 42
2*	80	0,8	0,075	177 ± 162	60 ± 58	218 ± 123	84 ± 46
3	60	0,8	0,100	216 ± 189	84 ± 57	259 ± 141	91 ± 42
4*	80	0,8	0,075	184 ± 110	65 ± 42	216 ± 151	66 ± 43
5	60	1,2	0,075	277 ± 167	63 ± 39	312 ± 218	83 ± 38
6	100	0,8	0,100	207 ± 192	70 ± 63	254 ± 164	111 ± 46
7	80	1,2	0,050	218 ± 170	52 ± 53	261 ± 168	91 ± 46
8	100	0,4	0,075	76 ± 86	63 ± 63	83 ± 63	90 ± 52
9	100	0,8	0,050	140 ± 135	56 ± 62	156 ± 146	88 ± 59
10	60	0,4	0,075	83 ± 50	58 ± 39	106 ± 78	82 ± 40
11*	80	0,8	0,075	184 ± 169	58 ± 68	212 ± 110	76 ± 51
12	60	0,8	0,050	148 ± 92	73 ± 46	167 ± 148	86 ± 46
13	100	1,2	0,075	284 ± 178	123 ± 63	329 ± 230	96 ± 52
14	80	0,4	0,050	71 ± 48	55 ± 41	89 ± 66	81 ± 41
15	80	1,2	0,100	326 ± 270	93 ± 80	376 ± 249	102 ± 71

\*Execuções com os fatores controláveis em nível médio (centro do cubo da Figura 2.10)

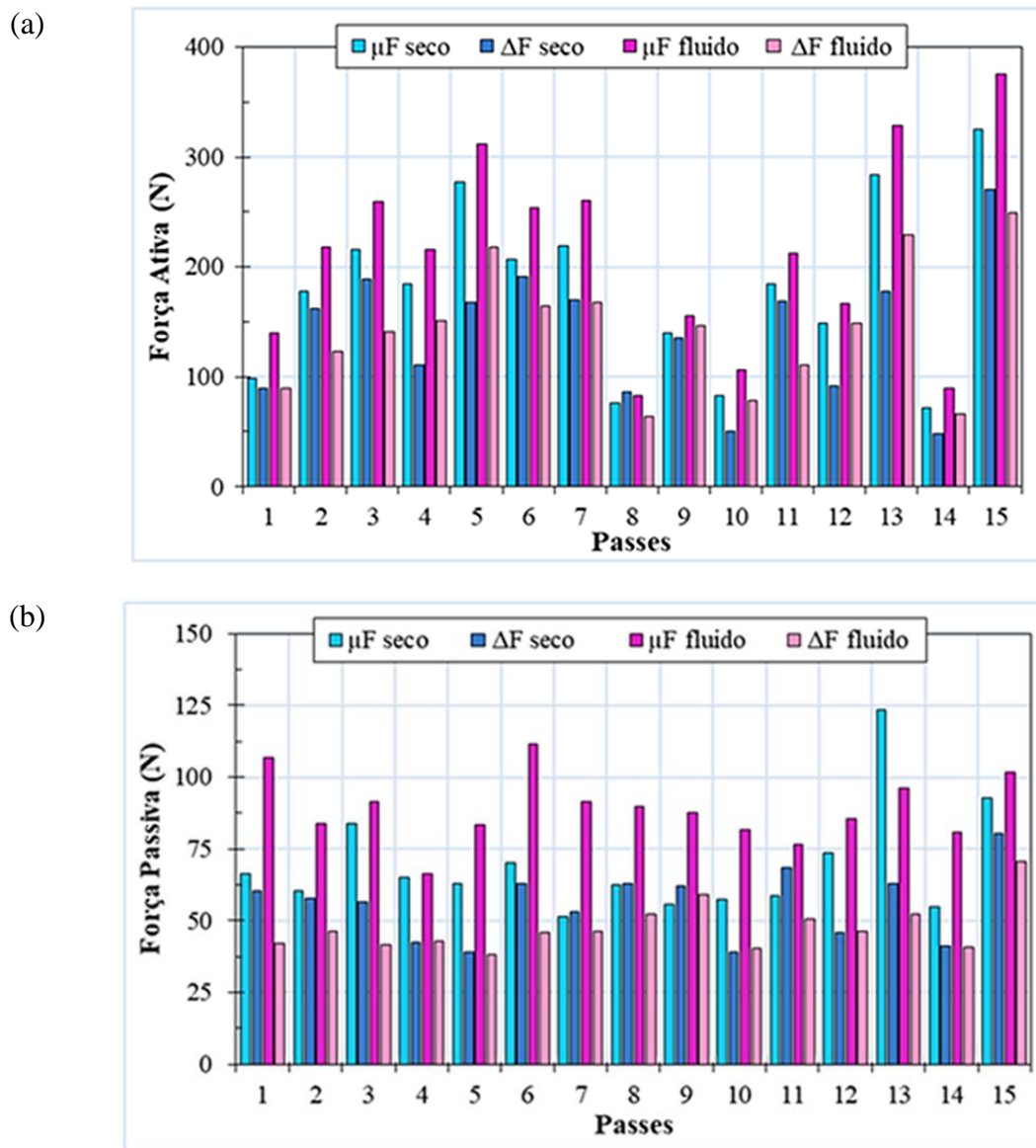


Figura 4.1 – Parcelas estáticas e dinâmicas das forças: (a) ativa  $F_{at}$  e (b) passiva  $F_p$ .

A análise dos gráficos de força [Ribeiro et al., 2006] pode indicar a ocorrência de vibrações inadequadas ou excessivas. Assim, de acordo com os gráficos, nos passes 8 de  $F_{at}$  e nos passes 7, 8, 9, 11 de  $F_p$  notou-se no corte a seco que  $\Delta F > \mu F$ , indicando oscilações que afetam a qualidade do experimento, sugerindo que o corte foi realizado em regime instável [Sória, 2016]. Entretanto, todos os passes executados com fluido em abundância foram estáveis, pois o fluido diminuiu o atrito, facilitando o corte e gerando menos vibração.

Nos experimentos realizados nos pontos centrais, o desvio-padrão entre as três medições para a parcela estática da força ativa  $\mu F_{at}$  no corte a seco e com fluido foi de 4,0 N e 3,0 N, respectivamente. Isso indica que os resultados dos experimentos não foram tão

distantes da média e a distribuição dos dados foi homogênea. A análise do desvio-padrão para  $\Delta F_{at}$  resultou nos valores de 32,0 N para o corte a seco e 20,6 N para o corte com fluido, sugerindo um corte mais estável com fluido. O mesmo cálculo foi realizado considerando a parcela estática da força passiva ( $\mu F_p$ ) no corte a seco, resultando em um desvio-padrão de 3,3 N. O uso de fluido proporcionou um desvio-padrão de 7,8 N, ou seja, uma maior dispersão em comparação ao corte a seco. Quando se analisa o desvio-padrão para  $\Delta F_p$ , os valores foram 13,1 N e 13,9 N para os cortes a seco e com fluido.

#### 4.1.1 Força Ativa

A Figura 4.2 apresenta gráficos de dois fatores que ilustram a variação das parcelas estática e dinâmica da força (respectivamente  $\mu F_{at}$  e  $\Delta F_{at}$ ) ativa em função da velocidade de corte, da profundidade de corte e do avanço por dente. Observou-se comportamentos similares da parcela estática da força ativa ( $\mu F_{at}$ ) na usinagem a seco e com fluido. No entanto, o corte a seco apresentou valores mais baixos que os obtidos com fluido. Não se observa influência expressiva da velocidade de corte ( $v_c$ ) sobre  $\mu F_{at}$  (Figura 4.2a). Machado et al., 2015, explicam que as forças tendem a diminuir levemente com o aumento de  $v_c$  devido à diminuição da deformação e da dureza do cavaco, bem como do coeficiente de atrito que o incremento de  $v_c$  (e, por conseguinte, da temperatura de corte) propicia. Na presença de fluido em abundância o efeito refrigerante faz com que a deformação e a dureza do cavaco sejam maiores, causando um aumento das forças. Da mesma forma, Ribeiro et al., 2006, ao estudar as forças  $F_x$  e  $F_y$  (componentes da força ativa) no fresamento de aços para matrizes em diferentes velocidades de corte, concluíram que o aumento de  $v_c$  não induz variações significativas na força de usinagem ( $F_U$ ). Os autores explicaram esse fenômeno da seguinte forma: quando há aumento da taxa de remoção, aumenta-se também  $F_U$ ; porém, o aumento da temperatura gera a diminuição da força. Assim, as forças geradas têm pequenas variações. Em relação à profundidade de corte ( $a_p$ ), o comportamento foi praticamente linear em ambas as condições lubrificadoras (Figura 4.2b), o que está de acordo com observações de Ding et al., 2010, que obtiveram comportamento linear das componentes  $F_x$ ,  $F_y$  e  $F_z$  em relação a  $a_p$  no fresamento a seco do aço AISI H13. Os menores valores de  $\mu F_{at}$  foram observados no corte a seco, condição em que a pressão específica de corte ( $k_s$ ) tende a diminuir com o aumento da temperatura de corte. O avanço por dente ( $f_z$ ) também gerou influência similar em



$\mu F_{at}$ , independente do uso (ou não) de fluido (Figura 4.2c). O principal motivo é o aumento na área da seção de corte, o que influencia de forma direta a força  $\mu F_{at}$ .

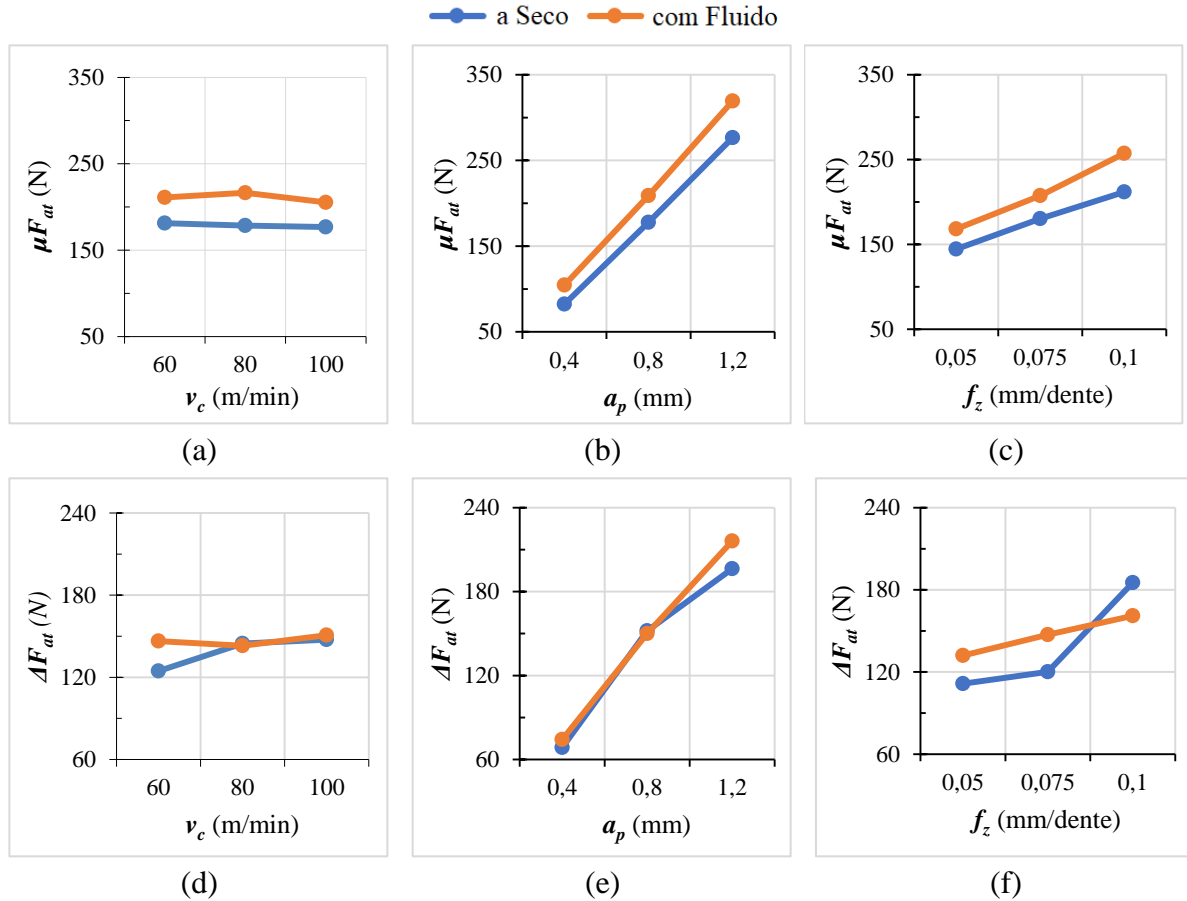


Figura 4.2 – Gráficos de dois fatores representando as parcelas estática (a, b, c) e dinâmica (d, e, f) da força ativa em função dos parâmetros de processo para os dois métodos lubrificantes avaliados.

Nas velocidades de corte testadas, o fresamento a seco gerou a menor parcela dinâmica da força ativa ( $\Delta F_{at}$ ) apenas para a menor  $v_c$ . Para as velocidades média e alta não foi observada diferença significativa entre os resultados obtidos para as duas condições de lubrificação (Figura 4.2d). Uma possível explicação é que o material possui como alta condutividade térmica, permitindo maior dissipação de calor; desse modo, é possível que a temperatura na zona de corte não tenha variado de forma significativa entre as duas condições, ou ainda que, os menores tempos de usinagem resultantes do aumento da velocidade de corte tenham compensado o efeito de  $v_c$  sobre as temperaturas. A análise da influência da profundidade de corte sobre  $\Delta F_{at}$  (Figura 4.2e) indica comportamentos que se

aproximam de lineares, com  $\Delta F_{at}$  aumentando conforme maiores profundidade de corte são aplicadas. Um aumento menos pronunciado de  $\Delta F_{at}$  é observado para o corte a seco em comparação com o uso de fluido abundância quando  $a_p$  atinge o maior valor, embora ainda sejam bem parecidos. Na Figura 4.2f são observados comportamentos bastante diferentes: enquanto  $\Delta F_{at}$  aumenta pouco e de forma aparentemente linear com o aumento de  $f_z$ , a curva relativa ao fresamento com fluido permanece abaixo da curva do corte a seco nos dois primeiros valores de avanço por dente testados, e dispara com  $f_z = 0,1$  mm/dente.

#### 4.1.2 Força Passiva

A Figura 4.3 ilustra os gráficos de dois fatores da variação das parcelas estática e dinâmica da força passiva em função da velocidade de corte, da profundidade de corte e do avanço por dente. Os menores valores da parcela estática da força passiva ( $\mu F_p$ ) foram observados no corte a seco para todas as conduções de usinagem testadas. Para as velocidades de corte, os comportamentos dos gráficos foram opostos (Figura 4.3a). A menor  $\mu F_p$  para o corte a seco e o maior para a usinagem com fluido em abundância foi para o nível médio ( $v_c = 80$  m/min). Na usinagem a seco é possível que esse comportamento tenha ocorrido porque maiores velocidades de corte implicam em maiores temperaturas na zona de corte. Altas temperaturas facilitam o movimento das discordâncias do material, promovendo a deformação. Assim, é necessário menor esforço para remover o material, resultando no baixo valor de força. O aumento na  $v_c$  mais alta tem a mesma causa. A temperatura continua agindo, mas agora, as discordâncias que antes se movimentavam foram aniquiladas ou travadas por exemplo, pelos contornos de grão, gerando um aumento na resistência mecânica do material, dificultando sua deformação, o que requer maior esforço para remover o material, explicando a maior força [Padilha e Siciliano Jr., 2005]. Pode ter havido, ainda, um mínimo desgaste na ferramenta, que, embora não tenha sido visto no microscópio, teve efeito sobre essa variável de resposta. No corte com fluido em abundância pode ter ocorrido um comportamento semelhante; no entanto, a ação refrigerante do fluido sobre a zona de corte, reduz a temperatura, impedindo que as discordâncias recebam energia suficiente para se movimentar, dificultando o corte e, conseqüentemente, aumentando a força necessária para remover o material. A variação de  $\mu F_p$  foi diretamente proporcional à variação de  $a_p$  no corte a seco. Souza et al, 2016 mostraram que o aumento de  $a_p$  gera o aumento das três componentes da força de forma linear, visto que a pressão específica de corte praticamente não se altera.  $\mu F_p$

foi praticamente constante para o fresamento com fluido em abundância (Figura 4.3b); provavelmente essa diferença ocorreu pela ação lubrificante do fluido, que atuou diminuindo o atrito e facilitando o corte mesmo com o aumento de  $a_p$ .

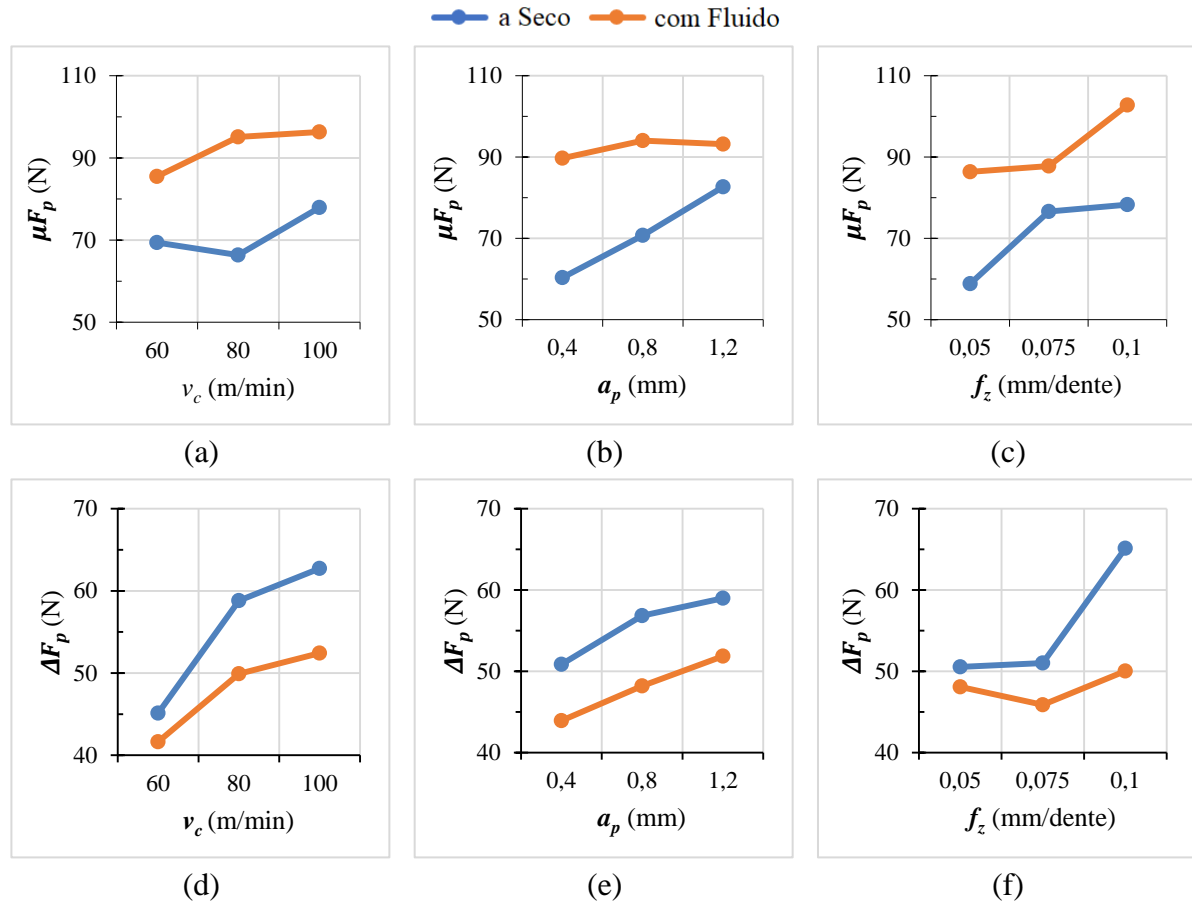


Figura 4.3 – Gráficos de dois fatores representando as parcelas estática (a, b, c) e dinâmica (d, e, f) da força passiva em função dos parâmetros de processo para os dois métodos lubrificantes avaliados.

O avanço por dente também gerou gráficos com comportamentos diferentes, apesar de ambos apresentarem tendência de crescimento (Figura 4.3c). Esse resultado, embora não seja linear, condiz com a literatura, pois o aumento de  $f_z$  tende a aumentar a profundidade dos vales e a altura dos picos das marcas de avanço. Silveira, 2021 afirmou que o aumento da profundidade de corte e avanço por dente aumentaram a força passiva e atribuiu isso ao aumento da quantidade de material retirada. Além disso, observou que a utilização do fluido de corte não afetou a força passiva, diferente do que foi obtido nesse trabalho.

A parcela dinâmica  $\Delta F_p$  mostrou comportamentos similares independentemente da condição utilizada. Comparando com  $\mu F_p$ , percebe-se que  $\Delta F_p$  apresenta os menores valores na condição com fluido. No entanto, as diferenças não foram tão discrepantes. Quando se aumenta  $v_c$ , a parcela  $\Delta F_p$  também aumenta (Figura 4.3d). Uma possível explicação é que pode ter havido também um mínimo desgaste na ferramenta que teve influência no resultado da  $\Delta F_p$ . Desempenho análogo ocorre quando se aumenta  $a_p$  (Figura 4.3e). Por fim, há um aumento significativo em  $\Delta F_p$  quando  $f_z$  atinge o maior valor testado, desempenho parecido com o observado em  $\Delta F_{at}$  quando  $f_z = 0,1$  mm/dente (Figura 4.3f).

## 4.2 Rugosidade

A Tabela 4.2 e a Figura 4.4 mostram a média aritmética dos valores de rugosidade  $R_a$  e  $R_z$  medidos após o fresamento frontal do Toolox<sup>®</sup> 44 a seco e com fluido em abundância nas diferentes combinações de parâmetros de corte.

Tabela 4.2 – Resultados de rugosidade para o fresamento do Toolox<sup>®</sup> 44.

Passes	Variáveis Controláveis de Entrada			Variáveis de Resposta nas Condições:			
	$v_c$ (m/min)	$a_p$ (mm)	$f_z$ (mm/dente)	A Seco		Com Fluido	
				$R_a$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_z$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_a$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_z$ ( $\mu\text{m}$ )
1	80	0,4	0,100	0,237	1,547	0,387	2,603
2*	80	0,8	0,075	0,277	1,793	0,360	2,140
3	60	0,8	0,100	0,300	2,123	0,360	2,350
4*	80	0,8	0,075	0,200	1,473	0,343	2,490
5	60	1,2	0,075	0,640	3,827	0,677	4,337
6	100	0,8	0,100	0,317	1,883	0,343	2,077
7	80	1,2	0,050	0,420	2,663	0,663	3,937
8	100	0,4	0,075	0,240	1,457	0,217	1,423
9	100	0,8	0,050	0,193	1,210	0,240	1,627
10	60	0,4	0,075	0,233	1,463	0,213	1,617
11*	80	0,8	0,075	0,183	1,290	0,283	1,767
12	60	0,8	0,050	0,163	1,113	0,317	1,897
13	100	1,2	0,075	0,583	3,517	0,307	2,017
14	80	0,4	0,050	0,137	0,853	0,177	1,237
15	80	1,2	0,100	0,580	3,673	0,340	2,087

\*Execuções com os fatores controláveis em nível médio (centro do cubo da Figura 2.10)

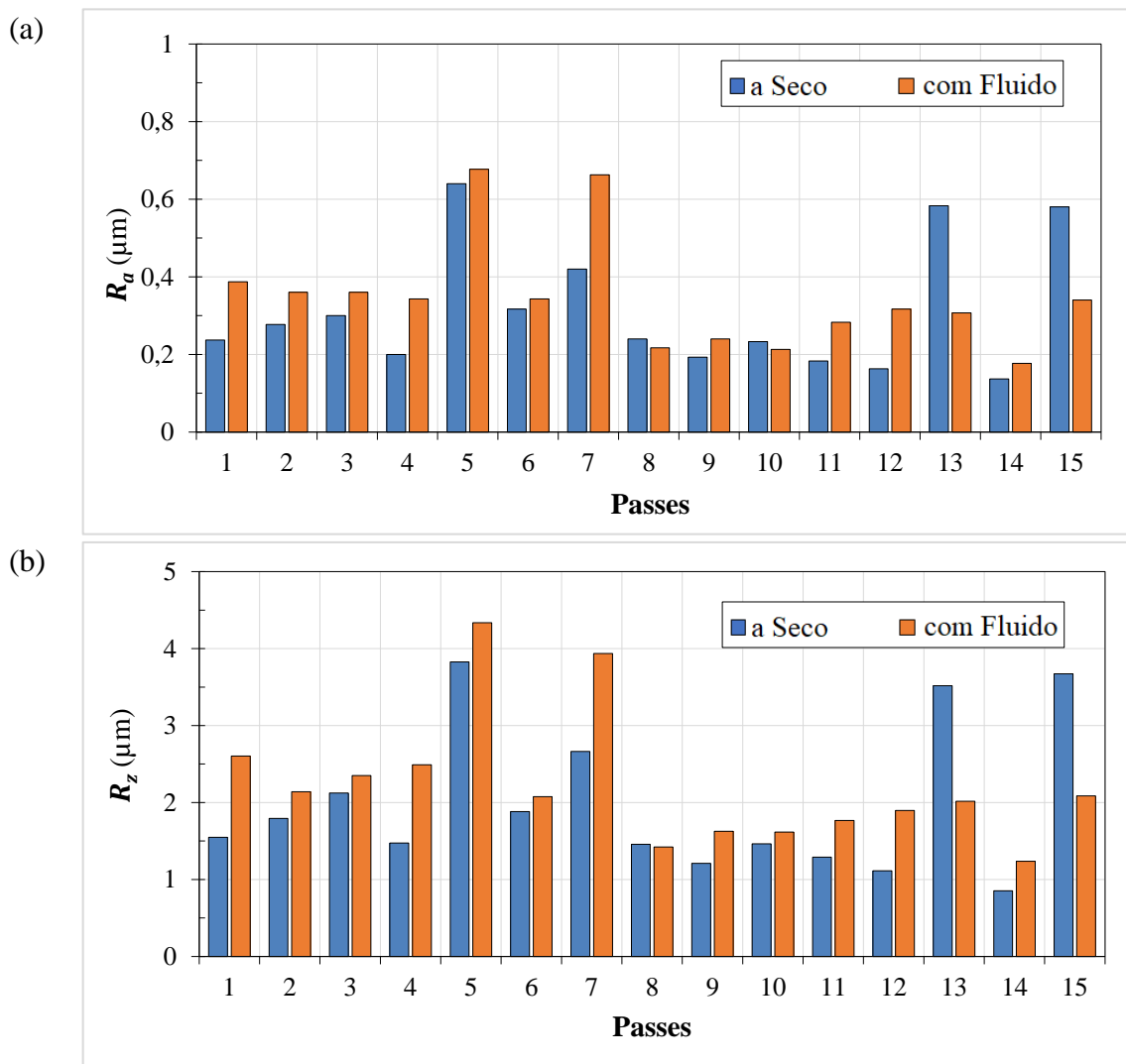


Figura 4.4 – Valores de rugosidade para o fresamento seco e com fluido de abundância do Toolox<sup>®</sup> 44: (a)  $R_a$ ; (b)  $R_z$ .

Os maiores valores de rugosidade  $R_a$  e  $R_z$  foram registrados na amostra gerada pelo passe 5 ( $v_c$  mínimo,  $f_z$  médio e  $a_p$  máximo), tanto para o corte a seco quanto para com fluido em abundância. O resultado converge com Korkut e Donertas 2007, onde foi encontrado que as forças de corte aumentam com o aumento da taxa de avanço e profundidade de corte, isso pelo aumento da seção transversal do cavaco. Além disso, a velocidade baixa não contribuiu para o corte, aumentando a força para realizar o fresamento. Embora a velocidade seja baixa para o passe 5, não foi observada a formação de aresta postiça de corte (APC) quando a amostra foi analisada no microscópio. A profundidade de corte máxima também contribuiu para o pior acabamento, já que ela aumenta as forças e, dessa forma, a deflexão da ferramenta [Machado et al, 2015]. Provavelmente, em uma condição com  $v_c$  mínimo, e os outros

parâmetros de corte altos, o acabamento seria pior, mas essa condição não foi testada pois não se adapta ao planejamento de experimentos utilizado.

O passe 15 ( $v_c$  médio,  $f_z$  máximo e  $a_p$  máximo) possui a maior seção transversal, mas não foi obtida a maior rugosidade das medições. É provável que a velocidade intermediária tenha influenciado no resultado. Analisando as situações discrepantes, as amostras 13 ( $v_c$  máximo,  $f_z$  médio e  $a_p$  máximo) e 15 ( $v_c$  médio,  $f_z$  máximo e  $a_p$  máximo) apresentaram valores de rugosidade muito maiores na condição a seco, enquanto as amostras 7 ( $v_c$  médio,  $f_z$  mínimo e  $a_p$  máximo) e 12 ( $a_p$  médio,  $v_c$  e  $f_z$  mínimos) apresentaram maiores rugosidades na condição com fluido devido ao endurecimento resultante da redução de temperatura mencionado anteriormente, o que concorda com os resultados de força observados.

No caso das menores rugosidades  $R_a$  e  $R_z$ , ambas ocorreram nas duas condições de lubrificação para a amostra 14 ( $v_c$  médio,  $f_z$  e  $a_p$  mínimos). A velocidade de corte aumenta o calor gerado, mas a pequena seção de corte tende a diminuir o calor gerado [Oliveira et al., 2012], resultando em menor remoção de material e menores forças, acarretando no melhor acabamento. Observa-se que o passe 14, além de obter as menores forças, também foi o que gerou as menores rugosidades. Rugosidades baixas foram observadas nos passes 8 e 10, que também apresentaram baixas forças ativas. O passe 5, embora tenha resultando na maior rugosidade, não foi o passe com as maiores forças; porém, percebe-se que os passes 5, 13 e 15, usinados com a maior profundidade de corte testada (1,2 mm) e  $f_z$  médio ou alto (0,075 ou 0,1 mm/dente, respectivamente), geraram altas rugosidades no corte a seco e foram responsáveis pelas maiores forças, o que está de acordo com a literatura. Por exemplo, Ding et al., 2010, afirmaram que outros pesquisadores reportaram forte correlação positiva entre as forças de corte e a rugosidade; Fan e Loftus, 2007, reforçaram ao concluir que maiores rugosidades são produzidas por grandes forças de corte.

A Figura 4.5 apresenta os perfis de rugosidade e as respectivas imagens das amostras 5 (pior acabamento) e 14 (melhor acabamento). As imagens evidenciam a diferença entre as superfícies. Nas figuras que ilustram a superfície gerada pelo passe 5, notam-se ranhuras mais profundas que a superfície da amostra 14, explicando a considerável diferença entre os valores de  $R_a$  e  $R_z$ . Os perfis de rugosidade reiteram as observações. O vale profundo presente nos perfis de rugosidade da amostra 5 é um sulco, provavelmente formado pelo arrancamento de material da superfície usinada. Acerca da amostra 14, observa-se que as escalas dos perfis de rugosidade são bem menores do que as da amostra 5 e, embora sejam

perceptíveis ondulações no corte a seco, ele ainda gerou os menores valores de rugosidade do que os obtidos no corte com fluido.

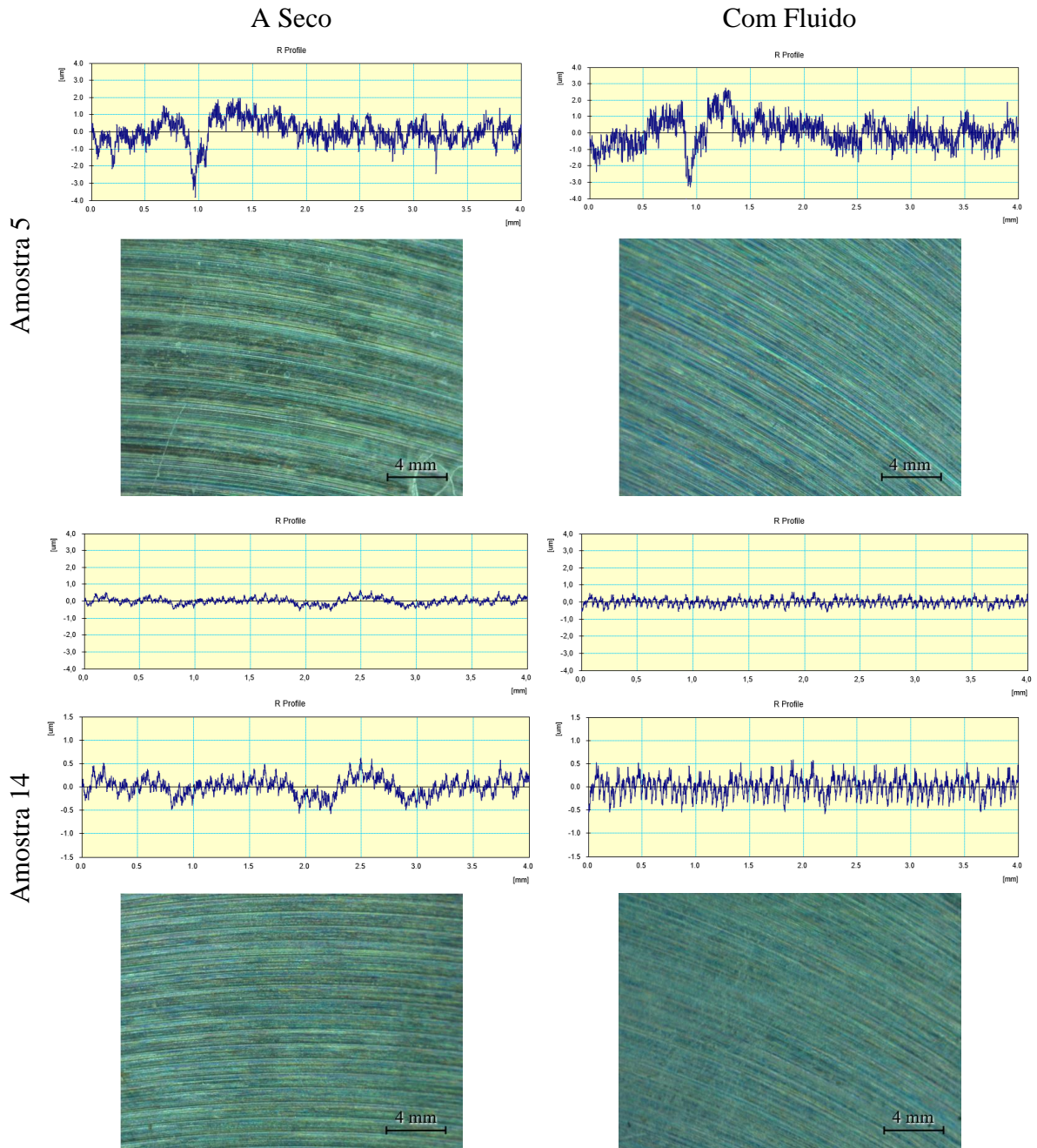


Figura 4.5 – Superfície dos passes 5 e 14 após fresamento a seco e com fluido em abundância.

Nas execuções nos pontos centrais, o desvio-padrão entre as três medições de rugosidade  $R_a$  para o corte a seco e com fluido foi de 0,05  $\mu\text{m}$  e 0,04  $\mu\text{m}$ , respectivamente, indicando que os valores encontrados foram próximos à média. Quando se analisa o desvio-padrão para  $R_z$ , os valores foram 0,25  $\mu\text{m}$  para o corte a seco e 0,36  $\mu\text{m}$  para com fluido.

A Figura 4.6 mostra os gráficos que contêm a variação de  $R_a$  e  $R_z$  em função da velocidade de corte, da profundidade de corte e do avanço por dente. Para ambas as condições de lubrificação, os comportamentos de  $R_a$  e  $R_z$  foram análogos; assim, a discussão é feita considerando apenas o termo rugosidade.

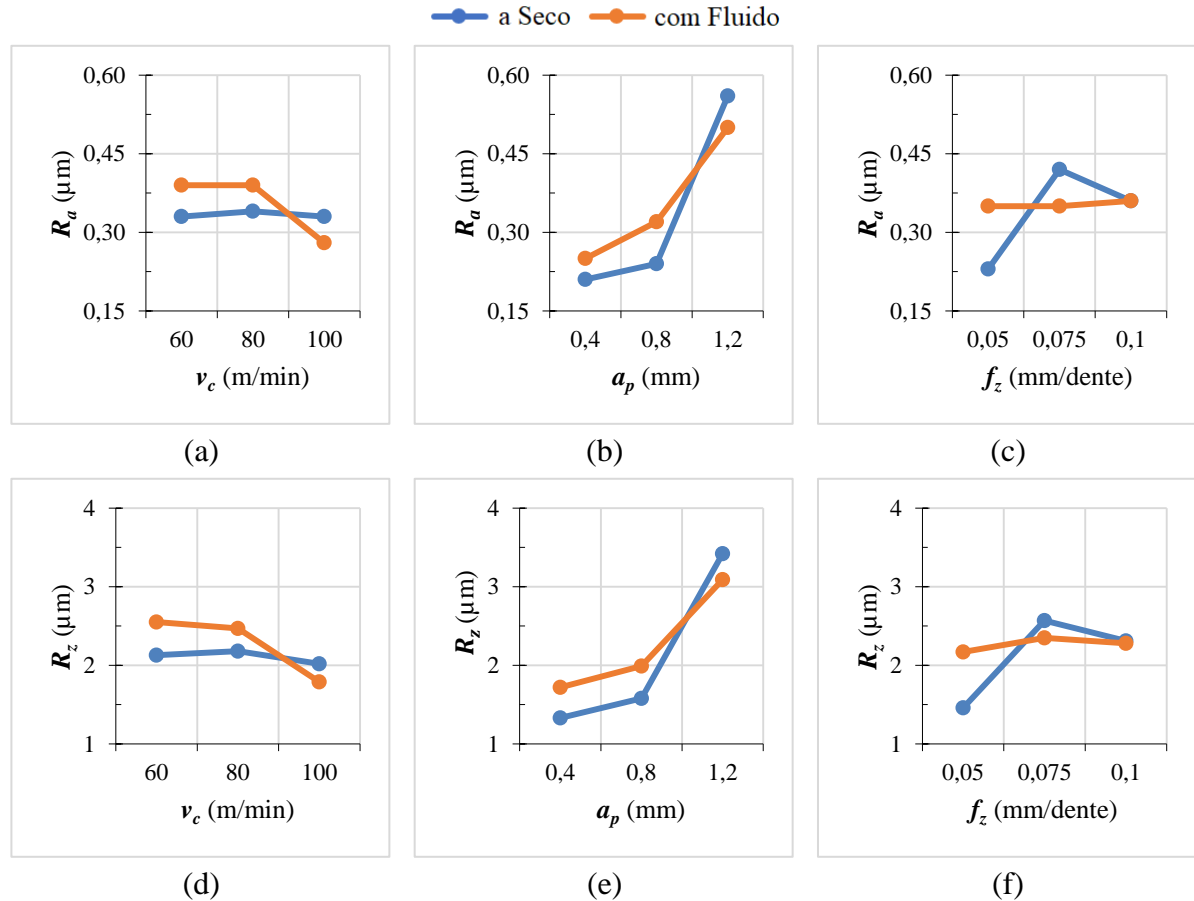


Figura 4.6 – Gráficos de dois fatores representando as rugosidades  $R_a$  (a, b, c) e  $R_z$  (d, e, f) em função dos parâmetros de processo para os dois métodos lubrificadores avaliados.

No corte a seco, para as velocidades de corte testadas, pode-se dizer que não houve influência expressiva desse parâmetro de corte na rugosidade. Para o corte com fluido em abundância, a menor rugosidade foi obtida com  $v_c$  máxima (100 m/min). Isso pode ser explicado porque o uso do fluido fez com que diminuísse o atrito entre ferramenta/peça e assim fosse necessário menos esforço para o corte, gerando uma superfície menos rugosa.

A usinagem com e sem fluido tiveram comportamentos semelhantes de rugosidade quanto à variação da profundidade de corte. Observa-se que com  $a_p$  máximo (1,2 mm), a rugosidade também aumenta, devido ao já citado incremento dos esforços de corte resultante do aumento das deflexões.



No fresamento com fluido em abundância, os valores se mantiveram praticamente constantes em relação aos avanços por dente testados, o que pode ser explicado devido à geometria alisadora da ferramenta. Assim, era esperado que a força não aumentasse consideravelmente. Esse comportamento foi bem diferente do observado no corte a seco, em que a menor rugosidade foi obtida com  $f_z$  mínimo e a maior com  $f_z$  médio, mesmo sendo usado o mesmo tipo de ferramenta em ambas operações de usinagem.

### 4.3 Análise Estatística

As subseções são referentes a força ativa, força passiva e rugosidade.

#### 4.3.1 Força ativa

Os resultados da análise de variância (ANOVA) são apresentados na Tabela 4.3. Analisando a parcela estática ( $\mu F_{at}$ ), os efeitos lineares da profundidade de corte ( $a_p$ ), do avanço por dente ( $f_z$ ) e a combinação dos mesmos ( $a_p \times f_z$ ) foram os fatores significativos para um intervalo de confiança IC > 98% para as duas condições lubrificantes. Observa-se também que a interação da velocidade de corte ( $v_c$ ) com  $a_p$  foi “parcialmente significativa” (IC = 93,8%) na condição com fluido.

Tabela 4.3 – ANOVA para a força ativa nos cortes a seco e com fluido em abundância.

Fator	A Seco				Com Fluido			
	$\mu F_{at}$		$\Delta F_{at}$		$\mu F_{at}$		$\Delta F_{at}$	
	Valor-P	Cont. (%)	Valor-P	Cont. (%)	Valor-P	Cont. (%)	Valor-P	Cont. (%)
$v_c$	0,334	0,04	0,252	2,04	0,380	0,06	0,790	0,08
$a_p$	< <b>0,001</b>	87,32	<b>0,001</b>	63,36	< <b>0,001</b>	83,73	< <b>0,001</b>	86,82
$f_z$	< <b>0,001</b>	10,53	<b>0,009</b>	21,08	< <b>0,001</b>	14,37	0,113	3,65
$v_c^2$	0,706	< 0,01	0,483	0,68	0,139	0,21	0,294	1,15
$a_p^2$	0,903	< 0,01	0,245	2,42	0,963	0,00	0,603	0,24
$f_z^2$	0,379	0,04	0,312	1,54	0,792	0,01	0,460	0,63
$v_c \times a_p$	0,284	0,06	0,633	0,31	<b>0,068</b>	0,35	0,575	0,35
$v_c \times f_z$	0,983	< 0,01	0,455	0,80	0,736	0,01	0,577	0,35
$a_p \times f_z$	<b>0,001</b>	1,82	0,293	1,68	<b>0,013</b>	0,94	0,238	1,78
$R^2$	99,80%		93,91%		99,67%		95,06%	

A Figura 4.7 apresenta os gráficos de contorno para a parcela estática da força ativa ( $\mu F_{at}$ ) nos cortes a seco e com fluido em abundância. Observa-se que os gráficos, independente do uso ou não de lubrificador, apresentaram comportamento similar, isto é, pouca influência da velocidade de corte ( $v_c$ ). Porém, é perceptível que as menores  $\mu F_{at}$ , de maneira geral, ocorrem na usinagem a seco. No corte a seco com  $a_p = 0,4$  mm, os valores mantiveram-se dentro de uma faixa de valores ( $60 < \mu F_{at} < 160$  N) independentemente dos níveis de  $v_c$  e  $f_z$  empregados no estudo. Com fluido em abundância, há uma situação em que é possível obter  $\mu F_{at} < 60$  N ( $v_c$  máximo e  $f_z$  mínimo). Com  $a_p = 0,8$  mm, também é possível obter  $60 < \mu F_{at} < 160$  N no corte a seco com  $f_z < 0,6$  mm/dente e  $160 < \mu F_{at} < 200$  N na usinagem com fluido aplicando  $f_z < 0,67$  mm/dente, ambas para qualquer nível de  $v_c$ . Para  $a_p = 1,2$  mm, os valores tendem a ser mais altos ( $\mu F_{at} > 200$  N sem fluido e  $\mu F_{at} > 240$  N com fluido), conforme esperado, para qualquer combinação dos outros parâmetros de corte.

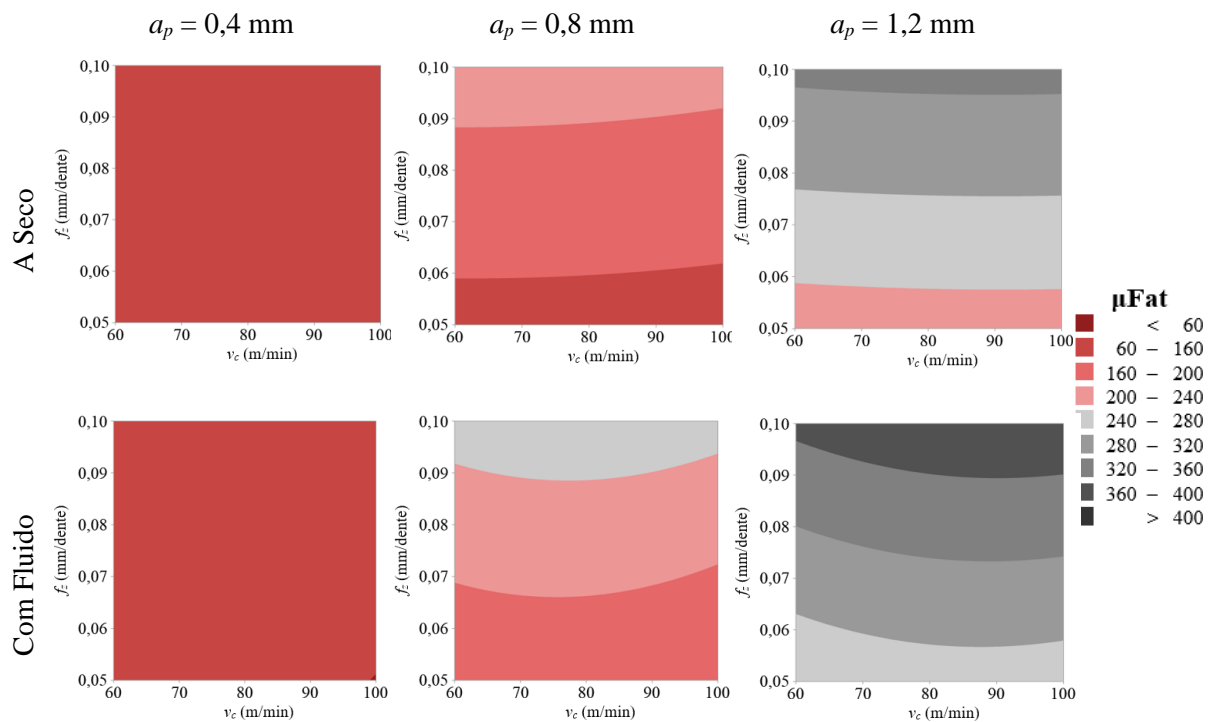


Figura 4.7 – Gráficos de contorno de  $\mu F_{at}$  nos cortes a seco e com fluido em abundância.

Para a parcela dinâmica da força ativa ( $\Delta F_{at}$ ), os fatores significativos no corte a seco foram  $a_p$  e  $f_z$ , enquanto no corte com fluido em abundância, apenas o efeito linear de  $a_p$  foi significativo. Assim, independentemente se estáticas ou dinâmicas, o efeito linear de  $a_p$  foi o único fator controlável significativo para todas as variáveis de resposta. Os gráficos de

contorno para  $\Delta F_{at}$  são exibidos na Figura 4.8. O corte a seco propiciou também menores valores de  $\Delta F_{at}$  em comparação à usinagem com fluido.

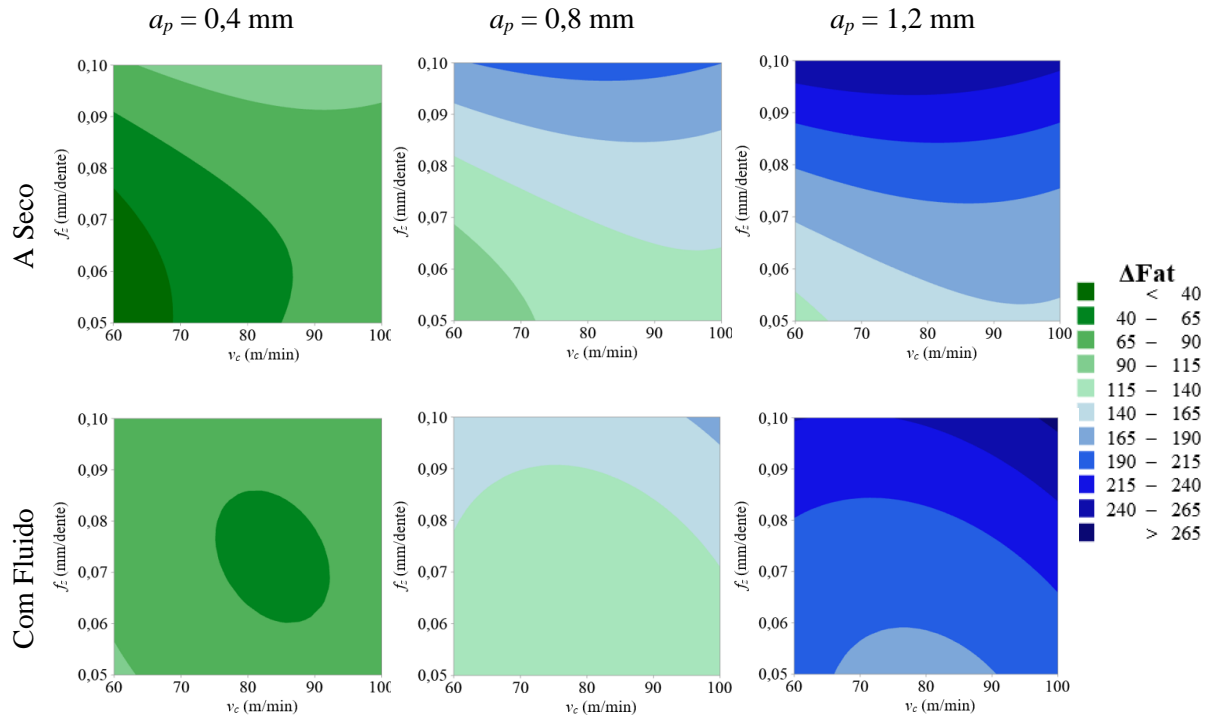


Figura 4.8 – Gráficos de contorno de  $\Delta F_{at}$  nos cortes a seco e com fluido em abundância.

Em ambas condições de lubrificação as menores  $\Delta F_{at}$  são obtidas com  $a_p = 0,4$  mm. Para o corte a seco,  $v_c < 65$  m/min e  $f_z < 0,065$  mm/dente gerando  $\Delta F_{at} < 40$  N; com fluido,  $77 < v_c < 87$  m/min e  $0,065 < f_z < 0,085$  mm/dente resultando em valores situados na faixa  $40 < \Delta F_{at} < 65$  N. Mais uma vez, embora os valores conseguidos sejam bem próximos, o corte a seco atinge menores resultados. Aumentando-se  $a_p$ , os valores de  $\Delta F_{at}$  tendem a aumentar acima de 90 N; no entanto, a interação de  $v_c$  com  $f_z$  passa a ser importante, influenciando nos valores obtidos da parcela dinâmica.

A combinação dos parâmetros de corte para se obter a menor força ativa (parcelas estática e dinâmica simultaneamente) foi calculada através da otimização multivariada e o resultado pode ser visto na Figura 4.9. Existem duas funções no otimizador de resposta que avaliam o quanto uma variável (ou a combinação delas) satisfaz as metas definidas para as respostas. Elas se chamam desejabilidade (*desirability*) individual e composta. A individual (d) avalia como as definições otimizam uma resposta, enquanto a composta é a média geométrica ponderada (D) dos “d” individuais para as respostas [Wu, 2004]. Os valores

variam de 0 a 1, e quanto mais perto de 1, mais próximo do alvo estão os valores de ambas desejabilidades. Nota-se que a menor desejabilidade individual ( $d = 0,987$ ) ocorreu para  $\Delta F_{at}$  na condição com fluido, mostrando que o modelo de regressão múltipla é adequado.

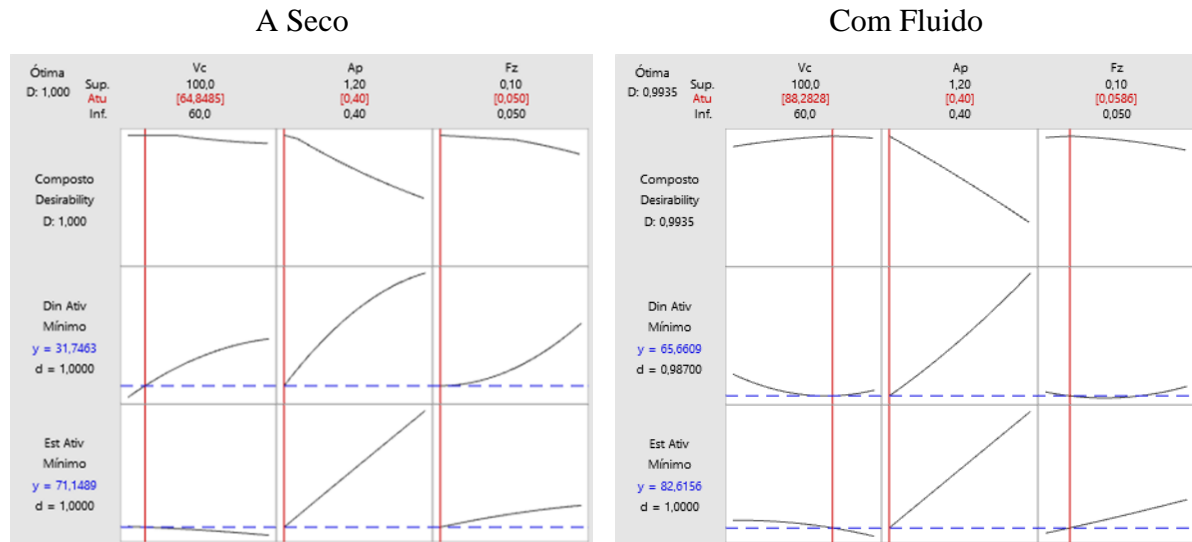


Figura 4.9 – Otimização multivariada para  $F_{at}$  no corte a seco e com fluido em abundância.

No corte a seco, os níveis dos parâmetros de corte que produzem, simultaneamente, menor  $\mu F_{at}$  e  $\Delta F_{at}$  são  $v_c = 64,8$  m/min,  $a_p = 0,4$  mm e  $f_z = 0,05$  mm/dente e o resultado da estimação pelo modelo é  $F_{at-seco} = (71,2 \pm 31,8)$  N. Para o corte com fluido em abundância, os níveis são  $v_c = 88,3$  m/min,  $a_p = 0,4$  mm e  $f_z = 0,06$  mm/dente; o resultado estimado é  $F_{at-fluido} = (82,6 \pm 65,7)$  N. Pode-se notar que os valores mínimos de  $f_z$  e  $a_p$  foram usados pois eles são o limite inferior das variáveis estudadas, mas provavelmente menores esforços seriam obtidos com  $f_z$  e  $a_p$  mais baixos.

Sabendo que a fresa possui  $z = 2$  arestas e que a largura de corte é igual ao diâmetro da fresa ( $a_e = \phi = 20$  mm), a taxa de remoção de material  $Q$  (cm<sup>3</sup>/min) é dada pela Equação 4.1. Assim,  $Q_{seco} = 825$  cm<sup>3</sup>/min e  $Q_{fluido} = 1349$  cm<sup>3</sup>/min.

$$Q = 636,6 \cdot v_c \cdot a_p \cdot f_z \quad (4.1)$$

Segundo estimado pelo modelo, o corte com fluido em abundância tende a gerar, respectivamente, valores de  $\mu F_{at}$  e  $\Delta F_{at}$  cerca de 16% e 107% maiores que o corte a seco. No entanto, a taxa de remoção de material para o fresamento com fluido seria também 60% maior, o que reduziria o tempo de fabricação. Portanto, os critérios para a escolha da melhor

condição lubrificador para o fresamento frontal do aço Toolox® 44 dependem também de outros parâmetros de entrada e saída do processo além da força ativa.

### 4.3.2 Força passiva

Para a força passiva, os resultados da ANOVA são apresentados na Tabela 4.4. Analisando a parcela estática da força passiva ( $\mu F_p$ ), observou-se que nenhum fator controlável foi significativo para o corte a seco para um intervalo de confiança  $IC \geq 95\%$ , indicando que fatores externos exerceram influência sobre essa variável de resposta e por isso os dados não conseguem se ajustar ao modelo ( $R^2 < 70\%$ ). Os que apresentaram maiores contribuições foram  $a_p$  (20,6%),  $f_z$  (15,6%) e  $v_c \times a_p$  (15,7%) com intervalos de confiança entre 82,5% e 87,1%.

Tabela 4.4 – ANOVA para a força passiva nos cortes a seco e com fluido em abundância.

Fator	A Seco				Com Fluido			
	$\mu F_p$		$\Delta F_p$		$\mu F_p$		$\Delta F_p$	
	Valor-P	Cont. (%)	Valor-P	Cont. (%)	Valor-P	Cont. (%)	Valor-P	Cont. (%)
$v_c$	0,519	3,00	<b>0,089</b>	30,25	<b>0,043</b>	12,31	0,167	23,14
$a_p$	0,129	20,61	0,376	6,44	0,428	1,27	0,286	12,59
$f_z$	0,175	15,61	0,141	20,78	<b>0,010</b>	28,27	0,783	0,75
$v_c^2$	0,325	6,96	0,581	2,63	0,118	3,45	0,809	0,82
$a_p^2$	0,569	2,36	0,798	0,71	<b>0,075</b>	6,21	0,929	0,02
$f_z^2$	0,969	0,01	0,528	3,14	<b>0,007</b>	32,32	0,594	2,86
$v_c \times a_p$	0,174	15,67	0,992	0,00	0,717	0,25	0,910	0,12
$v_c \times f_z$	0,901	0,11	0,697	1,16	0,176	4,24	0,672	1,78
$a_p \times f_z$	0,438	4,44	0,748	0,79	0,232	3,15	0,269	13,69
$R^2$	68,76%		65,91%		91,47%		55,77%	

Para o fresamento com fluido, o efeito linear da velocidade de corte ( $v_c$ ) e os efeitos linear e quadrático do avanço por dente ( $f_z$  e  $f_z^2$ ) foram significativos sobre  $\mu F_p$  ( $IC \geq 95\%$ ); além disso, o efeito quadrático da profundidade de corte ( $a_p^2$ ) foi parcialmente significativo (92,5% de confiança). Chama a atenção que essa foi a única variável em que  $v_c$  foi um fator significativo, mesmo que sua contribuição tenha sido pequena. Assim, a Figura 4.10 mostra os gráficos de contorno para  $\mu F_p$  apenas no corte com fluido em abundância. Quando não há fator significativo, a ANOVA indica que a variável de resposta não depende apenas dos

fatores controláveis (depende também de fatores não controláveis) de entrada e, por esse motivo, não faz sentido gerar os gráficos de contorno. Observando a figura,  $\mu F_p < 75$  N foi obtida apenas com  $f_z = 0,075$  mm/dente, em uma região com  $65 < v_c < 75$  m/min e  $0,65 < a_p < 0,85$  mm. Os resultados para os demais avanços por dente e demais velocidades foram valores de  $\mu F_p$  mais altos, e os maiores valores para essa parcela foram quando  $f_z = 0,1$  mm/dente. Maiores avanços geram maiores seções de corte, o que exige maiores forças para a realização do corte. Para  $f_z = 0,05$  mm/dente, valores entre  $75 < \mu F_p < 80$  N podem ser obtidos com  $75 < v_c < 85$  m/min e  $0,5 < a_p < 0,7$  mm. Considerando  $f_z = 0,1$  mm/dente, os valores tendem a ficar na faixa  $90 < \mu F_p < 95$  N quando aplicado  $v_c < 75$  m/min e  $0,7 < a_p < 1,0$  mm.

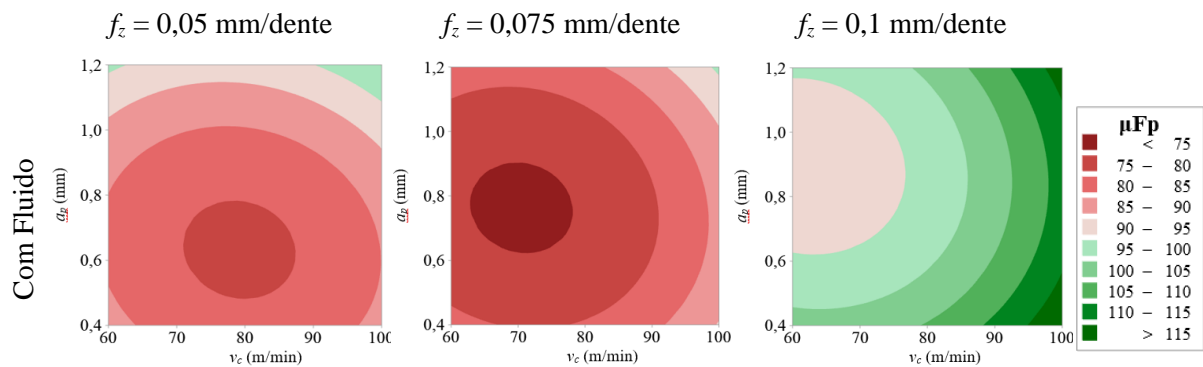


Figura 4.10 – Gráficos de contorno de  $\mu F_p$  no corte com fluido em abundância.

O único fator a apresentar influência sobre a parcela dinâmica da força passiva ( $\Delta F_p$ ) foi o efeito linear de  $v_c$  no corte a seco, sendo considerado parcialmente significativo (IC = 91,1%). A segunda maior contribuição foi de  $f_z$  (85,9% de confiança). No corte com fluido em abundância, a maior contribuição sobre  $\Delta F_p$  também foi de  $v_c$ , mas com IC = 83,3%. Conseqüentemente, o valor de  $R^2$  é baixo, indicando que os dados não se adequaram muito bem ao modelo.

### 4.3.3 Rugosidade

Os resultados da ANOVA para as rugosidades  $R_a$  e  $R_z$  são apresentados na Tabela 4.5. Observa-se que a rugosidade e a força ativa tiveram a profundidade de corte e o avanço por dente como significativos, isso indica que as duas variáveis de resposta são sensíveis a variações nesses parâmetros de corte.

Tabela 4.5 – ANOVA para as rugosidades nos cortes a seco e com fluido em abundância.

Fator	A Seco				Com Fluido			
	$R_a$		$R_z$		$R_a$		$R_z$	
	Valor-P	Cont. (%)	Valor-P	Cont. (%)	Valor-P	Cont. (%)	Valor-P	Cont. (%)
$v_c$	> 0,999	< 0,01	0,419	0,19	<b>0,057</b>	9,06	<b>0,074</b>	11,28
$a_p$	<b>&lt; 0,001</b>	61,85	<b>&lt; 0,001</b>	65,86	<b>0,003</b>	41,96	<b>0,010</b>	36,57
$f_z$	<b>0,003</b>	10,53	<b>0,001</b>	10,83	0,879	0,04	0,775	0,20
$v_c^2$	<b>0,092</b>	0,93	<b>0,063</b>	0,88	0,507	1,10	0,624	0,86
$a_p^2$	<b>0,001</b>	23,32	<b>&lt; 0,001</b>	19,71	0,185	3,43	0,223	4,34
$f_z^2$	0,357	0,38	0,148	0,72	0,723	0,21	0,961	0,01
$v_c \times a_p$	0,409	0,30	0,430	0,18	<b>0,035</b>	12,36	<b>0,078</b>	10,83
$v_c \times f_z$	0,903	0,01	0,390	0,22	0,669	0,31	> 0,999	< 0,01
$a_p \times f_z$	0,183	0,87	0,430	0,18	<b>0,010</b>	24,05	<b>0,020</b>	24,83
$R^2$	98,18%		98,77%		92,52%		88,91%	

Analisando o corte a seco, os efeitos linear e quadrático da profundidade de corte ( $a_p$  e  $a_p^2$ ) e o efeito linear do avanço por dente ( $f_z$ ) foram os fatores mais significativos sobre as rugosidades (IC > 99%); além disso, o efeito quadrático da velocidade de corte ( $v_c^2$ ) foi parcialmente significativo sobre os valores de  $R_a$  e  $R_z$ .

Na usinagem com fluido em abundância, o efeito linear de  $a_p$  e a interação  $a_p \times f_z$  foram significativos sobre  $R_a$  e  $R_z$  (confiança igual ou superior a 98%). A interação  $v_c \times a_p$  foi significativa (96,5% de confiança) para  $R_a$  e parcialmente significativa (92,2% de confiança) para  $R_z$ . Apesar de Gopalsamy et al., 2009, concluírem que a velocidade de corte ( $v_c$ ) foi o fator mais significativo para a rugosidade quando se otimizou os parâmetros de corte para o fresamento frontal do aço ferramenta cuja composição é 0,37% C, 2,0% Cr, 1,4% Mn, 0,3% Si, 1,0% Ni, e 0,2% Mo em peso, que possui dureza de 55 HRC. No presente estudo,  $v_c$  teve contribuição apenas parcialmente significativa sobre  $R_a$  e  $R_z$  no corte com fluido (94,3% e 92,6% de confiança, respectivamente).

Os gráficos de contorno relativos à rugosidade  $R_a$  são apresentados na Figura 4.11. No corte a seco, os gráficos apresentam comportamentos semelhantes para  $R_a$  nos diferentes níveis de profundidade de corte ( $a_p$ ). No caso, velocidades de corte ( $v_c$ ) médias tendem a permitir maiores avanços por dente ( $f_z$ ), diferentemente de níveis máximos e mínimos de  $v_c$  que exigem  $f_z$  mínimos ou próximos disto. No entanto, no corte com fluido, tais gráficos são bem distintos.

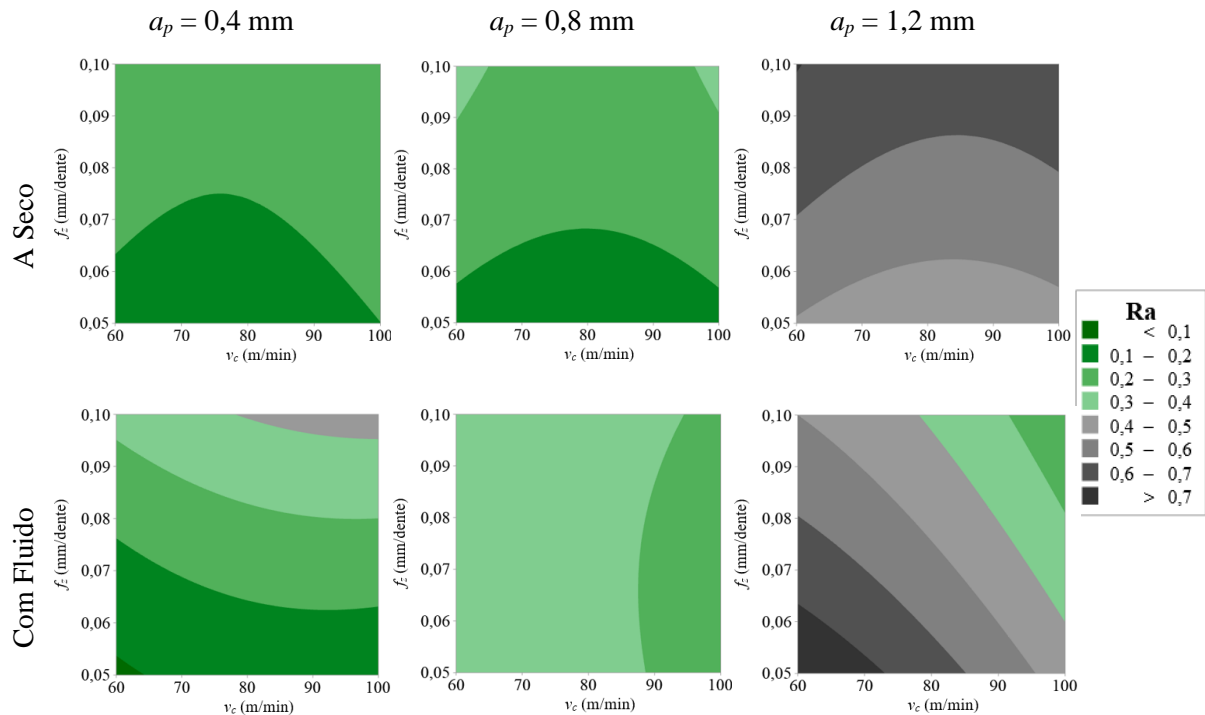


Figura 4.11 – Gráficos de contorno de  $R_a$  nos cortes a seco e com fluido em abundância.

Na usinagem a seco, observa-se uma semelhança de valores de  $R_a$  quando  $a_p \leq 0,8$  mm. Os valores permanecem baixos ( $0,1 < R_a < 0,2 \mu\text{m}$ ) para qualquer valor de  $v_c$  desde que  $f_z = 0,05$  mm/dente (considerando  $a_p = 0,4$  mm) ou  $f_z \leq 0,058$  mm/dente (para  $a_p = 0,8$  mm). Com  $a_p = 1,2$  mm, os valores de  $R_a$  crescem ( $0,4 < R_a < 0,5 \mu\text{m}$ ), mesmo com  $f_z$  mínimo. A profundidade foi o fator significativo com a maior contribuição, então era esperado que os gráficos mudassem significativamente seu comportamento.

No corte com fluido em abundância, os níveis de parâmetros de corte para se obter o menor valor de rugosidade ( $R_a < 0,1 \mu\text{m}$ ) são bem restritos. No caso,  $a_p$ ,  $f_z$  e  $v_c$  devem estar em níveis mínimos. À medida em que a profundidade de corte aumenta, os valores de  $R_a$  também aumentam. Para  $a_p = 0,8$  mm, valores na faixa  $0,2 < R_a < 0,3 \mu\text{m}$  podem ser obtidos para  $v_c > 95$  m/min independentemente do nível de  $f_z$ . Com  $a_p = 1,2$  mm, valores entre  $0,2 < R_a < 0,3 \mu\text{m}$  são gerados com  $f_z$  e  $v_c$  próximos dos níveis máximos.

Os gráficos de contorno que representam a rugosidade média parcial ( $R_z$ ) estão expostos na Figura 4.12. O comportamento dos gráficos de  $R_z$  se assemelha aos de  $R_a$ : similaridades nos do corte a seco e diferenças expressivas nos do corte com fluido em abundância.



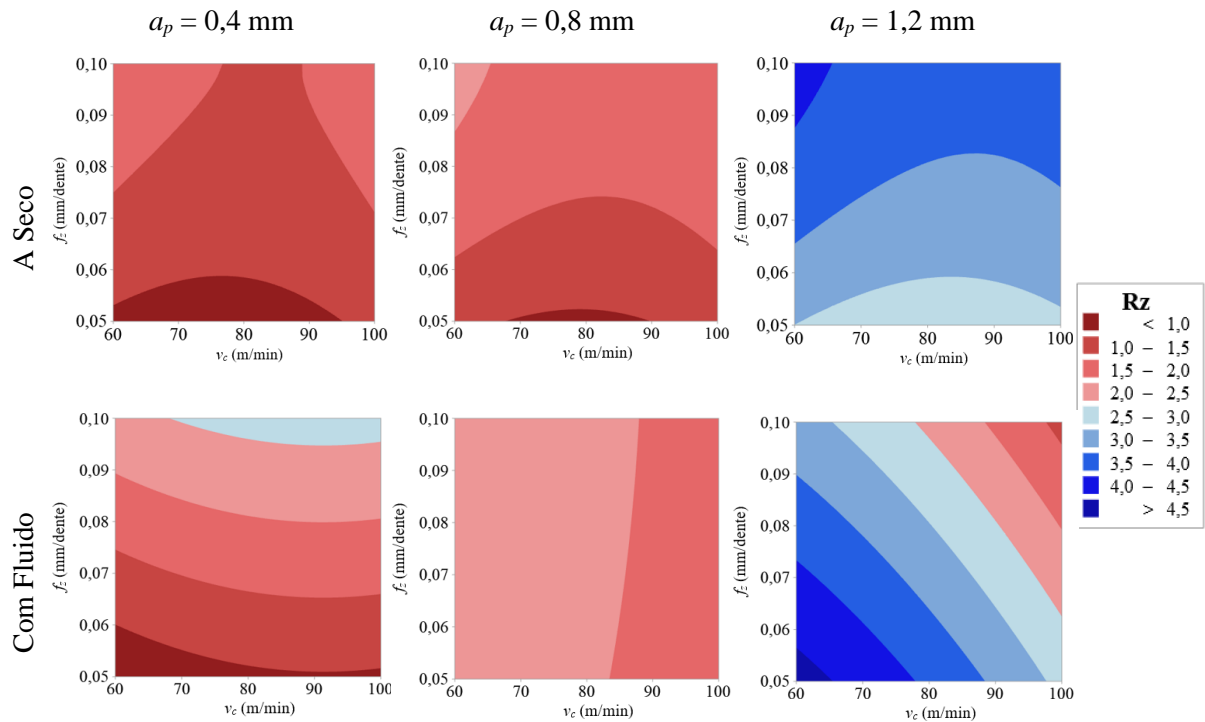


Figura 4.12 – Gráficos de contorno de  $R_z$  nos cortes a seco e com fluido em abundância.

Para o corte a seco, valores de  $R_z < 1 \mu\text{m}$  podem ser gerados com  $a_p = 0,4 \text{ mm}$ ,  $v_c < 90 \text{ m/min}$  e  $f_z = 0,05 \text{ mm/dente}$ . Com o aumento para  $a_p = 0,8 \text{ mm}$ , a velocidade de corte deverá estar na faixa  $70 < v_c < 90 \text{ m/min}$  utilizando  $f_z = 0,05 \text{ mm/dente}$ . Considerando  $a_p = 1,2 \text{ mm}$ , os valores de  $R_z$  são maiores que com  $a_p \leq 0,8 \text{ mm}$ ; porém,  $2,5 < R_z < 3,0 \mu\text{m}$  podem ser alcançados para  $f_z = 0,05 \text{ mm/dente}$  independentemente do valor de  $v_c$ .

No fresamento com fluido em abundância, os valores de  $R_z < 1 \mu\text{m}$  podem ser obtidos com  $a_p = 0,4 \text{ mm}$  e  $f_z = 0,05 \text{ mm/dente}$  para qualquer nível de  $v_c$ . Além disso, o valor de  $f_z$  pode ser incrementado até  $0,06 \text{ mm/dente}$  desde que  $v_c$  seja reduzido até  $60 \text{ m/min}$ . A faixa de valores  $1,5 < R_z < 2,0 \mu\text{m}$  é possível de ser atingida com  $a_p = 0,8 \text{ mm}$  para valores de  $v_c \geq 90 \text{ m/min}$  (qualquer que seja o valor de  $f_z$ ). Valores entre  $1,0 < R_z < 1,5 \mu\text{m}$  podem ser obtidos considerando todos os parâmetros em nível máximo.

A Figura 4.13 mostra a otimização multivariada realizada para se obter a menor rugosidade ( $R_a$  e  $R_z$  simultaneamente). No corte a seco, os níveis dos parâmetros de corte que produzem os menores valores de rugosidade são  $v_c = 76,6 \text{ m/min}$ ,  $a_p = 0,56 \text{ mm}$  e  $f_z = 0,05 \text{ mm/dente}$  ( $Q_{seco} = 1365 \text{ cm}^3/\text{min}$ ), resultando em  $R_a = 0,094 \mu\text{m}$  e  $R_z = 0,643 \mu\text{m}$ . Na usinagem com fluido, os níveis são os mínimos aplicados no estudo, ou seja,

$v_c = 60$  m/min,  $a_p = 0,4$  mm e  $f_z = 0,05$  mm/dente ( $Q_{fluido} = 764$  cm<sup>3</sup>/min), gerando  $R_a = 0,085$   $\mu$ m e  $R_z = 0,647$   $\mu$ m. Assim, pode-se inferir que o corte com fluido pode gerar rugosidades ligeiramente menores que as obtidas no corte a seco. Isso pode ser explicado pela ação do fluido, que atua para diminuir o atrito entre a ferramenta e a peça. De acordo com Ding et al., 2010, valores de  $R_a < 0,25$   $\mu$ m poderiam justificar o uso do fresamento em substituição ao processo de retificação, ao menos na operação de semiacabamento.

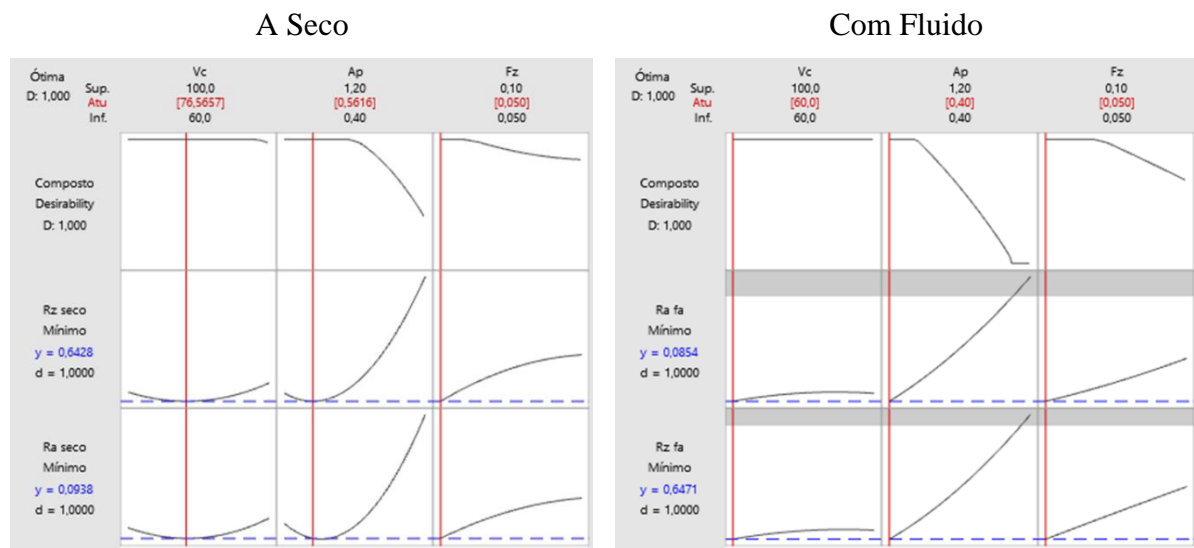


Figura 4.13 – Otimização multivariada para a rugosidade no corte a seco e com fluido em abundância.

## 5 CONCLUSÕES

O estudo teve o objetivo de avaliar a influência dos parâmetros de corte  $v_c$ ,  $a_p$  e  $f_z$  no fresamento frontal de topo do aço ferramenta Toolox® 44 com diferentes meios lubrificador-refrigerantes. Para isso foi utilizado um projeto de experimentos Box Behnken, com posterior análise de variância. As variáveis de resposta estudadas foram as forças ativa e passiva, cada uma com suas componentes estática e dinâmica e as rugosidades  $R_a$  e  $R_z$ . A partir disso foi possível gerar as seguintes conclusões:

A parcela estática da força ativa teve como parâmetros significativos  $a_p$ ,  $f_z$  e  $a_p \times f_z$ , com um intervalo de confiança  $IC > 98\%$  independente do uso ou não de fluido lubrificador-refrigerante. Já a parcela dinâmica, no corte a seco, teve  $a_p$  e  $f_z$  significativos, enquanto no corte com fluido foi apenas  $a_p$ , com  $IC > 95\%$ . Assim, o único fator significativo para as parcelas, independente do uso de fluido foi  $a_p$ , indicando que a variação desse parâmetro tem efeito direto nos esforços da força ativa para o fresamento desse material.

No corte a seco, a força passiva não teve fator significativo, considerando  $IC = 95\%$ . Além disso, ficou evidente que os dados não se adequaram ao modelo proposto, visto que o coeficiente de determinação  $R^2 < 70\%$ , indicando que o modelo de estimação não explica razoavelmente os resultados observados, e, por essa razão, é mais prudente não o utilizar para prever o comportamento dessa variável de resposta. Foi observado o mesmo para a parcela dinâmica no corte com fluido em abundância. No entanto, nessa condição lubrificador-refrigerante,  $v_c$ ,  $f_z$  e  $f_z^2$  foram significativos para a parcela estática da força passiva, considerando  $IC = 95\%$ . Além disso, os dados se adequaram ao modelo de estimação, com um  $R^2 > 90\%$ .

A partir dos gráficos de contorno, para se obter as menores forças no corte a seco, é recomendado que  $60 \text{ m/min} < v_c < 70 \text{ m/min}$ ,  $0,050 \text{ mm/dente} < f_z < 0,075 \text{ mm/dente}$  e  $a_p = 0,4 \text{ mm}$ . Para o corte com fluido em abundância, recomenda-se que, para a força ativa,  $80 \text{ m/min} < v_c < 90 \text{ m/min}$ ,  $0,060 \text{ mm/dente} < f_z < 0,080 \text{ mm/dente}$  e  $a_p = 0,4 \text{ mm}$ , e para a força passiva,  $65 \text{ m/min} < v_c < 75 \text{ m/min}$ ,  $f_z = 0,075 \text{ mm/dente}$  e  $0,65 \text{ mm} < a_p < 0,85 \text{ mm}$ .

Para a rugosidade, tanto  $R_a$  quanto  $R_z$ , medidas após o corte a seco, os fatores significativos foram  $a_p$ ,  $f_z$  e  $a_p^2$ . No corte com fluido foram encontradas diferenças. Os fatores significativos para  $R_a$  foram  $a_p$  e as interações  $v_c \times a_p$  e  $a_p \times f_z$ , enquanto para  $R_z$  os significativos foram  $a_p$  e a interação  $a_p \times f_z$ .

Os gráficos de contorno revelam que para o corte a seco, as menores rugosidades podem ser obtidas com  $60 \text{ m/min} < v_c < 95 \text{ m/min}$ ,  $f_z = 0,05 \text{ mm/dente}$  e  $a_p = 0,4 \text{ mm}$ ,

enquanto para o fresamento com fluido em abundância elas são obtidas com  $v_c = 60$  m/min;  $f_z = 0,05$  mm/dente e  $a_p = 0,4$  mm.

Assim, os melhores resultados, tanto para a força quanto para a rugosidade, vieram do corte a seco (embora tenham sido observados valores semelhantes para as rugosidades independente do uso de lubrificador). É perceptível que para a rugosidade, os passes mais severos (13 e 15), que possuem dois parâmetros no máximo e um no nível médio, tiveram menores valores de rugosidade quando foi usado o fluido em abundância. Assim, é possível inferir que, quando os parâmetros de corte são aumentados, o fluido age para diminuir a temperatura da região de corte e manter um bom acabamento.

É perceptível que para a rugosidade, os passes mais severos (13 e 15), que possuem dois parâmetros no máximo e um no nível médio, tiveram menores valores de rugosidade quando foi usado o fluido em abundância. Assim, é possível inferir que, quando os parâmetros de corte são aumentados, o fluido age para diminuir a temperatura da região de corte e manter um bom acabamento.

Por fim, é válido ressaltar que a otimização considera o domínio das funções como a janela operacional usada. Desse modo, o modelo não vai indicar níveis abaixo do adotado no estudo ( $a_p < 0,4$  mm,  $f_z < 0,05$  mm/dente ou  $v_c < 60$  m/min). No entanto, a teoria mostra que, ao menos para  $f_z$  e  $a_p$ , os menores valores gerariam melhores respostas.

## 5.1 Sugestões para Trabalhos Futuros

- Realizar o fresamento do Toolox<sup>®</sup> 44 com parâmetros de corte mais agressivos e avaliar o efeito de desgastes e avarias da ferramenta.
- Utilizar diferentes meios lubrificantes, como por exemplo, fluidos de base vegetal, nanofluidos e MQL.
- Estudar as vibrações no fresamento do Toolox<sup>®</sup> 44.
- Investigar quais seriam os parâmetros não controláveis e quais os seus efeitos sobre a força passiva gerada no fresamento do Toolox<sup>®</sup> 44.
- Estudar as tensões residuais, assim como dureza e análise metalográfica do material.

## REFERÊNCIAS

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

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

ABNT NBR 6409. **Tolerâncias geométricas – Tolerâncias de forma, posição e batimento – Generalidades, símbolos, definições e indicações em desenho.** Associação Brasileira de Normas Técnicas, 1997.

Altintas, Y. **Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design.** Ed. ASME. Cambridge, UK, 2000.

Alves, M. L. **Efeito da medição de rugosidade na massa de padrões de massa classe F2.** Dissertação (Mestrado) em Metrologia para a Qualidade Industrial, Centro Técnico Científico, PUC, Rio de Janeiro, RJ, 2002.

Amorim, H. J. **Estudo da relação entre velocidade de corte, desgaste de ferramenta, rugosidade e forças de usinagem em torneamento com ferramenta de metal duro.** Dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica, UFRGS, Porto Alegre, RS, 2002.

ASM Handbook **Properties and Selection: Irons, Steels, and High Performance Alloys.** v. 1, 10 ed., 2005.

Bacalhau, J. B. **Desenvolvimento de aços para moldes plásticos com 40 HRC e elevada usinabilidade.** Dissertação (Mestrado) em Engenharia Aeronáutica e Mecânica, ITA, São José dos Campos, SP, 2012.

Bajić, D., Celent, L. e Jozić, S. Modeling of the influence of cutting parameters on the surface roughness, tool wear and the cutting force in face milling in off-line process control. **Strojniški Vestnik**, vol. 58 (11), p. 673-682, 2012.

Chandrasekaran, H., M'Saoubi, R., Karlsson, O. e Persson, U. Milling of prehardened mould steels – role of microstructure on machinability and tool wear. **Proceedings of 7<sup>th</sup> International Tooling Conference**, May 2-5, Turin, Italy, p. 623-630, 2006.

Chiaverini, V. **Aços e Ferros Fundidos: Características Gerais, Tratamentos Térmicos, Principais Tipos**. 7<sup>a</sup> Ed., Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, São Paulo, SP, 2006.

Comexstat. Exportação e Importação Geral. **Ministério da Indústria, Comércio Exterior e Serviços. Governo Federal**, 2022. Disponível em: <http://comexstat.mdic.gov.br/pt/geral>. Acesso em: 24 jan. 2022.

Daghini, L. e Nicolescu, C.M. Influence of inserts coating and substrate on Toolox<sup>®</sup>44 machining. **Proceedings of the 1<sup>st</sup> Swedish Production Symposium**, Aug. 28-30, Gothenburg, Sweden, 2007.

Davim, J. P. (Ed.). **Machining: fundamentals and recent advances**. Springer Science & Business Media, Aveiro, Portugal, 2008.

DIN 6584. **Terms of the cutting technique; forces, energy, work, power**. Deutsches Institut für Normung E.V. (German National Standard), 1982.

Ding, T., Zhang, S., Wang, Y. e Zhu, X. Empirical models and optimal cutting parameters for cutting forces and surface roughness in hard milling of AISI H13 steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, vol. 51 (1-4), p. 45-55, 2010.

Diniz, A.E., Marcondes, F.C. e Coppini, N.L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**. 8<sup>a</sup> Ed. Artliber, São Paulo, SP, 2013.

Dixit, U.S., Sarma, D.K., Davim, J. P. **Environmentally Friendly Machining**. Springer New York, NY, EUA, 2012.

Do, T.V., Nguyen, Q.M. e Pham, M.T. Optimization of cutting parameters for improving surface roughness during hard milling of AISI H13 steel. **Key Engineering Materials**, vol. 831, p. 35-39, 2020.

Fallböhmer, P., Rodríguez C.A., Özel, T., Altan, T., High-speed machining of cast iron and alloy steels for die and mold manufacturing. **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 98, p. 104-115, 2000.

Fan, X. e Loftus, M. The influence of cutting force on surface machining quality. **International Journal of Production Research**, vol. 45 (4), p. 899-911, 2007.

Ferraresi, D. **Fundamentos da Usinagem dos Metais**. Edgard Blucher, São Paulo, SP, 1970.

Ferreira, S.L.C., Bruns, R.E., Silva, E.G.P. et al. Statistical designs and response surface techniques for the optimization of chromatographic systems. **Journal of Chromatography A**, vol. 1158 (1-2), p. 2–14, 2007.

Fratila, D. Sustainable Manufacturing Through Environmentally-Friendly Machining. In: Davim J. (eds) **Green Manufacturing Processes and Systems**. Materials Forming, Machining and Tribology. Springer, Berlin, Heidelberg, 2013.

Fritz, G. O., Dalcin, L. R. e Dalcin, R. L. A usinagem de aços endurecidos com ferramentas de geometria definida: estudo de caso. **Anais da 7ª SIEF – Semana Internacional de Engenharia e Economia FAHOR**, 07-09 jun., Horizontina-RS, 2017.

Garcia, R. F. **Análise comparativa do fresamento frontal de acabamento em aços inoxidáveis duplex DX 2205 e LDX 2101**. Dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica, UFRGS, Porto Alegre, RS, 2019.

Godoy, M.F., Filho, D.R. Facing the BANI world. **International Journal of Nutrology**, vol. 14 (02), p. 33, 2021.

Goindi, G. S.; Sarkar, P. Dry machining: A step towards sustainable machining – Challenges and future directions. **Journal of Cleaner Production**. vol. 165 (1). p. 1557-1571. 2017.

Gonzaga, D. F. **Investigação sobre a aplicação de métodos alternativos de lubrificação no fresamento frontal de acabamento de um aço inoxidável AISI 304**. Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação) em Engenharia Mecânica, UFRGS, Porto Alegre, RS, 2019.

Gopalsamy, B.M., Mondal, B. e Ghosh, S. Taguchi method and ANOVA: An approach for process parameters optimization of hard machining while machining hardened steel. **Journal of Scientific and Industrial Research**, vol. 68, p. 686-695, 2009.

Guerreiro, R. M. **Efeitos do processo de brunimento por rolo no Toolox 44**. Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação) em Engenharia Mecânica, UNIJUÍ, Panambi, RS, 2015.

Hackenhaar, W. **Avaliação da eficiência térmica e de fusão na soldagem MAG em diferentes geometrias de juntas**. Dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica, UFRGS, Porto Alegre, RS, 2016.

Hansson, P. Toolox – Pre-hardened tool steels aimed for die-casting applications enabling faster mould manufacturing. **SAE International Journal of Materials and Manufacturing**, vol. 2 (1), p. 121-127, 2009.

Hoang, T.D., Nguyen, N.T., Tran, Đ.Q., Nguyen, V.T. Cutting forces and surface roughness in face-milling of SKD61 hard steel. **Strojniški vestnik - Journal of Mechanical Engineering**. vol. 65 (6). p. 375-386, 2019.

Hübner, H. B. **Estimação da rugosidade gerada no processo de fresamento frontal via redes neurais artificiais**. Dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica, UFRGS, Porto Alegre, RS, 2016.

IPT. **Ferramentarias brasileiras mais competitivas – Plataforma de desenvolvimento tecnológico, qualificação e certificação industrial para o setor automotivo e sua cadeia de produção**, Rota 20/30, FUNDEP, 2019.

Kalpakjian, S. **Manufacturing Engineering and Technology**. 3ª Ed. Addison-Wesley, New York, EUA, 1995.

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

Korkut, I.; Donertas, M. A. The influence of feed rate and cutting speed on the cutting forces, surface roughness and tool-chip contact length during face milling. **Materials & Design**, vol. 28 (1), p. 308-312.



Le, T. H.; Pham, V. B.; Hoang, T. D. Surface Finish Comparison of Dry and Coolant Fluid High-Speed Milling of JIS SDK61 Mould Steel. **Engineering, Technology & Applied Science Research**, Greece, vol. 12 (1), p. 8023–8028, 2022.

Lugand Aciers. **Aços & Ligas Especiais. Especialista em usinagem de placas personalizadas. Planos e redondos de precisão. Componentes & elementos standart para moldes.** Catálogo 2021. Disponível em: <http://lugand-aciers-online.com/Catalogue-lugand-aciers-pt.pdf>. Acesso em: 05 nov. 2021.

Macedo, S.E.M. **Análise de forças no fresamento de topo convencional e com altas velocidades de corte.** Dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica, UFSC, Florianópolis, SC, 2001.

Machado, A.R., Coelho, R.T., Abrão, A.M. e Silva, M.B. **Teoria da Usinagem dos Materiais.** 3ª Ed., Edgard Blucher, São Paulo, SP, 2015.

Marchionni, L. **Tipos de Revenimento.** SBRT – Serviço Brasileiro de Respostas Técnicas, SENAI/CETEMP, março, 2010.

Mendes, C. S.; Del Pino, G. G.; Bezazi, A.; Boumediri, H.; Neto, J. C. M.; Torres, A. R.; Kieling, A. C. e Garcia, S. D. Comparative performance comparison of Toolox 44 tool steel versus SAE H13 for hot forging. **Latin American Journal of Development**, vol. 3 (3), p. 1181-1197, 2021.

Milan, J.C.G. **Usinabilidade de aços para moldes para plástico.** Dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica, UFU, Uberlândia, MG, 1999.

Montalvão, J. A. **Determinação da usinabilidade dos aços ferramentas N2711M e VPATLAS no fresamento de topo.** Dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica, UFU, Uberlândia, MG, 2014.

Nguyen, H.-T. e Hsu, Q.-C. Surface roughness analysis in the hard milling of JIS SKD61 alloy steel. **Applied Sciences**, vol. 6 (6), p. 172-187. 2016.

Niharika, B.P., Agrawal, I.A.K. e Khan, Z.A. Effects of cutting parameters on quality of surface produced by machining of titanium alloy and their optimization. **Archive of Mechanical Engineering**, vol. 63 (4), p. 531-548, 2016.

Oliveira, M.A., Pino, G.G. e Oliveira, C.A.M. Estudo dos parâmetros de corte do fresamento HSM sobre o acabamento superficial do alumínio 6061-T6. **Anais do 7º Congresso Nacional de Engenharia Mecânica**, 31 jul. a 03 ago., São Luís, MA, 2012.

Olufayo, O., Songmene, V., Kenné, J. P., & Ayomoh, M. Modelling for cost and productivity optimisation in sustainable manufacturing: a case of dry versus wet machining of mould steels. **International Journal of Production Research**, vol. 59(17), p. 5352-5371, 2021.

Padilha, A. F., Siciliano Jr, F. **Encruamento, recristalização, crescimento de grão e textura**. 3ª Ed. ABM-Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais. São Paulo-SP, 2005.

Passari, É. S., Amorim, H. J., Souza, A. J. Multiobjective optimization of cutting parameters for finishing end milling Hardox® 450. **Journal of Engineering and Technology for Industrial Applications**. vol. 8 (34), p. 20-28, 2022.

Persson, U. e Chandrasekaran, H. Machinability of martensitic steels in milling and the role of hardness. **Proceedings of the 6<sup>th</sup> International Tooling Conference**, Sept. 10-13, Karlstad, Sweden, p. 1225-1236, 2002.

Polaris. **Market Research Report**, 2020. Disponível em: <https://www.polarismarketresearch.com/industry-analysis/tool-steel-market>. Acesso em: 24 jan. 2022.

Policena, M.R., Devitte, C., Fronza, G., Garcia, R.F., e 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 (5-8), p. 1617-1625, 2018.

Polli, M. L. **Análise da estabilidade dinâmica do processo de fresamento a altas velocidades de corte**. Tese (Doutorado) em Engenharia Mecânica, UFSC, Florianópolis, SC, 2005.

Reddy, B.S., Kumar, J.S. e Reddy, K.V.K. Optimization of surface roughness in CNC end milling using response surface methodology and genetic algorithm. **International Journal of Engineering, Science and Technology**. vol. 3, p. 102-109, 2011.

Reis, A. **Fresamento frontal de ferros fundidos de alta resistência**. Tese (Doutorado) em Engenharia Mecânica, UFU, Uberlândia, MG, 2019.

Reports and Data. **Tool Steel Market**, 2020. Disponível em: <https://www.reportsanddata.com/report-detail/tool-steel-market>. Acesso em: 24 jan. 2022.

Ribeiro, J.L.S., Abrão, A.M. e Sales, W.F. Forças de usinagem no fresamento de aços para matrizes. **Anais do 16° POSMEC – Simpósio de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica**, 11 a 13 dez, FEMEC-UFU, 2006.

Rodrigues, A.R., Manarelli, F.H., Norcino, A.B. e Oliveira, F.B. Avaliação da força e temperatura de corte no fresamento do Aço VP 100. **Anais do 22° SIICUSP – Simpósio Internacional de Iniciação Científica e Tecnológica da USP**, 15 a 17 out., São Paulo, SP, 2014.

Rubio, J. C. C.; Velten Filho, A. G. Avaliação da rugosidade através de imagens digitais. **Anais do 3° Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação (COBEF)**, Joinville, SC, 2005.

Sá, V. M. **Avaliação do desgaste da ferramenta de metal duro revestida com TiN no fresamento do aço ABNT 4140 temperado e revenido, utilizando duas fresas de diâmetros diferentes**. Dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica, PUC-Minas, Belo Horizonte, MG, 2010.

Sandvik. **Guia Técnico em Usinagem, Parte D – Fresamento**, Sandvik Coromant, 2016.

Serrametal. **Aços: influência das ligas dos materiais e suas aplicações**. Disponível em: <https://serrametal.com.br/acos-influencias-das-ligas-dos-materiais-e-suas-aplicacoes/>. Acesso em: 13 jun. 2022.

Serrametal. **Modelos de moldes e matrizes feitos com o Toolox**. Disponível em: [https://d335luupugsy2.cloudfront.net/cms%2Ffiles%2F116694%2F1638537985Infografico\\_Tipos\\_Matrizes.pdf](https://d335luupugsy2.cloudfront.net/cms%2Ffiles%2F116694%2F1638537985Infografico_Tipos_Matrizes.pdf). Acesso em: 17 dez. 2021.

SeVla. **Têmpera – Processo de tratamento Térmico**. SeVla Tratamento Térmico dos Aços. Disponível em: <https://tratamentotermico.com/tempera>. Acesso em: 18 jan. 2022.

Silveira, M. L. **Avaliação da integridade superficial do aço ABNT H13 submetido à operação de fresamento frontal.** Tese (Doutorado) em Engenharia de Produção, UFMG, Belo Horizonte, MG, 2021.

Sória, B.S. **Estudo do comportamento das vibrações em fresamento frontal do aço inoxidável AISI 316 utilizando transformada de Wavelet.** Dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica, UFRGS, Porto Alegre, RS, 2016.

Souto, U. B. **Monitoramento do desgaste de ferramenta no processo de fresamento via emissão acústica.** Tese (Doutorado) em Engenharia Mecânica, UFU, Uberlândia, MG, 2007.

Souza, A. J.; Rodrigues, R. I.; Rosa, G. C. Verificação das forças geradas no torneamento a seco, com fluido em abundância e em quantidade reduzida do aço AISI 420C utilizando ferramenta wiper. In: **IX Congresso Nacional de Engenharia Mecânica**, 21 a 25 ago., Fortaleza, CE, 2016.

SSAB. **Toolox – Aço para Ferramentas Pronto para Uso.** Disponível em: <https://www.ssab.com.br/products/brands/toolox/ready-to-use>. Acesso em: 5 jan. 2021.

SSAB. **Toolox – Recomendações de Usinagem.** 2018 Disponível em: [https://ssabwebsitecdn.azureedge.net/-/media/files/pt/toolox/602pt-toolox-machining\\_recomendations-v2-2018.pdf](https://ssabwebsitecdn.azureedge.net/-/media/files/pt/toolox/602pt-toolox-machining_recomendations-v2-2018.pdf). Acesso em: 5 mai. 2021.

Stipkovic, M. A. **Análise da integridade superficial no fresamento de acabamento do aço AISI 4140 endurecido.** Dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica, Centro Universitário FEI, São Bernardo do Campo, SP, 2012.

Tavares, S.M.R.S. **Indicação dos estados de superfície.** Notas de aula da disciplina CFAC – Concepção e Fabrico Assistidos por Computador. FE-UP, 2012. Disponível em: [https://paginas.fe.up.pt/~tavares/ensino/CFAC-G/Downloads/Apontamentos/Estado%20de%20Superficies\\_p.pdf](https://paginas.fe.up.pt/~tavares/ensino/CFAC-G/Downloads/Apontamentos/Estado%20de%20Superficies_p.pdf). Acesso em: 2 dez. 2021.

Telles, F.; Amorim, H. J.; Souza, A. J. Comparative assessment of lubri-cooling conditions when turning CP-Ti Grade 4 based on surface roughness. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 113, p. 365-378, 2021.

Thakur, A.; Gangopadhyay, S. Dry machining of nickel-based super alloy as a sustainable alternative using TiN/TiAlN coated tool. **Journal of cleaner production**, v. 129, p. 256-268, 2016.

Toledo, J.V.R. **Estudo do acabamento superficial no fresamento de faceamento do aço ABNT 1045 utilizando pastilha com geometria alisadora**. Dissertação (Mestrado) em Engenharia Mecânica, UNIFEI, Itajubá, MG, 2015.

Venkatraman, R., Raghuraman, S. Experimental analysis on density, micro-hardness, surface roughness and processing time of Acrylonitrile Butadiene Styrene (ABS) through Fused Deposition Modeling (FDM) using Box Behnken Design (BBD). **Materials Today Communications**, v. 27, p. 102353, 2021.

Walter Tools. **ADMT 10T308R-F56 WKK25S rômbico positivo**. Disponível em: <https://www.walter-tools.com/pt-pt/search/pages/default.aspx/product/admt10t308r-f56%20wkk25s>. Acesso em: 3 dez. 2021.

Wu, F-C. Optimization of correlated Multiple Quality Characteristics using desirability function. **Quality Engineering**, v. 17(1), p. 119-126, 2004.

## APÊNDICE A

Tabela A.1 – Dados para a aquisição dos sinais de força.

<b>Passe</b>	<b>Rotação (rpm)</b>	<b>Velocidade de avanço (mm/min)</b>	<b>Tempo de aquisição (s)</b>	<b>Pontos por segundo (Hz)</b>	<b>Total de pontos coletados</b>
1	1273	255	14	3819	42300
2*	1273	191	18	3819	56400
3	955	191	18	2865	42300
4*	1273	191	18	3819	56400
5	955	143	23	2865	56400
6	1590	318	12	4770	42300
7	1273	127	25	3819	84600
8	1590	239	15	4770	56400
9	1590	159	21	4770	84600
10	955	143	23	2865	56400
11*	1273	191	18	3819	56400
12	955	96	33	2865	84600
13	1590	239	15	4770	56400
14	1273	127	25	3819	84600
15	1273	255	14	3819	42300

\*Execuções com os fatores controláveis em nível médio (centro do cubo da Figura 2.10)