

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE
PRODUÇÃO

CHRISTIANNE LACERDA SOARES

INFLUÊNCIA DO MODO DE APLICAÇÃO DO FLUIDO DE CORTE
SOBRE A USINABILIDADE DO AÇO ABNT 4340 NO TORNEAMENTO

Belo Horizonte

2016

CHRISTIANNE LACERDA SOARES

**INFLUÊNCIA DO MODO DE APLICAÇÃO DO FLUIDO DE CORTE
SOBRE A USINABILIDADE DO AÇO ABNT 4340 NO TORNEAMENTO**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Produção da Universidade Federal de Minas Gerais como requisito para a obtenção do título de Mestre em Engenharia de Produção.

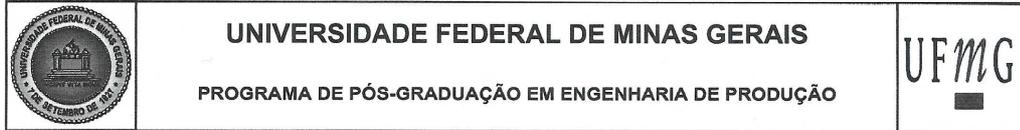
Área de concentração: Processos de Fabricação e Materiais

Orientador: Prof. Dr. Paulo Eustáquio Faria

Coorientador: Prof. Dr. Alexandre Mendes Abrão

Belo Horizonte

2016



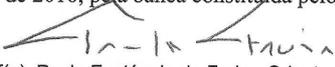
FOLHA DE APROVAÇÃO

INFLUÊNCIA DO MODO DE APLICAÇÃO DO FLUIDO DE CORTE SOBRE A USINABILIDADE DO AÇO ABNT 4340 NO TORNEAMENTO

CHRISTIANNE LACERDA SOARES

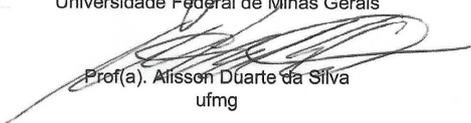
Dissertação submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em ENGENHARIA DE PRODUÇÃO, como requisito para obtenção do grau de Mestre em ENGENHARIA DE PRODUÇÃO, área de concentração PESQUISA OPERACIONAL E ENGENHARIA DE MANUFATURA, linha de pesquisa Sistemas

Aprovada em 24 de fevereiro de 2016, pela banca constituída pelos membros:


Prof(a). Paulo Eustáquio de Faria - Orientador
UFMG


Prof(a). Alexandre Mendes Abrao
UFMG


Prof(a). Marcelo Araújo Câmara
Universidade Federal de Minas Gerais


Prof(a). Alisson Duarte da Silva
ufmg

Belo Horizonte, 24 de fevereiro de 2016.

*Dedico essa obra àqueles que
me ampararam ao longo dos
anos; em especial, àquele que
me tolera pacientemente todos
os dias de nossas vidas.*

AGRADECIMENTOS

Agradeço ao professor Dr. Paulo Faria pelos ensinamentos, confiança e disponibilidade desde o início.

Ao professor Dr. Alexandre Abrão por tolerar o meu dessaber e por me inspirar constantemente ao crescimento intelectual.

Aos professores Dr. Juan Rubio e Dr. Marcelo Câmara pelo suporte e pelos valiosos conselhos.

À Escola de Engenharia da UFMG pela infraestrutura física e intelectual disponibilizada.

Aos colegas mestrandos e doutorandos que contribuíram de forma direta ou indireta na consecução desta obra.

Aos amigos e familiares, em especial aos meus pais e ao meu marido, por, simplesmente, acreditarem, e ao meu cunhado Francis Almeida pelos esclarecimentos, apoio e disponibilidade.

E à Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – CAPES pelo amparo financeiro ao longo desta trajetória acadêmica.

*“O único lugar em que sucesso
vem antes do trabalho é no
dicionário” [Albert Einstein]*

RESUMO

Os processos industriais de fabricação tornaram-se, ao longo do tempo, ferramentas indispensáveis ao avanço do homem contemporâneo. Dentre os processos de fabricação, principalmente de peças metálicas, aqueles denominados de usinagem ganharam destaque por sua versatilidade e grande aplicabilidade industrial. Procurando compreender os fenômenos intrínsecos que a variação dos parâmetros de entrada (velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem e meios lubrificantes) causa nos parâmetros de saída (temperatura de corte, rugosidade, forma do cavaco, força de corte e energia específica), neste estudo foi investigado o aço ABNT 4340. Inicialmente, um planejamento fatorial completo 3^2 foi empregado para análise estatística além de outras configurações para as demais análises, totalizando 48 testes. Os resultados assinalam que a utilização do jorro de fluido assegurou os menores valores de temperatura de corte, seguido por mínima quantidade de lubrificante (MQL) e torneamento a seco. Em relação à rugosidade, o avanço se mostrou como o parâmetro mais influente e o fluido de corte, independentemente da forma de aplicação, não trouxe benefícios significativos. No que se refere à forma dos cavacos, as análises mostraram que os níveis mais elevados de avanço e de profundidade de usinagem geraram cavacos mais favoráveis (mais curtos) para a operação de torneamento. A análise da força de corte mostrou que o uso de fluido interfere de forma desprezível nos resultados. A variação da força de corte deu-se, de forma significativa, pelos fatores velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem. Uma última avaliação refere-se à energia específica de corte, na qual ficou comprovado a menor resistência ao corte pelo método a seco, seguido pelo MQL e o pior resultado foi apresentado pelo jorro de fluido.

Palavras-chave: aço ABNT 4340; torneamento; temperatura; rugosidade; fluido de corte.

ABSTRACT

Manufacturing processes have become imperative tools regarding the evolution of the modern man. Among manufacturing processes, applied specially to metals, machining is featured for its versatility and great industrial applicability. Seeking the better understanding of the phenomena induced by the variation in operational inputs (cutting speed, feed rate, depth of cut and cutting fluid) cause in outputs (cutting temperature, roughness, chip forms, cutting force and specific energy), in this study AISI 4340 steel was investigated. Initially, a 3^2 full factorial experimental design was used for statistical analysis besides other configurations for the remaining analysis, in a total of 48 test runs. The results point out that the lowest temperatures were achieved by the use of flood cooling, followed by minimum quantity of fluid (MQF) and dry turning. Regarding surface roughness, feed rate showed itself as the most influent parameter and cutting fluid, regardless the application means, did not bring substantial benefits to this aspect. Chip analysis showed that the highest levels of feed rate and depth of cut generated shortest chips. Cutting force analysis led to the conclusion that cutting fluid is negligible for the results. Cutting force variation was given, in a significant way, by cutting speed, feed rate and depth of cut. One last evaluation concerns specific energy, in which it could be proved the lowest cutting resistance given by dry cut, followed by MQL and the worst result was given by flood cooling.

Keywords: AISI 4340 steel; turning; temperature; surface roughness; specific energy.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 2.1 – Variáveis que influenciam a operação de torneamento.....	5
Figura 2.2 – Ação emulsificante	11
Figura 2.3 – Regiões de aplicação do fluido de corte.....	13
Figura 2.4 – Método de aplicação do fluido de corte no torneamento, fresamento, retificação e furação.....	14
Figura 2.5 – Aplicação do fluido de corte sob alta pressão	15
Figura 2.6 – Dispositivos para mistura do fluido com MQL	17
Figura 2.7 – Influência da velocidade de corte e avanço sobre a temperatura nas três condições ambientais.....	19
Figura 2.8 – Influência da pressão do jato de água sobre a temperatura	20
Figura 2.9 – Temperatura superficial à velocidade de 306 m/min	21
Figura 2.10 – Influência do tempo de corte sobre a rugosidade	25
Figura 2.11 – Influência do avanço e ambiente sobre a força de corte	27
Figura 2.12 – Energia específica consumida nos testes com peça submersa em vários fluidos	29
Figura 2.13 – Efeito do consumo de óleo e pressão do ar no torneamento do Inconel 718	33
Figura 2.14 – Nanoelementos rolantes na interface cavaco-ferramenta	34
Figura 2.15 – Influência do tempo de corte sobre o desgaste da ferramenta CVD...37	
Figura 3.1 – Fluxograma do procedimento experimental	41
Figura 3.2 – Preparação das ferramentas por eletroerosão.....	43
Figura 3.3 – Aresta de corte 1	44
Figura 3.4 – Montagem do experimento (Etapa 1)	45
Figura 3.5 – Montagem do experimento (Etapa 2)	48
Figura 3.6 – Montagem do multímetro para aquisição da corrente	51
Figura 3.7 – Montagem do teste de esclerometria pendular	53
Figura 4.1 – Análise residual da V_c e meio lubri-refrigerante para temperatura	55
Figura 4.2 – Gráficos de efeito principal para temperatura (V_c e meio lubri- refrigerante)	56
Figura 4.3 – Gráfico de interação para a temperatura (V_c e meio lubri-refrigerante).57	

Figura 4.4 – Análise residual da a_p e meio lubri-refrigerante para a temperatura ($f = 0,15$ mm/rev).....	58
Figura 4.5 – Análise residual da a_p e meio lubri-refrigerante para a temperatura ($f = 0,30$ mm/rev).....	59
Figura 4.6 – Gráficos de efeito principal para temperatura (a_p e meio lubri-refrigerante)	60
Figura 4.7 – Gráfico de interação para a temperatura (a_p e meio lubri-refrigerante) .	61
Figura 4.8 – Influência de a_p e meio lubri-refrigerante sobre a temperatura ($f = 0,30$ mm/rev).....	62
Figura 4.9 – Variação do sinal de temperatura ao longo do tempo	63
Figura 4.10 – Análise residual da V_c e meio lubri-refrigerante para R_q	64
Figura 4.11 – Análise residual da a_p e meio lubri-refrigerante para R_q ($f = 0,15$ mm/rev).....	66
Figura 4.12 – Análise residual da a_p e meio lubri-refrigerante para R_q ($f = 0,30$ mm/rev).....	66
Figura 4.13 – Análise residual do f e meio lubri-refrigerante para R_q ($a_p = 1,5$ mm) .	67
Figura 4.14 – Gráfico de efeito principal para R_q (f e meio lubri-refrigerante, $a_p = 1,5$ mm).....	68
Figura 4.15 – Gráfico de interação para o R_q (f e meio lubri-refrigerante para $V_c = 200$ m/min e $a_p = 1,5$ mm).....	69
Figura 4.16 – Influência de f e meio lubri-refrigerante sobre o R_q ($V_c = 200$ m/min e $a_p = 1,5$ mm)	70
Figura 4.17 – Influência de a_p , V_c e meio lubri-refrigerante sobre a F_c ($f=0,15$ mm/rev).....	75
Figura 4.18 – Influência de a_p , V_c e meio lubri-refrigerante sobre a F_c ($f=0,30$ mm/rev).....	77
Figura 4.19 – Ilustração do sulco deixado no corpo de prova	77
Figura 4.20 – Média da energia específica para os três ensaios	79

LISTA DE QUADROS

Quadro 2.1 – Função dos óleos lubrificantes	10
Quadro 4.1 – Imagem dos cavacos coletados ($f = 0,30$ mm/rev e $a_p = 1,0$ mm).....	70
Quadro 4.2 – Imagem dos cavacos coletados ($V_c = 200$ m/min).....	72
Quadro 4.3 – Imagens das áreas do corpo de prova 2 após os ensaios	78

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 – Faixa de composição química do aço ABNT 4340	42
Tabela 3.2 – Parâmetros utilizados no torneamento (Etapa 1)	45
Tabela 3.3 – Parâmetros utilizados no torneamento (Etapa 2)	49
Tabela 3.4 – Níveis dos parâmetros utilizados na Etapa 2	52
Tabela 4.1 – ANOVA para a temperatura (V_c e meio lubri-refrigerante).....	54
Tabela 4.2 – ANOVA para a temperatura (a_p e meio lubri-refrigerante para $V_c = 200$ m/min e $f = 0,15$ mm/rev)	58
Tabela 4.3 – ANOVA para a temperatura (a_p e meio lubri-refrigerante para $V_c = 200$ m/min e $f = 0,30$ mm/rev)	58
Tabela 4.4 – ANOVA para R_q (V_c e meio lubri-refrigerante)	64
Tabela 4.5 – ANOVA para R_q (a_p e meio lubri-refrigerante para $V_c = 200$ m/min e f $= 0,15$ mm/rev)	65
Tabela 4.6 – ANOVA para R_q (a_p e meio lubri-refrigerante para $V_c = 200$ m/min e f $= 0,30$ mm/rev)	65
Tabela 4.7 – ANOVA para R_q (f e meio lubri-refrigerante para $V_c = 200$ m/min e a_p $= 1,5$ mm).....	67
Tabela 4.8 – Efeitos calculados para o planejamento fatorial para a F_c	74

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	Instituto Americano do Ferro e do Aço (<i>American Institute for Iron and Steel</i>)
AlN	Nitreto de alumínio
Al ₂ O ₃	Óxido de alumínio
ANOVA	Análise de variância (<i>Analysis of variance</i>)
a _p	Profundidade de usinagem
ASTM	Sociedade Americana de Testes e Materiais (<i>American Society for Testing and Materials</i>)
CBN	Nitreto cúbico de boro (<i>Cubic boron nitride</i>)
CO ₂	Dióxido de carbono
CVD	Deposição química de vapor (<i>Chemical vapour deposition</i>)
EP	Extrema pressão
d	Diâmetro
f	Avanço
F _c	Força de corte
F _f	Força de avanço
F _p	Força passiva
MQF	Mínima quantidade de fluido (<i>Minimum quantity of fluid</i>)
MQL	Mínima quantidade de lubrificação (<i>Minimum quantity of lubricant</i>)
O ₂	Oxigênio
PVD	Deposição de vapor físico (<i>Physical vapour deposition</i>)
R _a	Desvio aritmético médio

R_q	Desvio médio quadrático
RSM	Metodologia de superfície de resposta (<i>Response surface methodology</i>)
SiO_2	Dióxido de silício
TiCN	Carbonitreto de titânio
TiN	Nitreto de titânio
u	Energia específica
u_t	Energia específica total
u_{ch}	Energia específica de cisalhamento
u_{pl}	Energia específica de sulcamento
u_{sl}	Energia específica de atrito
VB_{max}	Desgaste de flanco máximo
V_c	Velocidade de corte
ZrN	Nitreto de zircônio

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Objetivo geral	2
1.2	Objetivos específicos	3
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	4
2.1	Operação de torneamento	4
2.2	Fluidos de corte.....	6
2.2.1	Classificação dos fluidos de corte.....	7
2.2.1.1	Fluidos de corte gasosos	8
2.2.1.2	Fluidos de corte sólidos	9
2.2.1.3	Fluidos de corte líquidos	10
2.2.2	Formas de aplicação dos fluidos de corte	12
2.2.2.1	Jorro de fluido de corte	13
2.2.2.2	Fluido de corte sob alta pressão	15
2.2.2.3	Mínima quantidade de lubrificação (MQL).....	16
2.3	Influência do fluido de corte sobre a operação de torneamento.....	17
2.3.1	Temperatura de corte	18
2.3.2	Qualidade da superfície usinada	23
2.3.3	Força e potência de usinagem.....	26
2.3.4	Vida e desgaste da ferramenta de corte.....	32
2.4	Considerações parciais	39
3	PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	41
3.1	Seleção dos materiais e métodos	42
3.2	Tratamento térmico dos corpos de prova.....	42
3.3	Preparação das ferramentas.....	43
3.4	Realização dos ensaios de torneamento (Etapa 1).....	44
3.5	Coleta dos dados de temperatura	46

3.6	Medição da rugosidade	47
3.7	Coleta dos cavacos	47
3.8	Aplicação do método estatístico e análise dos resultados (Etapa 1)	47
3.9	Realização dos ensaios de torneamento (Etapa 2).....	48
3.10	Coleta dos dados de corrente elétrica	50
3.11	Obtenção da força de corte.....	51
3.12	Aplicação do método estatístico e análise dos resultados (Etapa 2)	52
3.13	Realização dos ensaios de esclerometria pendular	52
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO	54
4.1	Temperatura de corte.....	54
4.2	Rugosidade da superfície torneada.....	64
4.3	Análise dos cavacos.....	70
4.4	Força de corte	74
4.5	Energia específica.....	77
5	CONCLUSÃO	81
6	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	84
	REFERÊNCIAS.....	85
	APÊNDICE A - Tabela com os dados da Etapa 1	89
	APÊNDICE B - Tabela com os dados da Etapa 2	91
	APÊNDICE C - Análises de variância (ANOVA).....	92
	APÊNDICE D - Tabela com os ensaios de esclerometria pendular	95

1 INTRODUÇÃO

Os processos industriais de fabricação tornaram-se, ao longo do tempo, ferramentas indispensáveis ao avanço do homem contemporâneo. Dentre os processos de fabricação por usinagem, principalmente de metais, o torneamento ganhou destaque por sua versatilidade e grande aplicabilidade industrial.

Apesar dos benefícios oferecidos pelo torneamento, a submissão destes sistemas industriais a elevadas cargas de trabalho em prol de produtividade igualmente elevada trouxe diversos inconvenientes, tais como quebra e desgaste acelerado das ferramentas de corte, temperaturas de trabalho cada vez mais altas e, conseqüentemente, prejuízos para as características dimensionais e para o acabamento no produto final.

De forma a adequar os processos a essa nova realidade da indústria, o estudo detalhado de determinados fenômenos auxilia a explicar a causa de alguns efeitos relacionados aos processos de usinagem. Assim, inúmeros estudos são realizados diversificando-se parâmetros essenciais com o intuito de averiguar as condições ótimas de usinagem para cada material.

Dentre estes materiais, o aço é amplamente utilizado, sendo objeto de várias pesquisas nos meios acadêmico e industrial. Sua aplicação é frequente na indústria automobilística, de infraestrutura, aeronáutica, naval, de edificações, química, de equipamento, de transporte, entre outras. O torneamento de aços caracteriza-se como um dos processos de usinagem de vasta aplicação devido a sua relativa facilidade na escolha de equipamentos, parâmetros e gama de ferramentas de corte disponíveis. Não obstante, a usinabilidade deste material está intimamente ligada à capacidade de se desenvolver um ambiente propício para o controle da temperatura na zona de corte, e, por conseguinte, o alcance de vida da ferramenta mais longa e melhor qualidade do componente.

Nesse contexto, o desenvolvimento de técnicas de lubri-refrigeração no torneamento é alvo de constantes estudos com resultados muitas vezes distintos. O uso de fluidos de corte com a finalidade de se obter temperaturas mais baixas na zona de corte foi relatado já em 1906 por Frederick Taylor. Aplicando-se um jorro de água na zona de corte, foi possível aumentar a velocidade de corte do processo em 40%, atestando-se

então o benefício associado ao uso de fluidos de corte (TAYLOR, 1906). A partir de então, houve significativo progresso na elaboração e aperfeiçoamento de fluidos de corte que tivessem a capacidade de atuar eficazmente na refrigeração e na lubrificação nas operações de usinagem.

Junto ao desenvolvimento deste processo de fabricação, surgiram múltiplos inconvenientes associados ao uso de fluidos de corte. Sua utilização vem sendo questionada não só em termos de prejuízos ao meio ambiente e à saúde humana, mas também em relação aos custos associados com sua aquisição, tratamento, estocagem e disposição, sobretudo dos fluidos de corte de base mineral.

Diante deste cenário, outras técnicas de refrigeração em usinagem emergiram, a saber: refrigeração criogênica, ar comprimido refrigerado, fluidos sob alta pressão e MQL, também chamada de mínima quantidade de fluido (MQF). Os objetivos principais dessas técnicas giram em torno da redução da força de usinagem e da temperatura na zona de corte, melhor acabamento e vida mais longa da ferramenta de corte.

Assim, o emprego dos fluidos de corte na operação de torneamento, independentemente da forma de aplicação, deve ser estudado em cada situação com o intuito de se verificar a melhor relação custo-benefício para a operação, visto que conclusões de caráter mais generalista a seu respeito ainda não puderam ser depreendidas.

1.1 Objetivo geral

O objetivo desta dissertação é estudar o efeito que a variação dos parâmetros de entrada (velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem e meios lubri-refrigerantes) causa nos parâmetros de saída (temperatura de corte, rugosidade, forma do cavaco, força de corte e energia específica) na operação de torneamento do aço ABNT 4340, utilizando o planejamento fatorial completo 3^2 para a análise estatística.

1.2 Objetivos específicos

Os objetivos específicos desta dissertação são elencados a seguir:

- a. Compreender a influência do fluido de corte e seu método de aplicação sobre a temperatura de corte e a rugosidade;
- b. Descrever a forma do cavaco em relação à modificação dos parâmetros de entrada e verificar se o fluido de corte atua de forma significativa neste fenômeno;
- c. Estudar o comportamento da força de corte obtida indiretamente pela variação da corrente elétrica consumida pelo motor principal da máquina, visando estabelecer a relevância do uso de fluido de corte;
- d. Apresentar os resultados obtidos no teste de esclerometria pendular com o intuito de verificar a energia específica consumida e correlacioná-la com o meio lubri-refrigerante utilizado.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Esta seção contextualiza este trabalho de pesquisa. Primeiramente, são apresentadas as características da operação de torneamento. Em seguida, a utilização dos fluidos de corte é abordada em termos de suas características e formas de aplicação. Na sequência, é retratada a influência do uso dos fluidos de corte no que diz respeito à temperatura de corte, qualidade da superfície usinada e força de corte e potência de usinagem. Por fim, uma abordagem em relação à vida e desgaste das ferramentas de corte é apresentada.

2.1 Operação de torneamento

Dentre os processos de fabricação com remoção de cavaco, a operação de torneamento destaca-se como uma das mais utilizadas na indústria. O torneamento é classificado por Machado et al. (2011) como um processo de usinagem convencional. Nessa operação “[...] a peça gira em torno do seu eixo enquanto a ferramenta de corte realiza os movimentos de avanço longitudinal e/ou transversal” (MACHADO *et al.*, 2011, p. 20). Ferraresi (1970) detalha o processo de torneamento:

“Processo mecânico de usinagem destinado a obtenção de superfícies de revolução com auxílio de uma ou mais ferramentas monocortantes. Para tanto, a peça gira em torno do eixo principal de rotação da máquina e a ferramenta se desloca simultaneamente segundo uma trajetória coplanar com o referido eixo” (FERRARESI, 1970, p. XXVI).

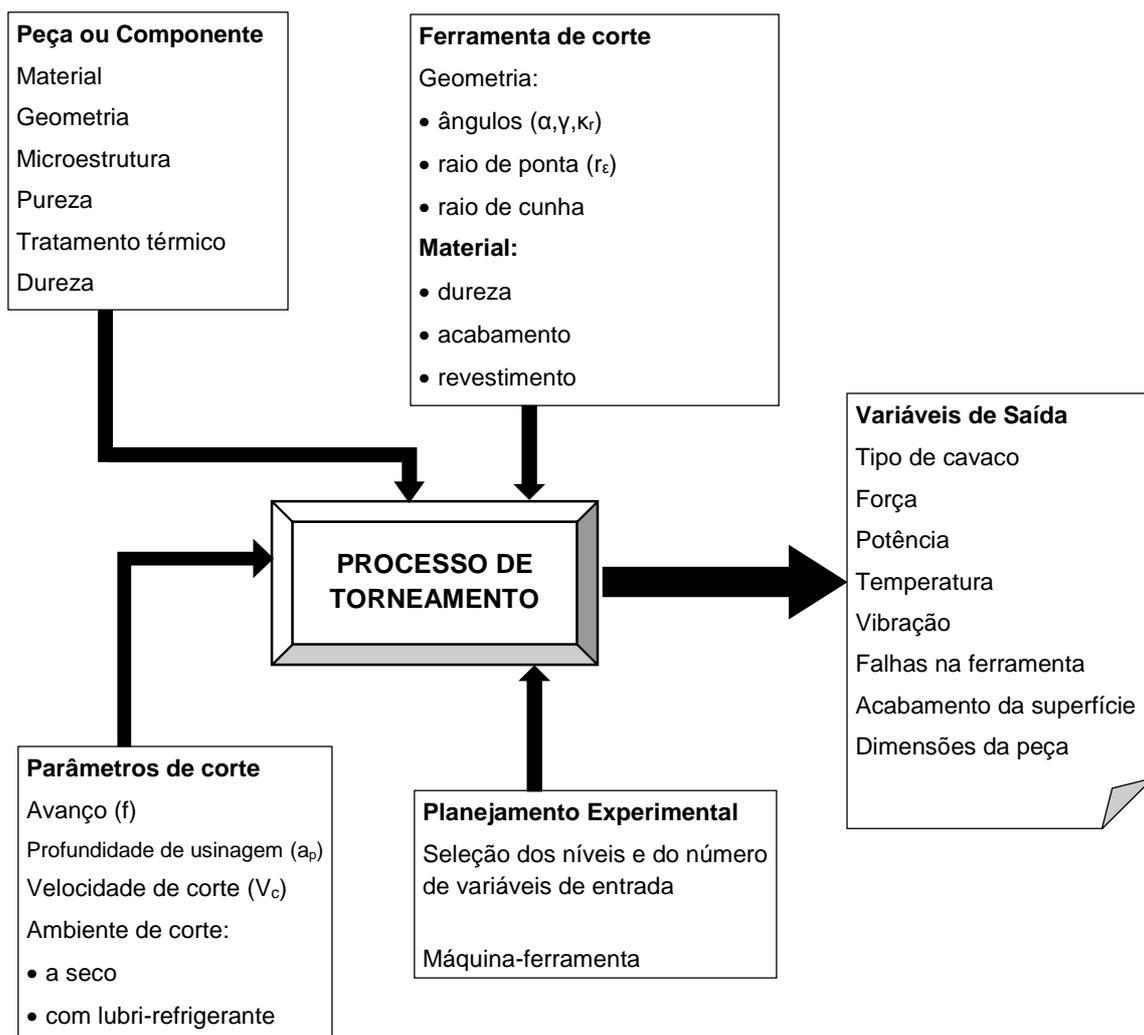
O processo de torneamento, segundo Souza (2004), dependerá das seguintes variáveis independentes: material da peça, geometria da peça, material da ferramenta, geometria da ferramenta, parâmetros de corte, meios lubri-refrigerantes e máquina ferramenta; e também das variáveis dependentes: tipo do cavaco, força e potência de usinagem, temperatura na região de corte, vibrações, falhas na ferramenta de corte e acabamento da superfície usinada.

Quando a finalidade é retirar a maior quantidade de material possível, diz-se que a operação é de desbaste. Quando se trata da qualidade final do componente, a operação é denominada acabamento. É possível obter-se tanto operações de

desbaste como de acabamento no processo de torneamento, dependendo das configurações ajustadas no torno (KALPAKJIAN; SCHMID, 2010).

Por ser um processo de corte contínuo, o torneamento pode gerar cavacos usualmente longos e altas temperaturas podem ser atingidas na interface cavaco-ferramenta. Como na maioria das vezes essas características são indesejáveis, há que se utilizar ferramentas específicas com dispositivos do tipo quebra-cavaco, além de formas de refrigeração para evitar as altas temperaturas. Assim, o bom desempenho da operação de torneamento depende de condições ótimas que devem ser estabelecidas para cada tipo de material a ser usinado. Na Figura 2.1 estão relacionadas as variáveis de entrada e saída na operação de torneamento.

Figura 2.1 – Variáveis que influenciam a operação de torneamento



Assim, é possível constatar que o êxito dessa operação depende de muitas variáveis, sendo a determinação do ponto ótimo do sistema uma condição primordial para o sucesso da operação e, conseqüentemente, para a conformidade da peça usinada.

2.2 Fluidos de corte

O benefício associado ao uso de fluidos de corte em processos de usinagem foi relatado pela primeira vez por Frederick Taylor em 1906. De acordo com o autor, o uso de água ou outro fluido diretamente no ponto onde o cavaco está sendo removido pela ferramenta permite ao operador aumentar a velocidade de corte em 40% (TAYLOR, 1906). Desde então, o desenvolvimento de novos tipos de fluidos de corte é constante com o objetivo de se atingir maiores taxas de produção (MACHADO *et al.*, 2011).

Os benefícios provenientes do uso de fluidos de corte são vários: aumento da vida da ferramenta, melhor acabamento do componente, melhor exatidão dimensional, além de facilitar a quebra e o transporte do cavaco. (HADAD; SADEGHI, 2013; SHARMA; DOGRA; SURI, 2009; SOUZA, 2004). Outros benefícios associados são a proteção da superfície usinada contra corrosão e diminuição das forças de usinagem e do consumo de energia (KALPAKJIAN; SCHMID, 2010).

Apesar da ação eficaz comprovada dos fluidos de corte, vem-se discutindo algumas questões negativas em relação ao seu uso. Um relatório da Kline & Company Inc (2006 *apud* LAWAL; CHOUDHURY; NUKMAN, 2013) aponta o uso de 39 milhões de toneladas de lubrificantes no mundo em 2005, com um crescimento previsto de 1,2% até o ano de 2015. Conseqüentemente, atitudes imprevidentes na disposição desse resíduo podem resultar em sérios problemas ambientais como danos ao solo e poluição dos recursos hídricos (DHAR; KAMRUZZAMAN; AHMED, 2006). Cerca de 85% dos fluidos utilizados no mundo são de base mineral, causando poluição considerável durante o seu ciclo de vida (DEBNATH; REDDY; YI, 2014; LAWAL; CHOUDHURY; NUKMAN, 2013). Além disso, existe a necessidade de substituição do fluido de corte periodicamente, o que eleva os custos de produção. Boubekri, Shaikh e Foster (2010) citam estudos em que o custo com fluidos de corte e sua manutenção varia entre 7,5% a 20% do custo total de produção, superando os gastos com

ferramentas de corte, que é de cerca de 4%. Por fim, pode-se citar como desvantagem do uso de fluidos de corte sua ação prejudicial ao ser humano. O contato prolongado com os fluidos de corte podem causar dermatites (ABHANG; HAMEEDULLAH, 2010), problemas de pele e de respiração (DHAR; KAMRUZZAMAN; AHMED, 2006), intoxicação e até câncer (BOUBEKRI; SHAIKH; FOSTER, 2010). Por conseguinte, muitas iniciativas têm sido empreendidas para se diminuir os efeitos negativos do uso de fluidos de corte em todos os aspectos, desde a saúde do operador até a diminuição dos custos relativos ao seu uso. Tais iniciativas envolvem o emprego de técnicas diferenciadas para lubrificação e refrigeração do sistema de usinagem, como MQL, usinagem verde, usinagem a seco, o uso de fluidos de base vegetal, desenvolvimento de novas formulações para fluidos de corte, entre outras (BOUBEKRI; SHAIKH; FOSTER, 2010; DEBNATH; REDDY; YI, 2014; GHANI; RIZAL; HARON, 2014; LAWAL; CHOUDHURY; NUKMAN, 2013; SREEJITH; NGOI, 2000).

Kalpakjian e Schmid (2010) asseveram que dependendo da operação, o fluido de corte precisa ter ação refrigerante, lubrificante, ou ambas. Souza (2004) ratifica que essas são as funções primárias do fluido de corte: refrigeração, lubrificação e transporte de cavacos. Naves et al. (2013) sustentam que a função dos fluidos de corte é reduzir a área de contato entre ferramenta e cavaco; entretanto, a eficiência deste processo depende da habilidade do fluido em penetrar a interface cavaco-ferramenta e de criar uma película no tempo mais curto possível. A eficácia do fluido de corte dependerá de vários fatores como ferramenta e material da peça, velocidade de corte, tipo de operação de usinagem e método de aplicação (KALPAKJIAN; SCHMID, 2010).

2.2.1 Classificação dos fluidos de corte

Existem várias classificações para os fluidos de corte, contudo não há uma padronização. Essencialmente, eles podem ser divididos em gasosos, sólidos e líquidos.

2.2.1.1 Fluidos de corte gasosos

Dentre os gases que podem ser utilizados como fluidos de corte, o ar comprimido é o mais comum (MACHADO *et al.*, 2011). Além dele, há relatos do uso de vapor de água, dióxido de carbono (CO₂), oxigênio (O₂), vapor de água e CO₂, vapor de água e O₂ (LIU *et al.*, 2007). Porém, Machado *et al.* (2011) destacam que os fluidos de corte gasosos ainda não são empregados em escala industrial devido à inviabilidade econômica.

Stanford *et al.* (2009) relataram o uso de nitrogênio à temperatura ambiente (6% de oxigênio a 0,27 MPa) e nitrogênio refrigerado (-40°C temperatura inicial, 0% de oxigênio a 0,27 MPa), além de ar comprimido (20% de oxigênio a 0,17 MPa). O estudo teve por objetivo a avaliação do uso dos fluidos gasosos supracitados em relação ao corte a seco, com jorro de fluido e ainda com nitrogênio líquido no torneamento do aço-carbono BS 970-080A15 (equivalente ao AISI 1016). Os resultados mostraram que em relação ao desgaste de cratera, o desempenho do nitrogênio à temperatura ambiente e do ar comprimido (média de 81µm e 74µm, respectivamente) foi ligeiramente inferior ao corte a seco (média de 88µm). O nitrogênio refrigerado teve desempenho intermediário, sendo o melhor desempenho neste quesito gerado pelo jorro de fluido seguido do nitrogênio líquido. Resultados semelhantes foram observados no critério desgaste de flanco, em que o nitrogênio líquido foi melhor, seguido pelo jorro de fluido e em seguida nitrogênio refrigerado. Os autores asseveram que o uso do nitrogênio à temperatura ambiente proporcionou a produção de cavacos mais espessos, corroborando a hipótese de que o cavaco remove o calor da interface de forma mais efetiva; este mecanismo foi o responsável pelo aumento observado na vida da ferramenta (STANFORD *et al.*, 2009).

Ar comprimido refrigerado foi utilizado como fluido de corte no trabalho de Sarma e Dixit (2007) envolvendo o torneamento de ferro fundido cinzento. Os resultados evidenciaram que, em comparação com o torneamento a seco, a utilização do ar comprimido refrigerado não trouxe vantagens sob baixa velocidade de corte ($V_c = 100$ m/min). Contudo, em altas velocidades ($V_c = 400$ m/min e acima) o seu uso reduziu significativamente o desgaste de flanco e aumentou a vida da ferramenta. Em todos os experimentos propostos pelos autores, o uso de ar comprimido refrigerado reduziu

a força de corte e de avanço, apresentando-se como uma boa alternativa no torneamento em altas velocidades (SARMA; DIXIT, 2007).

2.2.1.2 Fluidos de corte sólidos

O uso de sólidos como fluido de corte é bastante limitado tendo em vista as restrições de aplicação. Os mais utilizados na usinagem são a grafita e o bissulfeto de molibdênio (SHARMA; DOGRA; SURI, 2009). Carreteiro e Belmiro (2006) destacam ainda outros lubrificantes sólidos como o dissulfeto de tungstênio, a mica, o talco, o sulfato de prata e o bórax.

Os sólidos em forma de pó seco são lubrificantes eficazes devido à sua estrutura lamelar (SHARMA; DOGRA; SURI, 2009). O emprego de politetrafluoretileno está em destaque dentre as novas tecnologias de aplicação de lubrificantes sólidos, além da penetração iônica (CARRETEIRO; BELMIRO, 2006).

Os fluidos de corte líquidos podem ter componentes sólidos adicionados à sua composição, como mostraram Moura, Silva e Resende (2015) no torneamento da liga de titânio ASTM F136 grau 5. Foram adicionados lubrificantes sólidos com 20% em peso (grafite #625, grafite #325 e bissulfeto de molibdênio) a um fluido de corte líquido sintético, formando uma solução que foi aplicada pelo sistema MQL. Testes a seco e utilizando somente fluido de corte sintético também foram realizados. A velocidade de corte usada variou entre 30 e 70 m/min, o avanço (f) entre 0,1 e 0,25 mm/rev e a profundidade de usinagem (a_p) entre 0,5 e 2 mm. Os autores avaliaram a rugosidade média aritmética e concluíram que a adição dos lubrificantes sólidos diminuiu significativamente os valores de rugosidade. Dentre os lubrificantes sólidos, o bissulfeto de molibdênio apresentou os melhores resultados, seguido do grafite #625 e do grafite #325.

Em outro trabalho, um nanolubrificante foi preparado adicionando nanopartículas de óxido de silício (tamanho médio de 5 a 15 nm) a um óleo mineral com percentuais em peso variando de 0 a 1,0% (SAYUTI; SARHAN; SALEM, 2014). A velocidade de corte usada foi de 120 m/min, avanço de 0,15 mm/rev e profundidade de usinagem de 0,5 mm. A aplicação do nanolubrificante foi feita pelo sistema MQL. Os resultados

mostraram que a aplicação do nanolubrificante contendo partículas sólidas favorece a redução do coeficiente de atrito na interface cavaco-ferramenta, característica esta atribuída às propriedades tribológicas do óxido de silício. Por conseguinte, foi possível obter uma melhor qualidade da superfície usinada, comprovando que este nanolubrificante pode ser uma alternativa eficaz em relação ao jorro de fluido.

2.2.1.3 Fluidos de corte líquidos

Segundo Machado *et al.* (2011) os fluidos de corte líquidos são os mais comuns nas operações de usinagem. Os pesquisadores se valem dos mais diversos critérios para classificar os fluidos de corte líquidos, não existindo assim uma padronização quanto à sua categorização. Neste trabalho será adotada a classificação proposta por Machado *et al.* (2011), isto é: óleos, emulsões e soluções.

Os óleos são tipicamente utilizados em operações sob baixas velocidades onde o aumento da temperatura não é significativo (KALPAKJIAN; SCHMID, 2010). Logo, o uso de óleos como fluido de corte é predominante nos processos em que se deseja ter maior efeito lubrificante. Classificam-se em óleos minerais, graxos, compostos, ou de múltipla aplicação (CARRETEIRO; BELMIRO, 2006). Suas funções estão resumidas no Quadro 2.1.

Quadro 2.1 – Função dos óleos lubrificantes

Tipo	Função
Óleos minerais	Operações de usinagem leve, devido à característica refrigerante inferior. Aqui também estão incluídos os óleos minerais com aditivos de extrema pressão (EP), usualmente enxofre, cloro ou fósforo.
Óleos graxos	De origem animal ou vegetal. Eficientes na redução do atrito, contudo, seu uso prolongado favorece o desenvolvimento de bactérias e fungos.
Óleos compostos	Mistura de óleos graxos e óleos minerais, com concentração de óleo graxo de 5% a 25%. Utilizados frequentemente na usinagem de ligas de cobre.
Óleos de múltipla ação	Podem ser utilizados para outras funções além das de fluido de corte, por exemplo, fluido hidráulico.

Fonte: Adaptado de Carretero; Belmiro (2006, p. 391)

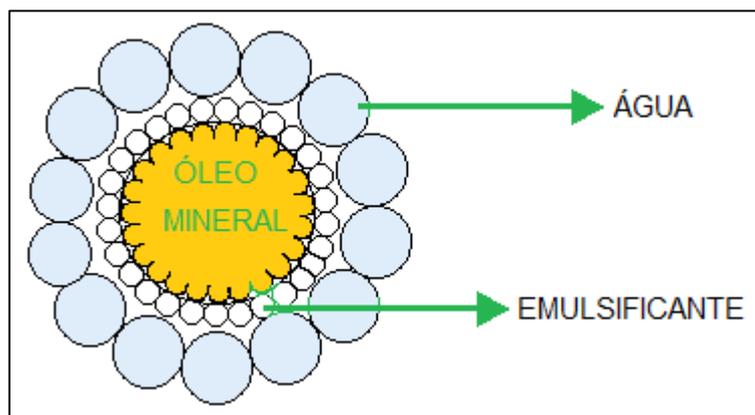
Existem algumas desvantagens no uso de óleo como fluido de corte. Pode-se citar sua alta inflamabilidade; mau desempenho como fluido refrigerante e geração de névoa e fumaça quando usado em altas temperaturas e altas cargas (DEBNATH; REDDY; YI, 2014). Assim, o emprego de aditivos é recomendado de forma a se reduzir os efeitos indesejáveis na utilização de óleos como fluido de corte.

As emulsões são compostas de óleo, água e aditivos e geralmente são utilizadas para operações a altas velocidades (KALPAKJIAN; SCHMID, 2010). Elas protegem os metais da ação oxidante da água, mas mantém sua característica refrigerante (PETROBRAS, 2005), aliando essa propriedade com as características lubrificantes e protetoras do óleo mineral (CARRETEIRO; BELMIRO, 2006). Como o óleo não se mistura à água, são adicionados emulsificantes ou surfactantes que estabilizam a mistura.

“Os óleos solúveis são óleos minerais tornados emulsionáveis pela adição de agentes emulsificantes; os aditivos mais usados para esse fim são os óleos graxos. Sendo o óleo solúvel uma emulsão de óleo na água, cada partícula de óleo mineral é rodeada de uma película, de tipo molecular, do agente emulsificante (óleo graxo sulfurado), que impede a aglomeração das partículas do óleo mineral. A destruição dessa película quebra a emulsão” (PETROBRAS, 2005, p. 84).

Na Figura 2.2 está representada a ação emulsificante.

Figura 2.2 – Ação emulsificante



Fonte: Adaptado de Petrobras (2005, p. 84)

Ao utilizar emulsões como fluido de corte, reduz-se a névoa e a fumaça na operação de torneamento, e também o custo, já que podem ser utilizados menores volumes por

causa da diluição com água (DEBNATH; REDDY; YI, 2014). As desvantagens estão relacionadas à sua aparência opaca, geralmente de cor branca (PETROBRAS, 2005), o que dificulta a visualização do processo durante o corte. Além disso, pode haver infestação por bactérias e microrganismos (DEBNATH; REDDY; YI, 2014), o que pode ser evitado ou minimizado utilizando aditivos que impeçam o crescimento de bactérias e fungos, como os biocidas. Outros aditivos que podem ser utilizados são: EP, antidesgaste, gordura e óleos animal e vegetal (MACHADO *et al.*, 2011).

Os fluidos semissintéticos também se encontram nessa categoria. São “emulsões químicas contendo pouco óleo mineral, diluídas em água, e contendo aditivos que reduzem o tamanho das partículas de óleo, tornando-as mais eficazes” (KALPAKJIAN; SCHMID, 2010, p. 609). São bons para funções de refrigeração, controle de oxidação e controle microbiano (DEBNATH; REDDY; YI, 2014). Machado *et al.* (2011) destacam que a coloração é menos leitosa e mais transparente devido à grande quantidade de emulsificantes, além de aumento na vida do fluido de corte devido à menor quantidade de óleo mineral e a presença de biocidas.

As soluções (também chamadas de fluidos sintéticos) são compostos com aditivos diluídos em água sem a presença de óleo (KALPAKJIAN; SCHMID, 2010). Machado *et al.* (2011) mencionam que sua coloração é transparente, possibilitando boa visibilidade durante a operação de corte. A adição de soluções químicas orgânicas e inorgânicas provê ao fluido resistência à corrosão, lubrificação e redução da tensão superficial. São bons para funções de refrigeração, mas devido à ausência de óleos são pobres em propriedades lubrificantes (DEBNATH; REDDY; YI, 2014).

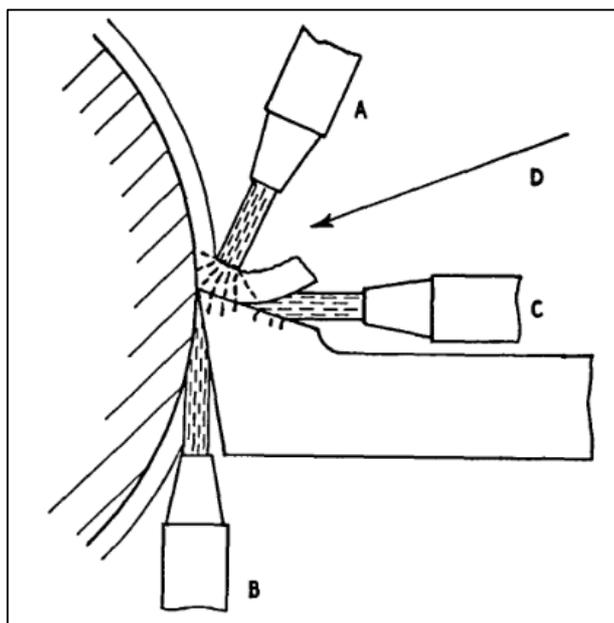
2.2.2 Formas de aplicação dos fluidos de corte

Existem três formas de aplicação de fluidos de corte líquidos, descritas a seguir.

2.2.2.1 Jorro de fluido de corte

Para cada tipo de fluido de corte existem formas e técnicas diferenciadas para aplicação. Para os fluidos de corte líquidos, a técnica mais empregada é o jorro; a ação aqui é por gravidade ou baixa pressão. Ele consiste na aplicação do fluido de corte líquido em um ou mais dos três pontos mostrados na Figura 2.3.

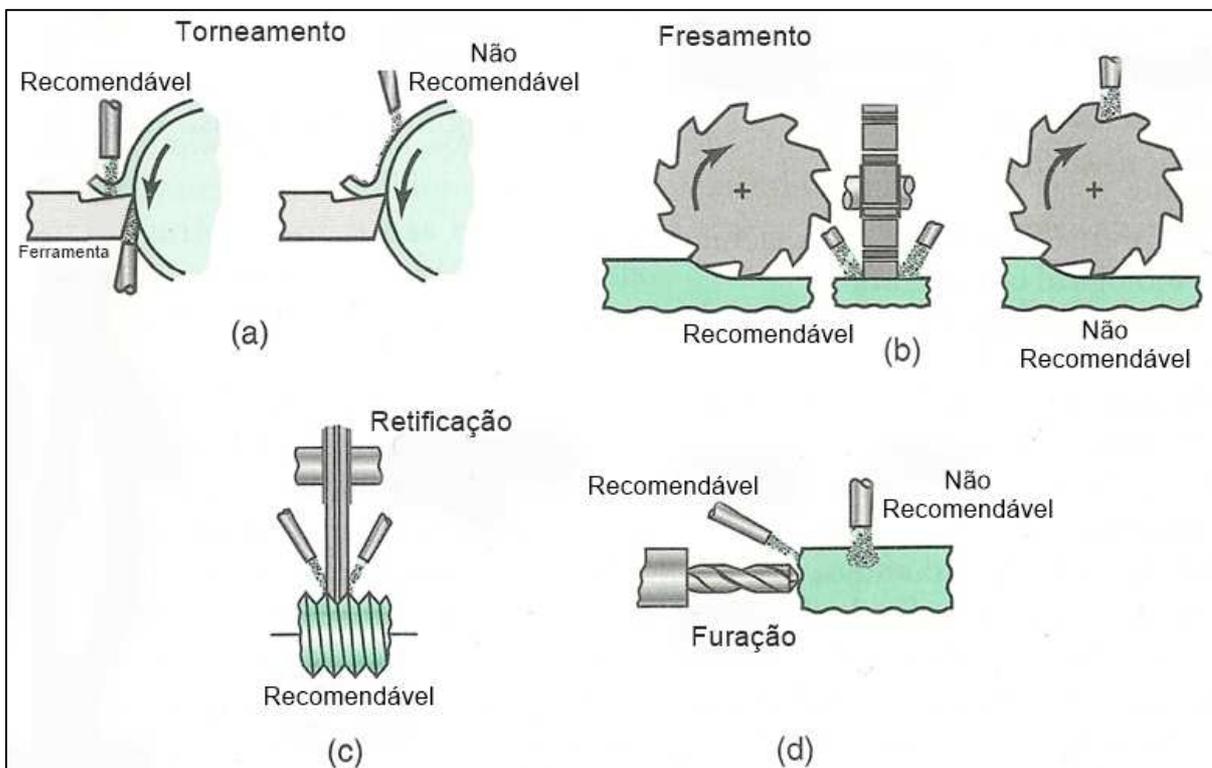
Figura 2.3 – Regiões de aplicação do fluido de corte



Fonte: Morton (1959, p. 41)

Para garantir a eficácia do processo, alguns aspectos devem ser observados. Carreteiro e Belmiro (2006) recomendam um jorro contínuo e uniforme, o uso de dispositivos próprios ou bicos, suficiente volume de fluido além da orientação do jato para o ponto de contato entre a peça e a ferramenta de corte. Assim, vida mais longa da ferramenta e melhor acabamento são obtidos. É possível observar na Figura 2.4 dois métodos de aplicação em várias operações de usinagem, um recomendável e o outro não recomendável.

Figura 2.4 – Método de aplicação do fluido de corte no torneamento, fresamento, retificação e furação



Fonte: Kalpakjian; Schmid (2010, p. 609)

O método e o local de aplicação do fluido de corte em forma de jorro devem proporcionar o melhor acesso possível à interface. Na Figura 2.4 (a) e na Figura 2.4 (b) pode-se observar, no método classificado como recomendável, que o jorro está direcionado para as interfaces cavaco-ferramenta e peça-ferramenta, numa tentativa mais oportuna de se atingir o ponto de contato natural, propiciando uma refrigeração na zona de geração do calor. Na Figura 2.4 (a) e na Figura 2.4 (b) considera-se não recomendável quando o jorro está direcionado sobre o cavaco, proporcionando assim pouco acesso à interface e, por conseguinte, permitindo que altas temperaturas sejam atingidas na zona de geração do calor (interface cavaco-peça-ferramenta).

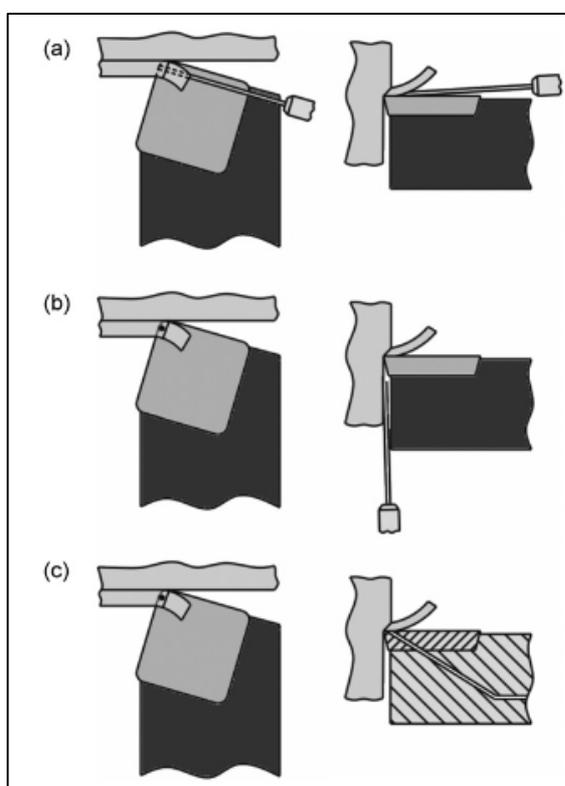
Neste sistema, as taxas de aplicação do fluido podem variar entre 10 litros/minuto até 225 litros/minuto (KALPAKJIAN; SCHMID, 2010).

2.2.2.2 Fluido de corte sob alta pressão

O fluido pode também ser aplicado sob alta pressão (região C da Figura 2.3). Jatos sob alta pressão se tornaram uma técnica poderosa para auxiliar o fluido de corte a atingir regiões muito próximas à aresta de corte (NAVES; DA SILVA; DA SILVA, 2013). Os autores elencam ainda as vantagens do uso de jatos de alta pressão: melhor controle do cavaco, aumento da vida da ferramenta, temperaturas de corte mais baixas e melhor integridade superficial, além do fluido atuar como quebra-cavaco.

De acordo com Kramar *et al.* (2010), a aplicação de fluidos no método convencional (jorro) não é eficiente para prevenir cargas térmicas na zona de corte, além de causar problemas quando baixas velocidades de corte são utilizadas. Assim, a aplicação do fluido com jato sob alta pressão poderá ser: a) utilizando bico externo, em que o fluido é aplicado entre a superfície de saída e o cavaco; b) utilizando bico externo, em que o fluido é aplicado entre a superfície de folga e a peça ou c) utilizando pequenos furos na própria ferramenta. A Figura 2.5 mostra as três possibilidades supracitadas.

Figura 2.5 – Aplicação do fluido de corte sob alta pressão



Fonte: Kramar; Krajnik; Kopac (2010, p. 213)

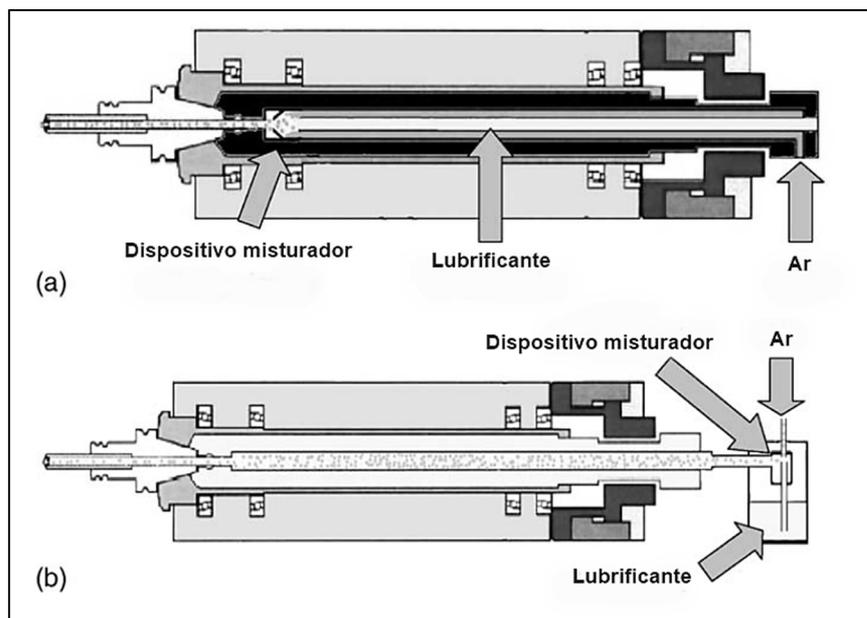
Para se aplicar o fluido sob alta pressão é necessário ter um sistema com bombas de múltiplo estágio, reservatório com elevada capacidade e encapsulamento da máquina-ferramenta (MACHADO *et al.*, 2011). As pressões empregadas usualmente variam entre 5,5 MPa a 35 MPa. O fluido deve ainda passar por filtragem contínua e apropriada para manter sua qualidade (KALPAKJIAN; SCHMID, 2010).

2.2.2.3 Mínima quantidade de lubrificação (MQL)

Neste método, também chamado de MQF, uma baixa vazão de fluido (mililitros/hora em vez de litros/minuto) é aplicada diretamente na região de corte. A remoção de cavacos é realizada pelo fluxo de ar usado para conduzir o lubrificante (ATTANASIO *et al.*, 2006). Hadad e Sadeghi (2013) destacam o MQL como importante alternativa para processos que ainda necessitam do uso de fluido de corte, visto que ele combina a funcionalidade da refrigeração (propiciada sobretudo pelo ar comprimido) com um consumo extremamente baixo de fluido. A vazão de fluido com MQL pode variar de 50 a 500 mililitros/hora, quantidades bem inferiores às usualmente empregadas no jorro (DHAR; KAMRUZZAMAN; AHMED, 2006). Em sua pesquisa, Sharma *et al.* (2009) citam vazões ainda menores tais como 10 mililitros/hora.

A aplicação de MQL pode ser realizada de duas formas: (a) misturando o fluido e o ar pressurizado dentro do bico por um dispositivo misturador; ou (b) misturando o fluido externamente ao bico em um dispositivo misturador posicionado em um tanque específico (ATTANASIO *et al.*, 2006). Ambos os sistemas são representados na Figura 2.6.

Figura 2.6 – Dispositivos para mistura do fluido com MQL



Fonte: Attanasio *et al.* (2006, p. 334)

Na Figura 2.6 (a) a mistura é realizada no bico e a lubrificação é conferida pelo fluido lubrificante, enquanto uma ação refrigerante mínima é obtida pelo ar pressurizado que atinge a superfície. Aplicando esse método, a névoa e os vapores perigosos são minimizados e torna-se mais fácil controlar o ajuste da mistura. Os autores asseveram que, no caso de a mistura ser realizada em um tanque externo, como mostra a Figura 2.6 (b), a lubrificação entre a peça e a ferramenta também pode ser obtida; todavia, eles não deixam claro as vantagens e as desvantagens da utilização deste último sistema (ATTANASIO *et al.*, 2006).

2.3 Influência do fluido de corte sobre a operação de torneamento

A aplicação do fluido de corte no torneamento é capaz de afetar diversos parâmetros de entrada e saída considerados importantes para a avaliação da operação. Dentre eles, pode-se citar a temperatura de corte, a qualidade da superfície usinada, a força de corte, a potência de usinagem e a vida e o desgaste da ferramenta de corte. Essas variáveis serão discutidas em detalhes a seguir.

2.3.1 Temperatura de corte

O fluido de corte tem ação direta sobre temperatura de corte, visto que a região afetada é altamente suscetível às ações térmicas oriundas do contato ferramenta-peça e ferramenta-cavaco. Machado *et al.* (2011) asseveram que a utilização do fluido de corte com função refrigerante (altas velocidades de corte) favorece a transferência de calor da região de corte, causando diminuição da temperatura tanto na peça quanto na ferramenta.

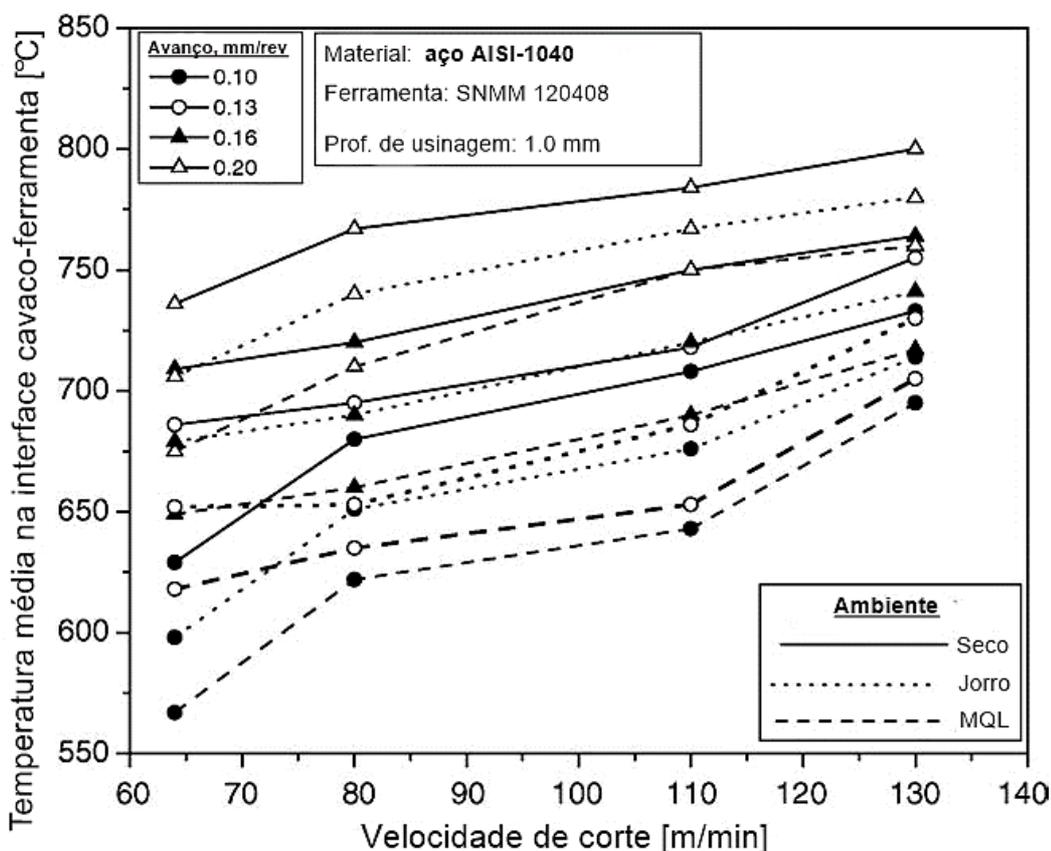
Varadarajan, Philip e Ramamoorthy (2002) afirmam que a temperatura é um fator dominante já que dela dependem todos os mecanismos de desgaste da ferramenta. Em seu estudo sobre o torneamento do aço AISI 4340 ($V_c = 80$ m/min; $a_p = 1,25$ mm; f variável de 0,05 mm a 1,4 mm e MQL com vazão de 2 ml/min e pressão de 20 MPa), as temperaturas mais baixas foram obtidas utilizando-se a técnica MQL em comparação com o torneamento a seco e com jorro, tanto sob altas quanto baixas velocidades de corte. Os resultados explicam-se pelo fato das gotículas de fluido de corte serem capazes de perpassar a camada de vapor formada e atingir a interface, facilitando a transferência de calor (VARADARAJAN; PHILIP; RAMAMOORTHY, 2002).

Li e Liang (2007) tornearam o aço AISI 1045 a seco, com jorro (vazão de 15 l/min) e MQL (óleo vegetal a uma pressão de 0,276 MPa). Usando um termopar embutido na ferramenta, a temperatura foi medida com a variação dos seguintes parâmetros: velocidades de corte de 45,75, 91,5 e 137,25 m/min, avanços de 0,0508, 0,0762 e 0,1016 mm/rev e profundidades de usinagem de 0,508, 0,762 e 1,016 mm. Na avaliação da $V_c = 91,5$ m/min, a temperatura foi reduzida em 22,1% e 31,4% para MQL e jorro de fluido, respectivamente, se comparada com o corte a seco. Os autores explicam que a redução pelo MQL se dá tanto por refrigeração quanto pela lubrificação, sendo que esta última reduzirá as forças de corte o que propiciará menos calor na zona de corte. Todavia, o jorro de fluido tem ação mais eficaz na redução da temperatura de corte além de gerar menos aerossol que o MQL (LI; LIANG, 2007).

As demandas por altas taxas de produção, causando a necessidade de se utilizar altas velocidades de corte, avanços e profundidades de usinagem, associam-se com a geração de grandes quantidades de calor e altas temperaturas de corte (DHAR *et al.*,

2006). Testes de torneamento do aço AISI 1040 a seco, com jorro e MQL foram realizados por Dhar *et al.* (2006). Os parâmetros velocidade de corte de 64, 80, 110 e 130 m/min, avanço de 0,10, 0,13, 0,16 e 0,20 mm/rev, profundidade de usinagem constante de 1,0 mm, MQL com vazão de 60 ml/h e pressão de 7,0 bar foram utilizados. A temperatura de corte média foi medida pela técnica do termopar ferramenta-peça. A Figura 2.7 mostra os resultados dos testes realizados.

Figura 2.7 – Influência da velocidade de corte e avanço sobre a temperatura nas três condições ambientais



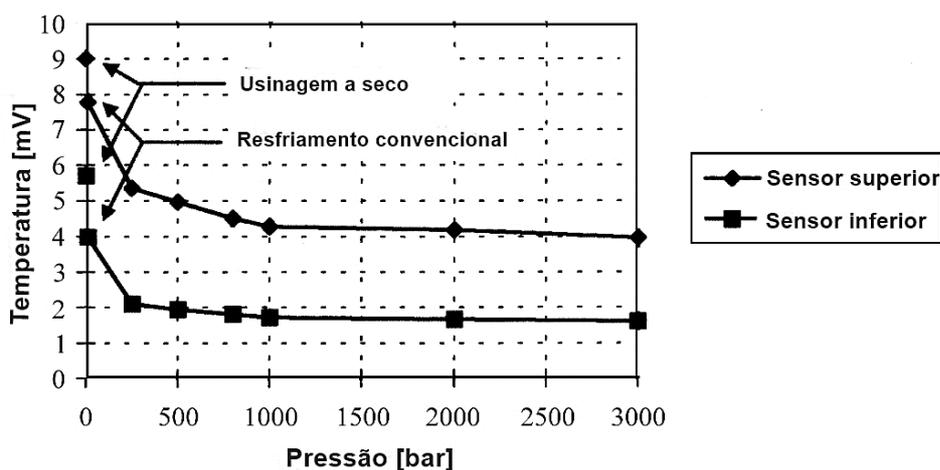
Fonte: Dhar *et al.* (2006, p. 96)

Temperatura mais baixas foram obtidas utilizando a técnica MQL. Dhar *et al.* (2006) explicam que qualquer fluido de corte aplicado convencionalmente é incapaz de reduzir a temperatura na interface ferramenta-cavaco porque o fluido dificilmente penetrará nessa interface onde o contato é naturalmente plástico, ainda mais sob alta velocidade de corte e avanço elevado. Desta forma, a técnica MQL pode ter propiciado maior acesso à interface, efetivamente resfriando-a devido ao reduzido comprimento de contato entre a peça e o cavaco.

Em outra análise, Kaminski e Alvelid (2000) investigaram a redução da temperatura na zona de corte utilizando jato de água como técnica de refrigeração. Sob alta pressão, o jato foi direcionado a um ângulo de 5° em relação à superfície de saída na aresta de corte no torneamento do aço inoxidável SS2541-03 utilizando os seguintes parâmetros: velocidades de corte de 150, 225 e 300 m/min, profundidade de usinagem constante de 3 mm, avanço constante de 0,3 mm/rev, jato com vazão de 1,9 a 24 l/min, pressão de 5 a 360 MPa e bico com diâmetro de 0,25 mm.

A técnica utilizada para medir a temperatura envolve o uso de termopares integrados na superfície de folga da ferramenta. Os pontos de medição foram posicionados a 0,6 mm e 1,8 mm da superfície de saída. Na Figura 2.8 é possível ver os resultados para várias pressões utilizando um bico de 0,25 mm de diâmetro.

Figura 2.8 – Influência da pressão do jato de água sobre a temperatura



Fonte: Kaminski; Alvelid (2000, p. 71)

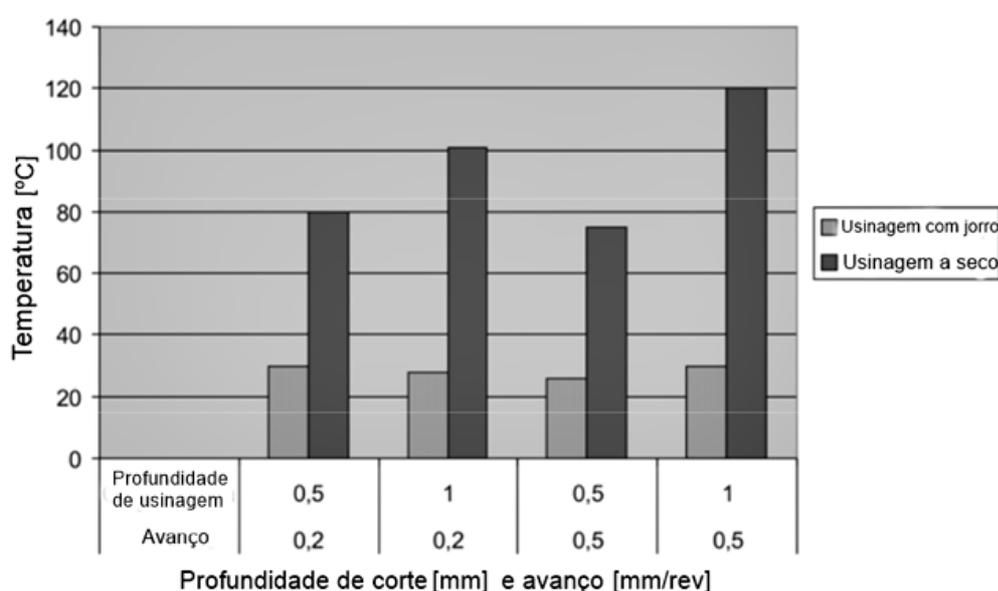
Os autores observaram uma diminuição considerável da temperatura e otimização na formação dos cavacos utilizando pressões de até 70 MPa e vazões de até 7 l/min. Contudo, concluíram que para uma mudança efetiva do processo de corte, pressões consideravelmente maiores são necessárias (conforme mostrado na Figura 2.8), em que temperaturas de corte mais baixas puderam ser obtidas.

No estudo conduzido por Abhang e Hameedullah (2010) o aço rolamento EN-31 (equivalente ao aço AISI 52100) foi torneado a seco e utilizando MQL. As velocidades de corte utilizadas foram de 24, 39, 112 e 189 m/min; avanços de 0,06, 0,10 e 0,15 mm/rev e a profundidade de usinagem foi mantida em 0,4 mm. Os autores utilizaram

termopares para coletar os dados de temperatura. Os resultados corroboraram aqueles encontrados por Dhar *et al.* (2006) e Kaminski e Alvelid (2000), ou seja, utilizando a técnica MQL, as temperaturas medidas na interface ferramenta-cavaco foram de 20 a 30% menores que aquelas do torneamento a seco e maiores reduções foram observadas nos menores níveis dos parâmetros de corte e vice-versa.

Galanis, Manolakos e Vaxevanidis (2008) compararam o torneamento a seco e com jorro do aço inoxidável AISI 422 empregando velocidades de corte entre 252 e 306 m/min, avanços entre 0,2 e 0,5 mm/rev e profundidades de usinagem entre 0,5 e 1 mm. A temperatura foi medida com um pirômetro ótico apontado para a parte de trás do inserto, indicando que a temperatura medida foi 20% da temperatura na aresta de corte. O gráfico gerado para a temperatura de corte na $V_c = 306$ m/min pode ser visto na Figura 2.9.

Figura 2.9 – Temperatura superficial à velocidade de 306 m/min



Fonte: Galanis; Manolakos; Vaxevanidis (2008, p. 98)

Como esperado, a temperatura no torneamento a seco foi mais elevada do que utilizando o jorro. À medida que se aumentou a velocidade de corte, a temperatura também subiu, culminando na temperatura máxima de 120°C. Combinações de altas velocidades de corte e grandes profundidades de usinagem implicam em maiores temperaturas no processo. Na análise da ferramenta após os testes, verificou-se áreas de difusão onde o revestimento do inserto entrou em contato com a peça,

consequência das altas temperaturas atingidas. O desenvolvimento de novas ferramentas e revestimentos é citado como forma de se praticar o torneamento a seco para este material, já que a seleção ótima de parâmetros implica em temperaturas elevadas, afetando a vida da ferramenta e aumentando o desgaste (GALANIS; MANOLAKOS; VAXEVANIDIS, 2008).

Khan, Mithu e Dhar (2009) investigaram os efeitos do torneamento a seco, com jorro e com MQL sobre a temperatura no aço AISI 9310. As velocidades de corte variaram entre 223 e 483 m/min, os avanços entre 0,10 e 0,18 mm/rev enquanto a profundidade de usinagem foi mantida em 1,0 mm. Um óleo vegetal (vazão de 100 ml/h e pressão de 6 bar) foi utilizado para o MQL enquanto no jorro a vazão foi de 6 l/min. Para medir a temperatura média durante o torneamento a técnica do termopar ferramenta/peça foi empregada. As menores temperaturas foram obtidas pelo método MQL, seguido pelo jorro e por último o corte a seco, chegando o primeiro a um percentual de redução na temperatura de 10% em relação ao jorro, dependendo da configuração. Durante o torneamento sob baixas velocidades, o MQL mostrou-se mais efetivo pois aqui o contato cavaco-ferramenta é parcialmente elástico, e quando o cavaco deixa a ferramenta, o fluido na forma MQL atua naquela zona de contato elástica, em pequenas quantidades, pelo efeito capilar. Sob altas velocidades, contudo, a redução foi menor. A explicação aqui prevê que o fluido tem pouco tempo para remover o calor gerado na zona de corte resultando em menor redução se comparado a baixas velocidades. Todavia, o método se mostrou o mais conveniente mesmo em diferentes graus de eficácia (KHAN; MITHU; DHAR, 2009).

Os efeitos do uso do fluido de corte sobre a temperatura de usinagem também foram objeto de estudo para Kumar e Ramamoorthy (2007). Os autores tornaram o aço AISI 4340 utilizando velocidades de corte entre 35 e 55 m/min, avanços entre 0,05 e 0,08 mm/rev e profundidade de usinagem constante de 1,5 mm. Três ambientes de corte foram testados: a seco, jorro e MQL (vazão do óleo mineral variando entre 5 e 10 ml/min) além de duas ferramentas de corte revestidas: uma de carbonitreto de titânio (TiCN) e a segunda de nitreto de zircônio (ZrN). Para ambas as ferramentas o melhor desempenho foi evidenciado pelo sistema MQL, seguido do jorro e por último o torneamento a seco. Na usinagem com jorro o calor é extraído somente por convecção, mas durante o MQL a refrigeração acontece tanto por convecção quanto por evaporação. Neste caso, as partículas conseguem perpassar o vapor formado

devido à sua alta velocidade e atingir a interface facilitando a transferência de calor por evaporação. Deste modo é possível se atingir melhor lubrificação e transferência de calor eficaz levando a menores temperaturas do que o torneamento convencional com jorro de fluido (KUMAR; RAMAMOORTHY, 2007).

2.3.2 *Qualidade da superfície usinada*

A qualidade do corte pode ser avaliada de algumas formas, quais sejam: tolerâncias dimensionais, rugosidade e alterações subsuperficiais. A maior parte dos autores submete os corpos de prova a avaliação de rugosidade superficial devido à relativa facilidade de realização do teste, sendo necessário apenas utilizar o equipamento específico denominado rugosímetro. Além disso, o parâmetro rugosidade é um dos mais utilizados como critério de qualidade na indústria.

Em seu estudo sobre usinagem do ferro fundido FCD700, Ghani, Rizal e Haron (2014) avaliaram três condições: (a) torneamento a seco, (b) torneamento com jorro utilizando óleo sintético e (c) torneamento com jorro utilizando óleo de palma. Os experimentos de torneamento a seco a uma $V_c = 120$ m/min promoveram maior rugosidade do que utilizando óleo sintético ou óleo vegetal. Contudo, quando se trabalhou com $V_c = 220$ m/min, os autores obtiveram resultados praticamente semelhantes entre torneamento a seco e torneamento utilizando óleo vegetal, principalmente com um avanço mais baixo (0,20 mm/rev). Neste último caso, o torneamento utilizando óleo sintético gerou superfície com maior rugosidade. Os autores explicam:

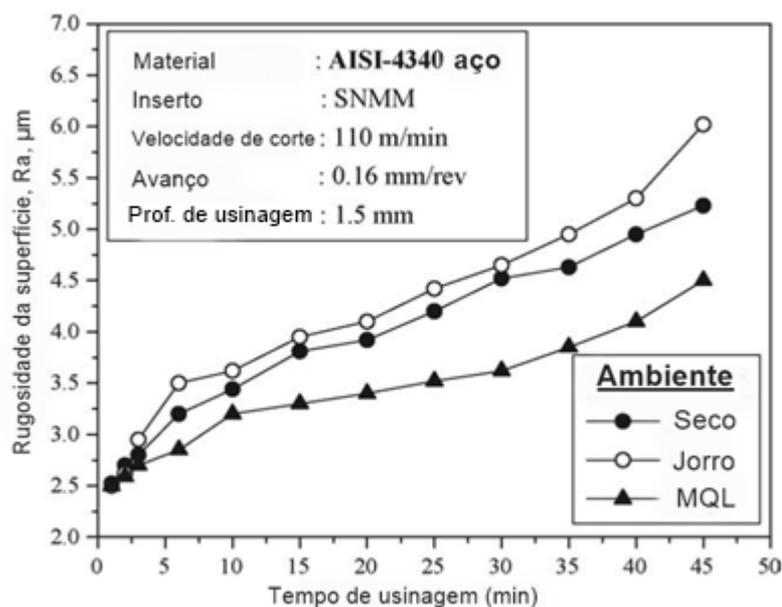
“O óleo mineral [comercial] é um hidrocarboneto simples, mas o óleo vegetal apresenta alguns grupos funcionais que contém oxigênio, o que permite uma melhor aderência à superfície de metal. O óleo vegetal também se vincula mais fortemente; e por isso é um lubrificante melhor e tem melhor desempenho que o óleo mineral” (GHANI; RIZAL; HARON, 2014, p. 3)

Em outro trabalho, Gaitonde, Karnik e Davim (2008) utilizaram três níveis de vazão de lubrificante (50, 100 e 200 ml/h), de velocidade de corte (100, 200 e 400 m/min) e de avanço (0,05, 0,10 e 0,15 mm/rev) no torneamento de bronze mantendo a

profundidade de usinagem constante em 2 mm. Os testes foram realizados utilizando diferentes condições de MQL e aplicando emulsão. Em seguida, aplicou-se o método de análise de variância (ANOVA) para determinar a combinação ótima dos parâmetros, visando ao mesmo tempo o melhor acabamento e a menor força de corte específica. A combinação ótima foi conferida pela vazão de lubrificante de 200 ml/h, velocidade de corte de 200 m/min e avanço de 0,05 mm/rev. Sob vazões menores de MQL (50 e 100 ml/h), os resultados de rugosidade foram piores devido às altas temperaturas na ponta da ferramenta, permitindo a ocorrência de fenômenos como abrasão, lascamento e formação de aresta postiça de corte. Logo, uma vazão elevada de MQL (neste caso, 200 ml/h) foi necessária para atingir uma baixa rugosidade, justificada aqui por uma redução na força específica de corte devido à diminuição da temperatura, especialmente na aresta de corte principal, onde a formação de aresta postiça de corte é predominante (GAITONDE; KARNIK; DAVIM, 2008).

A Figura 2.10 mostra os resultados de rugosidade obtidos nos experimentos realizados por Dhar, Kamruzzaman e Ahmed (2006). Os autores tornearam o aço AISI 4340 usando um inserto de metal duro com raio de ponta de 0,8 mm. Os seguintes parâmetros foram empregados: $V_c = 110$ m/min; $f = 0,16$ mm/rev; $a_p = 1,5$ mm e MQL com vazão de lubrificante de 60 ml/h e pressão de 7,0 bar. Em relação à rugosidade, os autores concluíram que na usinagem a seco, aparentemente a rugosidade aumenta mais rapidamente devido a temperaturas e tensões mais intensas na ponta da ferramenta. Porém, na usinagem com MQL, a rugosidade aumenta mais lentamente devido à reduzida taxa de desgaste médio de flanco e de entalhe. Apesar do gráfico da Figura 2.10 mostrar que os piores resultados de rugosidade foram gerados pelo jorro de fluido, o mau desempenho da técnica não é justificado pelos autores da pesquisa.

Figura 2.10 – Influência do tempo de corte sobre a rugosidade



Fonte: Dhar; Kamruzzaman; Ahmed (2006, p. 303)

A análise da influência das alterações nos parâmetros se torna muitas vezes complexa devido à grande quantidade destes: velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem, método de torneamento, meio lubri-refrigerante, ferramenta utilizada e suas características, revestimento da ferramenta de corte, tipo de cavaco, material usinado, entre outros. Por isso, é relevante em alguns casos analisar não somente a influência da variável isolada, mas também a influência das variáveis combinadas. Esta foi a tentativa de Sadaiah e Deepakkumar (2011), ao realizar um experimento para estudar os efeitos do torneamento com MQL do aço AISI 4340 endurecido sobre a força de corte, qualidade da superfície usinada e sua comparação com torneamento a seco e com jorro. O estudo foi conduzido variando-se três parâmetros em três níveis diferentes: velocidade de corte de 180, 200 e 220 m/min; avanço de 0,04, 0,05 e 0,06 mm/rev e condição ambiental a seco, com jorro e MQL. Um inserto de nitreto cúbico de boro policristalino (CBN) foi empregado para realizar os testes. A profundidade de usinagem foi mantida em 0,5 mm em todos os experimentos. Para a aplicação do método MQL foi utilizado óleo mineral comercial a uma vazão de 5 ml/min e pressão de 6,0 bar. Após a realização dos testes, pode-se concluir que o torneamento a seco apresentou os piores resultados de rugosidade, enquanto as técnicas de jorro e MQL apresentaram resultados semelhantes mesmo variando-se velocidade de corte e avanço. Ao aumentar a velocidade de corte, a rugosidade decresce devido ao fato de

não haver formação de aresta postiça de corte. Os autores apontam ainda para o comportamento anormal do avanço que, ao ser elevado de 0,04 para 0,06 mm/rev, proporciona valores menores de rugosidade (SADAI AH; DEEPAKKUMAR, 2011).

Islam (2013) realizou um trabalho diferenciado, comparando além da rugosidade superficial os seguintes parâmetros dimensionais: desvio no diâmetro e ovalização. Em sua pesquisa, três materiais diferentes foram torneados: alumínio AISI 6061, aço-carbono AISI 1030 e aço baixa liga AISI 4340, cada um deles com três diâmetros diferentes: 20 mm, 40 mm e 60 mm. Os parâmetros de corte foram mantidos idênticos para os três materiais: $V_c = 150$ m/min, $f = 0,22$ mm/rev e $a_p = 1$ mm. No método MQL, foi utilizado um óleo de base vegetal comercial a uma vazão de 60 ml/h.

Usando o método Taguchi e ANOVA, os resultados mostraram que os maiores desvios no diâmetro foram constatados no aço AISI 4340, com 54% de contribuição, seguido do método a seco, com 11% e diâmetro de 40 mm, com 4% de contribuição. A configuração ótima para se obter os menores desvios no diâmetro foi: usinagem com MQL, corpo de prova de 20 mm e aço AISI 1030. No caso da ovalização, maiores influências foram apontadas pelo diâmetro do corpo de prova de 60 mm (38%), seguido pelo método a seco (7%) e material AISI 4340 (4%). O melhor resultado para ovalização seria dado pelo método MQL, diâmetro de 60 mm e material AISI 6061. Por fim, o autor concluiu que o efeito mais significativo sobre a rugosidade foi o aço AISI 4340 (64%) seguido do método a seco (10%) e tamanho de corpo de prova de 40 mm (6%). O cenário ótimo para os melhores resultados de rugosidade superficial seria: MQL, corpo de prova de 40 mm e material AISI 6061. O autor afirma que os métodos lubri-refrigerantes empregados não afetam da mesma forma a exatidão dimensional e a rugosidade da superfície nos diferentes materiais testados e que, na maior parte dos casos, o melhor resultado foi obtido com MQL (ISLAM, 2013).

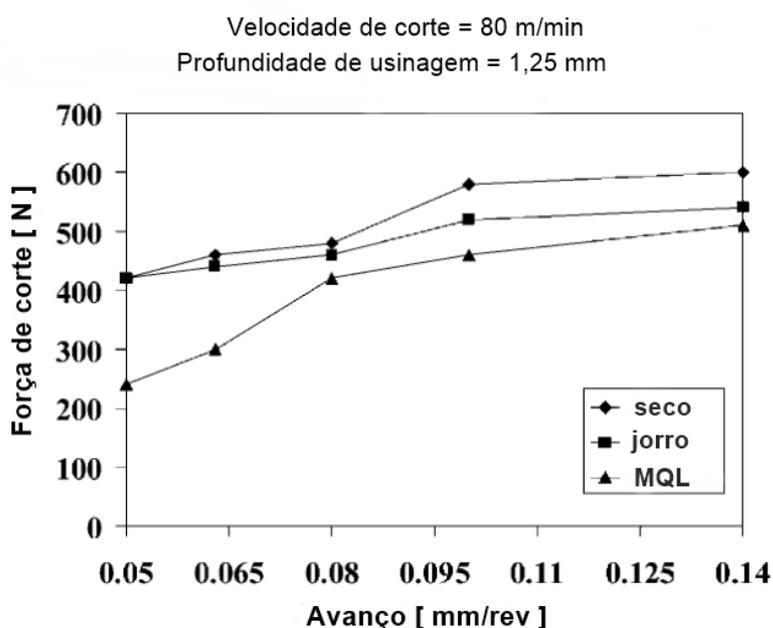
2.3.3 Força e potência de usinagem

O uso do fluido de corte (ou sua ausência) pode intervir de forma expressiva na força de corte e na potência de usinagem. A força de torneamento resultante pode ser decomposta em três componentes:

“Força de corte ou força principal de corte (F_c): é a projeção da força de usinagem sobre o plano de trabalho, na direção de corte, dada pela velocidade de corte; força de avanço (F_f): é a projeção da força de usinagem sobre o plano de trabalho, na direção do avanço, dada pela velocidade de avanço; força passiva ou força de profundidade (F_p): é a projeção da força de usinagem perpendicular ao plano de trabalho” (MACHADO *et al.*, 2011, p. 94).

Em um experimento no qual o aço AISI 4340 endurecido foi torneado a seco, com jorro e com MQL, Varadarajan, Philip e Ramamoorthy (2002) verificaram a influência de cada um destes meios lubri-refrigerantes sobre a força de corte principal. A aplicação de MQL foi constante a uma vazão de 2 ml/min e pressão de 20 MPa. O fluido de corte utilizado foi formulado tendo como base um óleo mineral comercial. A formulação foi composta, além de refrigerantes e lubrificantes, por aditivos como surfactantes, emulsificantes, estabilizadores e biocidas. Sob velocidade de corte de 80 m/min, avanço variando entre 0,05 mm e 0,14 mm e profundidade de usinagem de 1,25 mm, o aumento do avanço ocasionou o aumento da força de corte em todas as condições investigadas. Em relação aos meios lubri-refrigerantes, os resultados mostraram melhor desempenho utilizando MQL (força de corte menor do que na usinagem a seco e com jorro), como pode ser visto na Figura 2.11.

Figura 2.11 – Influência do avanço e ambiente sobre a força de corte



Fonte: Adaptado de Varadarajan; Philip; Ramamoorthy (2002, p. 195)

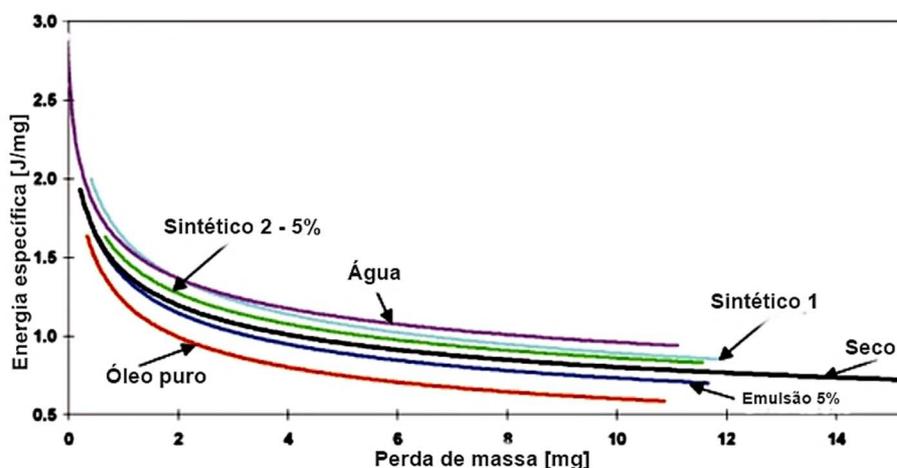
Em outro trabalho (LEPPERT, 2011), o torneamento foi realizado em um aço médio carbono AISI 1045, variando-se a velocidade de corte em 76, 190 e 237 m/min, o avanço em 0,08, 0,27 e 0,47 mm/rev e a profundidade de usinagem foi mantida em 1,0 mm. Os testes foram realizados em três ambientes de corte: a seco, com MQL (vazão ajustada em 50 ml/h) e jorro (emulsão). As forças de corte foram medidas e os resultados mostraram que, empregando-se baixos avanços (0,08 e 0,27 mm/rev), a força resultante foi 18,8% maior no torneamento a seco do que com emulsão. Isso se explica pelo fato de que a baixas velocidades e baixos avanços, o acesso da emulsão à zona de corte foi facilitado; assim, os efeitos refrigerante e lubrificante da emulsão excederam o efeito da deformação plástica resultante de altas temperaturas e atrito na interface cavaco-ferramenta no corte a seco. Com o aumento da velocidade de corte, as diferenças na força resultante diminuíram como consequência da penetração reduzida da emulsão na zona de corte. Em relação ao MQL, o emprego da técnica sob avanços de 0,08 e 0,27 mm/rev não influenciou significativamente a força resultante em comparação com o torneamento a seco e com jorro. O aumento do avanço para 0,47 mm/rev, contudo, mostrou a influência negativa do MQL em todas as velocidades testadas. Empregando a velocidade de 76 m/min, a aplicação do MQL levou a um aumento da força resultante de 7,5% em comparação com o torneamento a seco e 3,7% em comparação com o jorro. Esta consequência reflete a baixa capacidade lubrificante da mistura de óleo ligada ao seu efeito refrigerante. O autor conclui que sob baixos avanços (0,08 mm/rev) o corte a seco proporcionou um aumento da força de corte e de suas componentes; contudo, em geral, sob valores maiores de avanço (0,47 mm/rev) o torneamento a seco ou utilizando MQL, permitiu uma redução na força de corte e suas componentes, porém em um nível mais baixo, comprovando assim que o parâmetro que mais influenciou o estudo foi o avanço (LEPPERT, 2011).

Para avaliar os efeitos da usinagem a seco e com MQL do aço AISI 4340 sobre a força de corte, quatro velocidades de corte (39,75, 55,91, 88,74 e 137,5 m/min), quatro avanços (0,066, 0,080, 0,100 e 0,133 mm/rev), uma profundidade de usinagem (0,6 mm) e dois insertos de metal duro: um multicamada revestido com TiCN/óxido de alumínio (Al_2O_3) por deposição química de vapor (CVD) e outro multicamada revestido com TiCN/nitreto de titânio (TiN) por deposição física de vapor (PVD), foram testados por Saini *et al.* (2014). Para o MQL, uma pressão de ar de 4 bar foi utilizada associada

a uma vazão de óleo de 300 ml/h. As forças de usinagem foram medidas por meio de um dinamômetro piezoelétrico. Os resultados mostraram que ao usar MQL todas as componentes da força de usinagem foram reduzidas (17,07% para a ferramenta revestida com CVD e 13,25% para a ferramenta revestida com PVD). Com o uso do MQL, as forças de corte puderam ser reduzidas devido à penetração do fluido de corte na interface cavaco-ferramenta, o que auxiliou na redução da contribuição do atrito na força de corte devido ao efeito capilar. Isso não é possível na refrigeração convencional porque aí não existe essa fragmentação. Além disso, a energia cinética da névoa de fluido é bem mais eficaz do que a energia cinética do jorro (SAINI *et al.*, 2014).

Um parâmetro importante para a caracterização do processo de usinagem é a energia específica (u). Sood, Guo e Malkin (2000) afirmam que para um entendimento da mecânica do corte nos metais é necessário levar em conta a magnitude da energia específica e sua dependência nas condições de operação, além de poder ser usada para estimar a potência requerida nos processos de usinagem. Sales, Diniz e Machado (2001) testaram vários fluidos de corte para compreender seu efeito sobre a energia específica. A técnica denominada esclerometria pendular foi utilizada colocando-se uma massa conhecida em um pêndulo com um penetrador na ponta, lançando-o de uma altura conhecida e provocando um sulco no corpo de prova. Com essa altura e a perda de massa na peça, a energia específica pode ser calculada e os resultados do teste para vários fluidos encontram-se na Figura 2.12.

Figura 2.12 – Energia específica consumida nos testes com peça submersa em vários fluidos



Fonte: Sales; Diniz; Machado (2001, p. 1)

Neste ensaio, quanto menor a perda de massa, maior será a lubricidade do meio. A energia específica diminuiu rapidamente com o aumento da profundidade do sulco. O óleo puro e a emulsão proporcionaram os menores valores de energia específica enquanto a água e os fluidos sintéticos apresentaram os maiores valores. A análise dos resultados deve considerar também a ação refrigerante do meio. Os resultados mostraram que o meio com maior ação refrigerante ofereceu a maior energia específica e os meios com maior ação lubrificante apresentaram menor energia específica (SALES; DINIZ; MACHADO, 2001).

Com o intuito de elaborar um modelo válido e comparar o desempenho de um sistema sob dois diferentes métodos de lubrificação, MQL e jorro, Hwang e Lee (2010) tornearam o aço AISI 1045 adotando um planejamento de experimentos fatorial fracionado em dois níveis. As velocidades de corte foram 100 e 300 m/min, os avanços 0,1 e 0,3 mm/rev e as profundidades de usinagem 0,4 e 1 mm. Para o sistema MQL, a pressão do ar foi ajustada em 4 e 8 bar e bicos com diâmetro de 2 e 6 mm foram usados. A avaliação do modelo levou em consideração a definição simultânea de parâmetros ótimos para força de corte e rugosidade. Na análise comparativa dos modelos utilizando MQL e jorro, a diferença entre os valores de força de corte encontrados não foi significativa. Desta forma, a mudança de um sistema de jorro para MQL traria vantagens econômicas e ambientais, considerando-se sua influência somente sobre os dois parâmetros investigados: força de corte e rugosidade (HWANG; LEE, 2010).

Li e Liang (2007) também elaboraram um modelo analítico para tentar prever a temperatura e a força de corte. Torneando o aço AISI 1045 a seco, com jorro e MQL, foi avaliada a influência da velocidade de corte (45,75, 91,5 e 137,25 m/min), do avanço (0,0508, 0,0762 e 0,1016 mm/rev) e da profundidade de usinagem (0,508, 0,762 e 0,1016 mm). Para o MQL utilizando óleo vegetal a uma pressão de 0,276 MPa e vazão de até 60 ml/h e para jorro de fluido, vazão de 15 l/min, os resultados revelaram uma maior eficiência do fluido na força de corte com redução de 24,4% para o MQL e 32,2% para o jorro de fluido em comparação com o corte a seco. Estes valores de redução são válidos para baixas velocidades de corte nas quais o efeito lubrificante é mais presente. Em relação à potência consumida, como as condições para o corte a seco, com jorro de fluido e MQL são as mesmas, o consumo da potência varia em função das forças de corte. A potência consumida decresceu com o aumento

do avanço para a mesma taxa de remoção do material. Essa tendência se explica pelo efeito escala em que uma menor espessura de corte leva a uma energia específica de corte maior. Isto provoca uma força de corte também maior e, por conseguinte, um aumento da potência consumida. Em termos de método, a potência consumida se mostrou menor com a utilização de jorro de fluido, seguida por MQL e maior consumo no corte a seco. Como conclusão do experimento, o MQL apresentou melhor desempenho se comparado ao corte a seco. Todavia, em relação ao jorro de fluido, além de apresentar desempenho inferior, o MQL acarreta ainda ações em relação ao mecanismo de aplicação que gera maiores teores de aerossol (LI; LIANG, 2007).

Uma investigação sobre as características de usinagem em termos de força de corte foi também conduzida por Khan e Dhar (2006). Os ambientes de corte em questão envolveram torneamento a seco e com MQL do aço AISI 1060 utilizando quatro velocidades de corte (72, 94, 139 e 164 m/min), quatro avanços (0,10, 0,13, 0,16 e 0,20 mm/rev) mantendo-se a profundidade de usinagem constante em 1,5 mm. Um óleo vegetal foi utilizado a uma vazão de 60 ml/h e pressão do ar de 7 bar para o MQL. O uso de MQL possibilitou uma redução na faixa de 5% a 15% na força de corte dependendo da configuração adotada para os demais parâmetros. A mudança favorável na interação cavaco-ferramenta e a retenção da afiação da aresta devido à redução da temperatura na zona de corte foram os principais motivos para a redução das forças de corte em comparação com o torneamento a seco (KHAN; DHAR, 2006).

Num estudo comparativo para a otimização da potência, dois métodos estatísticos foram utilizados: metodologia de superfície de resposta (RSM) e método Taguchi (AGGARWAL *et al.*, 2008). O aço ferramenta AISI P20 foi elegido para o estudo e três ambientes de corte foram avaliados: a seco, com jorro e refrigeração criogênica. A velocidade de corte variou entre 120, 160 e 200 m/min, o avanço entre 0,10, 0,12 e 0,14 mm/rev, a profundidade de usinagem entre 0,20, 0,35 e 0,50 mm e raio de ponta da ferramenta de 0,4, 0,8 e 1,2 mm. Um conjunto de wattímetros foi utilizado para medir a potência e as leituras foram multiplicadas pelo fator apropriado e adicionadas para se obter o valor total da potência consumida. Finalizados os testes, as análises RSM e ANOVA mostraram resultados semelhantes: a maior influência na potência é causada, em ordem decrescente, pelo meio lubri-refrigerante, velocidade de corte e profundidade de usinagem. A influência do meio lubri-refrigerante é significativamente maior porque não é necessário ter uma bomba para proporcionar o ambiente de

refrigeração criogênico. Adicionalmente, a utilização deste sistema reduz a temperatura de corte o que acarreta em redução de calor. Logo, menores tensões são geradas o que resulta em redução das forças de corte e, conseqüentemente, da potência consumida (AGGARWAL *et al.*, 2008).

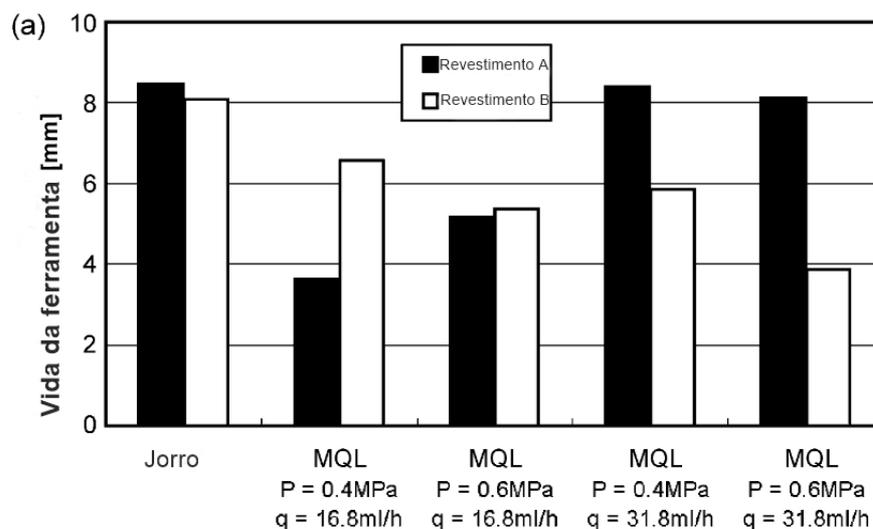
2.3.4 Vida e desgaste da ferramenta de corte

O uso de ar, vapor ou gás como métodos de lubri-refrigeração aparece no estudo descrito por Sharma, Dogra e Suri (2009). Os autores destacam que vapor de água e ar são baratos, não causam poluição e são alternativas ecologicamente amigáveis para refrigeração. Na análise do desempenho destes métodos de refrigeração, o uso de uma mistura de óleo e ar foi capaz de reduzir em 13% o desgaste da ferramenta em comparação com o uso de somente jato de ar, sendo os resultados ainda melhores se comparados com o jorro de fluido. Machado *et al.* (2011) citam um estudo realizado por Shaw em 1982 no qual houve aumento substancial da vida da ferramenta utilizando fluidos gasosos resfriados a temperaturas negativas e sob pressão (ar, dióxido de carbono e nitrogênio).

No experimento proposto por Liu *et al.* (2007) foram comparadas seis condições no torneamento do aço AISI 1045: a seco, vapor de água, gás de dióxido de carbono, gás oxigênio, vapor de água e CO₂, vapor de água e O₂. Os resultados apontaram um aumento na vida da ferramenta de duas a três vezes utilizando vapor de água em comparação com a usinagem a seco, e de quatro a cinco vezes utilizando gás de dióxido de carbono.

No torneamento de acabamento de Inconel 718, três ferramentas de corte com quebra-cavaco foram utilizadas sob três diferentes ambientes de corte: a seco, com jorro e usando MQL (KAMATA; OBIKAWA, 2007). A profundidade de usinagem foi mantida em 0,1 mm assim como o avanço em 0,1 mm/rev. Duas velocidades de corte foram utilizadas: 60 e 90 m/min. Na técnica MQL, dois furos foram feitos no suporte da ferramenta, um na superfície de folga e outro na superfície de saída, de onde era expelido óleo sintético biodegradável a vazões de 16,8 ml/h e 31,8 ml/h e pressões de ar comprimido variando de 0,4 MPa a 0,6 MPa. Os resultados para a $V_c = 60$ m/min podem ser vistos na Figura 2.13.

Figura 2.13 – Efeito do consumo de óleo e pressão do ar no torneamento do Inconel 718



Fonte: Kamata; Obikawa (2007, p. 285)

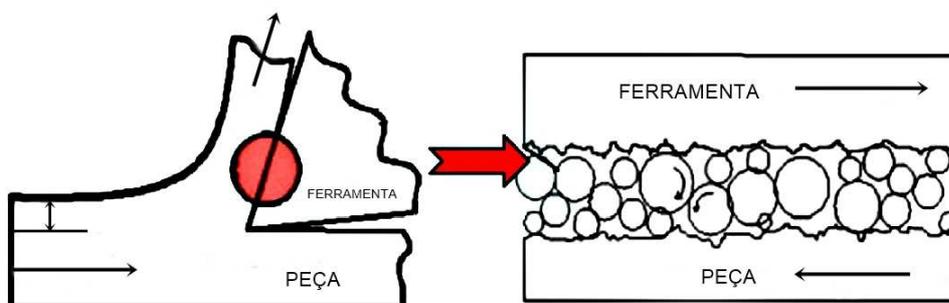
Constata-se que utilizando a ferramenta com revestimento multicamada de TiCN/Al₂O₃/TiN por CVD (revestimento A), o aumento do suprimento de óleo proporcionou também o aumento do tempo de vida da ferramenta, o que não acontece para a ferramenta com revestimento multicamada de TiN/nitreto de alumínio (AlN) depositado por PVD (revestimento B). Os tempos de vida da ferramenta mais longos utilizando MQL foram quase iguais ao método do jorro. Isso significa que uma vazão maior de lubrificante é necessária para o torneamento deste material utilizando MQL a velocidades maiores que as utilizadas no estudo (KAMATA; OBIKAWA, 2007).

Com o objetivo de investigar os efeitos da refrigeração a alta pressão, Kramar, Krajnik e Kopac (2010) tornearam o aço AISI 1045 utilizando uma bomba com pressão de 250 MPa a uma vazão de 3 l/min. O fluido utilizado foi uma emulsão com base de óleo vegetal sem cloro. Os parâmetros utilizados foram: velocidade de corte de 98,5 m/min, avanço de 0,25 mm/rev e profundidade de usinagem de 2 mm. Os autores mediram o desgaste de flanco da ferramenta de corte empregando como critério de fim de vida o desgaste de flanco máximo $VB_{max} = 0,1$ mm. O critério de fim de vida ocorreu em menos de 2 minutos utilizando a refrigeração convencional. Utilizando a refrigeração a alta pressão, o critério de fim de vida foi atingido após quase 10 minutos. O consumo de fluido de corte utilizando o método convencional foi quatro vezes maior que utilizando a refrigeração a alta pressão. Outra vantagem do segundo sistema em relação ao primeiro foi a capacidade de quebrar os cavacos com maior eficiência

(KRAMAR; KRAJNIK; KOPAC, 2010). Os autores apontaram a redução do consumo de fluido de corte com o uso da refrigeração a alta pressão em relação ao sistema convencional, contudo, é válido destacar que no sistema convencional pode-se reaproveitar o fluido de corte ao passo que no sistema a alta pressão não há o reaproveitamento.

Sayuti, Sarhan e Salem (2014) propuseram o uso de um sistema de nanolubrificação aplicando dióxido de silício (SiO_2) associado ao MQL para entender os efeitos no desgaste da ferramenta. O nanolubrificante foi preparado adicionando-se nanopartículas de SiO_2 com um tamanho médio de 5-15 nm ao óleo mineral, e em seguida, foi submetido por 48 horas a sonificação (processo que visa suspender as partículas homoganeamente na mistura). O aço AISI 4140 endurecido foi torneado utilizando um inserto de metal duro revestido e o desgaste da ferramenta foi medido ao fim de cada experimento por meio de microscópio ótico com um aumento de 450 vezes. O planejamento do experimento foi conduzido pelo método Taguchi. A velocidade de corte foi mantida em 120 m/min, o avanço em 0,15 mm/rev, a profundidade de usinagem foi de 0,5 mm, MQL a 0,75 l/h e pressão entre 1 e 4 bar, orientação do bico entre 15° e 60° e concentração de nanopartículas variando entre 0 e 1,0% em peso. Os autores explicaram que a introdução do SiO_2 como nanolubrificante trouxe vantagens ainda maiores do que a aplicação de um sistema de lubrificação comum na interface. Isso porque as características tribológicas do SiO_2 permitem que ele reduza o coeficiente de atrito na interface cavaco-ferramenta, agindo como uma estrutura de bilhões de elementos nanoescalares rolantes quase-esféricos, conforme mostrado na Figura 2.14.

Figura 2.14 – Nanoelementos rolantes na interface cavaco-ferramenta



Fonte: Sayuti; Sarhan; Salem (2014, p. 11)

De acordo com os resultados, o modelo utilizado (lógica nebulosa) e a análise das respostas levaram a conclusões similares. A combinação ótima dos parâmetros para se obter o menor nível de desgaste da ferramenta ($VB_{max} = 19,5 \mu\text{m}$) prevê o uso de 0,5% em peso de nanolubrificante e 2 bar para a pressão do ar, além do ângulo do bico de 60° utilizando MQL. Os autores explicam que uma concentração maior de SiO_2 traria um efeito negativo pois um maior número de nanopartículas transferiria energia cinética adicional à superfície da peça e dissiparia mais calor, piorando assim o desgaste da ferramenta e conseqüentemente a superfície da peça (SAYUTI; SARHAN; SALEM, 2014).

Um estudo sobre vida e desgaste da ferramenta no torneamento do aço AISI 1045 foi elaborado por Diniz, Micaroni e Hassui (2010). Utilizando uma emulsão de óleo vegetal em água na concentração de 6%, três experimentos foram realizados: fluido a alta pressão (com vazão baixa e alta), a seco e com jorro. Velocidades de corte de 490 e 570 m/min foram empregadas, além de avanço constante de 0,15 mm/rev e profundidade de usinagem também constante de 1 mm. A pressão do fluido foi de 1,2 MPa e a vazão variou entre 2,5 e 11 l/min. O critério de avaliação do desgaste de flanco foi definido em $VB_{max} = 0,3 \text{ mm}$ (critério de fim de vida da ferramenta). Os resultados mostraram que para a velocidade de corte de 490 m/min, a refrigeração foi pouco eficaz mesmo sob alta pressão, apesar de esta mostrar o melhor desempenho. Desta forma, o torneamento a seco poderia ser utilizado nesta velocidade sem afetar excessivamente a vida da ferramenta. Já para a velocidade de corte de 570 m/min, o uso do fluido a alta pressão proporcionou vida mais longa à ferramenta, mas a vazão não influenciou significativamente o resultado. Na análise do desgaste da ferramenta para esta velocidade, elementos do fluido utilizado a alta pressão foram identificados na margem da interface entre a peça e a superfície de folga da ferramenta; no entanto, o fluido foi incapaz de penetrar na interface. Não obstante, o fluido chegou perto o suficiente para promover uma melhor ação refrigerante nesta região, se comparado com o torneamento a seco e com jorro (DINIZ; MICARONI; HASSUI, 2010).

Outro trabalho foi desenvolvido por Jayal e Balaji (2009) com o objetivo de estudar as interações entre métodos de aplicação de fluidos de corte, revestimentos de ferramenta e geometria do quebra-cavaco durante a evolução do desgaste da ferramenta no torneamento do aço AISI 1045. Os testes foram divididos em duas partes: na primeira, a velocidade de corte utilizada foi de 400 m/min e o avanço de

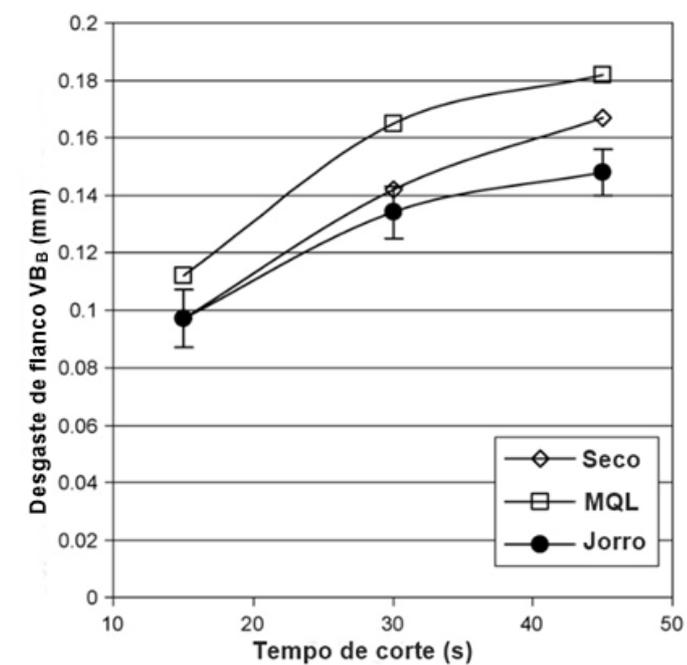
0,35 mm/rev, considerando como critério de fim de vida da ferramenta uma profundidade de cratera de 0,165 mm e desgaste de flanco médio de 0,3 mm. Em um segundo momento, mais testes foram conduzidos utilizando velocidade de corte de 275 m/min, avanço de 0,35 mm/rev e profundidade de usinagem de 2 mm. Tanto na primeira quanto na segunda parte do estudo, as ferramentas utilizadas foram as mesmas assim como os métodos de refrigeração. Quatro foram os métodos de refrigeração empregados: a seco, MQL (óleo com vazão de 30 ml/h e pressão do ar de 0,6 MPa), MQL_EP (fluido baseado em ésteres naturais mistos de ácidos graxos refinados com aditivo extrema pressão com vazão de 30 ml/h e pressão do ar de 0,6 MPa) e jorro de fluido de solução com vazão de 9 l/min. Das três ferramentas, duas não possuíam quebra-cavaco (carboneto de tungstênio revestida com monocamada de TiN por PVD e metal duro revestido com multicamada de TiN/Al₂O₃/TiCN/MT-TiCN/TiN por CVD) e uma possuía quebra-cavaco (carboneto de tungstênio revestida com monocamada de TiN por PVD).

Os resultados sobre a vida da ferramenta mostraram que com a ferramenta de carboneto de tungstênio revestida por PVD sem quebra-cavaco à velocidade de corte de 400 m/min, o melhor desempenho foi atribuído ao jorro de fluido (15 segundos) enquanto o pior foi a seco (7 segundos). Utilizando ferramenta com quebra-cavaco, o MQL_EP mostrou a menor vida (7 segundos) enquanto o jorro de fluido novamente apresentou o melhor resultado (13 segundos). A tendência observada sob alta velocidade também foi verificada na velocidade de corte de 275 m/min. Os autores justificaram que a utilização de quebra-cavacos propicia maior acesso dos fluidos de corte ao lado de baixo do cavaco; contudo, o efeito prejudicial ou benéfico para o processo dependeria das características do fluido. O comportamento do sistema MQL_EP está ligado aos aditivos de extrema pressão utilizados para a lubrificação, que têm maior probabilidade de causar ataques químicos indesejáveis ao cobalto usado como ligante na ferramenta de carboneto de tungstênio (JAYAL; BALAJI, 2009).

O acompanhamento do desgaste de flanco da ferramenta também trouxe informações importantes neste estudo. Ao contrário das ferramentas revestidas por PVD, que não apresentaram diferenças estatísticas consideráveis nas duas velocidades de corte testadas para o desgaste de flanco, a ferramenta recoberta empregando a técnica CVD mostrou tendência crescente para o desgaste de flanco com o passar do tempo, conforme pode ser observado na Figura 2.15. O gráfico mostra os resultados para a

velocidade de corte de 400 m/min e fica evidenciado o melhor desempenho do jorro e o pior do MQL. O mecanismo de deformação plástica sob altas temperaturas e tensões proporcionou o escoamento da superfície de folga, levando a um contato contínuo com a superfície virgem gerada na peça, sendo atribuído a este mecanismo a responsabilidade pelo comportamento do desgaste de flanco observado na Figura 2.15.

Figura 2.15 – Influência do tempo de corte sobre o desgaste da ferramenta CVD



Fonte: Jayal; Balaji (2009, p. 1728)

O uso de altas velocidades de corte e altos avanços leva a maiores taxas de produção, mas também implica em temperaturas elevadas nas operações de usinagem, e, conseqüentemente, em desgaste acelerado da ferramenta. Para se avaliar estes parâmetros, Dhar, Paul e Chattopadhyay (2002) investigaram a eficiência da refrigeração criogênica no torneamento do aço AISI 4140. Para tal, as velocidades de corte variaram entre 67 e 137 m/min, o avanço entre 0,12 e 0,24 mm/rev e as profundidades de usinagem entre 1,5 e 2,0 mm. Duas ferramentas de corte com geometrias de quebra-cavaco diferentes foram utilizadas (SNMG 120408-26 e SNMM 120408). O material foi usinado a seco e utilizando refrigeração criogênica (nitrogênio líquido). O desgaste de flanco foi medido por um microscópio metalúrgico invertido. Os resultados mostraram que a refrigeração criogênica apresentou melhor desempenho em relação ao desgaste de flanco, sendo que na usinagem a seco a

ferramenta SNMG 120408-26 falhou catastróficamente após 6 minutos na velocidade de corte de 103 m/min, enquanto sob refrigeração criogênica a ferramenta alcançou 27 minutos. Com a ferramenta SNMM 120408, a diferença na vida da ferramenta foi um pouco menor, ainda assim com pior desempenho no torneamento a seco (aproximadamente 15 minutos versus 31 minutos com refrigeração criogênica). A aplicação do nitrogênio líquido nas arestas de corte principal e secundária proporcionou mudanças na formação do cavaco e reduziu as forças de corte; agregasse a isto o controle efetivo da temperatura sob a refrigeração criogênica, permitindo assim uma redução no desgaste e o aumento na vida da ferramenta (DHAR; PAUL; CHATTOPADHYAY, 2002).

Em busca de compreender como os mecanismos de desgaste da ferramenta são influenciados pela pressão do fluido, vazão e direção de aplicação no torneamento de acabamento do aço AISI 1045 utilizando ferramentas revestidas de metal duro, uma emulsão de óleo na concentração de 6% foi utilizada em três ambientes diferentes de corte: fluido a alta pressão, torneamento a seco e convencional (jorro de fluido) (DINIZ; MICARONI, 2007). O fluido foi direcionado para: (a) superfície de saída, (b) superfície de folga e (c) ambas as superfícies (saída e folga). A velocidade de corte foi mantida constante em 490 m/min, o avanço em 0,15 mm/rev e a profundidade de usinagem em 1,0 mm, enquanto a pressão ficou em 1,2 MPa e a vazão variou entre 2,5 e 11 l/min. O critério de fim de vida da ferramenta foi estabelecido em um desgaste de flanco máximo de 0,3 mm. Analisando a quantidade média de material removido em relação à vida da ferramenta, comprovou-se que a aplicação do fluido a alta pressão simultaneamente na superfície de saída e de folga proporcionou vida da ferramenta mais longa. A vazão foi dividida para os dois pontos de aplicação e o desgaste de cratera foi menor do que quando o fluido foi direcionado somente para um ponto, evitando o colapso da aresta de corte. Em segundo lugar ficou a aplicação do fluido a alta pressão somente na superfície de folga e os resultados das demais condições foram bem semelhantes, ficando por último em relação à vida da ferramenta. Desta forma, o uso do jorro de fluido não é recomendado visto que os resultados foram praticamente iguais ao torneamento a seco (DINIZ; MICARONI, 2007).

2.4 Considerações parciais

O emprego de água como fluido de corte para operações de torneamento mostrou-se uma inovação tecnológica à época (TAYLOR, 1906), pois revolucionou a forma de se realizar a usinagem e trouxe benefícios agregados importantes, tais como a elevação da produtividade e o prolongamento da vida da ferramenta de corte. Isto posto, há que se considerar ainda que o desenvolvimento de novos tipos de fluidos avançou desde então, emergindo tanto em estados físicos diferentes (gasosos, líquidos e sólidos) quanto de origens distintas (vegetal, animal e mineral). Mais de cem anos passados desde a aplicação original, ainda se encontram discussões e opiniões divergentes no que se refere ao emprego de fluidos de corte na operação de torneamento. Como se trata de uma operação que frequentemente requer uma análise multivariável, conclusões generalizadas sobre a aplicação dos fluidos de corte dificilmente podem ser formuladas.

Dados os trabalhos citados na revisão bibliográfica, as considerações direcionam para a necessidade de um exame individualizado para cada situação real vivida em laboratório ou na indústria, além dos objetivos pretendidos. Isso significa que, a ação benéfica ou maléfica do fluido de corte dependerá de inúmeros fatores, a saber: da máquina disponível para realizar a operação, que poderá atingir determinados níveis de parâmetros tais como V_c , f e a_p , ou não; do material e geometria da ferramenta de corte disponível; da exatidão dimensional e dos níveis de acabamento superficial desejados; da origem do fluido de corte utilizado; da necessidade de diminuição das forças de corte; entre outros.

Analisando a influência do fluido de corte na temperatura da interface cavaco-ferramenta, entende-se que o uso de algum método de lubrificação e ou refrigeração inevitavelmente propiciará resultados melhores do que o torneamento a seco. Em grande parte dos trabalhos analisados, o MQL foi responsável por temperaturas de corte mais baixas. Contudo, há que se considerar o torneamento de materiais distintos, tais como os aços AISI 4340, AISI 1040 e AISI 9310. Complementarmente, os níveis de vazão empregados nos trabalhos onde o MQL obteve melhor desempenho variam desde 60 ml/h até 600 ml/h. Isso leva ao entendimento de que é necessário encontrar a regulagem ótima para que melhores resultados sejam atingidos com a técnica.

Examinando o desempenho da aplicação do fluido de corte sobre o parâmetro rugosidade, é possível igualmente constatar melhor desempenho do MQL nos trabalhos citados. Constata-se aqui, novamente, que o uso de níveis mais altos de vazão, tais como 200 ml/h e 300 ml/h, propicia a obtenção de valores menores de rugosidade da peça acabada. Neste sentido, o direcionamento do jato do MQL para as interfaces cavaco-ferramenta e peça-ferramenta, além do emprego de um jato ininterrupto e uma pressão constante também refletem no melhor desempenho deste sistema.

Para a força e potência de usinagem, o emprego de fluido de corte, independentemente da técnica, proveu os melhores resultados. Neste quesito, em praticamente metade dos trabalhos o MQL proporcionou melhores resultados e na outra metade, o jorro de fluido. Além destes, a refrigeração criogênica também apareceu como forma eficaz de se reduzir a força de corte e a potência de usinagem. Com o uso de vazões mais baixas (50 e 60 ml/h), o MQL obteve pior resultado do que o jorro; já em vazões mais elevadas (entre 120 e 300 ml/h) o MQL obteve melhor desempenho. Neste ponto, uma vazão mais baixa de fluido de corte no MQL parece ser insuficiente para penetrar eficazmente a interface cavaco-ferramenta e contribuir para a redução do atrito, o que resultaria em uma diminuição maior da força de corte.

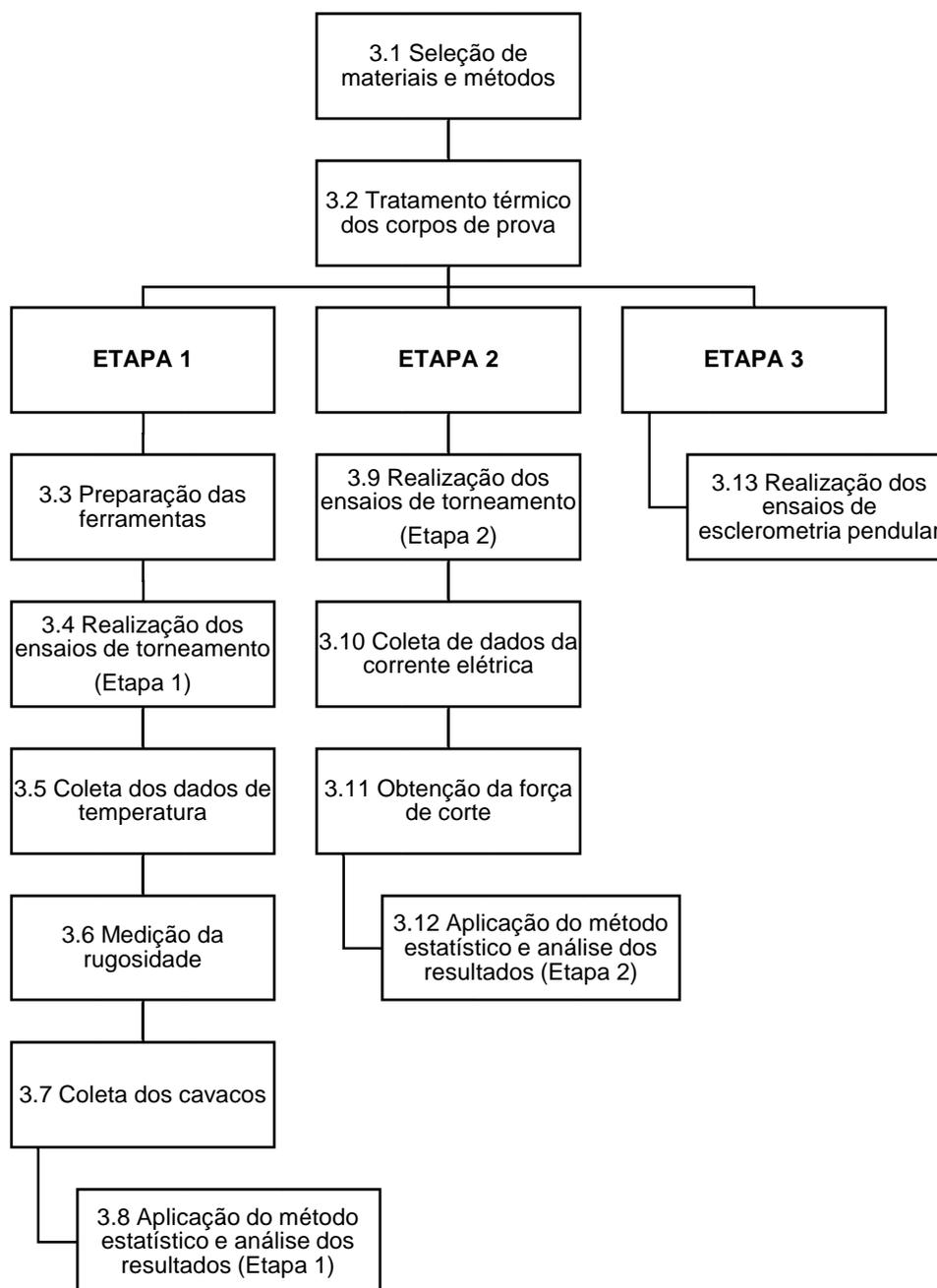
Por fim, em relação à vida e desgaste da ferramenta, os estudos abordados se diversificam em técnicas além das do jorro de fluido e do MQL. Neste parâmetro de avaliação, grande parte dos trabalhos leva a supor que a refrigeração sob alta pressão é a técnica mais eficaz para aumentar a vida da ferramenta de corte.

Deste modo, fica evidenciado a relatividade no que concerne à influência do fluido de corte. Todavia, nesta pesquisa o objetivo é analisar a influência do fluido para um material específico (aço ABNT 4340) empregando parâmetros de corte previamente definidos assim como parâmetros de avaliação. Por conseguinte, as constatações realizadas possuem limitação de aplicação e não poderão ser generalizadas.

3 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Os experimentos foram realizados em três etapas, conforme o fluxograma apresentado na Figura 3.1. Cada uma das etapas será detalhada neste capítulo. Os testes foram realizados no Laboratório de Usinagem e Automação do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais.

Figura 3.1 – Fluxograma do procedimento experimental



Fonte: O autor (2016)

3.1 Seleção dos materiais e métodos

Os corpos de prova utilizados neste estudo foram confeccionados usando o aço ABNT 4340, amplamente utilizado na indústria aeronáutica, automobilística, bélica, de equipamentos e de estruturas mecânicas. A faixa de composição química deste aço pode ser vista na Tabela 3.1.

Tabela 3.1 – Faixa de composição química do aço ABNT 4340

C%	Si%	Mn%	P%	S%	Cr%	Mo%	Ni%
0,38 – 0,43	0,15 – 0,35	0,60 – 0,80	≤ 0,035	≤ 0,040	0,70 – 0,90	0,20 – 0,30	1,65 – 2,00

Fonte: ASM International (1997)

Os corpos de prova cilíndricos possuíam diâmetro inicial de 73 mm e comprimento de 300 mm. O método escolhido para a realização deste experimento foi o torneamento cilíndrico. Um suporte modelo PCLNR 2020K-12 da marca ISCAR com ângulo de saída de -6° e ângulo de inclinação de -6° foi utilizado juntamente com a ferramenta de corte geometria CNMG 120408-GN classe ISO P10-P30 revestida com TiCN/Al₂O₃/TiN pela técnica CVD. A velocidade de corte recomendada para essa ferramenta varia entre 150 e 400 m/min, avanço entre 0,15 e 0,45 mm/rev e profundidade de usinagem entre 1 e 4 mm. Seguindo os objetivos do trabalho em relação à avaliação dos meios lubri-refrigerantes, dois fluidos de corte foram utilizados. Para a aplicação do jorro de fluido, o fluido KSO45 distribuído pela empresa Kampmann foi utilizado, em uma concentração de 5% em água. Já para o MQL, utilizou-se o óleo integral à base de ésteres naturais Vascomill MMS SE 1 distribuído pela empresa Blaser a uma vazão de 60 ml/h e pressão de 5 bar.

3.2 Tratamento térmico dos corpos de prova

Após a definição do material, os corpos de prova cilíndricos foram tratados termicamente pelo processo de recozimento com a finalidade de homogeneizá-los. O recozimento foi realizado na temperatura de patamar de 930°C durante cinco horas. O resfriamento dos corpos de prova ocorreu dentro do próprio forno onde eles foram

tratados. A dureza do material foi medida com um durômetro portátil TIME modelo TH130. A média de cinco medições indicou uma dureza 193 HV.

3.3 *Preparação das ferramentas*

As ferramentas de corte tiveram que ser preparadas antes do início dos testes para que fosse possível adaptar o sistema de medição de temperatura. Para isso, furos foram feitos na ponta das ferramentas de corte pelo processo de eletroerosão. Eletrodos de cobre com diâmetro de 1 mm foram posicionados em um mandril que, por sua vez, foi encaixado na máquina de eletroerosão por penetração ENGEMAQ modelo EDM 200 NC série L, conforme mostra a Figura 3.2.

Figura 3.2 – Preparação das ferramentas por eletroerosão

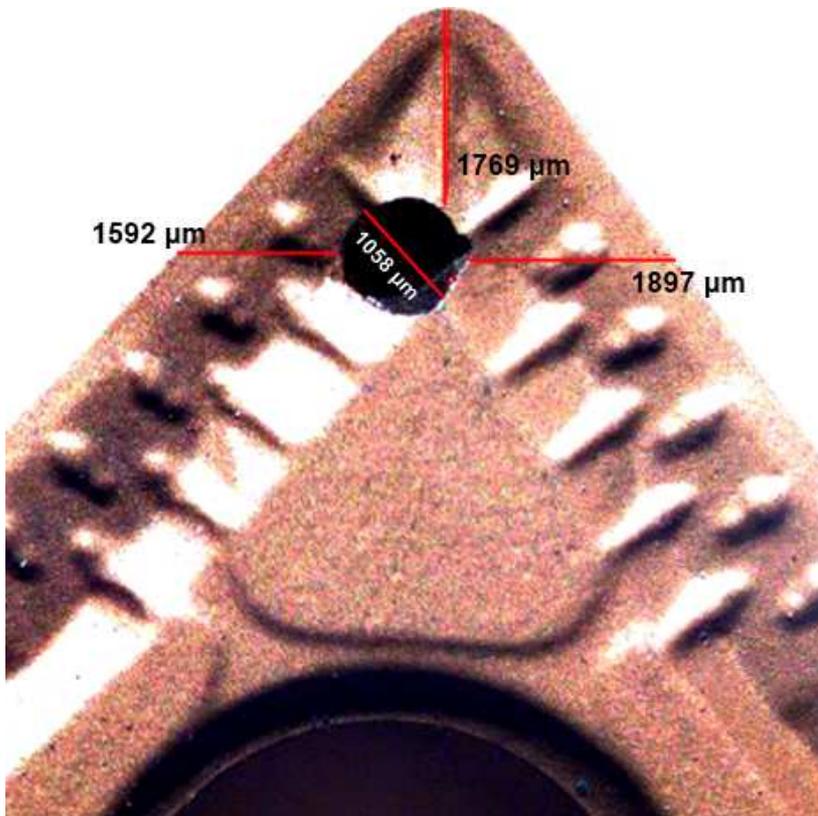


Fonte: O autor (2016)

Após realizados os furos, medições foram feitas no microscópio modelo Olympus SZ61 com uma câmera modelo PL-A662 acoplada. Duas arestas de corte diferentes foram necessárias para a realização dos 48 testes, incluindo as réplicas (vide Apêndice A). A Figura 3.3 mostra a imagem gerada pelo *software* Image Pro-Express

versão 5.1.0.12 da Media Cybernetic, integrado ao microscópio com as medições de referência.

Figura 3.3 – Aresta de corte 1



Fonte: O autor (2016)

A profundidade do furo localizado na aresta de corte 1 foi de 3739 µm e a profundidade do furo localizado na aresta de corte 2 foi de 3634 µm. Estas duas arestas foram escolhidas porque eram as que mais se aproximavam em relação à profundidade do furo.

3.4 Realização dos ensaios de torneamento (Etapa 1)

Os ensaios foram realizados em um torno CNC ROMI modelo Centur 30S (5,5 kW de potência e rotação máxima de 3500 rpm). Um suporte foi projetado e fabricado para garantir o mesmo posicionamento do bico de saída do fluido de corte do jorro e do MQL para a superfície de folga (contato ferramenta-peça) em todos os testes. A montagem do experimento pode ser vista na Figura 3.4.

Figura 3.4 – Montagem do experimento (Etapa 1)



Fonte: O autor (2016)

Os valores dos parâmetros de entrada definidos para este experimento encontram-se na Tabela 3.2.

Tabela 3.2 – Parâmetros utilizados no torneamento (Etapa 1)

Nível	Velocidade de corte V_c [m/min]	Avanço f [mm/rev]	Profundidade de usinagem a_p [mm]	Meio lubri-refrigerante
-	150	0,15	0,5	A seco
0	200	-	1,0	MQL
+	250	0,3	1,5	Jorro de fluido

Fonte: O autor (2016)

Os experimentos desta etapa foram realizados em ordem aleatória para impedir que fatores indesejáveis contaminem os efeitos da investigação; desta forma, a probabilidade de qualquer fator indesejável afetar a resposta será a mesma para todas as respostas (BARROS NETO; SCARMINIO; BRUNS, 2010). Um planejamento fatorial completo 3^2 foi executado considerando os nove primeiros testes, ou seja, variando-se a velocidade de corte e o meio lubri-refrigerante em três níveis e mantendo-se o avanço e profundidade de usinagem constantes. Para os demais testes, a velocidade de corte foi mantida constante no nível intermediário e o avanço e a profundidade de usinagem foram modificados, além do ambiente de corte. Análises posteriores foram então realizadas para cada nível de avanço, considerando outros dois fatoriais completos 3^2 , porém, variando-se desta vez, a profundidade de

usinagem e o meio lubri-refrigerante, resultando em dezoito testes. Contudo, dos dezoito testes, três combinações já haviam sido executadas no planejamento fatorial completo referente à variação da velocidade de corte e do meio lubri-refrigerante. Assim sendo, restaram somente quinze testes a serem executados.

Para realizar as combinações supracitadas, foram feitos 24 testes e 24 réplicas (Apêndice A). Para os primeiros 24 testes utilizou-se a aresta de corte 1 enquanto que para as 24 réplicas utilizou-se a aresta de corte 2. Como houve mudança da aresta de corte, este fator poderia influenciar a resposta. Todavia, não fez parte do objetivo deste estudo avaliar o efeito do desgaste da ferramenta sobre os resultados. Assim, foi empregada a técnica denominada blocagem que visa justamente minimizar o efeito do fator indesejável, já que ele não é de interesse para a avaliação das respostas (BARROS NETO; SCARMINIO; BRUNS, 2010).

Adicionalmente, três testes foram realizados utilizando-se os parâmetros $V_c = 200$ m/min, $f = 0,3$ mm/rev e $a_p = 1,0$ mm com o objetivo de se coletar o sinal amplificado da temperatura. Para isso, o termopar acoplado à ferramenta de corte foi conectado a um amplificador de sinal integrado a um osciloscópio Tektronix® modelo TDS1001C-EDU.

3.5 Coleta dos dados de temperatura

As arestas de corte utilizadas neste estudo possuíam furos com profundidade suficiente para a inserção de um termopar tipo K com fios de diâmetro 0,25 mm cada um. O suporte utilizado foi adaptado com um furo passante em sua ponta, produzido pelo processo de eletroerosão, e com um canal em sua parte posterior feito com uma microfresa. Isso foi necessário para que o fio não fosse esmagado pelo porta-ferramenta ao prendê-lo na torre do torno. Ao montar a ferramenta no suporte, uma extremidade do fio do termopar foi inserida no furo da aresta de corte enquanto a outra extremidade livre do fio foi introduzida pelo furo passante do suporte ao longo do canal feito em sua parte posterior. Essa extremidade foi então conectada a um termômetro portátil da Tektronix® modelo TEK DTM510 com faixa de operação de -50°C a 1300°C e resolução de 1°C . Desta forma, a temperatura pode ser medida no interior da ferramenta, bem próximo à aresta de corte. Os dados de temperatura mostrados no

Apêndice A referem-se à temperatura máxima atingida para cada teste num intervalo de 15 segundos.

3.6 Medição da rugosidade

Após cada conjunto de testes realizados, os valores do desvio médio quadrático (R_q) foram coletados com um rugosímetro Mitutoyo modelo SurfTest 301 empregando um comprimento de amostragem de 0,8 mm, indicado, de acordo com a norma ISO 4288 (1996, *apud* MACHADO *et al.*, 2011), para valores de desvio aritmético médio (R_a) entre 0,1 e 2,0 mm. A rugosidade foi medida em três pontos equidistantes da circunferência do corpo de prova para cada configuração e o valor médio foi calculado. O rugosímetro foi verificado com um padrão antes da medição.

3.7 Coleta dos cavacos

Ao final de cada teste, foram coletadas amostras dos cavacos gerados para aquela configuração. Posteriormente, foram tiradas fotografias dos cavacos para cada configuração utilizando uma câmera Canon modelo SX50 HS. As imagens dos cavacos foram editadas no *software* PhotoScape versão 3.7 para ajuste dimensional (ampliação), de brilho e contraste.

3.8 Aplicação do método estatístico e análise dos resultados (Etapa 1)

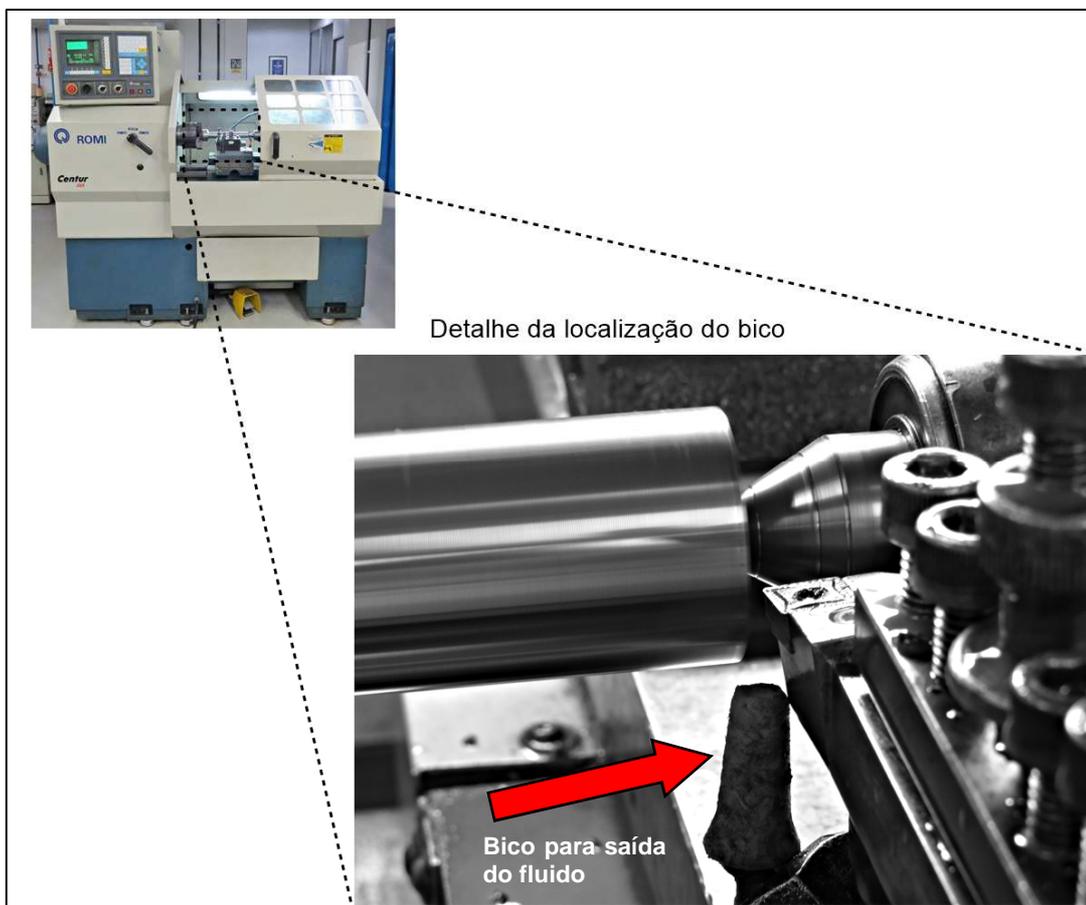
Todas as análises estatísticas para essa etapa foram feitas no *software* MINITAB versão 16.2. Para todas as combinações citadas no item 3.4, a análise dos resíduos foi executada, além da análise dos efeitos principais e das interações. Os gráficos tridimensionais mostrados foram gerados no *software* MATLAB versão R2008a.

3.9 Realização dos ensaios de torneamento (Etapa 2)

Os ensaios foram realizados no mesmo torno empregado na Etapa 1. A montagem do experimento pode ser vista na Figura 3.5. Novamente, o bico para a saída do fluido de corte foi direcionado para a superfície de folga (contato ferramenta-peça) como pode ser observado no detalhe da Figura 3.5.

Os valores dos parâmetros de entrada definidos para este experimento encontram-se na Tabela 3.3.

Figura 3.5 – Montagem do experimento (Etapa 2)



Fonte: O autor (2016)

Tabela 3.3 – Parâmetros utilizados no torneamento (Etapa 2)

Nível	Velocidade de corte V_c [m/min]	Avanço f [mm/rev]	Profundidade de usinagem a_p [mm]	Meio lubri-refrigerante
-	150	0,15	0,5	A seco
0	200	-	1,0	-
+	250	0,3	1,5	Jorro de fluido

Fonte: O autor (2016)

Os experimentos foram realizados em ordem sequencial. Isso foi necessário devido à necessidade de se manter constante a rotação para as três velocidades de corte aplicadas. Conforme sugerido por Childs *et al.*(2000), a equação 3.1 expressa o torque (T) e a equação 3.2 expressa a potência (P) que o motor principal deve gerar para suportar uma operação de torneamento.

$$T = \frac{F_c \cdot D}{2} \quad (3.1)$$

$$P = F_c \cdot V_c \quad (3.2)$$

Onde D será o diâmetro a ser usinado e V_c é a velocidade de corte. Ao colocar a F_c em evidência e igualar as duas equações, obtém-se a equação 3.3.

$$P = \frac{2 \cdot T \cdot V_c}{D} \quad (3.3)$$

A equação 3.3 mostra que qualquer aumento na V_c aumentará a potência, e, conseqüentemente, a corrente consumida. Logo, um aumento na V_c sem o devido ajuste no diâmetro da peça acarretaria em um aumento da potência não pela modificação dos parâmetros de entrada, mas sim pela característica do equipamento. Se a relação entre V_c e o diâmetro permanecer constante, a rotação do motor permanecerá constante e qualquer variação na potência e, por conseguinte, na corrente consumida, será atribuída ao efeito que a mudança dos parâmetros de entrada gerar.

Inicialmente, foram utilizadas a velocidade de corte no nível mais alto (250 m/min) e a profundidade de usinagem no nível mais baixo (0,5 mm). O diâmetro inicial da barra foi de 73 mm. Todos os testes considerando a profundidade de usinagem de 0,5 mm foram realizados em sequência nesta configuração, como pode ser observado no Apêndice B. Ao mudar a profundidade de usinagem para o nível intermediário e nível alto (1,0 mm e 1,5 mm, respectivamente), novos valores de rotação foram estabelecidos e novamente todos os testes na nova configuração foram realizados sequencialmente.

Ao se fazer o ajuste para a velocidade intermediária (200 m/min), o valor de rotação deveria permanecer o mesmo para o primeiro conjunto de testes, considerando a necessidade de se manter a relação, assim como a proporção do diâmetro e velocidade. A velocidade de corte no nível intermediário representa 80% da velocidade no nível mais alto; assim, o diâmetro da barra para este nível de corte deveria seguir a mesma proporção, sendo usinada até atingir 58,4 mm. A partir de então, o mesmo valor de rotação para o primeiro conjunto de testes foi estabelecido e os testes foram realizados sequencialmente, repetindo-se a mesma lógica para a velocidade de corte no nível mais baixo (150 m/min).

3.10 Coleta dos dados de corrente elétrica

A rotação inicial do eixo árvore foi definida automaticamente pelo equipamento após a seleção dos parâmetros utilizados. Com a redução do diâmetro do corpo de prova, novos valores de rotação do eixo tiveram que ser definidos de modo a se manter a proporção de acordo com o exposto no item 3.9.

Um multímetro PoliMed modelo Tru RMS PM-4650 foi conectado ao cabo de alimentação do motor principal como ilustrado na Figura 3.6, para a coleta dos sinais de corrente elétrica consumida antes e durante o teste, o que possibilitou a definição da corrente elétrica líquida consumida em cada teste.

Figura 3.6 – Montagem do multímetro para aquisição da corrente



Fonte: O autor (2016)

3.11 Obtenção da força de corte

A coleta dos dados da corrente elétrica consumida pela operação em cada teste possibilitou a obtenção da força de corte de forma indireta por meio da equação 3.4.

$$F_c = \frac{60.I.V.\sqrt{3}.\cos(\varphi).\eta}{V_c} \quad (3.4)$$

Onde:

F_c = Força de corte [N]

I = Corrente consumida [A]

V = Tensão de alimentação do torno [220 V]

$\cos \varphi$ = Fator de potência [0,95]

η = Eficiência de transmissão do torno [0,8]

V_c = Velocidade de corte [m/min]

3.12 *Aplicação do método estatístico e análise dos resultados (Etapa 2)*

Ao final da coleta, os dados foram organizados em tabelas utilizando o *software* LibreOfficeCalc v. 4.4.1.2 de forma que o cálculo dos efeitos sobre a F_c pudesse ser realizado. Para gerar o cálculo dos efeitos, empregou-se o planejamento fatorial 2^4 , considerando-se somente os níveis mais altos e mais baixos de cada parâmetro analisado, como mostra a Tabela 3.4.

Tabela 3.4 – Níveis dos parâmetros utilizados na Etapa 2

Fatores	(-)	(+)
1 Velocidade [m/min]	150	250
2 Avanço [mm/rev]	0,15	0,30
3 Profundidade [mm]	0,5	1,5
4 Ambiente	Seco	Jorro de fluido

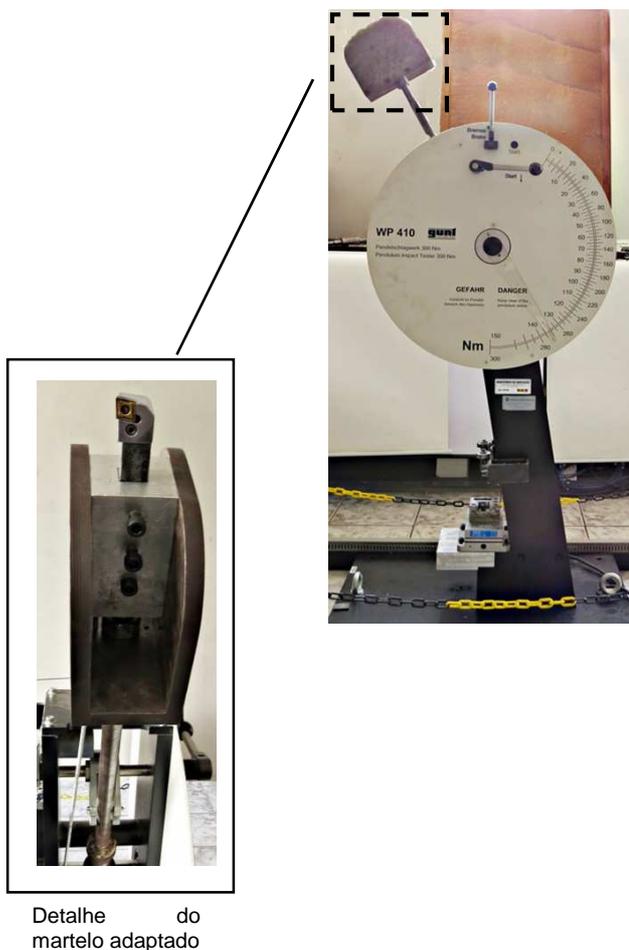
Fonte: O autor (2016)

Os gráficos bidimensionais foram gerados também no *software* LibreOfficeCalc versão 4.4.1.2 e os gráficos tridimensionais no *software* MATLAB versão R2008a.

3.13 *Realização dos ensaios de esclerometria pendular*

Uma máquina da Gunt Hamburg modelo WP410, fabricada para realização de testes de impacto *Charpy*, foi adaptada para a realização dos testes de esclerometria pendular. Para isso, o martelo da máquina foi substituído por outro com o intuito de se encaixar um porta-ferramenta utilizado para operações de torneamento. A Figura 3.7 mostra a montagem do teste. No detalhe da figura é possível ver a adaptação do porta-ferramenta no martelo.

Figura 3.7 – Montagem do teste de esclerometria pendular



Fonte: O autor (2016)

Três corpos de prova foram usinados para a realização do ensaio. A massa de cada corpo de prova foi coletada antes e após o teste em uma balança de precisão Mettler Toledo modelo AB204 com faixa de peso entre 10 g e 210 g e resolução de 0,1 mg. Os testes foram realizados em três condições: a seco, com jorro de fluido e com MQL. Para cada configuração, uma aresta diferente do corpo de prova foi usada. A cada teste, o valor de energia foi coletado. A tabela completa dos ensaios de esclerometria é apresentada no Apêndice C. Adicionalmente, fotografias do corpo de prova na entrada da ferramenta, no centro e na saída da ferramenta foram geradas pelo *software* Image Pro-Express versão 5.1.0.12 da Media Cybernetic integrado à câmera modelo PL-A662 embutida no microscópio modelo Olympus SZ61.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Os resultados de todos os ensaios realizados neste trabalho serão apresentados neste item, na seguinte ordem: temperatura de corte, rugosidade da superfície torneada, análise dos cavacos, força de corte e energia específica. Nos tratamentos estatísticos, para todos os efeitos, considerou-se $\alpha = 0,05$, isto é, um nível de confiança de 95%.

4.1 *Temperatura de corte*

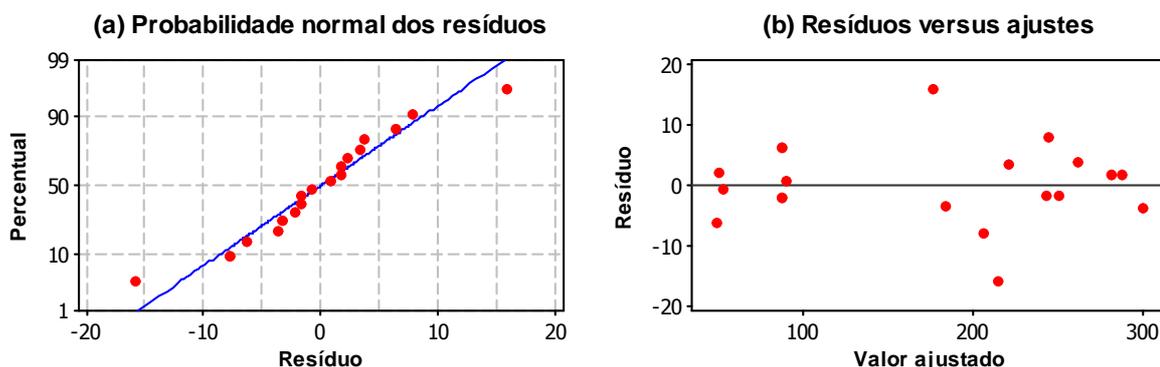
Para analisar os efeitos referentes à temperatura de corte, inicialmente, o f e a a_p foram mantidos constantes, variando-se então a V_c e o meio lubri-refrigerante, o que resultou num planejamento de experimentos para um fatorial completo 3^2 . O resultado dessa análise pode ser visto na íntegra no Apêndice C. A Tabela 4.1 mostra apenas o p-valor para os efeitos principais e os efeitos combinados.

Tabela 4.1 – ANOVA para a temperatura (V_c e meio lubri-refrigerante)

Fonte	p
V_c [m/min]	0,073
Meio lubri-refrigerante	0,000
V_c [m/min]*Meio lubri-refrigerante	0,269

Fonte: O autor (2016)

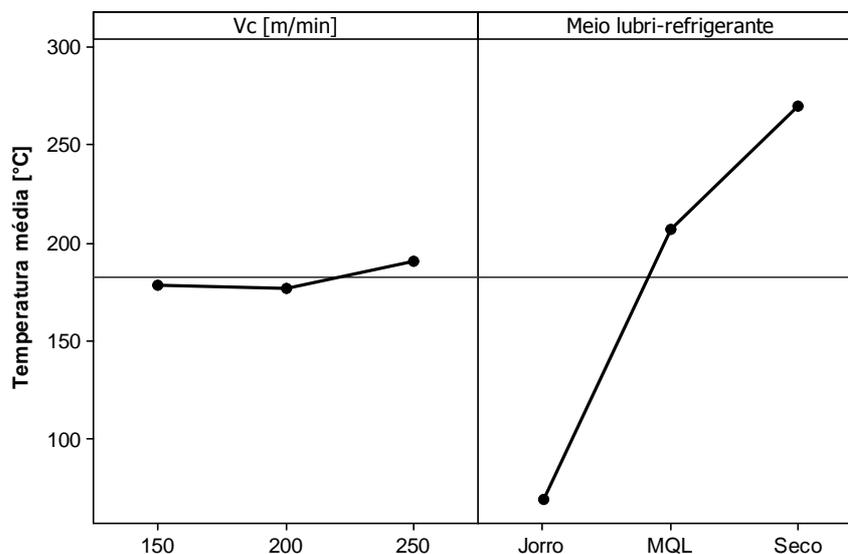
O efeito principal ambiente apresenta um p-valor menor que 0,05; neste caso, é possível constatar que existe uma correlação estatisticamente significativa entre a mudança no meio lubri-refrigerante e a variação da temperatura de corte. Para confirmar esta assertiva, Barros Neto, Scarminio e Bruns (2010) atestam que a análise dos resíduos é fundamental para avaliar o grau de ajuste do modelo às observações. Logo, a Figura 4.1 apresenta dois gráficos de resíduos escolhidos para representar o modelo de regressão gerado.

Figura 4.1 – Análise residual da V_c e meio lubri-refrigerante para temperatura

Fonte: O autor (2016)

Na Figura 4.1 (a) é possível observar que os valores dos resíduos variam em torno da linha reta de distribuição normal, pressupondo que eles também são distribuídos normalmente. Já a Figura 4.1 (b) mostra um espaço em branco após a temperatura de 100°C até o ponto 180°C, o qual indica a ausência de dados amostrais nessa região. Todavia, a variação dos resíduos ao redor da linha de referência não segue nenhuma tendência específica, atestando que a variância é constante. Com isso, pode-se afirmar que os erros decorrentes do modelo são aleatórios e que a regressão gerada pela ANOVA pode ser confirmada.

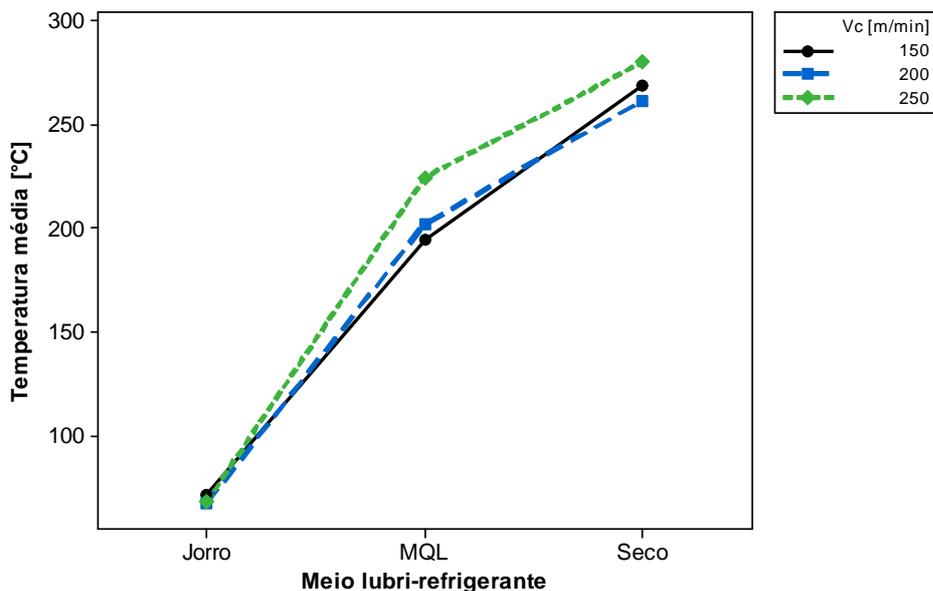
Para confirmar a suposição de que somente a mudança do meio lubri-refrigerante foi responsável por alterar significativamente o comportamento da temperatura, o gráfico de efeito principal é mostrado na Figura 4.2. Este gráfico analisa a média dos valores para cada fator e a correlaciona com os níveis de entrada.

Figura 4.2 – Gráficos de efeito principal para temperatura (V_c e meio lubri-refrigerante)

Fonte: O autor (2016)

Nota-se que a variação de V_c dos parâmetros gera uma linha quase paralela à linha média geral. Isso implica que cada nível da V_c afeta a temperatura da mesma forma, não existindo influência significativa. Este comportamento pode ser justificado pelo fato de que a V_c é menos sensível à técnica do termopar já que, ao se aumentar a V_c , a espessura do cavaco diminui e a fonte de calor se afasta do termopar. Já para o meio lubri-refrigerante, pode-se confirmar a suposição feita na ANOVA, sendo que a taxa de crescimento da temperatura no ambiente a seco é maior do que com MQL, que por sua vez também é maior do que com a utilização do jorro de fluido.

A Figura 4.3 mostra o efeito de interação entre os dois fatores e a resposta na temperatura de corte. Neste gráfico, constata-se que as menores temperaturas de corte são obtidas com a utilização do jorro de fluido, independentemente da V_c empregada. O segundo melhor desempenho foi o do MQL e o pior desempenho foi do corte a seco. O jorro de fluido utilizado continha uma concentração de óleo baixa (5%), devendo então o efeito refrigerante ser mais atuante. Direcionado para a superfície de folga, ele proporcionou uma retirada de calor mais eficaz e o mínimo de óleo na mistura também atuou para a redução do coeficiente de atrito, e, por conseguinte, da temperatura (SHAW, 1951 *apud* MACHADO *et al.*, 2011).

Figura 4.3 – Gráfico de interação para a temperatura (V_c e meio lubri-refrigerante)

Fonte: O autor (2016)

Resultados diferentes foram encontrados por Varadarajan, Philip e Ramamoorthy (2002) no torneamento do mesmo material, onde o MQL obteve melhor desempenho que o jorro de fluido. Contudo, os autores utilizaram um fluido diferente para o MQL além de uma pressão mais alta (20 MPa) e um pulso também alto para o sistema (600 pulsos/min), o que pode ajudar a explicar a diferença de desempenho entre os dois trabalhos. Temperaturas mais altas observadas no torneamento a seco são justificadas pela dificuldade em se retirar calor quando nenhum método de resfriamento é utilizado. Já o MQL foi capaz de atuar de forma intermediária. Neste aspecto, pode-se concluir que as gotículas foram capazes de atingir a interface ferramenta-peça e gerar o efeito lubrificante, reduzindo o atrito; todavia, não foi poderoso o suficiente para favorecer a transferência de calor tanto quanto o jorro de fluido.

Uma segunda análise dos efeitos foi realizada, comparando-se desta vez a influência dos parâmetros a_p e meio lubri-refrigerante sobre a temperatura. Nesta avaliação, V_c foi mantida constante (200 m/min), contudo, dois níveis de avanço foram testados (0,15 e 0,30 mm/rev) e assim cada análise de f será mostrada separadamente. A Tabela 4.2 mostra o resultado desta análise para $f = 0,15$ mm/rev.

Tabela 4.2 – ANOVA para a temperatura (a_p e meio lubri-refrigerante para $V_c = 200$ m/min e $f = 0,15$ mm/rev)

Fonte	p
a_p [mm]	0,002
Meio lubri-refrigerante	0,000
a_p [mm]* Meio lubri-refrigerante	0,365

Fonte: O autor (2016)

Pelos valores apresentados, pode-se atestar que os efeitos principais a_p e meio lubri-refrigerante são estatisticamente significativos pois o p-valor é menor do que 0,05. Na sequência, a Tabela 4.3 apresenta os resultados da ANOVA, considerando agora $f = 0,30$ mm/rev.

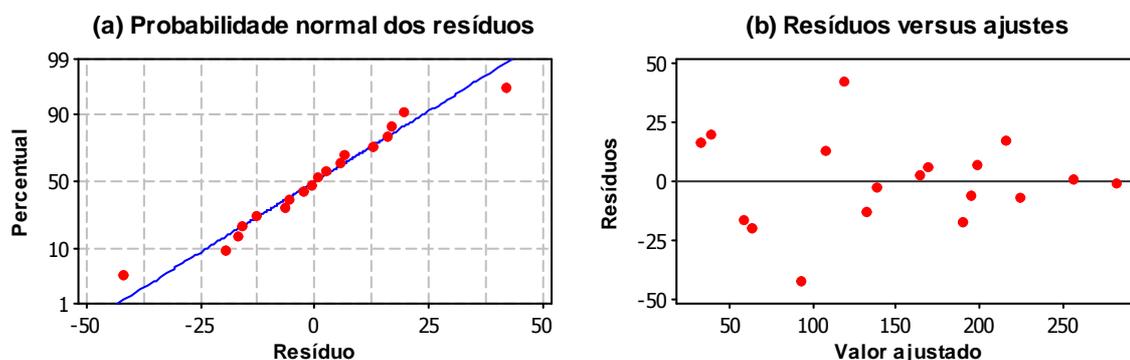
Tabela 4.3 – ANOVA para a temperatura (a_p e meio lubri-refrigerante para $V_c = 200$ m/min e $f = 0,30$ mm/rev)

Fonte	p
a_p [mm]	0,000
Meio lubri-refrigerante	0,000
a_p [mm]* Meio lubri-refrigerante	0,003

Fonte: O autor (2016)

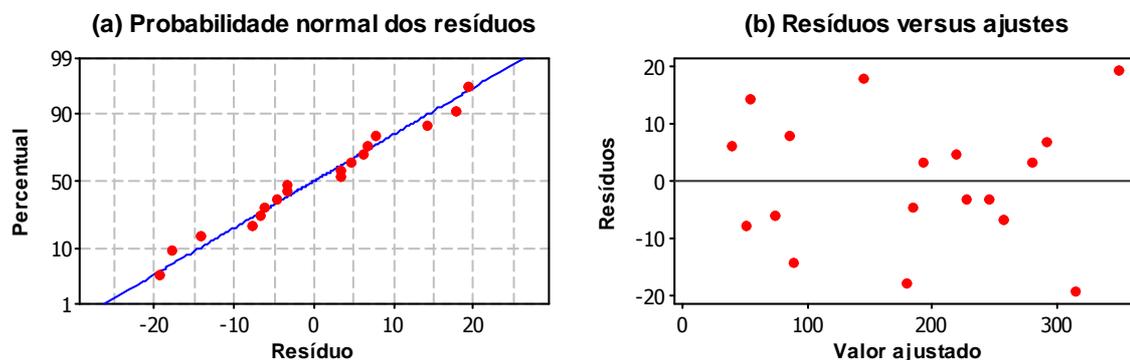
Ao aumentar o f para 0,30 mm/rev, constata-se que tanto os efeitos principais quanto a interação entre eles apresentam-se significativos estatisticamente no que se refere ao fator temperatura. Para confirmar essas constatações, os gráficos de resíduos do modelo são apresentados abaixo.

Figura 4.4 – Análise residual da a_p e meio lubri-refrigerante para a temperatura ($f = 0,15$ mm/rev)



Fonte: O autor (2016)

Figura 4.5 – Análise residual da a_p e meio lubri-refrigerante para a temperatura ($f = 0,30$ mm/rev)



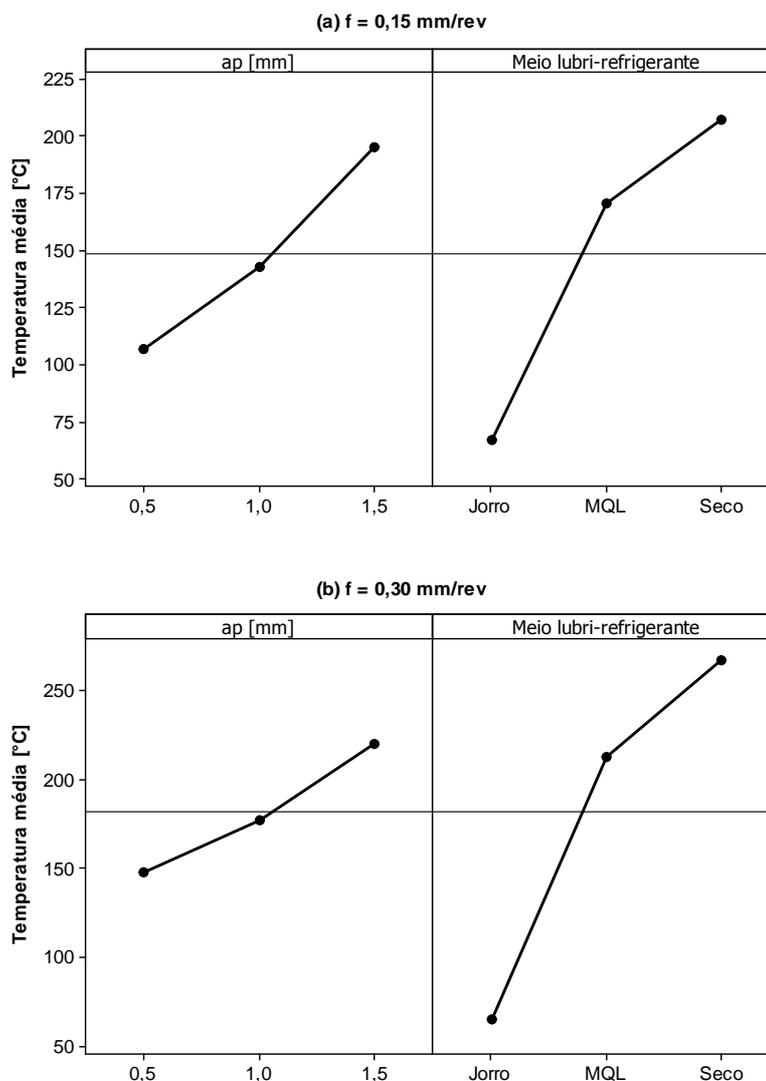
Fonte: O autor (2016)

Os resíduos variam em torno da reta de distribuição normal tanto na Figura 4.4 (a) quanto na Figura 4.5 (a). Já em relação ao gráfico de ajustes, a oscilação dos resíduos não obedece a nenhuma tendência específica ao redor da linha de referência, podendo-se afirmar que os erros do modelo são aleatórios na Figura 4.5 (b). Na Figura 4.4 (b) observa-se um fenômeno denominado heteroscedasticidade, isto é, os resíduos aumentam à medida que a temperatura decresce (STATWING DOCUMENTATION, [s.d.]). Isso não necessariamente implica que o modelo seja ruim, mas sim que ele pode ser melhorado. Para isso, existem várias possibilidades. Uma delas envolve a transformação da variável resposta; contudo, quando o tamanho da amostra é menor do que 250 é possível que o p-valor se mostre maior ou menor do que deveria ser, alterando assim a análise de significância (STATWING DOCUMENTATION, [s.d.]). Além disso, pode-se notar a presença de duas observações anormais, também chamadas de *outliers* (ver Apêndice C) na Figura 4.4 (b). Todavia, o modelo gerado é capaz de explicar 87,47% das observações para a temperatura de corte (ver Apêndice C), deste modo, foi considerado satisfatório para descrever os resultados encontrados.

Para verificar a influência dos efeitos principais, os respectivos gráficos foram gerados para $f = 0,15$ mm/rev e $f = 0,30$ mm/rev. Confirmando a previsão dos dois modelos, ambos os efeitos principais (a_p e meio lubri-refrigerante) atuam de forma significativa sobre a temperatura, como pode ser observado na Figura 4.6 (a) e na Figura 4.6 (b). Verifica-se também que a taxa de crescimento da temperatura é mais significativa à medida que se aumenta a_p . Para o meio lubri-refrigerante ocorre o mesmo fenômeno,

sendo a taxa de crescimento mais influente no corte a seco, em seguida com MQL e por último com jorro de fluido.

Figura 4.6 – Gráficos de efeito principal para temperatura (a_p e meio lubri-refrigerante)

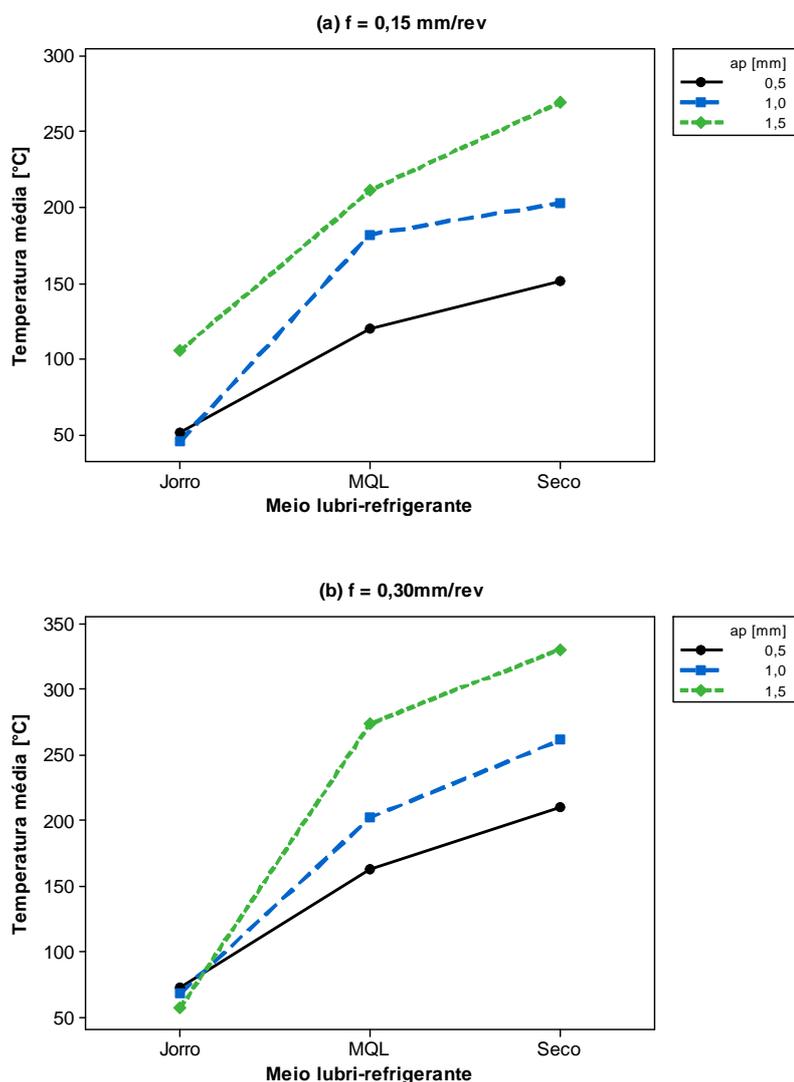


Fonte: O autor (2016)

O gráfico de interação entre os fatores é mostrado na Figura 4.7. Para a Figura 4.7 (a), a interação entre os dois fatores não foi considerada significativa para a variação de temperatura encontrada. Neste caso, os fatores principais isolados causaram um efeito relevante na variação da temperatura, mas não a sua interação. A intensificação da a_p provoca um aumento na largura de contato entre ferramenta e peça e, por conseguinte, ocorre um aumento da área onde o calor é gerado pelo trabalho das forças de deformação e de atrito. Assim, o aumento da a_p tenderá a gerar maiores temperaturas no processo pois o calor aumenta com a elevação da taxa de remoção

do material (MACHADO *et al.*, 2011). Resultados semelhantes em relação ao aumento da a_p também foram observados no trabalho de Galanis, Manolakos e Vaxevanidis (2008). Para a Figura 4.7 (b), um comportamento semelhante pode ser visto, porém as temperaturas percebidas são maiores que na Figura 4.7 (a) quando f era menor. Ao elevar f , aumenta-se a espessura do cavaco, logo, mais calor será gerado, ocasionando a elevação da temperatura.

Figura 4.7 – Gráfico de interação para a temperatura (a_p e meio lubri-refrigerante)

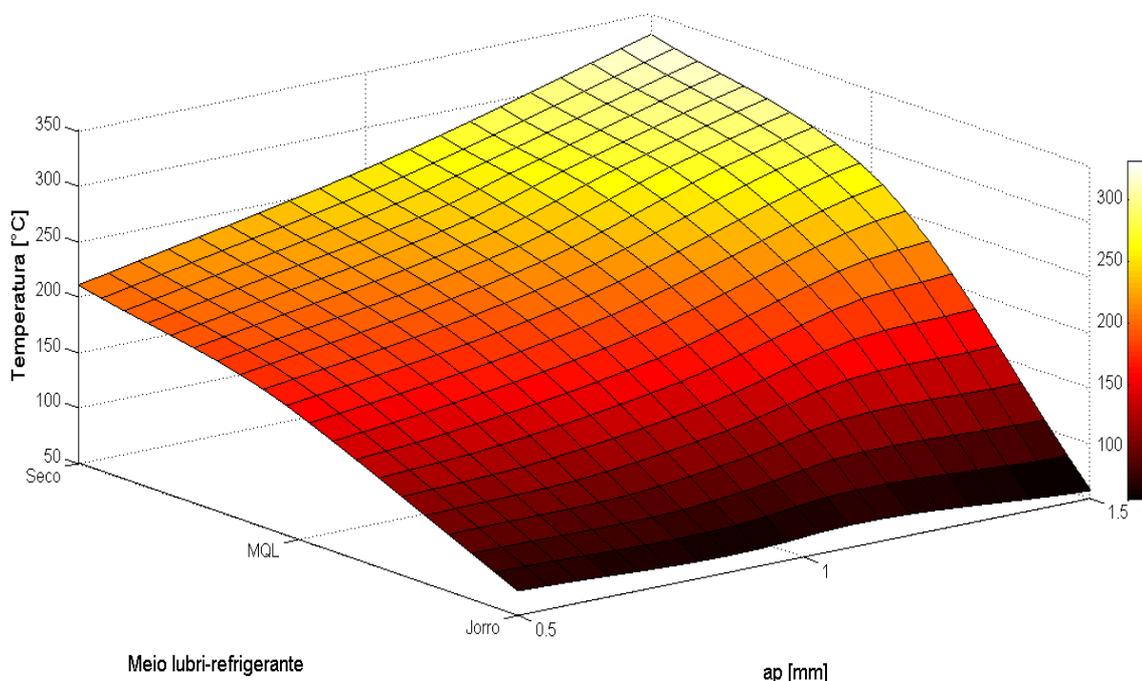


Fonte: O autor (2016)

Para a análise estatística de a_p e do meio lubri-refrigerante considerando $f = 0,30$ mm/rev, constatou-se que a interação entre os dois fatores é significativa no que concerne à variação da temperatura. Desta forma, o gráfico tridimensional foi gerado

para representar essa interação e sua influência na temperatura, conforme mostra a Figura 4.8.

Figura 4.8 – Influência de a_p e meio lubri-refrigerante sobre a temperatura ($f = 0,30$ mm/rev)

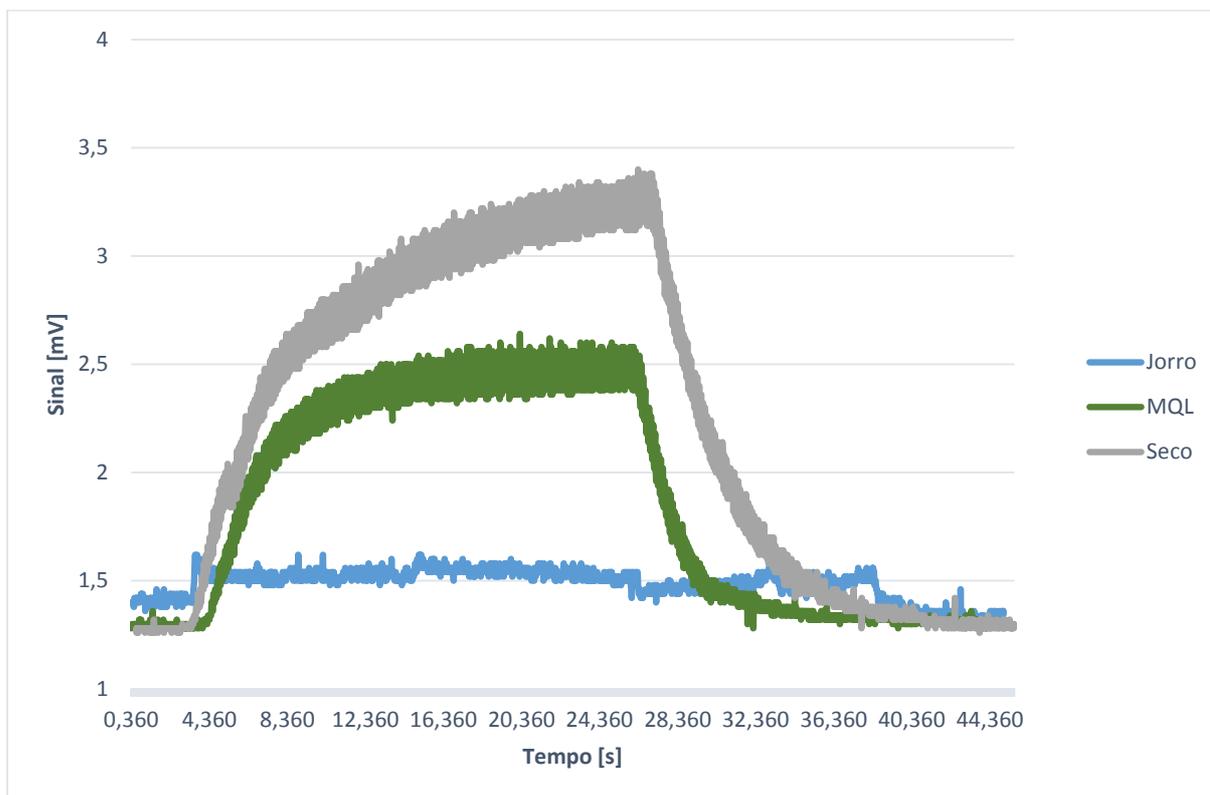


Fonte: O autor (2016)

O aumento da a_p aliado a uma condição ambiental de corte mais severa (a seco) propicia as temperaturas mais altas na operação. À medida que se diminui o nível de a_p e se utiliza um método de resfriamento (MQL e jorro) a tendência é que a temperatura diminua, sendo que o uso de jorro de fluido proporciona as menores temperaturas no torneamento. Ao empregar jorro de fluido, nota-se que não há variação significativa da temperatura mesmo quando se modifica o a_p , ao contrário do que ocorre para MQL e para o corte a seco, nos quais a elevação de a_p afeta a temperatura de corte. Com o emprego de jorro de fluido, independentemente do a_p utilizado, a temperatura de corte fica abaixo de 100°C ; já a utilização da condição a seco, principalmente se combinada com um alto valor de a_p , fará com que a temperatura de corte ultrapasse os 300°C . Temperaturas altas no processo de torneamento não são desejáveis visto que intervêm diretamente na vida útil da ferramenta de corte, prejudicando o acabamento superficial da peça.

Uma última análise sobre a temperatura considera a frequência do sinal coletado ao longo do tempo para $V_c = 200$ m/min, $f = 0,3$ mm/rev e $a_p = 1,0$ mm, como mostra a Figura 4.9.

Figura 4.9 – Variação do sinal de temperatura ao longo do tempo



Fonte: O autor (2016)

Observa-se uma taxa de crescimento maior do sinal e, conseqüentemente da temperatura, no torneamento a seco. A curva cinza, que representa o corte a seco, cresce de forma acentuada e não se observa uma estabilização da temperatura ao longo do tempo. O pico pode ser observado no tempo 26,34 s em que a taxa de crescimento é de 8 mV/s. Comparando-se o sinal máximo encontrado (3,4 mV) com os testes feitos, este valor seria equivalente a uma temperatura de 282°C. Na utilização do método MQL (curva verde), ocorre um aclave da curva de temperatura no início, contudo observa-se que a temperatura tende a se estabilizar após 18 s. Decorrido o tempo 20,28 s, verifica-se o sinal máximo de 2,64 (equivalente a 224°C). Neste ponto, a inclinação da reta tangente é nula. Deste modo, pode-se confirmar a tendência de estabilização da temperatura utilizando MQL após os 18 s. A curva azul, que representa o torneamento com jorro de fluido, tem pouca inclinação. O sinal

máximo equivale a 1,62 mV (93°C nos testes realizados) no tempo 15,22 s, quando a taxa de variação é negativa (-2 mV/s), indicando a queda da temperatura após pouco tempo de usinagem. Nessa condição, além de se obter temperaturas mais baixas, não se observa qualquer tendência de aumento mesmo com o passar do tempo.

4.2 Rugosidade da superfície torneada

A análise estatística dos efeitos foi feita também para o parâmetro R_q , usando o mesmo método da temperatura de corte e o resultado é apresentado resumidamente na Tabela 4.4. A análise integral realizada do Minitab® está retratada no Apêndice C.

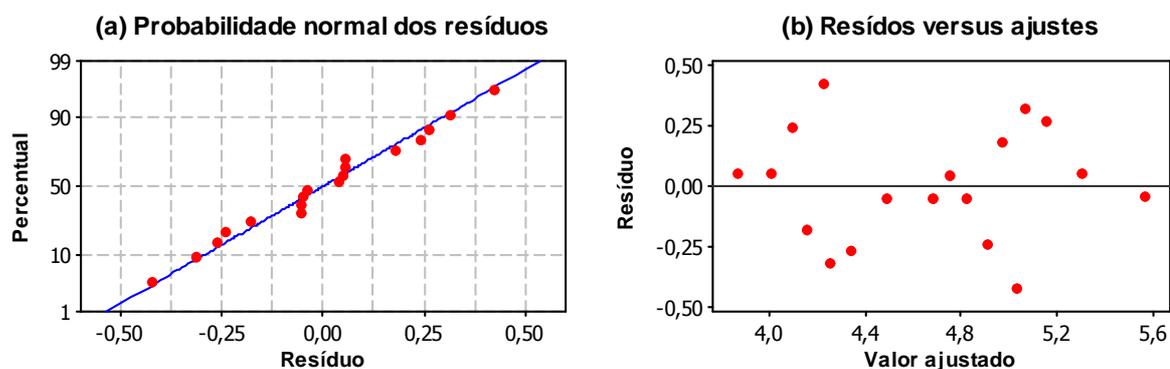
Tabela 4.4 – ANOVA para R_q (V_c e meio lubri-refrigerante)

Fonte	p
V_c [m/min]	0,908
Meio lubri-refrigerante	0,987
V_c [m/min]*Meio lubri-refrigerante	0,133

Fonte: O autor (2016)

Neste caso, constata-se que nenhum dos valores apresentados na coluna p (p-valor) é menor do que 0,05. Assim, infere-se que nem a mudança na V_c , nem no meio lubri-refrigerante e nem a interação entre os dois é suficiente para influenciar significativamente a rugosidade da superfície torneada. Os gráficos de resíduos são apresentados na Figura 4.10 para verificar a validade do modelo.

Figura 4.10 – Análise residual da V_c e meio lubri-refrigerante para R_q



Fonte: O autor (2016)

Figura 4.10 (a) fica evidente que os valores dos resíduos se encontram distribuídos ao longo da reta normal; já na Figura 4.10 (b), não existe um padrão específico para a variação dos dados ao longo da linha de referência; logo, pode-se inferir que os erros do modelo são aleatórios e o modelo é válido. Sendo assim, os limites estabelecidos para a V_c e a variação do meio lubri-refrigerante não foram suficientes para gerar uma mudança significativa nos valores de R_q .

Continuando a análise para o R_q , a próxima sequência de tabelas mostra a influência dos parâmetros a_p e meio lubri-refrigerante sobre a R_q . Para isso, V_c foi mantida em 200 m/min e dois níveis de avanço foram avaliados (0,15 e 0,30 mm/rev). O resultado para $f = 0,15$ mm/rev é exibido na Tabela 4.5.

Tabela 4.5 – ANOVA para R_q (a_p e meio lubri-refrigerante para $V_c = 200$ m/min e $f = 0,15$ mm/rev)

Fonte	p
a_p [mm]	0,699
Meio lubri-refrigerante	0,543
a_p [mm]*Meio lubri-refrigerante	0,202

Fonte: O autor (2016)

Examinando a Tabela 4.5, comprova-se que não há p-valor menor do que 0,05. Portanto, não é possível afirmar que a a_p e o meio lubri-refrigerante influenciaram a mudança de R_q significativamente, e nem mesmo a interação entre essas duas variáveis. A Tabela 4.6 mostra a ANOVA para $f = 0,30$ mm/rev.

Tabela 4.6 – ANOVA para R_q (a_p e meio lubri-refrigerante para $V_c = 200$ m/min e $f = 0,30$ mm/rev)

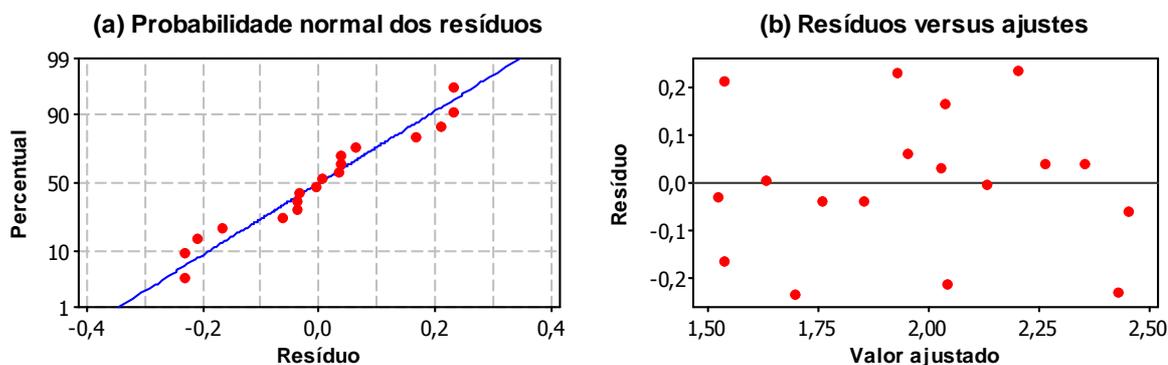
Fonte	p
a_p [mm]	0,492
Meio lubri-refrigerante	0,492
a_p [mm]*Meio lubri-refrigerante	0,727

Fonte: O autor (2016)

Assim como para $f = 0,15$ mm/rev, o p-valor das fontes de entrada a_p e meio lubri-refrigerante para $f = 0,30$ mm/rev foram superiores a 0,05, o que atesta que o parâmetro de saída R_q não é influenciado significativamente pelas alterações de níveis sofridas nas entradas. Novamente, pode-se inferir que os limites dos níveis das fontes

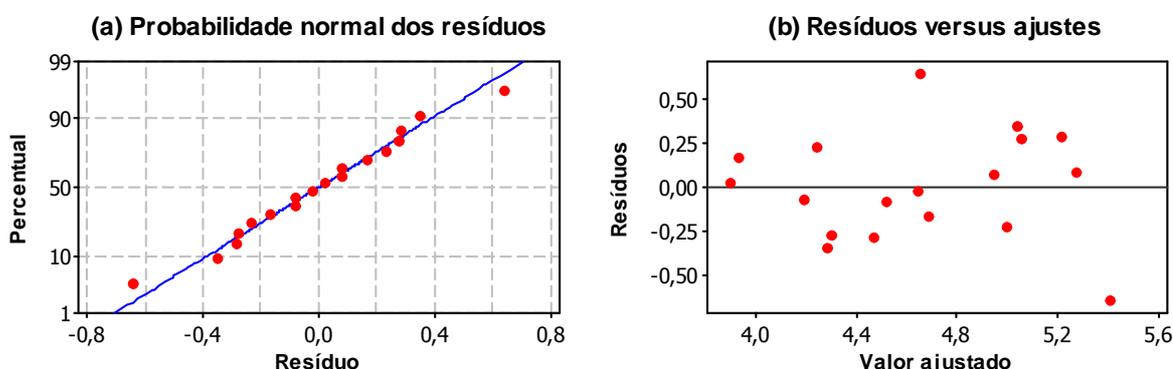
de entrada trabalhados neste estudo não foram suficientes para interferir de forma relevante nas variações percebidas na rugosidade. Os gráficos de resíduos para este modelo são apresentados a seguir.

Figura 4.11 – Análise residual da a_p e meio lubri-refrigerante para R_q ($f = 0,15$ mm/rev)



Fonte: O autor (2016)

Figura 4.12 – Análise residual da a_p e meio lubri-refrigerante para R_q ($f = 0,30$ mm/rev)



Fonte: O autor (2016)

A variação dos resíduos em torno da reta de distribuição normal é verificada tanto na Figura 4.11 (a) quanto na Figura 4.12 (a). Os gráficos de ajuste na Figura 4.11 (b) e na Figura 4.12 (b) comprovam que a distribuição dos dados é aleatória, por conseguinte, os erros do modelo também são aleatórios e por isso sua validade pode ser atestada.

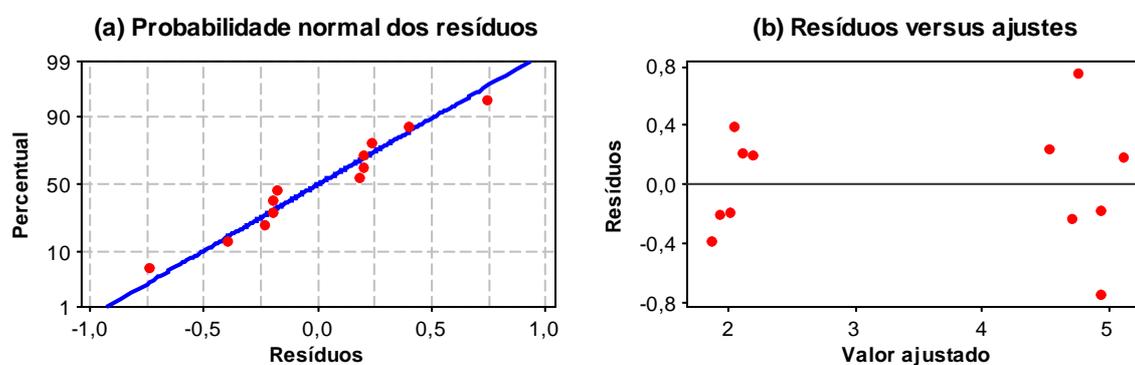
Uma última avaliação levou em conta a influência dos fatores f e meio lubri-refrigerante sobre R_q . A Tabela 4.7 apresenta a ANOVA para $V_c = 200$ m/min e $a_p = 1,5$ mm.

Tabela 4.7 – ANOVA para R_q (f e meio lubri-refrigerante para $V_c = 200$ m/min e $a_p = 1,5$ mm)

Fonte	p
f [mm/rev]	0,000
Meio lubri-refrigerante	0,925
f [mm/rev]*Meio lubri-refrigerante	0,830

Fonte: O autor (2016)

Pela análise da Tabela 4.7, constata-se que f apresenta p-valor menor que 0,05, afetando significativamente R_q . Os gráficos de resíduos são mostrados na Figura 4.13.

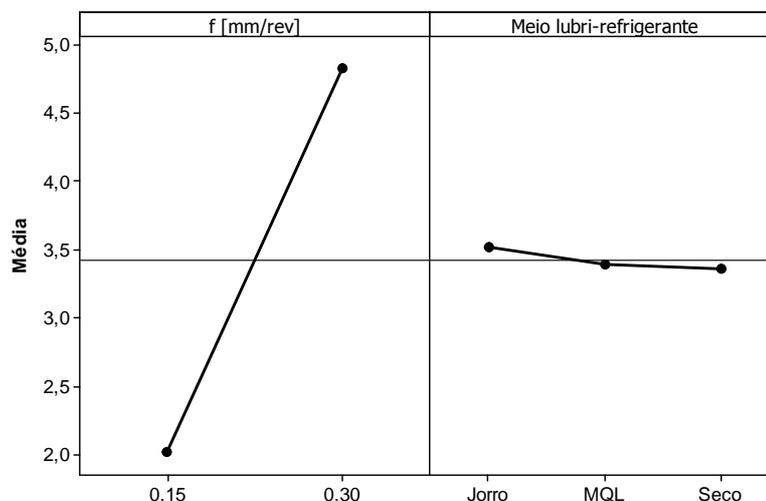
Figura 4.13 – Análise residual do f e meio lubri-refrigerante para R_q ($a_p = 1,5$ mm)

Fonte: O autor (2016)

Na Figura 4.13 (a), verifica-se a distribuição dos resíduos ao longo da reta normal. Na Figura 4.13 (b) existe um intervalo em branco após a rugosidade de $2,5 \mu\text{m}$ até $4,5 \mu\text{m}$, o que indica a ausência de dados amostrais nessa região. Todavia, a variação dos resíduos ao redor da linha de referência não segue nenhuma tendência específica e o nível de explicação do modelo para a variação da rugosidade foi de 84,94%, por isto o modelo foi considerado satisfatório.

A Figura 4.14 mostra os efeitos principais, correlacionando as médias com os níveis de entrada de cada fator.

Figura 4.14 – Gráfico de efeito principal para R_q (f e meio lubri-refrigerante, $a_p = 1,5$ mm)



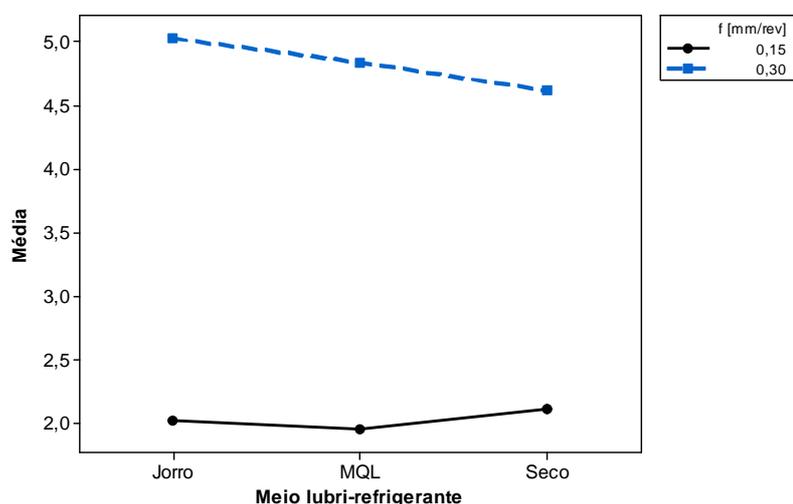
Fonte: O autor (2016)

Em relação ao parâmetro f , nota-se que a mudança de nível afeta consideravelmente a média de R_q , sendo a taxa de crescimento semelhante tanto para $f = 0,15$ mm/rev quanto para $f = 0,30$ mm/rev. Já que a rugosidade resulta, em condições normais, das marcas de avanço deixadas na peça pela ferramenta e do seu raio de ponta, o aumento de f resultará em marcas cada vez mais espaçadas entre si, acarretando em valores de rugosidade mais altos (MACHADO *et al.*, 2011). Quanto ao meio lubri-refrigerante, a curva gerada é bem menos inclinada, quase paralela à linha média geral, indicando que o efeito principal não foi suficiente para gerar mudanças significativas no R_q , confirmando, assim, a ANOVA realizada anteriormente. O emprego de fluido de corte pode auxiliar na redução das forças de usinagem, o que inevitavelmente propiciará um acabamento melhor. Contudo, na ausência de fluido, a temperatura foi maior, causando redução da resistência ao cisalhamento e, também, redução das forças de usinagem, melhorando o acabamento. Neste aspecto, o corte a seco pode ter propiciado o melhor acabamento enquanto a ação refrigerante do jorro de fluido superou o efeito de redução das forças de corte propiciado pelo fluido de corte, provocando um efeito inverso, aumentando a resistência ao cisalhamento e, logo, apresentando os maiores valores de R_q .

O gráfico da Figura 4.15 mostra o efeito da interação entre f e meio lubri-refrigerante e a resposta no R_q e confirma que o meio lubri-refrigerante exerce influência mínima, sendo os melhores resultados de R_q obtidos quando se utiliza o $f = 0,15$ mm/rev.

Empregando-se $f = 0,15$ mm/rev, a diferença em R_q entre o ambiente seco e o jorro de fluido é de $0,41$ μm . Se $f = 0,30$ mm/rev, a diferença máxima cai para $0,15$ μm (entre jorro e MQL). A diminuição do R_q quando se abaixa f , para o jorro de fluido, por exemplo, é de $3,01$ μm . As diferenças em R_q geradas pela mudança do meio lubri-refrigerante, em comparação com os valores encontrados na mudança de f , são desprezíveis. Contudo, para $f = 0,30$ mm/rev, o jorro de fluido proporcionou o maior valor de R_q . Este comportamento pode ser justificado, possivelmente, pela atuação do fluido como refrigerante, aumentando a resistência ao cisalhamento e, logo, a força de usinagem, implicando numa rugosidade maior (MACHADO *et al.*, 2011).

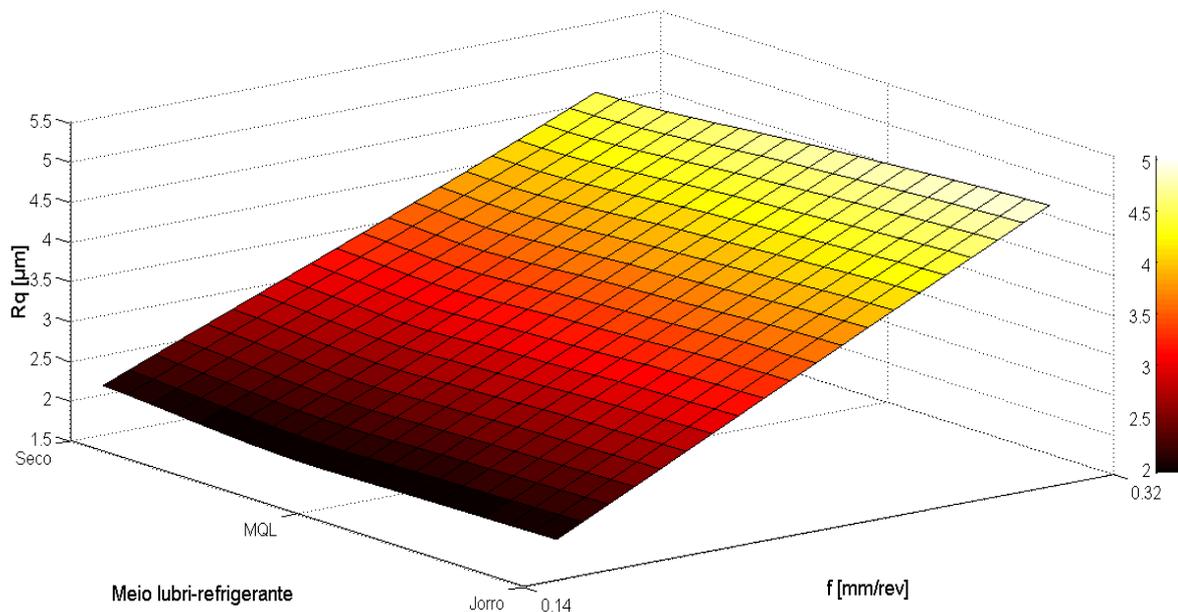
Figura 4.15 – Gráfico de interação para o R_q (f e meio lubri-refrigerante para $V_c = 200$ m/min e $a_p = 1,5$ mm)



Fonte: O autor (2016)

Por fim, é apresentado na Figura 4.16 o gráfico tridimensional envolvendo a correlação entre as variáveis de entrada f , meio lubri-refrigerante e o parâmetro de avaliação R_q . Observa-se que a mudança do meio lubri-refrigerante influencia de forma desprezível o valor de R_q nas duas faixas de avanço testadas. O parâmetro mais influente é o f que causa as maiores variações nos valores de R_q .

Figura 4.16 – Influência de f e meio lubri-refrigerante sobre o R_q ($V_c = 200$ m/min e $a_p = 1,5$ mm)



Fonte: O autor (2016)

4.3 Análise dos cavacos

O Quadro 4.1 apresenta os cavacos gerados para as diferentes velocidades de corte e meios lubri-refrigerantes testados.

Quadro 4.1 – Imagem dos cavacos coletados ($f = 0,30$ mm/rev e $a_p = 1,0$ mm)

	Seco	MQL	Jorro
$V_c = 250$ m/min			
$V_c = 200$ m/min			
$V_c = 150$ m/min			

Fonte: O autor (2016)

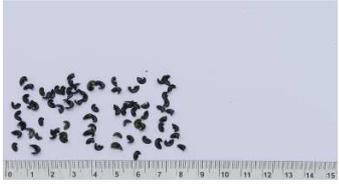
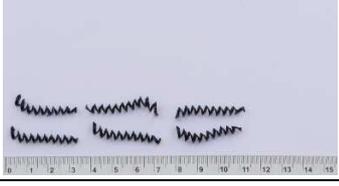
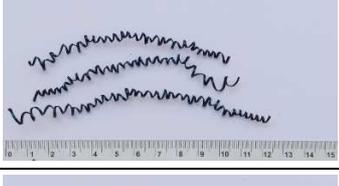
Ao analisar as imagens do Quadro 4.1 constata-se que a mudança na V_c , dentro dos limites estabelecidos neste estudo, não é suficiente para causar uma mudança aparente na forma do cavaco. Uma mudança na V_c causará mudança no raio de curvatura do cavaco, influenciando mais diretamente a sua espessura. A mudança do ambiente de corte também não proporciona mudança na forma dos cavacos, que, para qualquer condição, apresenta-se na forma helicoidal curta.

O Quadro 4.2 mostra os cavacos gerados para os demais testes realizados, considerando agora V_c constante em 200 m/min. Na avaliação do Quadro 4.2 é possível constatar que a mudança do meio lubri-refrigerante, dentro do nível de a_p estabelecido, não é capaz de atuar na mudança da forma do cavaco.

O parâmetro mais influente na forma dos cavacos é f seguido de a_p (MACHADO et al., 2011). Avanços pequenos associados com baixas profundidades de usinagem tendem a gerar cavacos em fita emaranhados. Ao se aumentar o avanço, a forma do cavaco tende a se modificar, iniciando no tipo em fita emaranhado, passando pela forma helicoidal, até chegar no cavaco em arco e fragmentado. O aumento da profundidade de usinagem não afeta as formas supracitadas, porém faz com que maiores larguras de cavaco sejam obtidas (SMITH, 1989 *apud* MACHADO et al., 2011). Para $f = 0,15$ mm/rev, obtém-se cavacos em fita emaranhados para todas as condições testadas. Ao modificar $f = 0,15$ mm/rev para $f = 0,30$ mm/rev, ocorre mudança na forma do cavaco. Considerando $a_p = 0,5$ mm, a mudança no nível de f modifica o tipo do cavaco de fita emaranhado para helicoidal longo. Já para $a_p = 1,0$ mm, os cavacos em fita emaranhados transformam-se em helicoidais curtos. Por fim, para $a_p = 1,5$ mm, a mudança de f faz com que cavacos em fita emaranhados tornem-se cavacos em arco soltos. A mudança de f , dentro de qualquer nível de a_p testada, proporcionou uma transformação na forma do cavaco.

Os fabricantes de ferramentas de corte normalmente apresentam um gráfico que correlaciona as variáveis a_p e f , denominado gráfico de controle de cavaco, no qual uma área é desenhada para indicar o campo de controle do cavaco de acordo com as condições de corte e com o material da peça. Ao utilizar parâmetros que estejam fora daqueles recomendados pelo fabricante, invariavelmente, haverá prejuízos em vários aspectos, inclusive na forma do cavaco. O Quadro 4.2 apenas corrobora as sugestões do fabricante ao evidenciar os tipos de cavaco gerados pelas combinações dos parâmetros.

Quadro 4.2 – Imagem dos cavacos coletados ($V_c = 200$ m/min)

$a_p = 1,5$ mm			Seco
			MQL
			Jorro
$a_p = 1,0$ mm			Seco
			MQL
			Jorro
$a_p = 0,5$ mm			Seco
			MQL
			Jorro
	$f = 0,15$ mm/rev	$f = 0,30$ mm/rev	

Fonte: O autor (2016)

A mudança nos níveis da a_p , considerando $f = 0,15$ mm/rev, gera cavacos em fita emaranhados para todas os meios lubri-refrigerante testados; contudo, é possível notar que o aumento da a_p gera cavacos mais largos nesta faixa de avanço. Analisando agora a influência da a_p para $f = 0,30$ mm/rev, ocorre uma alteração na forma do cavaco, sendo que no nível inferior da a_p são gerados cavacos helicoidais longos; no nível intermediário são gerados cavacos helicoidais curtos; e no nível superior são gerados cavacos em arco soltos. Esta variação na forma do cavaco ao se modificar o nível da a_p está alinhada com aquela sugerida por Smith (1989, *apud* MACHADO *et al.*, 2011).

A mudança no meio lubri-refrigerante provoca uma modificação na coloração do cavaco. O cavaco apresenta-se, em geral, na cor marrom, nas operações em que se utilizou jorro de fluido. Esta transformação pode estar correlacionada ao fato de que o contato contínuo do cavaco com o fluido de corte, que contém 95% de água, e as altas temperaturas sofridas pelo cavaco no contato com a ponta da ferramenta, favorecem o processo de oxidação, levando assim à mudança de tonalidade do cavaco. Quando se emprega MQL, a coloração do cavaco, em geral, é de uma tonalidade azul escura. Machado *et al.* (2011) afirmam que um forte indicativo das temperaturas nos cavacos de aços é a mudança em sua coloração (geralmente azul ou marrom) originada de uma fina camada de óxido que ocorre a temperaturas entre 250°C e 350°C.

Uma outra análise remete ao fato de que cavacos longos são indesejáveis na operação de torneamento, visto que podem causar vários inconvenientes, tais como: interferir na rugosidade e na produtividade; causar algum tipo de problema nos componentes da máquina; e ocasionar riscos à segurança, podendo inclusive atingir o operador. Portanto, os cavacos gerados pelas maiores profundidades de usinagem e nível mais alto de avanço seriam os mais desejáveis no torneamento deste tipo de material. Como o mesmo tipo de cavaco foi observado usinando a seco, com MQL ou com jorro de fluido, a escolha de um meio ou outro dependerá de critérios como custo, danos ao meio ambiente e temperatura atingida na zona de corte.

4.4 Força de corte

A análise da força de corte faz parte da Etapa 2 deste estudo, conforme proposto no fluxograma apresentado no Capítulo 3. Com o objetivo de estabelecer se os efeitos considerados são significativos, um planejamento fatorial 2^4 foi conduzido e a metodologia e a estimativa do erro foram realizados conforme sugerido por Barros Neto, Scarminio e Bruns (2010). A Tabela 4.8 apresenta os efeitos calculados para esse planejamento em relação à F_c .

Tabela 4.8 – Efeitos calculados para o planejamento fatorial para a F_c

Média:	191,152		
Efeitos principais:			
1	Velocidade	56,033	
2	Avanço	138,310	
3	Profundidade	239,738	
4	Meio lubri-refrigerante	2,128	
Interações de dois fatores			
1-2	21,278	1-3	41,138
1-4	2,128	2-3	87,951
2-4	2,837	3-4	7,802
Interações de três fatores			
1-2-3	20,569	1-2-4	-0,709
1-3-4	0,709	2-3-4	2,837
Interações de quatro fatores			
1-2-3-4	-0,709		

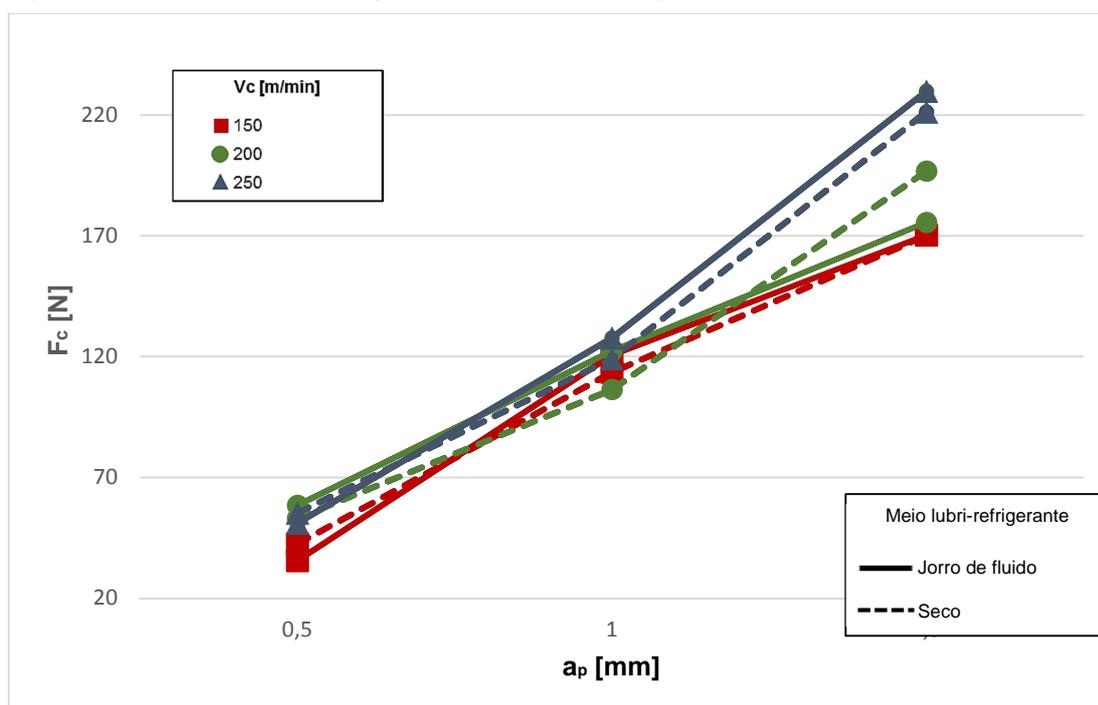
Fonte: O autor (2016)

Com o erro padrão, intervalos de confiança são obtidos para os valores dos efeitos, usando a distribuição de *Student*. Na prática, só serão considerados “[...] estatisticamente significativos os efeitos cujas estimativas forem superiores em valor absoluto ao produto do erro-padrão pelo ponto de confiança da distribuição de *Student*, porque só assim o intervalo de confiança não incluirá o valor zero” (BARROS NETO; SCARMINIO; BRUNS, 2010).

Já que réplicas não foram realizadas, a estimativa do erro será feita considerando que os efeitos principais e as interações de dois fatores são suficientes para descrever a resposta. Assim, os demais efeitos serão usados para obter uma estimativa do erro experimental (BARROS NETO; SCARMINIO; BRUNS, 2010). Nesse sentido, após a aplicação da metodologia, o erro-padrão calculado com cinco graus de liberdade é igual a 9,302. Multiplicando-se esse valor pelo valor correspondente aos cinco graus de liberdade com um intervalo de 95% de confiança da tabela t de *Student* (2,571), obtém-se 23,916. Assim, somente os valores absolutos maiores que 23,916 são estatisticamente significativos. Pela Tabela 4.8, conclui-se que somente os efeitos principais **1**, **2** e **3** (V_c , f e a_p , respectivamente) além das interações **1-3** e **2-3** são significativos num nível de confiança de 95%.

A Figura 4.17 ilustra a influência de a_p , V_c e meio lubri-refrigerante sobre a força principal de corte e $f = 0,15$ mm/rev.

Figura 4.17 – Influência de a_p , V_c e meio lubri-refrigerante sobre a F_c ($f=0,15$ mm/rev)



Fonte: O autor (2016)

A profundidade de usinagem influenciou no aumento da F_c , visto que maiores valores de a_p proporcionam aumento da área da seção de corte, por conseguinte, ocasionam o aumento da F_c . O aumento da V_c também influenciou F_c , que ora aumentou, ora diminuiu. Para $a_p = 1,5$ mm, onde a influência de V_c sobre F_c se mostra mais evidente,

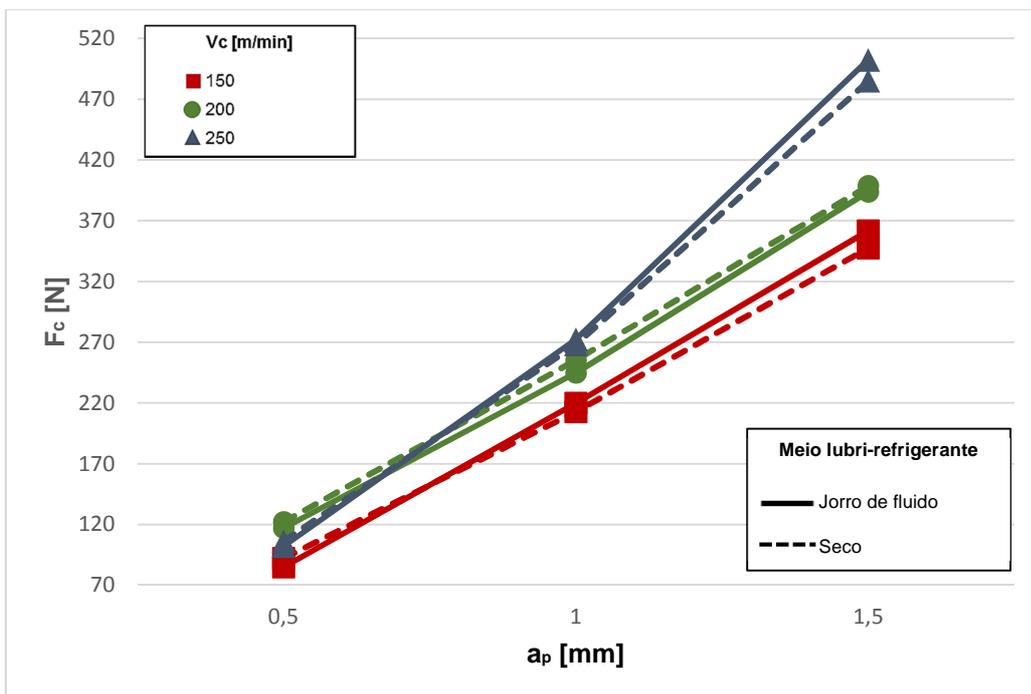
a mudança mais significativa fez com que F_c aumentasse em 44% (V_c de 150 para 250 m/min), empregando jorro de fluido. Apesar do aumento da V_c sugerir uma diminuição da resistência ao cisalhamento, há que se considerar a ação refrigerante do jorro de fluido que pode ter sido de maior magnitude, ocasionando um efeito inverso (aumentando a resistência ao cisalhamento pelo endurecimento do material) e, por conseguinte, contribuindo para o aumento da F_c .

Na análise do meio lubri-refrigerante, observa-se pouca influência sobre F_c na Figura 4.17. A maior redução foi de 10,81% ($V_c = 200$ m/min e $a_p = 1,5$ mm) e, em algumas configurações testadas, houve aumento de F_c ao se utilizar jorro de fluido. Apesar da diferença de valores da F_c a seco e com jorro de fluido ser mínima, uma possível justificativa envolve a rápida saída de calor da zona de formação de cavacos, principalmente quando baixas profundidades de usinagem são utilizadas, pois, deste modo, formam-se cavacos mais estreitos. Esta diminuição de temperatura faz com que o material fique menos dúctil e a resistência ao cisalhamento aumente, elevando a F_c e a corrente elétrica consumida na operação.

Os resultados para a variação da F_c em função da a_p , V_c e meio lubri-refrigerante para $f = 0,30$ mm/rev são mostrados na Figura 4.18. O comportamento das variáveis a_p , V_c e meios lubri-refrigerantes são similares àqueles explanados para a Figura 4.17. A intensificação de f faz com que a área de material a ser retirado aumente, elevando F_c , como ilustra a Figura 4.18, em comparação com os valores de F_c exibidos na Figura 4.17, em que o f empregado foi menor. Resultados semelhantes foram evidenciados por Varadarajan, Philip e Ramamoorthy (2002). A mudança do ambiente a seco para jorro de fluido propiciou uma diminuição máxima de 4,08% na F_c empregando $V_c = 250$ m/min e $a_p = 1,5$ mm, demonstrando outra vez a influência desprezível do uso do fluido de corte (em algumas configurações também houve aumento da F_c).

As análises da Figura 4.17 e da Figura 4.18 corroboram a análise estatística, em que V_c , a_p e f têm contribuição significativa no que se refere ao parâmetro de saída F_c .

Figura 4.18 – Influência de a_p , V_c e meio lubri-refrigerante sobre a F_c ($f=0,30$ mm/rev)

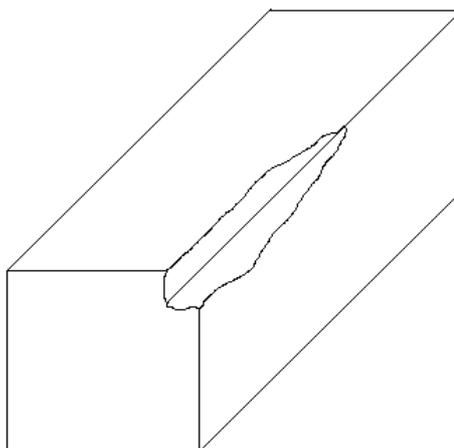


Fonte: O autor (2016)

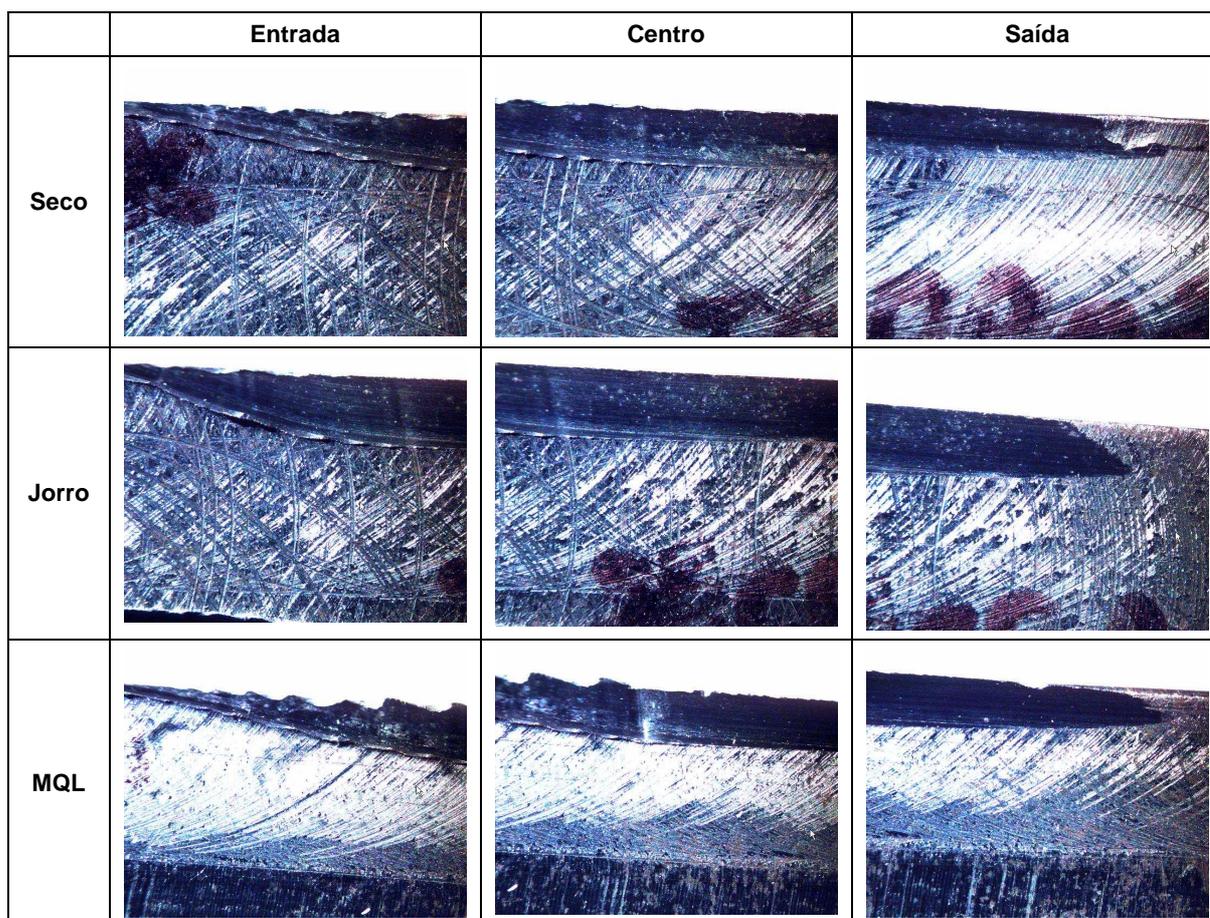
4.5 Energia específica

A Etapa 3 deste estudo contempla a avaliação dos ensaios de esclerometria pendular. Os resultados de todos os ensaios realizados podem ser vistos no Apêndice D. A Figura 4.19 mostra uma ilustração do sulco deixado no corpo de prova após o ensaio. As fotografias do sulco do corpo de prova 2 após os ensaios com os três meios lubri-refrigerantes testados estão ilustradas no Quadro 4.3.

Figura 4.19 – Ilustração do sulco deixado no corpo de prova



Quadro 4.3 – Imagens das áreas do corpo de prova 2 após os ensaios

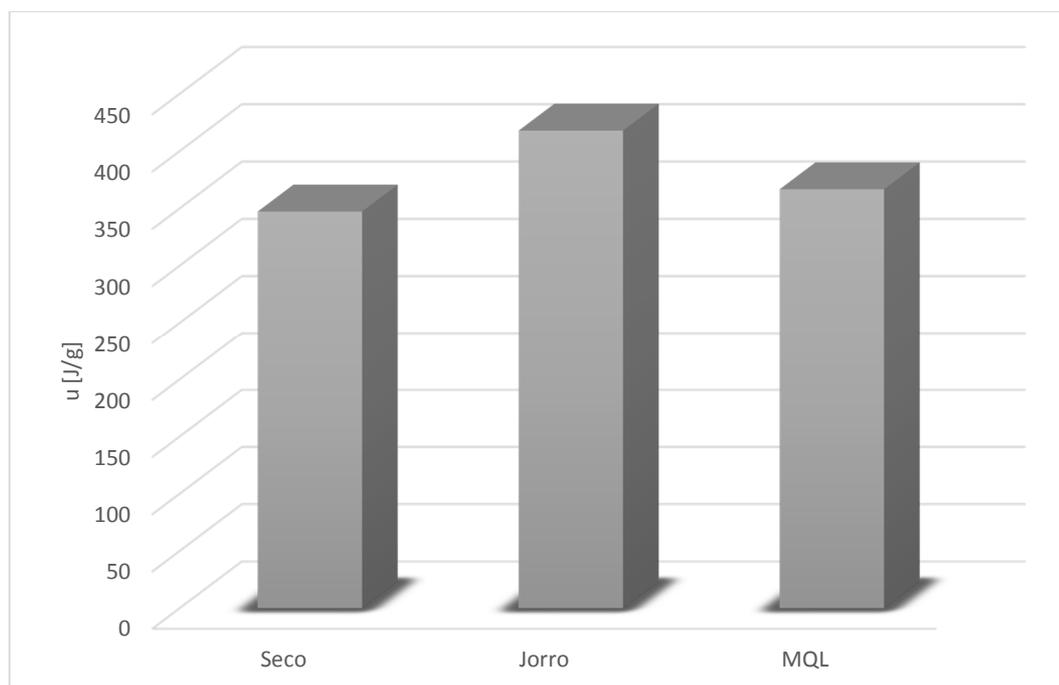


Fonte: O autor (2016)

Para a primeira condição (seco), nota-se pouca formação de rebarba, demonstrando que houve maior cisalhamento de material. A análise qualitativa das imagens referentes ao jorro de fluido no Quadro 4.3 atesta que este corte foi bastante uniforme desde a entrada até a saída da ferramenta. Por último, uma deformação plástica pode ser vista com o uso do MQL, evidenciada por rebarbas mais proeminentes no corpo de prova. As imagens comprovam que o material ficou retido na peça em forma de rebarba ao invés de sair em forma de cavaco.

A Figura 4.20 mostra o gráfico da energia específica obtida para cada um dos ensaios realizados nas três condições lubri-refrigerantes.

Figura 4.20 – Média da energia específica para os três ensaios



Fonte: O autor (2016)

A energia específica total (u_t) pode ser considerada uma soma de três componentes: cisalhamento (u_{ch}), sulcamento (u_{pl}) e atrito (u_{sl}) (MALKIN, 1989). O corte a seco apresenta o menor valor de energia específica na média dos três ensaios como mostra a Figura 4.20. Neste caso, pode-se inferir que o revestimento da ferramenta de corte, que era nova, auxilia na redução de u_{sl} , e a ausência de um método de refrigeração permite que a temperatura atingida na interface cavaco-ferramenta seja suficiente para proporcionar redução da resistência ao cisalhamento, u_{ch} , facilitando assim o corte. Quanto à componente u_{pl} , nota-se a presença de sulcamento e rebarbas no Quadro 4.3, atestando uma contribuição desta componente, mesmo que seja mínima.

Atestou-se na Figura 4.20 que o emprego do jorro de fluido foi responsável pela obtenção do maior valor de energia específica. Pode-se inferir aqui que, sendo o fluido composto de 95% de água, o seu efeito refrigerante atuou de forma mais intensa caracterizando uma maior resistência ao corte do material, provocando uma elevação da componente u_{ch} em relação ao corte a seco. No Quadro 4.3, no que se refere ao jorro de fluido, não se nota rebarbas como no corte a seco e no MQL.

Para os ensaios realizados com MQL, verificou-se na Figura 4.20 que os valores de u ocupam posição intermediária entre as três técnicas. Adicionalmente, pode-se

analisar o Quadro 4.3 em que o MQL apresentou uma grande quantidade de rebarba na entrada e no centro do corpo de prova, evidenciando assim a componente u_{pl} , que, inevitavelmente, causará não só fluxo lateral do cavaco mas também deformação plástica do material que passa sob a aresta de corte (MALKIN, 1989). No MQL utilizou-se somente óleo, componente este que propicia maior ação lubrificante e essa habilidade permite uma diminuição do coeficiente de atrito, o que reduzirá u_{sl} e, logo, u_t , em relação ao corte a seco.

A parcela de contribuição de cada uma das componentes da energia específica é de determinação complexa e somente com os ensaios realizados neste estudo não se torna possível estabelecer os percentuais exatos. Contudo, frente aos resultados alcançados, pode-se inferir que a componente u_{pl} contribui de forma menos expressiva, já que, mesmo apresentando rebarbas, o corte a seco e com MQL ainda apresentaram menores valores de u_t do que o corte com jorro de fluido. Em relação a u_{ch} , pode-se inferir que sua parcela de contribuição é maior já que houve aumento considerável de u_t com o emprego de jorro de fluido. Por fim, a diminuição do coeficiente de atrito ocorre principalmente pelo revestimento da ferramenta no corte a seco e com jorro de fluido e pela aplicação do óleo no MQL. Isto posto, a margem de contribuição de u_{sl} pode ser considerada similar para as três condições testadas.

5 CONCLUSÃO

Os testes de torneamento do aço ABNT 4340 realizados neste estudo permitem uma série de constatações. Em relação a temperatura de corte, pode-se concluir que:

- A aplicação do planejamento fatorial completo 3^2 permitiu confirmar que a mudança do meio lubri-refrigerante é estatisticamente significativa para a temperatura de corte. Neste quesito, as menores temperaturas foram obtidas com a aplicação de jorro de fluido, seguida pelo MQL e por último pelo corte a seco. No que se refere aos parâmetros mais influentes, a profundidade de usinagem e o meio lubri-refrigerante foram apontados como os efeitos estatisticamente significativos no torneamento do aço ABNT 4340, nos dois níveis de avanço testados. Não houve influência estatística com a variação da velocidade de corte. A análise do sinal amplificado da temperatura indicou que a curva de crescimento da temperatura é maior para o torneamento a seco, no qual não foi possível observar uma estabilização da temperatura ao longo do tempo. O emprego de MQL ficou em posição intermediária e o jorro de fluido propiciou a curva com menor inclinação, estabilizando-se logo após o início da operação e não apresentando tendência de aumento, mesmo com o passar do tempo.

Em relação a rugosidade da superfície torneada, pode-se concluir que:

- A aplicação do método estatístico na análise do fatorial completo permitiu detectar que o emprego de fluido de corte, seja na forma de jorro de fluido ou MQL, contribuiu de forma desprezível para a diminuição dos valores de R_q em todos os níveis testados. Portanto, o torneamento a seco poderia ser preferível tendo em vista os inconvenientes ambientais causados pelo fluido de corte. Não obstante, há que se considerar ainda o efeito das altas temperaturas geradas no torneamento a seco no desgaste da ferramenta de corte. Em relação aos parâmetros mais influentes, os resultados corroboraram a hipótese

estatística, atestando o avanço como parâmetro de maior influência no torneamento do aço ABNT 4340.

Em relação a forma do cavaco, pode-se concluir que:

- A mudança nos níveis de velocidade de corte não ocasionou mudanças na forma do cavaco. O aumento do avanço fez com que a forma do cavaco fosse modificada em todos os níveis de profundidade de usinagem testados. No nível mais baixo de avanço, a mudança da profundidade de usinagem não provocou mudança na forma do cavaco. Contudo, no nível mais alto de avanço testado, o aumento da profundidade de usinagem ocasionou mudança na forma do cavaco. Não houve modificação comparando-se torneamento a seco, com MQL e com jorro de fluido, podendo o método a seco ser empregado tendo em vista as questões ambientais. O emprego de fluido de corte ocasionou mudança na coloração do cavaco, o que sugere que o mesmo sofreu um processo de oxidação no instante da usinagem.

Em relação a força de corte, pode-se concluir que:

- A modificação do meio lubri-refrigerante não se apresentou como efeito significativo para a variação observada na força de corte. Deste modo, o torneamento a seco se apresenta como uma alternativa viável em relação ao jorro de fluido; todavia, é necessário verificar os efeitos dessa escolha para o desgaste da ferramenta de corte. Quanto às demais variáveis (velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem), foi constatado que elas têm contribuição significativa sobre a força de corte no torneamento do aço ABNT 4340.

Em relação a energia específica, pode-se concluir que:

- A menor energia específica encontrada nos ensaios de esclerometria pendular foi caracterizada pelo corte a seco. A maior resistência oferecida ao corte foi apresentada pelo jorro de fluido enquanto o MQL obteve posição intermediária. A definição da parcela de contribuição de cada uma das componentes da energia específica é complexa, contudo, pelos resultados dos ensaios, pode-se inferir que a componente de sulcamento contribui de forma menos expressiva e a componente de cisalhamento contribui consideravelmente. Já a componente de atrito parece contribuir da mesma forma para os três ambientes lubri-refrigerantes testados.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Os resultados apresentados neste trabalho representam uma investigação limitada a análise de alguns parâmetros pré-selecionados, podendo ser futuramente suplementados, sobretudo no que concerne a metodologia de trabalho. Para isso, é proposto:

- Análise da força de corte considerando três níveis de meio lubri-refrigerante: seco, jorro e MQL. Desta forma, será possível obter uma análise estatística mais completa quando da comparação dos três métodos em relação à força de corte.
- Coleta dos dados de força de corte de forma direta, com um dinamômetro, para que seja possível coletar individualmente a força de avanço, a força radial e a força axial.
- Análise do desgaste da ferramenta de corte, o que auxiliará na análise da temperatura de corte.
- Experimentos baseados em alterações de mesmo nível em todos os parâmetros, gerando assim um fatorial completo 3^4 . Isso permitirá que as análises de f e a_p sejam mais consistentes em comparação com o meio lubri-refrigerante, já que, desta forma, as demais V_c também serão incluídas.
- Utilização de outro fluido de corte para avaliação do MQL e do jorro de fluido, no intuito de verificar a adequação química deste componente.
- Emprego de outros níveis de vazão para o MQL com o objetivo de constatar a real influência deste parâmetro de entrada nas saídas temperatura e rugosidade.

REFERÊNCIAS

ABHANG, L. B.; HAMEEDULLAH, M. Experimental investigation of minimum quantity lubricants in alloy steel turning. **International Journal of Engineering Science and Technology**, v. 2, n. 7, p. 3045–3053, 2010.

AGGARWAL, A. et al. Optimizing power consumption for CNC turned parts using response surface methodology and Taguchi's technique—A comparative analysis. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 200, n. 1-3, p. 373–384, maio 2008.

ASM INTERNATIONAL. Materials Selection and Design. In: **ASM Handbook**. EUA: ASM International, 1997. v. 20.

ATTANASIO, A. et al. Minimal quantity lubrication in turning: Effect on tool wear. **Wear**, v. 260, n. 3, p. 333–338, fev. 2006.

BARROS NETO, B. D.; SCARMINIO, I. S.; BRUNS, R. E. **Como fazer experimentos**. 4 ed. ed. Porto Alegre: Bookman, 2010.

BOUBEKRI, N.; SHAIKH, V.; FOSTER, P. R. A technology enabler for green machining: minimum quantity lubrication (MQL). **Journal of Manufacturing Technology Management**, v. 21, n. 5, p. 556–566, 2010.

CARRETEIRO, R. P.; BELMIRO, P. N. A. **Lubrificantes e Lubrificação Industrial**. Rio de Janeiro: Editora Interciência, 2006.

CHILDS, T. et al. **Metal Machining: Theory and Applications**. New York: John Wiley & Sons Inc., 2000.

DEBNATH, S.; REDDY, M. M.; YI, Q. S. Environmental friendly cutting fluids and cooling techniques in machining: a review. **Journal of Cleaner Production**, v. 83, p. 33–47, nov. 2014.

DHAR, N. R. et al. The influence of minimum quantity of lubrication (MQL) on cutting temperature, chip and dimensional accuracy in turning AISI-1040 steel. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 171, n. 1, p. 93–99, 2006.

DHAR, N. R.; KAMRUZZAMAN, M.; AHMED, M. Effect of minimum quantity lubrication (MQL) on tool wear and surface roughness in turning AISI-4340 steel. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 172, n. 2, p. 299–304, 2006.

DHAR, N. R.; PAUL, S.; CHATTOPADHYAY, A. B. Machining of AISI 4140 steel under cryogenic cooling—tool wear, surface roughness and dimensional deviation. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 123, n. 3, p. 483–489, 2002.

DINIZ, A. E.; MICARONI, R. Influence of the direction and flow rate of the cutting fluid on tool life in turning process of AISI 1045 steel. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 47, n. 2, p. 247–254, fev. 2007.

DINIZ, A. E.; MICARONI, R.; HASSUI, A. Evaluating the effect of coolant pressure and flow rate on tool wear and tool life in the steel turning operation. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 50, n. 9-12, p. 1125–1133, out. 2010.

FERRARESI, D. **Usinagem dos Metais**. São Paulo: Edgard Blücher, 1970.

GAITONDE, V. N.; KARNIK, S. R.; DAVIM, J. P. Selection of optimal MQL and cutting conditions for enhancing machinability in turning of brass. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 204, n. 1-3, p. 459–464, ago. 2008.

GALANIS, N. I.; MANOLAKOS, D. E.; VAXEVANIDIS, N. M. **Comparison between dry and wet machining of stainless steel** 3rd international conference on, manufacturing engineering. **Anais...2008** Disponível em: <<http://www.academia.edu/download/30927913/01-CUGR05.pdf>>. Acesso em: 9 out. 2014

GHANI, J.; RIZAL, M.; HARON, C. Performance of green machining: a comparative study of turning ductile cast iron FCD700. **Journal of Cleaner Production**, fev. 2014.

HADAD, M.; SADEGHI, B. Minimum quantity lubrication-MQL turning of AISI 4140 steel alloy. **Journal of Cleaner Production**, v. 54, p. 332–343, set. 2013.

HWANG, Y. K.; LEE, C. M. Surface roughness and cutting force prediction in MQL and wet turning process of AISI 1045 using design of experiments. **Journal of Mechanical Science and Technology**, v. 24, n. 8, p. 1669–1677, ago. 2010.

ISLAM, M. N. EFFECT OF ADDITIONAL FACTORS ON DIMENSIONAL ACCURACY AND SURFACE FINISH OF TURNED PARTS. **Machining Science and Technology**, v. 17, n. 1, p. 145–162, jan. 2013.

JAYAL, A. D.; BALAJI, A. K. Effects of cutting fluid application on tool wear in machining: Interactions with tool-coatings and tool surface features. **Wear**, v. 267, n. 9-10, p. 1723–1730, set. 2009.

KALPAKJIAN, S.; SCHMID, S. R. **Manufacturing Engineering and Technology**. New Jersey: Prentice Hall, 2010.

KAMATA, Y.; OBIKAWA, T. High speed MQL finish-turning of Inconel 718 with different coated tools. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 192-193, p. 281–286, out. 2007.

KAMINSKI, J.; ALVELID, B. Temperature reduction in the cutting zone in water-jet assisted turning. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 106, n. 1, p. 68–73, 2000.

KHAN, M. M. A.; DHAR, N. R. Performance evaluation of minimum quantity lubrication by vegetable oil in terms of cutting force, cutting zone temperature, tool wear, job dimension and surface finish in turning AISI-1060 steel. **Journal of Zhejiang University SCIENCE A**, v. 11, n. 7, p. 1790–1799, 2006.

KHAN, M. M. A.; MITHU, M. A. H.; DHAR, N. R. Effects of minimum quantity lubrication on turning AISI 9310 alloy steel using vegetable oil-based cutting fluid. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 209, n. 15-16, p. 5573–5583, ago. 2009.

KRAMAR, D.; KRAJNIK, P.; KOPAC, J. Capability of high pressure cooling in the turning of surface hardened piston rods. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 210, n. 2, p. 212–218, jan. 2010.

KUMAR, C. R. V.; RAMAMOORTHY, B. Performance of coated tools during hard turning under minimum fluid application. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 185, n. 1-3, p. 210–216, abr. 2007.

LAWAL, S. A.; CHOUDHURY, I. A.; NUKMAN, Y. Developments in the formulation and application of vegetable oil-based metalworking fluids in turning process. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 67, n. 5-8, p. 1765–1776, jul. 2013.

LEPPERT, T. Effect of cooling and lubrication conditions on surface topography and turning process of C45 steel. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 51, n. 2, p. 120–126, fev. 2011.

LI, K.-M.; LIANG, S. Y. Performance profiling of minimum quantity lubrication in machining. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 35, n. 3-4, p. 226–233, dez. 2007.

LIU, J. et al. Study on lubricating characteristic and tool wear with water vapor as coolant and lubricant in green cutting. **Wear**, v. 262, n. 3-4, p. 442–452, fev. 2007.

MACHADO, A. R. et al. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. 2. ed. São Paulo: Blucher, 2011.

MALKIN, S. **Grinding technology: Theory and applications of machining with abrasives**. Nova York: John Wiley & Son Limited, 1989.

MORTON, I. S. Methods of Cutting Fluid Application. **Industrial Lubrication and Tribology**, v. 11, n. 11, p. 39–43, 1959.

MOURA, R. R.; SILVA, M. B.; RESENDE, A. A. Avaliação da rugosidade no torneamento da liga Ti-6Al-4V com diferentes lubrificantes sólidos. **Máquinas e Metais**, v. 589, n. 51, 2015.

NAVES, V. T. G.; DA SILVA, M. B.; DA SILVA, F. J. Evaluation of the effect of application of cutting fluid at high pressure on tool wear during turning operation of AISI 316 austenitic stainless steel. **Wear**, v. 302, n. 1-2, p. 1201–1208, abr. 2013.

PETROBRAS. **Lubrificantes: Fundamentos e Aplicações**. Rio de Janeiro: Gerência Industrial Petrobras, 2005.

SADAIHA, M.; DEEPAKKUMAR, P. Investigations on finish turning of AISI 4340 steel in different cutting environments by CBN insert. 2011.

SAINI, A. et al. Experimental estimation and optimization of process parameters under minimum quantity lubrication and dry turning of AISI-4340 with different carbide inserts. **Journal of Mechanical Science and Technology**, v. 28, n. 6, p. 2307–2318, 2014.

SALES, W. F.; DINIZ, A. E.; MACHADO, A. R. Application of Cutting Fluids in Machining Processes. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences**, v. 23, n. 2, 2001.

SARMA, D. K.; DIXIT, U. S. A comparison of dry and air-cooled turning of grey cast iron with mixed oxide ceramic tool. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 190, n. 1-3, p. 160–172, jul. 2007.

SAYUTI, M.; SARHAN, A. A. D.; SALEM, F. Novel uses of SiO₂ nano-lubrication system in hard turning process of hardened steel AISI4140 for less tool wear, surface roughness and oil consumption. **Journal of Cleaner Production**, v. 67, p. 265–276, mar. 2014.

SHARMA, V. S.; DOGRA, M.; SURI, N. M. Cooling techniques for improved productivity in turning. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 49, n. 6, p. 435–453, maio 2009.

SOOD, R.; GUO, C.; MALKIN, S. Turning of hardened steels. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 2, n. 3, p. 187–193, 2000.

SOUZA, A. J. D. **Aplicação de Multisensores no Prognóstico da Vida da Ferramenta de Corte em Torneamento**. Florianópolis: Universidade Federal de Santa Catarina, 2004.

SREEJITH, P. S.; NGOI, B. K. A. Dry machining: Machining of the future. **Journals of Materials Processing Technology**, v. 101, p. 287–291, 2000.

STANFORD, M. et al. Investigation into the use of gaseous and liquid nitrogen as a cutting fluid when turning BS 970-80A15 (En32b) plain carbon steel using WC–Co uncoated tooling. **Journals of Materials Processing Technology**, v. 209, p. 961–972, 2009.

STATWING DOCUMENTATION. **Interpreting residuals plots to improve your regression** Statwing, , [s.d.]. Disponível em: <<http://docs.statwing.com/interpreting-residual-plots-to-improve-your-regression/#outlier-header>>. Acesso em: 25 jan. 2016

TAYLOR, F. W. **On the art of cutting metals**. New York: The American Society of Mechanical Engineers, 1906. Disponível em: <<http://ir.library.oregonstate.edu/xmlui/handle/1957/21006>>. Acesso em: 7 out. 2014.

VARADARAJAN, A. S.; PHILIP, P. K.; RAMAMOORTHY, B. Investigations on hard turning with minimal cutting fluid application (HTMF) and its comparison with dry and wet turning. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 42, n. 2, p. 193–200, 2002.

APÊNDICE A - Tabela com os dados da Etapa 1

Teste n	Aresta	Sequência	Vc [m/min]	f [mm/rev]	ap [mm]	Meio lubri-refrigerante	Temp (°C)	Média Rq [µm]
1	1	7	150	0,3	1	Seco	289	5,53
2	1	8	150	0,3	1	Jorro	91	4,77
3	1	9	150	0,3	1	MQL	198	4,67
4	1	5	200	0,3	1	Seco	282	4,63
5	1	6	200	0,3	1	Jorro	93	5,35
6	1	4	200	0,3	1	MQL	224	5,38
7	1	1	250	0,3	1	Seco	295	5,15
8	1	2	250	0,3	1	Jorro	85	4,61
9	1	3	250	0,3	1	MQL	251	5,41
10	1	13	200	0,15	0,5	Seco	166	2,01
11	1	14	200	0,15	0,5	Jorro	44	1,64
12	1	15	200	0,15	0,5	MQL	120	1,37
13	1	11	200	0,15	1	Seco	232	1,75
14	1	12	200	0,15	1	Jorro	42	1,49
15	1	10	200	0,15	1	MQL	189	2,16
16	1	21	200	0,15	1,5	Seco	281	1,82
17	1	19	200	0,15	1,5	Jorro	160	1,72
18	1	20	200	0,15	1,5	MQL	217	1,47
19	1	16	200	0,3	0,5	Seco	224	5,33
20	1	18	200	0,3	0,5	Jorro	75	5,02
21	1	17	200	0,3	0,5	MQL	162	4,52
22	1	23	200	0,3	1,5	Seco	367	4,76
23	1	24	200	0,3	1,5	Jorro	68	4,76
24	1	22	200	0,3	1,5	MQL	298	5,50
25	2	28	150	0,3	1	Seco	248	4,80
26	2	30	150	0,3	1	Jorro	52	4,07
27	2	29	150	0,3	1	MQL	192	4,34
28	2	33	200	0,3	1	Seco	241	3,92
29	2	31	200	0,3	1	Jorro	43	4,44
30	2	32	200	0,3	1	MQL	180	3,94
31	2	35	250	0,3	1	Seco	265	3,98
32	2	36	250	0,3	1	Jorro	52	4,65
33	2	34	250	0,3	1	MQL	198	4,08
34	2	44	200	0,15	0,5	Seco	136	2,39
35	2	43	200	0,15	0,5	Jorro	58	2,13
36	2	45	200	0,15	0,5	MQL	120	2,21

Teste n	Aresta	Sequência	Vc [m/min]	f [mm/rev]	ap [mm]	Meio lubri- refrigerante	Temp (°C)	Média Rq [µm]
37	2	38	200	0,15	1	Seco	173	1,83
38	2	37	200	0,15	1	Jorro	49	2,06
39	2	39	200	0,15	1	MQL	175	2,20
40	2	47	200	0,15	1,5	Seco	257	2,39
41	2	48	200	0,15	1,5	Jorro	51	2,30
42	2	46	200	0,15	1,5	MQL	205	2,44
43	2	40	200	0,3	0,5	Seco	196	4,03
44	2	42	200	0,3	0,5	Jorro	69	4,12
45	2	41	200	0,3	0,5	MQL	163	4,10
46	2	26	200	0,3	1,5	Seco	294	4,47
47	2	25	200	0,3	1,5	Jorro	46	5,29
48	2	27	200	0,3	1,5	MQL	250	4,18

APÊNDICE B - Tabela com os dados da Etapa 2

Teste n	Vc [m/ min]	f [mm/ rev]	ap [mm]	Meio lubri- refrig.	Ø [mm]	n [rpm]	Média Ra [µm]	Média Rq [µm]	Média Rt [µm]	Média Rz [µm]	ΔI [A]	F [N]
1	250	0,15	0,5	Seco	73	1087	2,04	2,46	11,40	9,03	1,30	55,32
2	250	0,3	0,5	Seco	73	1087	4,78	5,60	24,40	22,53	2,50	106,39
3	250	0,15	0,5	Jorro	73	1087	1,73	2,08	9,60	7,67	1,20	51,07
4	250	0,3	0,5	Jorro	73	1087	4,51	5,24	19,90	19,03	2,40	102,14
5	250	0,15	1	Seco	71	1117	1,96	2,38	11,37	8,83	2,80	119,16
6	250	0,3	1	Seco	71	1117	4,08	4,77	20,73	18,87	6,30	268,11
7	250	0,15	1	Jorro	71	1117	1,73	2,08	9,10	7,37	3,00	127,67
8	250	0,3	1	Jorro	73	1117	4,12	4,80	20,37	18,03	6,40	272,36
9	250	0,15	1,5	Seco	68	1167	2,06	2,50	12,77	9,67	5,20	221,30
10	250	0,3	1,5	Seco	68	1167	4,70	5,51	21,60	18,70	11,4	485,15
11	250	0,15	1,5	Jorro	68	1167	1,80	2,16	10,27	8,13	5,40	229,81
12	250	0,3	1,5	Jorro	68	1167	4,70	5,49	17,03	15,27	11,8	502,17
13	200	0,15	0,5	Seco	58,4	1087	1,36	1,62	21,83	19,30	1,00	53,20
14	200	0,3	0,5	Seco	58,4	1087	5,86	6,76	9,70	8,27	2,30	122,35
15	200	0,15	0,5	Jorro	58,4	1087	1,85	2,19	18,67	17,47	1,10	58,52
16	200	0,3	0,5	Jorro	58,4	1087	5,50	6,16	8,03	7,17	2,20	117,03
17	200	0,15	1	Seco	56,4	1125	1,87	2,24	18,33	16,87	2,00	106,39
18	200	0,3	1	Seco	56,4	1125	4,81	5,49	10,93	9,07	4,80	255,34
19	200	0,15	1	Jorro	56,4	1125	1,32	1,56	19,07	17,03	2,30	122,35
20	200	0,3	1	Jorro	56,4	1125	4,58	5,25	9,23	7,77	4,60	244,70
21	200	0,15	1,5	Seco	53,4	1189	1,87	2,31	21,70	19,33	3,70	196,83
22	200	0,3	1,5	Seco	53,4	1189	4,54	5,25	11,80	9,17	7,50	398,97
23	200	0,15	1,5	Jorro	53,4	1189	1,19	1,44	21,83	19,63	3,30	175,55
24	200	0,3	1,5	Jorro	53,4	1189	4,57	5,03	8,30	7,07	7,40	393,65
25	150	0,15	0,5	Seco	43,8	1087	1,84	2,19	7,37	6,47	0,60	42,56
26	150	0,3	0,5	Seco	43,8	1087	4,95	5,66	20,43	19,03	1,30	92,21
27	150	0,15	0,5	Jorro	43,8	1087	1,60	1,87	9,47	8,43	0,50	35,46
28	150	0,3	0,5	Jorro	43,8	1087	4,34	4,81	15,07	14,17	1,20	85,11
29	150	0,15	1	Seco	41,8	1139	2,11	2,47	10,80	8,73	1,60	113,49
30	150	0,3	1	Seco	41,8	1139	4,85	5,49	19,83	18,17	3,00	212,78
31	150	0,15	1	Jorro	41,8	1139	1,80	2,13	6,87	6,10	1,70	120,58
32	150	0,3	1	Jorro	41,8	1139	4,81	5,43	19,00	17,43	3,10	219,88
33	150	0,15	1,5	Seco	38,8	1227	2,16	2,54	10,53	8,27	2,40	170,23
34	150	0,3	1,5	Seco	38,8	1227	4,62	5,31	20,87	17,97	4,90	347,55
35	150	0,15	1,5	Jorro	38,8	1227	1,63	1,91	6,53	5,60	2,40	170,23
36	150	0,3	1,5	Jorro	38,8	1227	4,75	5,41	19,53	17,83	5,10	361,73

APÊNDICE C - Análises de variância (ANOVA)

C.1 Temperatura de corte (V_c x Meio lubri-refrigerante)

General Linear Model: Temp (°C) versus Blocos; Vc [m/min]; Meio lubri-refrigerante

Factor	Type	Levels	Values
Blocos	fixed	2	1; 2
Vc [m/min]	fixed	3	150; 200; 250
Meio lubri-refrigerante	fixed	3	Jorro; MQL; Seco

Analysis of Variance for Temp (°C), using Adjusted SS for Tests

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
Blocos	1	6309	6309	6309	65,80	0,000
Vc [m/min]	2	706	706	353	3,68	0,073
Meio lubri-refrigerante	2	126426	126426	63213	659,23	0,000
Vc [m/min]*Meio lubri-refrigerante	4	607	607	152	1,58	0,269
Error	8	767	767	96		
Total	17	134816				

S = 9,79229 R-Sq = 99,43% R-Sq(adj) = 98,79%

Unusual Observations for Temp (°C)

Obs	Temp (°C)	Fit	SE Fit	Residual	St Resid
9	198,000	213,722	7,299	-15,722	-2,41 R
11	192,000	176,278	7,299	15,722	2,41 R

R denotes an observation with a large standardized residual.

C.2 Temperatura de corte (a_p x Meio lubri-refrigerante, $f=0,15$ mm/rev)

Factor	Type	Levels	Values
Bloco	fixed	2	1; 2
a_p [mm]	fixed	3	0,5; 1,0; 1,5
Meio lubri-refrigerante	fixed	3	Jorro; MQL; Seco

Analysis of Variance for Temp, using Adjusted SS for Tests

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
Bloco	1	2863	2863	2863	3,92	0,083
a_p [mm]	2	23395	23395	11697	16,00	0,002
Meio lubri-refrigerante	2	63451	63451	31726	43,39	0,000
a_p [mm]*Meio lubri-refrigerante	4	3649	3649	912	1,25	0,365
Error	8	5849	5849	731		
Total	17	99206				

S = 27,0388 R-Sq = 94,10% R-Sq(adj) = 87,47%

Unusual Observations for Temp

Obs	Temp	Fit	SE Fit	Residual	St Resid
7	160,000	118,111	20,154	41,889	2,32 R
18	51,000	92,889	20,154	-41,889	-2,32 R

R denotes an observation with a large standardized residual.

C.3 Temperatura de corte (ap x Meio lubri-refrigerante, $f=0,30$ mm/rev)

Factor	Type	Levels	Values
Bloco	fixed	2	1; 2
ap [mm]	fixed	3	0,5; 1,0; 1,5
Meio lubri-refrigerante	fixed	3	Jorro; MQL; Seco

Analysis of Variance for Temp (°C), using Adjusted SS for Tests

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
Bloco	1	5373	5373	5373	19,96	0,002
ap [mm]	2	15902	15902	7951	29,53	0,000
Meio lubri-refrigerante	2	130595	130595	65298	242,50	0,000
ap [mm]*Meio lubri-refrigerante	4	11746	11746	2937	10,91	0,003
Error	8	2154	2154	269		
Total	17	165771				

S = 16,4093 R-Sq = 98,70% R-Sq(adj) = 97,24%

C.4 Rugosidade (Vc x Meio lubri-refrigerante)

General Linear Model: Média Rq versus Blocos; Vc [m/min]; Meio lubri-refrigerante

Factor	Type	Levels	Values
Blocos	fixed	2	1; 2
Vc [m/min]	fixed	3	150; 200; 250
Meio lubri-refrigerante	fixed	3	Jorro; MQL; Seco

Analysis of Variance for Média Rq, using Adjusted SS for Tests

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
Blocos	1	2,9579	2,9579	2,9579	26,52	0,001
Vc [m/min]	2	0,0218	0,0218	0,0109	0,10	0,908
Meio lubri-refrigerante	2	0,0028	0,0028	0,0014	0,01	0,987
Vc [m/min]*Meio lubri-refrigerante	4	1,0831	1,0831	0,2708	2,43	0,133
Error	8	0,8923	0,8923	0,1115		
Total	17	4,9579				

S = 0,333974 R-Sq = 82,00% R-Sq(adj) = 61,75%

C.5 Rq (ap x Meio lubri-refrigerante, $f=0,15$ mm/rev)

General Linear Model: Rq versus Bloco; ap [mm]; Meio lubri-refrigerante

Factor	Type	Levels	Values
Bloco	fixed	2	1; 2
ap [mm]	fixed	3	0,5; 1,0; 1,5
Meio lubri-refrigerante	fixed	3	Jorro; MQL; Seco

Analysis of Variance for Rq, using Adjusted SS for Tests

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
Bloco	1	1,13335	1,13335	1,13335	24,24	0,001
ap [mm]	2	0,03501	0,03501	0,01750	0,37	0,699
Meio lubri-refrigerante	2	0,06173	0,06173	0,03086	0,66	0,543
ap [mm]*Meio lubri-refrigerante	4	0,35789	0,35789	0,08947	1,91	0,202
Error	8	0,37401	0,37401	0,04675		
Total	17	1,96199				

S = 0,216221 R-Sq = 80,94% R-Sq(adj) = 59,49%

C.6 R_q (ap x Meio lubri-refrigerante, f= 0,30 mm/rev)

General Linear Model: Temp (°C) versus Bloco; ap [mm]; Ambiente

Factor	Type	Levels	Values
Bloco	fixed	2	1; 2
ap [mm]	fixed	3	0,5; 1,0; 1,5
Ambiente	fixed	3	Jorro; MQL; Seco

Analysis of Variance for Temp (°C), using Adjusted SS for Tests

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
Bloco	1	5373	5373	5373	19,96	0,002
ap [mm]	2	15902	15902	7951	29,53	0,000
Ambiente	2	130595	130595	65298	242,50	0,000
ap [mm]*Ambiente	4	11746	11746	2937	10,91	0,003
Error	8	2154	2154	269		
Total	17	165771				

S = 16,4093 R-Sq = 98,70% R-Sq(adj) = 97,24%

C.7 R_q (f x Meio lubri-refrigerante, ap= 1,5 mm)

General Linear Model: Média R_q versus Bloco; f [mm/rev]; Meio lubri-refrigerante

Factor	Type	Levels	Values
Bloco	fixed	2	1; 2
f [mm/rev]	fixed	2	0,15; 0,30
Meio lubri-refrigerante	fixed	3	Jorro; MQL; Seco

Analysis of Variance for Média R_q , using Adjusted SS for Tests

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
Bloco	1	0,0930	0,0930	0,0930	0,27	0,629
f [mm/rev]	1	23,5854	23,5854	23,5854	67,22	0,000
Meio lubri-refrigerante	2	0,0558	0,0558	0,0279	0,08	0,925
f [mm/rev]*Meio lubri-refrigerante	2	0,1361	0,1361	0,0681	0,19	0,830
Error	5	1,7544	1,7544	0,3509		
Total	11	25,6247				

S = 0,592348 R-Sq = 93,15% R-Sq(adj) = 84,94%

APÊNDICE D - Tabela com os ensaios de esclerometria pendular

Teste n	Corpo de prova	Meio lubri-refrigerante	Energia (J)	Massa inicial [g]	Massa final [g]	Perda de massa [g]	Energia específica [J/g]
1	2	Seco	45,21	73,7589	73,6270	-0,1319	342,8770
4	2	Jorro	53,61	73,6270	73,4936	-0,1334	401,7808
7	2	MQL	47,80	73,4936	73,3700	-0,1236	386,8172
2	3	Seco	50,06	73,8715	73,7269	-0,1446	346,1056
5	3	Jorro	45,86	73,7269	73,6132	-0,1137	403,4601
8	3	MQL	42,63	73,6132	73,4974	-0,1158	368,2441
3	4	Seco	51,67	71,3397	71,1935	-0,1462	353,3613
6	4	Jorro	58,13	71,1935	71,0640	-0,1295	449,0140
9	4	MQL	45,86	71,0640	70,9313	-0,1327	345,5045