GUILHERME CARLOS ALVES

Estudo experimental de lubrificação e
resfriamento no torneamento duro em
componentes de grande porte

SÃO CARLOS
2017

GUILHERME CARLOS ALVES

Estudo experimental de lubrificação e
resfriamento no torneamento duro em
componentes de grande porte

Dissertação apresentada à Escola de
Engenharia de São Carlos da Univer-
sidade de São Paulo para obtenção do
Título de Mestre em Engenharia, con-
forme o Programa do Departamento
de Pós-Graduação em Engenharia de
Produção.

Orientador: Eraldo Jannone da
Silva

SÃO CARLOS
2017

A943e ALVES, GUILHERME CARLOS

Estudo experimental de lubrificação e resfriamento no torneamento duro em componentes de grande porte.

Guilherme Carlos Alves; orientador Eraldo Jannone da Silva. São Carlos, 2017.

Dissertação de Mestrado - Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Produção e Área de concentração em Processos e Gestão de Operações – Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2017.

1. Torneamento duro
2. Integridade superficial
3. Modelagem estatística
4. Usinagem de componentes de grande porte

Folha de Julgamento

Candidato: Engenheiro Guilherme Carlos Alves

Título da dissertação: Estudo experimental de lubrificação e resfriamento no torneamento duro em componentes de grande porte.

Data da defesa: 12/06/2017

Comissão julgadora:

Resultado:

Profº Associado Eraldo Jannone da Silva
Orientador
Escola de Engenharia de São Carlos (EESC)

APROVADO

Profº Dr. Alexandre Mendes Abrão
Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG)

APROVADO

Profº Dr. Sergio Delijaicov
Centro Universitário da FEI

aprovado

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Produção:
Profº Associado Aldo Roberto Ometto

Presidente da Comissão de Pós-Graduação:
Profº Associado Luis Fernando Costa Alberto

Dedico este trabalho a Cristo, aos meus queridos pais, Elza Severino Alves e Gilmar Carlos Alves, e ao meu companheiro e irmão, Gabriel Carlos Alves.

Agradecimentos

A Jesus Cristo,

À minha família, pela presença e incentivo em todos os momentos.

Ao Professor Doutor Eraldo Jannone da Silva, pela amizade e orientação.

À thyssenkrupp Brasil, especialmente nas pessoas do Doutor Sergio Stefano Guerreiro e do Engenheiro Clodoaldo Medeiros de Araújo, pela disponibilização de materiais, ferramentas e máquinas, além das valiosas discussões.

Ao meu amigo e aluno de Engenharia Mecânica do Centro Universitário da FEI, Diego Henrique Martins Silva, pela fundamental contribuição na usinagem dos componentes de grande porte.

Aos Professores Doutores Reginaldo Teixeira Coelho e Alessandro Roger Rodrigues, pelas produtivas sugestões.

Ao Centro Universitário da FEI, especialmente na pessoa do Professor Doutor Sergio Delijaicov, pela generosa contribuição nas medições de tensões residuais e produtivas discussões.

Ao Laboratório de Fenômenos de Superfície da Escola Politécnica da USP, especialmente na pessoa da Professora Doutora Izabel Fernanda Machado, pelo generoso auxílio na caracterização de superfície.

Aos Técnicos do Laboratório de Fenômenos de Superfície da Escola Politécnica da USP, Raphael Oliveira Ferreira e Rodnei Santos, e aos Engenheiros Arnaldo Oliveira Lima e Rafael Brisolla Obara, pelas valiosas contribuições nas medições de superfície.

Ao Mestre Alex Camilli Bottene, pelo sempre pronto e alegre suporte na Escola de Engenharia de São Carlos da USP.

Aos alunos de Engenharia Mecânica do Centro Universitário da FEI, Bruna de Macedo Lima e Pedro Vieira Rota de Luna Saraiva, pela grande disposição no auxílio da medição de tensões residuais.

Resumo

ALVES, G. C. **Estudo experimental de lubrificação e resfriamento no torneamento duro em componentes de grande porte**. 2017. 156p. Dissertação de mestrado - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2017.

Este trabalho teve como objetivo o estudo experimental de lubrificação e resfriamento no torneamento duro de uma superfície funcional em componentes de grande porte, com aplicação no chão de fábrica. Foram comparadas as técnicas de mínima quantidade de lubrificante e resfriamento abundante, utilizando o método de resposta de superfície. O planejamento tridimensional utilizado foi de dois níveis, adicionado de pontos axiais, ponto central e de réplica. Foram variados a velocidade periférica da peça, o avanço da ferramenta de usinagem e a profundidade de usinagem. Após a execução do experimento, a integridade da superfície foi analisada pela medição da tensão residual, da espessura de possíveis modificações microestruturais e pela medição dos parâmetros estatísticos S_a , S_q e S_z . As medidas foram então ajustadas em modelos matemáticos, otimizadas e por fim comparadas. A análise dos resultados sinalizou que os modelos ajustados para ambos os métodos foram capazes de explicar satisfatoriamente o comportamento das variáveis de resposta. Ainda, a partir da função *desirability*, foi possível estimar valores ótimos com qualidade equivalente entre os métodos. Tanto para o emprego com mínimas quantidades quanto para resfriamento abundante foram registradas tensões circunferenciais altamente compressivas. Nas condições ótimas, quando empregadas mínimas quantidades de lubrificante, a superfície apresentou valores de tensões residuais 37 % maiores em comparação ao obtido quando empregado o resfriamento abundante. Ambos os métodos produziram tanto superfícies livres de modificações microestruturais significativas, como também superfícies com modificações microestruturais significativas. Porém, quando detectadas, as modificações se mostraram muito reduzidas, com espessura de até $2,35\ \mu\text{m}$. Nas condições ótimas, quando empregado mínimas quantidades de lubrificante, a espessura da modificação foi 74 % menor em comparação ao obtido quando empregado o resfriamento abundante. Os parâmetros estatísticos sugeriram alguma vantagem da aplicação de mínimas quantidades de lubrificante. Nas condições ótimas, a aplicação MQL apresentou melhor rugosidade S_a , em 47 %, e S_z , em 11 %. Porém, o desvio-padrão S_q da superfície apresentou valor 12 % maior ao resfriamento abundante.

Palavras-chave: Torneamento duro, Integridade superficial, Modelagem estatística, Rolamentos, Usinagem de componentes de grande porte.

Abstract

ALVES, G. C. **Experimental study of cooling lubrication methods in hard turning of large components.** 2017. 156p. Dissertation of Master's degree - São Carlos School of Engineering, University of São Paulo, São Carlos, 2017.

This work aimed to conduct a study of cooling and lubrication in hard turning of functional surface of large components. It was compared the performance of minimum quantity lubrication and abundant cooling through the application of response surface methodology. The activities were developed in shop floor application. It was designed a three-dimensional experiment with two levels, added by axial points, center point and one center replicate. The input variables were the peripheral velocity of the workpiece, the feed of the cutting tool and the depth of cut of machining. After the process were analyzed the surface integrity through the circumferential residual stress, possibly microstructure modified layers and statistical parameters such S_a , S_q and S_z . Then, the measurements were adjusted in mathematical models, optimized and compared. The analysis of the results indicated that the adjusted models for both methods were capable of explaining satisfactorily the behavior of the response variables. Also, the use of the desirability function allowed to predict optimal values with equivalent quality between the methods. The minimal quantities, as well the abundant cooling, produced circumferential residual stresses highly compressive. On optimal conditions, the MQL presented residual stresses 37 % lower the abundant cooling. Both methods produced surfaces free of significant altered layers as well surface containing significant surface altered layer. However, when detected, the altered surface layer was very thin, with thickness up to $2,35\ \mu\text{m}$. On optimal conditions, the MQL altered layer was 74 % lower the abundant cooling. The statistical parameters indicated some advantage on the application of MQL. On optimal conditions, the minimal quantities presented better S_a roughness in 47 %, and S_z , in 11 %. However, the standard deviation S_q of the surface presented a value 12 % higher the abundant cooling.

Keywords: Hard turning, Surface integrity, Statistical modeling, Bearings, Machining of large components.

Lista de Figuras

1.1	Exemplo comparativo entre a usinagem de desbaste em componentes de grandes dimensões e o desbaste na usinagem convencional.	2
2.1	Orientação do trabalho de pesquisa.	3
2.2	Tempo padrão de diferentes processos na fabricação de anéis de grande porte.	4
2.3	Número de publicações sobre MQL durante a última década.	6
2.4	Número de publicações sobre MQL por veículos.	6
2.5	Número de publicações sobre MQL por países.	7
2.6	Número de publicações sobre MQL por universidades.	8
2.7	Número de artigos sobre MQL segundo tipo de usinagem.	8
2.8	Número de publicações sobre usinagem criogênica durante a última década.	13
2.9	Número de publicações por veículo.	13
2.10	Número de publicações por países.	14
2.11	Número de publicações por universidades.	14
2.12	Número de artigos segundo modalidade de usinagem.	15
2.13	Número de artigos segundo o assunto abordado na pesquisa.	16
3.1	Proporção entre componente de grandes dimensões, mecanismo de içamento e o homem.	24
3.2	Exemplo comparativo entre a usinagem de desbaste em componentes de grandes dimensões e o desbaste na usinagem convencional	25
3.3	Superfície de componente laminado à quente.	27
3.4	Cavaco típico da usinagem severa.	28
3.5	Gradiente de temperatura observado pela coloração residual.	28
3.6	Seção de cavaco aro formado.	29
4.1	Desenho esquemático de montagem do pré-experimento.	44
4.2	Vista explodida da ferramenta de corte.	45
4.3	Aplicação de mínima quantidade de fluido no pré-experimento.	46

4.4	Posicionamento do bico atomizador no bloco suporte da ferramenta e aplicação do resfriamento abundante.	46
4.5	Comparação entre as temperaturas registradas pelo o termopar 1 para a aplicação MQL e RA.	47
4.6	Comparação entre os torques solicitados para a aplicação MQL e RA. . . .	47
4.7	Danos na ferramenta de corte após o término dos experimentos.	48
4.8	Desenho esquemático do experimento.	49
4.9	À esquerda, o cavaco típico da torneamento duro e à direita sua condição fundida nos casos de grande vazão de óleo.	50
4.10	Representação geométrica do projeto fatorial do experimento.	53
4.11	Preparação das amostras para medições.	55
4.12	Posicionamento da peça retirada de B para as medições de tensão residual. .	56
4.13	Mapa em três dimensões da superfície usinada.	57
4.14	Perfil de ondulação e rugosidade da superfície analisada.	58
4.15	Fotografia da modificação na superfície usinada. À esquerda, a foto gerada a partir de sinal SE e à direita, a foto gerada a partir de sinal BSE.	58
4.16	Topografia de amostra antes das indentações.	59
4.17	Topografia da amostra avaliada depois das indentações.	59
5.1	Planos do experimento analisados nas variáveis de valor fixado.	64
5.2	Porcentagem de contribuição das variáveis na tensão residual para MQL. . .	64
5.3	Porcentagem de contribuição das variáveis na tensão residual para RA. . .	65
5.4	Gráfico tridimensional para resposta de tensão residual para MQL.	65
5.5	Gráfico tridimensional para resposta de tensão residual para RA.	66
5.6	Gráfico de contorno das variáveis de entrada e tensão residual para MQL. .	67
5.7	Gráfico de contorno das variáveis de entrada e tensão residual para RA. . .	68
5.8	Gráfico dos efeitos principais das variáveis de entrada na tensão residual média para MQL.	73
5.9	Gráfico dos efeitos principais das variáveis de entrada na tensão residual média para RA.	73
5.10	Gráfico das interações das variáveis de entrada na tensão residual com médias ajustadas para MQL.	74
5.11	Gráfico das interações das variáveis de entrada na tensão residual com médias ajustadas para RA.	74

5.12	Porcentagem de contribuição das variáveis na espessura da modificação superficial para MQL.	75
5.13	Porcentagem de contribuição das variáveis na espessura da modificação superficial para RA.	75
5.14	Gráfico tridimensional das variáveis de entrada e espessura de camada para MQL.	76
5.15	Gráfico tridimensional das variáveis de entrada e espessura de camada para RA.	76
5.16	Gráfico de contorno das variáveis de entrada e espessura de camada para MQL.	77
5.17	Gráfico de contorno das variáveis de entrada e espessura de camada para RA.	77
5.18	Fotografias da microestrutura de amostras usinadas com MQL, à esquerda referente à rodada 3 e à direita referente à rodada 14.	78
5.19	Topografia da amostra avaliada depois das indentações.	79
5.20	Dureza da camada modificada e núcleo medidos por nanoindentação.	80
5.21	Média e desvio padrão de cada medição de espessura da camada modificada na superfície para MQL.	81
5.22	Média e desvio padrão de cada medição de espessura da camada modificada na superfície para RA.	81
5.23	Gráfico dos efeitos principais das variáveis de entrada na média da espessura da camada modificada para MQL.	83
5.24	Gráfico dos efeitos principais das variáveis de entrada na média da espessura da camada modificada para RA.	83
5.25	Gráfico das interações das variáveis de entrada na espessura da camada com médias ajustadas para MQL.	84
5.26	Porcentagem de contribuição das variáveis no parâmetro S_a para MQL.	85
5.27	Porcentagem de contribuição das variáveis no parâmetro S_a para RA.	86
5.28	Gráfico tridimensional das variáveis de entrada e S_a para MQL.	86
5.29	Gráfico tridimensional das variáveis de entrada e S_a para RA.	87
5.30	Gráfico de contorno das variáveis de entrada e S_a para MQL.	87
5.31	Gráfico de contorno das variáveis de entrada e S_a para RA.	88
5.32	Gráfico dos efeitos principais na média de S_a para MQL.	88
5.33	Gráfico dos efeitos principais das variáveis de entrada na média de S_a para RA.	88

5.34	Gráfico das interações das variáveis de entrada no Sa com médias ajustadas para MQL.	89
5.35	Gráfico das interações das variáveis de entrada no Sa com médias ajustadas para RA.	89
5.36	Porcentagem de contribuição das variáveis no parâmetro Sq para MQL. . .	90
5.37	Porcentagem de contribuição das variáveis no parâmetro Sq para RA. . . .	90
5.38	Gráfico tridimensional das variáveis de entrada e Sq para MQL.	91
5.39	Gráfico tridimensional das variáveis de entrada e Sq para RA.	91
5.40	Gráfico de contorno das variáveis de entrada e SQ para MQL.	92
5.41	Gráfico de contorno das variáveis de entrada e SQ para RA.	92
5.42	Gráfico dos efeitos principais das variáveis de entrada na média de Sq para MQL.	93
5.43	Gráfico dos efeitos principais das variáveis de entrada na média de Sq para RA.	93
5.44	Gráfico das interações das variáveis de entrada no Sq com médias ajustadas para MQL.	93
5.45	Gráfico das interações das variáveis de entrada no Sq com médias ajustadas para RA.	94
5.46	Porcentagem de contribuição das variáveis no parâmetro Sz para MQL. . .	95
5.47	Porcentagem de contribuição das variáveis no parâmetro Sz para RA. . . .	95
5.48	Gráfico tridimensional das variáveis de entrada e Sz para MQL.	96
5.49	Gráfico tridimensional das variáveis de entrada e Sz para RA.	96
5.50	Gráfico de contorno das variáveis de entrada e Sz para MQL.	97
5.51	Gráfico de contorno das variáveis de entrada e Sz para RA.	97
5.52	Gráfico dos efeitos principais das variáveis de entrada na média de Sz para MQL.	98
5.53	Gráfico dos efeitos principais das variáveis de entrada na média de Sz para RA.	98
5.54	Gráfico das interações das variáveis de entrada no Sz com médias ajustadas para MQL.	98
5.55	Gráfico das interações das variáveis de entrada no Sz com médias ajustadas para RA.	99
A.1	Aquisição do termopares 1, 2 e 3 para a temperatura de referência de 80 °C.	114
A.2	Aquisição do termopares 1, 2 e 3 para a temperatura de referência de 218 °C.	114

A.3	Aquisição do termopares 1, 2 e 3 para a temperatura de referência de 359 °C.	114
A.4	Aquisição do termopares 1, 2 e 3 para a temperatura de referência de 500 °C.	115
A.5	Aquisição do termopares 1, 2 e 3 para a temperatura de referência de 640 °C.	115
A.6	Regressão entre tempertura de referência e temperatura registrada para o termopar 1.	116
A.7	Regressão entre tempertura de referência e temperatura registrada para o termopar 2.	116
A.8	Regressão entre tempertura de referência e temperatura registrada para o termopar 3.	116
B.1	Fresa de cone invertido e extensômetro utilizados na medição de tensão residual.	117
B.2	Peça com extensômetro após medição da tensão residual pela técnica de furo cego.	118
B.3	Perfis das tensões residuais referentes à rodada 5 para a aplicação MQL. .	118
C.1	Gráficos dos Resíduos para o modelo da tensão residual.	122
C.2	Gráficos dos Resíduos para o modelo da espessura da camada modificada.	123
C.3	Gráficos dos Resíduos para o modelo do parâmetro estatístico de superfície Sa.	124
C.4	Gráficos dos Resíduos para o modelo do parâmetro estatístico de superfície Sq.	125
C.5	Gráficos dos Resíduos para o modelo do parâmetro estatístico de superfície Sz.	126
C.6	Gráficos dos Resíduos para o modelo da tensão residual.	127
C.7	Gráficos dos Resíduos para o modelo da espessura da camada modificada.	128
C.8	Gráficos dos Resíduos para o modelo do parâmetro estatístico de superfície Sa.	129
C.9	Gráficos dos Resíduos para o modelo do parâmetro estatístico de superfície Sq.	130
C.10	Gráficos dos Resíduos para o modelo do parâmetro estatístico de superfície Sz.	131

Lista de Tabelas

3.1	Compilação sucinta de experimentos relacionados ao estudo da camada branca no torneamento duro.	37
4.1	Análise de modos e efeitos de falha de projeto da ferramenta de corte e experimento	42
4.2	Projeto fatorial do experimento.	54
5.1	Resultados do experimento para Mínima Quantidade de Lubrificante e Resfriamento Abundante, respectivamente.	62
5.2	Média e desvio padrão de cada medição da espessura da camada modificada na superfície para MQL e RA.	82
5.3	Verificação de adequação dos modelos de resposta para as variáveis medidas para MQL.	101
5.4	Verificação de adequação dos modelos de resposta para as variáveis medidas para RA.	101
5.5	Respostas previstas para parâmetros otimizados e valor da função desirability para MQL.	103
5.6	Respostas previstas para parâmetros otimizados e valor da função desirability para RA.	103
5.7	Parâmetros ótimos para MQL e RA.	104
A.1	Equações de regressão para calibração dos termopares.	115

Sumário

1	Introdução	1
2	Revisão da literatura	3
2.1	Estrutura da pesquisa e delimitação do tema	3
2.2	Mínima quantidade de lubrificante	5
2.2.1	Cenário de pesquisas, patentes e aplicações	5
2.2.2	O conceito da mínima quantidade	7
2.2.3	Caracterização da técnica aplicada na usinagem	9
2.2.4	Considerações sobre a aplicação dos fluidos	10
2.2.5	Considerações sobre a temperaturas da ferramenta e da peça na aplicação MQL	11
2.3	Usinagem criogênica	13
2.3.1	Cenário de pesquisas e patentes	13
2.3.2	Usinagem Criogênica: definições e métodos de aplicação do fluido .	16
2.3.3	Tipos de aplicação de fluidos criogênicos	17
2.3.4	Comparação entre a usinagem criogênica e outros métodos	19
2.3.5	Efeitos no desgaste da ferramenta de usinagem	20
2.3.6	Efeito da usinagem criogênica nas forças de usinagem e formação do cavaco e rebarbas	21
2.3.7	Efeito da usinagem criogênica no material	22
3	A usinagem de componentes de grande porte	23
3.1	Introdução	23
3.2	Caracterização da usinagem de componentes de grande porte	24
3.3	Desgaste da ferramenta de corte	26
3.4	Formação de cavacos	27
3.5	Torneamento duro	29

3.5.1	Integridade da superfície usinada	30
4	O procedimento experimental	39
4.1	O pré-experimento	43
4.2	O experimento definitivo	49
4.3	Medições do experimento	55
4.3.1	Medição de Tensão Residual	56
4.3.2	Medição de parâmetros estatísticos de superfície S_a , S_q e S_z	56
4.3.3	Medição da espessura modificada na superfície	58
4.3.4	Medição da dureza da superfície modificada e subsuperfície	59
5	Resultados e discussões	61
5.1	Tensão residual superficial	64
5.2	Camada modificada na superfície	75
5.3	Parâmetros estatísticos da superfície	84
5.3.1	Parâmetro estatístico S_a	85
5.3.2	Parâmetro estatístico S_q	90
5.3.3	Parâmetro estatístico S_z	95
5.4	Verificação de adequação dos modelos	99
5.5	Otimização dos parâmetros de usinagem	101
6	Conclusões	105
7	Sugestões para trabalhos futuros	109
A	Calibração dos termopares e análise de incertezas	111
B	Medição de tensão residual pela técnica de furo cego	117
C	Gráficos dos resíduos dos modelos ajustados	121
	Referências	133

Capítulo 1

Introdução

A usinagem de grandes componentes é fundamental no desenvolvimento econômico de um país, uma vez que o processo é requisito de setores que dependem de bens de capital. Exemplos como a mineração, portos, setores de energia, transporte ferroviário, náutico, aeroespacial, de defesa possuem aplicações em guindastes, rotores, escavadeiras, turbinas eólicas, caminhões, trens, entre muitos outros.

Os grandes componentes diferenciam-se nas métricas de tamanho e peso, significativamente maiores. São fabricados normalmente em aços, de alta ou baixa liga, e em sistemas de produção que priorizam alta variedade de peças e o baixo volume de produção. Assim, as etapas que compreendem a operação destas grandes peças são altamente especificadas, como ocorre nos modos de fixação, transporte, posicionamento e montagem.

O transporte dos componentes é lento, feito através de guindastes elétricos, guias e pontes rolantes e representa significativa parte no processo. Como estudado por [Haddag et al. \(2014a\)](#), [Wu et al. \(2013\)](#) e [Yan et al. \(2012\)](#), os parâmetros de usinagem são atípicos, principalmente nas usinagem de desbaste, e compilam uma alta taxa de remoção de material (figura 1.1). Consequentemente, as tensões de usinagem geradas por esforço mecânico direto e a variação de temperatura na peça são significantes e podem afetar a dimensão final do componente.

Os parâmetros e as ferramentas utilizadas na usinagem endurecida, porém, são semelhantes ao adotado em componentes menores. Portanto, suas boas práticas e recomendações de aplicações, assim como seu estado da arte, estão largamente disponíveis em periódicos internacionais, normas e manuais técnicos, como demonstrado nos trabalhos de [Tönshoff, Arendt e Amor \(2000\)](#) e [Bartarya e Choudhury \(2012\)](#).

A função principal da usinagem endurecida é gerar uma superfície funcional, capaz de cumprir as solicitações do contato mecânico com durabilidade previsível e maior possível.

Figura 1.1: Exemplo comparativo entre a usinagem de desbaste em componentes de grandes dimensões e o desbaste na usinagem convencional.

Para tanto, regiões específicas das peças são tratadas termicamente e então usinadas para correção da forma e de aspectos desejáveis na integridade da superfície.

Diversos componentes de grande porte são projetados para que suas superfícies endurecidas suportem altas solicitações mecânicas. Como apontado por [Karpuschewski et al. \(2014\)](#), as demandas das energias renováveis e aumento populacional têm impelido uma tendência de crescimento das solicitações mecânicas previstas em projeto. É justificativa, portanto, do emprego de pesquisas que objetivam melhorar a qualidade da superfície e respectiva durabilidade do componente em que está inserida.

Este trabalho teve como objetivo o estudo experimental de lubrificação e resfriamento no torneamento duro de uma superfície funcional em componentes de grande porte. Foram comparados os desempenhos das aplicações de mínima quantidade de lubrificante e do resfriamento abundante utilizando o método de resposta de superfície. Os experimentos foram desempenhados em instalações industriais.

Foi utilizado um planejamento tridimensional de dois níveis, adicionados de pontos axiais, central e de réplica. Foram variados a velocidade periférica da peça, o avanço da ferramenta de usinagem e a profundidade de usinagem. Após o processo, foi analisada a integridade da superfície pela medição da tensão residual, possíveis modificações microestruturais e os parâmetros estatísticos S_a , S_q e S_z . As medidas foram então ajustadas em modelos matemáticos, otimizadas e por fim comparadas.

Capítulo 2

Revisão da literatura

2.1 Estrutura da pesquisa e delimitação do tema

Este trabalho foi conduzido para atender a dois requisitos fundamentais. O primeiro requisito consistiu em fornecer contribuições academicamente relevantes para a usinagem de materiais, enquanto que o segundo requisito foi aplicar o estudo na indústria metalmeccânica para melhoria do desempenho da usinagem de componentes de grandes dimensões.

Desta forma, foi necessário orientar a escolha do tema abordado, a fim de que as conclusões obtidas pudessem contribuir significativamente em ambos os aspectos citados. A sequência estruturada da delimitação do tema está enumerada, de um a quatro, na figura 2.1:

Figura 2.1: Orientação do trabalho de pesquisa.

As oportunidades de temas abordados foram analisadas segundo os trabalhos de-

sempenhados no chão de fábrica em conjunto ao estudo sistemático acadêmico. Estão representadas na figura 2.1 pela sequência dos itens enumerados, permeada pelo retângulo tracejado, que representa a abordagem academicamente relevante orientando a evolução das decisões.

Os trabalhos de chão de fábrica ocorreram em uma indústria de usinagem de componentes de grande porte no Estado de São Paulo. Inicialmente teve como instrução verificar qual processo poderia ser impactado de forma mais significativa do ponto de vista de produtividade, respeitando os requisitos de qualidade e segurança.

À medida que o trabalho foi desempenhado, iterativamente, diversas consultas aos bancos de dados internacionais de pesquisa Scopus, Web of Science e Science Direct. A abordagem sobre os trabalhos consultados será exposta convenientemente nas próximas seções.

A partir dos trabalhos no chão de fábrica foram contabilizados, ordenados e analisados os tempos-padrão das etapas de manufatura. As medidas estão apresentadas na figura 2.2, na forma de razão entre o medido na etapa e o estimado para todo o ciclo produtivo.

Figura 2.2: Tempo padrão de diferentes processos na fabricação de anéis de grande porte.

A partir dos tempos cronometrados pôde-se inferir que o torneamento de desbaste e o fresamento de dentes de engrenamento são os processos que, se melhorados, teriam maior impacto no tempo total de produção. Portanto são os processos que produzem maior efeito na produtividade.

Porém, quando analisados os tempos-padrão de operação em conjunto com os custos de operação, viabilidade de aquisição de dados e aplicabilidade de possíveis melhorias no chão de fábrica, o processo com maior potencial para melhorias foi o torneamento de acabamento, seguido do torneamento de desbaste. Por conveniência, em razão do torneamento

de acabamento consistir majoritariamente por operações de torneamento endurecido, o processo "torneamento de acabamento" será aqui tratado pelo termo "torneamento duro".

Para ambas as opções de torneamento, os aspectos fundamentais que influenciam significativamente o desempenho dos processos são o formato, material e posicionamento da ferramenta de usinagem e a lubrificação e resfriamento na região de remoção do material. Uma vez que fundamentais, são, portanto, possíveis tópicos de estudo e a tomada de decisão entre ambos foi sistemática.

Novamente, a viabilidade de testes e aplicação no chão de fábrica influenciou decisivamente na escolha, feita em favor de alterações na lubrificação e resfriamento na região de remoção de material. As modificações e estudo no formato, material e posicionamento da ferramenta de usinagem é um tema a ser explorado em outro momento, seguindo a prioridade estabelecida no contexto deste trabalho.

A decisão entre o torneamento de desbaste e o torneamento duro foi tomada a partir de uma série de testes na unidade fabril, denominados pré-experimento. O pré-experimento apontou o torneamento duro como o processo mais viável a ser estudado. A descrição detalhada dos trabalhos envolvendo o pré-experimento está apresentada no Capítulo 4.

2.2 Mínima quantidade de lubrificante

2.2.1 Cenário de pesquisas, patentes e aplicações

O levantamento de dados a partir das bases Scopus, Web of Science e Science Direct permitiu verificar o número de publicações sobre mínima quantidade de lubrificante (do inglês *Minimum quantity of lubricant - MQL*) durante a última década. Foram utilizadas as palavras-chave como "mínima quantidade de lubrificação", "MQL machining", "minimum quantity of lubrication" e suas possíveis combinações, restritas aos anos de 2004 a 2014.

A compilação das publicações por ano demonstrou o interesse acadêmico sobre o assunto. Ainda, o crescimento consistente durante a última década sugere uma tendência tecnológica (Figura 2.3).

O número de publicações por veículo da figura 2.4 relaciona os jornais que mais publicaram sobre o assunto. Esta compilação pode orientar futuras submissões, uma vez que a recorrência demonstra a significância do tema naquele veículo.

A análise de publicações por país de origem evidenciou a forte contribuição da China, seguida dos Estados Unidos, Índia e Alemanha. É notável ainda a presença dos países asiáticos, que ocupam seis das nove posições com maior contribuição. O Brasil, contabilizado

Figura 2.3: Número de publicações sobre MQL durante a última década.

Figura 2.4: Número de publicações sobre MQL por veículos.

como o nono em contribuições, apresentou número semelhante ao de países como Japão, Alemanha e Coreia do Sul (Figura 2.5).

Os veículos internacionais e as universidades que mais publicaram foram listados. Foi observado o grande número de trabalhos provenientes da Universidade de Shangai, a mais influente no resultado obtido pela China.

É pertinente sinalizar o número de publicações da General Motors, uma empresa privada do setor automobilístico e que contribuiu significativamente no número de publicações. Sobretudo representa o interesse da indústria na aplicação de mínimas quantidades em suas linhas de produção e a disseminação da tendência nas pesquisas.

As aplicações industriais contam com exemplos de outras grandes empresas, que têm aplicado a técnica em suas matrizes europeias e, mais recentemente, no Brasil. Nas linhas de produção, as máquinas já são projetadas para o sistema de mínima quantidade e representam uma alternativa mais econômica em relação ao sistema de resfriamento em abundância e, sobretudo, mais ambientalmente amigável (Orset, 2010)(Figura 2.6).

Figura 2.5: Número de publicações sobre MQL por países.

A fim de caracterizar a disposição do número de trabalhos segundo a modalidade de usinagem objetivada, foi desempenhada pesquisa na base ScienceDirect. Os critérios de inclusão foram aplicados a partir de filtros, contabilizando apenas os artigos que tratam da aplicação de mínimas quantidades de lubrificante na usinagem, publicados em jornais especializados nas áreas mecânicas e de materiais e com a data de publicação nos anos de 2012 a 2014. Segundo o critério de relevância ordenado pela base de dados, foram contabilizados um total de 33 trabalhos, categorizados em áreas de aplicação (Figura 2.7).

2.2.2 O conceito da mínima quantidade

A técnica mínima quantidade consiste na aplicação de valores baixos de vazão de fluido na região de escoamento de material. O volume de fluido utilizado varia de algumas dezenas à algumas centenas de mililitros por hora (ml/h), o qual em números médios, representa uma redução de mais de dez mil vezes ao utilizado na aplicação abundante, ou sobrecabeça.

A técnica também é tratada como *near dry cutting* ou até mesmo por *dry cutting* justamente pela peça, ferramenta e máquina permanecerem secas após o processo (Klocke e Eisenblätter, 1997) (Grzesik, 2008).

Se utilizado água e óleo, é notável que o resfriamento exerce papel principal e, portanto, é conveniente adotar o termo mínima quantidade de resfriamento (do inglês *Minimum quantity cooling*, MQC). A característica resfriadora é observada na água, cujo calor específico é de $c_p = 4,1 \text{ kJ/kg} \cdot K$. Coerentemente, as aplicações que utilizam somente de ar

Figura 2.6: Número de publicações sobre MQL por universidades.

Figura 2.7: Número de artigos sobre MQL segundo tipo de usinagem.

comprimido possuem características predominantemente resfriadoras.

A rigor, o termo MQL ou MQC deve ser utilizado segundo a função principal que o fluido aplicado exerce na região de escoamento. Isto porque, dependendo do fluido utilizado, ou a lubrificação ou o resfriamento será predominante e, conseqüentemente, o termo adotado deve ser coerente com esta característica (Weinert et al., 2004).

Quando óleo lubrificante é aplicado diretamente ou atomizado junto a ar comprimido, é conveniente utilizar o termo MQL uma vez que o papel principal desta mistura é reduzir o atrito nas superfícies da ferramenta. Devido aos baixos calores específicos do óleo ($c_p = 1,92 \text{ kJ/kg} \cdot \text{K}$) e ar ($c_p = 1,04 \text{ kJ/kg} \cdot \text{K}$), a mistura não é eficiente no resfriamento da região de escoamento quando comparada à aplicação abundante (Anton, Andreas e

[Friedrich, 2015](#)).

Em conformidade com os conceitos apresentados, [Zhang, Li e Wang \(2012\)](#) adotaram em seus trabalhos a nomenclatura MQCL (do inglês *Minimum Quantity Cooling Lubrication*). Em testes experimentais aplicados ao fresamento o autor utilizou mínimas quantidades de óleo pulverizado em ar resfriado à temperatura criogênica.

2.2.3 Caracterização da técnica aplicada na usinagem

A redução drástica da vazão de óleo é um conceito orientado pela redução de custos, impacto ambiental e melhoria de qualidade e coerente à necessidade de cobertura da área engajada da ferramenta de usinagem, como descrito por [Machado e Wallbank \(1997\)](#).

Segundo o autor, a verificação dos parâmetros de operação e o teorema de Avogadro pôde estimar a quantidade de fluido necessária para a operação. Para os cálculos desenvolvidos, a vazão suficiente de fluido nas áreas entre o cavaco e superfície de saída de cavacos da ferramenta foi de aproximadamente $0,1 \text{ cm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$, um valor muito inferior ao praticado na aplicação abundante.

É evidente que a estimativa anterior não levou em conta uma investigação profunda da aplicação do fluido, uma vez que tinha por objetivo apresentar um argumento inicial para a proposta da mínima quantidade. Porém, a eficiência na lubrificação é um fator de grande influência no desempenho da técnica e determina as melhores oportunidades de aplicações.

Nesta direção de pesquisa, diversos autores têm desenvolvido trabalhos que avaliaram os fenômenos tribológicos de forma dedicada. [Min et al. \(2005\)](#) concluiu em seu trabalho que o potencial de adsorção de um fluido de usinagem baseado em ester pode indicar fortemente sua capacidade em formar um filme lubrificante.

Interessante notar que a adsorção do gás utilizado na estratificação no fluido líquido também é importante no desempenho da mistura. No mesmo trabalho anterior, [Min et al.](#) demonstrou que a proporção dos elementos químicos que compõem o gás utilizado exerce um papel importante no desempenho do método.

Avaliou também, através espectrometria de massa, o comportamento tribológico dos gases hidrogênio, oxigênio e nitrogênio, além de óleo e água durante a usinagem. As correntes de ion referentes ao oxigênio e ao éster foram reduzidas significativamente quando comparadas as correntes dos gases nitrogênio e hidrogênio.

Tal resultado é uma evidência da adsorção destas substâncias nas interfaces da usinagem e suas contribuições são confirmadas pela melhoria da superfície usinada, redução no raio

de curvatura do cavaco e menores forças de corte. Foram contabilizadas reduções de 35 % na componente da força relativa ao avanço e 17 % na força resultante, quando comparadas às aplicações com nitrogênio.

[Wakabayashi et al. \(2003\)](#) trabalhou uma aplicação semelhante. Ao examinar a atividade do éster metil-propionato, o autor verificou um aumento de 50 % na adsorção da substância quando aplicada na presença abundante do gás oxigênio, se comparada à aplicação ausente do gás. Foi uma realista representação do que ocorre nas aplicações de MQL, uma vez que, durante a usinagem, a ferramenta está rodeada de grande quantidade de ar atmosférico e, portanto, de oxigênio.

2.2.4 Considerações sobre a aplicação dos fluidos

A normatização e boas práticas da aplicação da técnica MQL estão documentadas nas normas do Deutsches Institut für Normung, DIN 6909- ([DIN, 2011a](#)), ([DIN, 2011b](#)), ([DIN, 2011c](#)), e no livro técnico da Automotive Industry Action Group, AIAG ([AIAG, 2008a](#)). Os documentos abordam aspectos de eficiência e segurança do método e detalham ferramentas, os tipos de conexões, as singularidades e sistemas de exaustão.

É pertinente observar que o conjunto de normas e procedimentos, através de suas datas das publicações, sinaliza a aplicação relativamente recente e recorrente da técnica em linhas de produção. Um desdobramento natural consiste, portanto, em verificar o registro de inovações em projetos relacionados ao tema. Assim, foi desempenhada uma pesquisa na base EspaceNet utilizando as palavras "Minimum Quantity lubrication" e "MQL machining".

A partir dos resultados foram contabilizados 20 registros, dos quais uma grande quantidade descrevia ferramentas rotativas, como registrado por [Stoll, Exner e Nordstrom \(2011\)](#) e [Liebald \(2014\)](#).

De fato, [Park et al. \(2010\)](#) e [Aoyama \(2002\)](#) também corroboraram o interesse de aplicação em ferramentas rotativas e sinalizaram que seu estudo não é trivial. Isto porque, neste tipo de aplicação, há o desafio de manter a mistura de óleo e ar o mais homogênea possível. Durante o movimento da ferramenta o fluido é submetido à inércia do movimento, que impele o óleo contra a superfície dos condutos e singularidades. Há então perda significativa na homogeneidade da mistura e consequente perda de eficiência do desempenho da técnica.

Ainda seguindo o tipo rotativo, [Gruhler e Römpf \(2012\)](#) propuseram uma ferramenta com acionamento mecânico da válvula de ar comprimido, gás integrante na estratificação

do óleo lubrificante, em função da velocidade periférica da ferramenta.

Além de boa homogeneidade, alguns autores têm demonstrado que o desempenho da lubrificação depende do tamanho da partícula de óleo estratificada no gás. Como proposto por [Aoyama et al. \(2008\)](#) é importante que a mistura ocorra próxima à região de aplicação a fim de evitar que perturbações geradas pela força centrífuga afetem as partículas da mistura. Ainda, o autor propõe um sistema de mistura de óleo e ar com o indicativo de redução no consumo de óleo em relação aos demais sistemas de MQL.

Com objetivo de economia semelhantemente, [Sim e Gaudillere \(2013\)](#) propuseram dois canais internos ao corpo da ferramenta rotativa. O encontro dos canais, já muito próximo da aresta de corte, promoveu a mistura e evitou perdas de desempenho.

A ferramenta proposta por [Sim e Gaudillere](#) se enquadra ao conceito dos equipamentos categorizados por "dois canais", disponibilizados comercialmente por diversas empresas. São equipamentos que possuem um refinado controle de volume de fluido lubrificante e ar, produzindo sempre a melhor condição de mistura para diversas solicitações de usinagem.

São indicadas para aplicações de ferramentas rotativas, em razão da inércia do movimento. Como contraponto à melhor estratificação e controle da mistura está o custo do equipamento, maior em relação aos equipamentos de único canal e sistema de controle mais simples.

Outro aspecto a se considerar sobre o desempenho da técnica é o tamanho da ferramenta. A medida que são variados os tamanhos da ferramenta, se de grande porte ou pequeno porte, são exigidas diferentes quantidades de fluido. Segundo este conceito, [Takigawa, Ohno e Kawahara \(2006\)](#) propuseram um dispositivo que mantém a pressão da mistura constante para diferentes tamanhos de ferramentas.

2.2.5 Considerações sobre a temperaturas da ferramenta e da peça na aplicação MQL

A temperatura atingida na interface da ferramenta e da peça são importantes para avaliar a viabilidade da técnica para determinado processo. [Klocke e Eisenblätter \(1997\)](#) apontaram que há diversas aplicações que não seriam oportunas em razão da limitada capacidade da técnica em extrair calor da região de corte.

Aplicações estas que têm por característica as grandes energias solicitadas na ferramenta, consequência de altas taxas de remoção de material ou de características do material usinado, como com baixa condutividade térmica e alta dureza. Porém, é necessário adicionar que, para os casos aplicáveis, o material usinado tende a ter sua dureza

reduzida a medida que a temperatura da região de escoamento aumenta, o que de certa forma facilita seu escoamento.

Aliado ao ganho significativo de lubricidade, vários autores têm obtidos resultados interessantes com a técnica como melhoria na rugosidade, redução de choques mecânicos em usinagem interrompida e maiores vidas da ferramenta de usinagem (Klocke e Eisenblätter, 1997) (Sun et al., 2015).

Dhar e Kamruzzaman (2007) concluíram que a melhoria da rugosidade vem da redução da oportunidade de formação de aresta postiça e da redução do efeito de abrasão e lascamento nos flancos da ferramenta. O desgaste de entalhe, muito severo na usinagem de grande porte, também foi reduzido.

Pela experiência da aplicação industrial, a temperatura que a peça atinge durante o processo, além da região de escoamento, também é decisiva no processo aplicado (Orset, 2015). A elevação significativa de temperatura, devido à restrita capacidade do fluido em extrair calor da região de contato, dilata a peça durante o processo e causa desvios dimensionais.

Na aplicação das fábricas do grupo PSA, Orset, diretor do departamento de pesquisa e desenvolvimento da Process Conception Ingénierie, de Saint-Étienne, explica que os desvios dimensionais são controlados através das deformações previstas por modelos numéricos. As trajetórias são então corrigidas pelo sistema de controle da máquina operatriz, e compensam as dilatações da peça durante a usinagem.

Com o mesmo objetivo porém de forma alternativa, Ukai (2002) propôs em sua máquina o controle da temperatura na região da usinagem pela adição de água na mistura de ar e óleo. Neste caso pode-se inferir que este controle de temperatura pode trazer modificações críticas à microestrutura do material e em regiões delimitadas, característica indesejável na usinagem de superfícies sujeitas ao contato mecânico.

Além das soluções de controle da máquina, há o exemplo de trabalhos relacionados ao fluido utilizado no método, a fim de entender seu comportamento e melhorar seu desempenho no processo. É o caso do registro desempenhado por Kwon e Drzal (2010), que descreveu um aditivo com nanopartículas de grafite aplicável em óleo para MQL.

As nanopartículas, denominadas exfoliated graphite nanoparticle (EGN) possuem diâmetro de 1 a 20 μm , espessura de 2 a 15 μm e podem ficar em suspensão de 5 a 1000 dias. Segundo apontado por Kwon e Drzal, a adição das nanopartículas melhorou significativamente a adesão do lubrificante na superfície molhada.

A quantidade suficiente para haver lubrificação compreendeu vazões entre 0,05 ml/min a 5 ml/min e uma das vantagens do aditivo apontada foi a alta relação de aspecto das

plaquetas de grafeno, que permite a orientação da fase quando aplicados na mistura no processo MQL.

2.3 Usinagem criogênica

2.3.1 Cenário de pesquisas e patentes

Foi conduzida a pesquisa nas bases de dados Scopus, Web of Science, ScienceDirect e Scielo sobre trabalhos que abordam a usinagem criogênica. As palavras-chave utilizadas foram “cryogenic machining”, “cryogenic cooling machining”, “cryogenic machining finite element”, “integrity surface cryogenic cooling” e suas respectivas permutações.

Foram então contabilizados os trabalhos de 2004 até 2014 (Figura 2.8) e os periódicos que mais publicaram sobre o assunto (Figura 2.9).

Figura 2.8: Número de publicações sobre usinagem criogênica durante a última década.

Figura 2.9: Número de publicações por veículo.

Grande parte dos trabalhos foi resultado de cooperações entre países, principalmente com a presença dos Estados Unidos. É uma observação pertinente visto que foram justamente os Estados Unidos que obtiveram o maior número de publicações, seguidos da Alemanha, Itália e Portugal (Figura 2.10).

As universidades que mais publicaram sobre o assunto estão representadas na figura 2.11.

Figura 2.10: Número de publicações por países.

Figura 2.11: Número de publicações por universidades.

O Japão, China e Coreia do Sul apresentaram números bem restritos de publicações acadêmicas nos periódicos pesquisados. Em conformidade com [Farias, L.Nalon e Palma](#)

(2001), este fato sugere a preferência daqueles países em publicar trabalhos em periódicos locais.

É dificultoso o acesso às patentes orientais, muitas vezes dispostas em seus idiomas locais. Desta forma, o EspaceNet, base de dados de pesquisa de patentes européias, tem disponibilizado tutoriais para a busca e download de registros de patentes em escritórios orientais, como ocorre com o Japan Patent Office (JPO), através da Industrial Property Digital Library (IPDL).

Além da comunidade acadêmica, a usinagem criogênica desperta o interesse da indústria. Em pesquisa realizada no EPO e US Patent Office, utilizando a palavra-chave “cryogenic machining”, foram obtidos 85 registros, sendo 42 registros de patentes sobre dispositivos, ferramentas e métodos de armazenamento, condução e aplicação de fluidos criogênicos na usinagem.

No Brasil a condução de trabalhos tem sido discreta. Xavier (2010) estudou o desempenho da aplicação criogênica na usinagem de anéis de rolamento.

Segundo publicações entre 1995 e 2014, disponíveis na base ScienceDirect, 52 artigos foram classificados por ênfase de abordagem e modalidade de operação estudada. As publicações foram restritas aos periódicos *International Journal of Machine Tools and Manufacturing*, *Journal of Materials Processing Technology*, *Procedia CIRP*, *Wear* e *CIRP Annals – Manufacturing Processes*.

Foi observado que dentre os trabalhos analisados, mais da metade estudou a integridade superficial do material pós-processado e 31 % do total aplicou o estudo nas ligas de titânio como o Ti6Al4V e Inconel (Figura 2.12)(Figura 2.13).

Figura 2.12: Número de artigos segundo modalidade de usinagem.

Uma observação pertinente é que a maioria das pesquisas objetivou a integridade superficial de Ti6Al4V e Inconel e mais de 70 % dos estudos foram desempenhados na

Figura 2.13: Número de artigos segundo o assunto abordado na pesquisa.

operação de torneamento. É a mesma tendência observada em publicações sobre MQL, porém com uma porcentagem mais pronunciada no primeiro. No caso do torneamento, pode ser justificada pela fácil acessibilidade ao processo e estabilidade das variáveis de saída na aquisição experimental (Yildiz e Nalbant, 2008).

2.3.2 Usinagem Criogênica: definições e métodos de aplicação do fluido

A usinagem criogênica é o termo empregado para designar o processo de usinagem cujo resfriamento e lubrificação são feitos por fluidos sob baixíssimas temperaturas, por volta de -180°C e -150°C .

Os fluidos aplicados possuem temperatura de ebulição baixa e podem ser nitrogênio, oxigênio, hélio, solvenlene, dióxido de carbono, ar atmosférico ou freon. Dentre os citados, o mais utilizado é o nitrogênio líquido, obtido industrialmente por destilação fracionada (Hong, Ding e Ekkens, 1999)(Yildiz e Nalbant, 2008).

São diversas as recomendações de boas práticas de segurança no trabalho na aplicação de fluidos criogênicos, como reportado pela Air Products (2014) e o Canadian Centre for Occupational Health and Safety - CCOHS (2017).

Quando em contato com a pele, os fluidos produzem um efeito muito semelhante à queimadura e requerem equipamentos de proteção individual.

Outras precauções pertinentes referem-se à estabilidade do fluido e possíveis asfixias. O estado líquido é instável e, portanto, a rápida transformação de fase para o estado de vapor é uma tendência natural. A transformação do fluido, com exceção do oxigênio líquido, desloca o ar atmosférico e pode causar asfixia em ambientes confinados. É uma situação característica em máquinas enclausuradas. Para ambientes contendo menos de 19,5 % de

oxigênio, não é permitida a presença de pessoas sem o porte de oxigênio suplementar.

Outra potencial causa de asfixia ocorre quando é utilizado dióxido de carbono pois, quando vaporizado, o gás libera grandes quantidades de monóxido de carbono.

Para os casos de utilização de oxigênio líquido, a vaporização gera uma atmosfera rica em gás oxigênio que, combinado com óleos, graxas e querosene pode gerar explosões e incêndios a partir de faíscas ou mesmo choques mecânicos. Nas aplicações com hidrogênio líquido, o armazenamento do fluido e transporte devem seguir procedimentos especializados e seu derramamento não pode ser feito de forma exposta à atmosfera, pois a condensação de oxigênio presente no ar atmosférico propiciaria condições para explosões.

Os estudos pioneiros da aplicação de fluidos criogênicos em processos de usinagem foram conduzidos por [Uehara e Kumagai \(1970 apud YILDIZ; NALBANT, 2008\)](#) na década de 1950.

Como será exposto nas próximas seções, a forma de aplicação do fluido durante o processo influencia diversas características como a rugosidade, estabilidade dimensional, temperatura nas regiões de atrito, desgaste da ferramenta e o volume de fluido consumido.

Na literatura, as formas de aplicação são descritas por: pré-resfriamento da peça, resfriamento indireto, spray criogênico, jato de resfriamento direcionado e tratamento criogênico das ferramentas de usinagem. Com exceção do pré-resfriamento da peça e do tratamento criogênico da ferramenta de usinagem, os fluidos são liberados diretamente para a atmosfera após resfriarem a região de contato entre o material usinado, o cavaco em formação e a ferramenta de usinagem.

2.3.3 Tipos de aplicação de fluidos criogênicos

Este tipo de técnica tem como característica mudar o comportamento mecânico do material usinado, reduzindo sua temperatura para um valor abaixo da transição dúctil-frágil. A peça a ser usinada é submetida à temperatura criogênica numa câmara de resfriamento, retirada da câmara rapidamente e então usinada, como reportado por [Yildiz e Nalbant \(2008\)](#).

Há importantes considerações sobre esta técnica. Primeiramente, observa-se a elevação significativa das forças de usinagem e a acentuação no desgaste por abrasão da ferramenta de usinagem ([Hong, Markus e Jeong, 2001](#)).

Uma vez que a peça está sob baixíssima temperatura, sua manipulação deve ser sistemática, atendendo a procedimentos de segurança normatizados. Em um chão de fábrica haveria, portanto, desafios relacionados ao set-up na linha produtiva, pois o tempo gasto

entre a retirada da peça da câmara criogênica e o posicionamento da mesma na máquina influiria na transferência de calor para o ambiente. Ainda, para determinadas aplicações, a variação da temperatura entre valores criogênicos e os presentes na região de corte geraria significativa instabilidade dimensional, que deveria ser prevista por método numérico e compensada pelo sistema de controle da máquina operatriz.

O resfriamento indireto consiste na retirada de calor da região de usinagem através do resfriamento da base da ferramenta. O calor é extraído pela condução térmica através do corpo da ferramenta e seu suporte. Como apontado por [Minton et al. \(2013\)](#), é desejável que a fonte de resfriamento esteja tão próxima quanto possível do inserto a fim de compensar a baixa condutividade térmica do mesmo.

Para os sistemas aqui estudados, a saída de fluido após o resfriamento é feita para o ambiente externo, constituindo um sistema aberto. Possui aplicações, *a priori*, para os casos de usinagem a seco, uma vez que conceitualmente não promove melhorias de lubrificação.

A patente americana U.S 3.077.802 conferida a [Bruce \(1963\)](#) registra a resfriamento do interior da ferramenta de corte por dióxido de carbono, com a flexibilidade do fluido poder se apresentar em três estados físicos: líquido, gasoso ou *snow*. O fluido é conduzido por capilaridade pelos furos na ferramenta do inserto e expandido próximo à aresta de corte, aumentando assim a capacidade de transferência de calor do inserto para o fluido.

Opcionalmente, o fluido pode ser direcionado para a superfície de corte da ferramenta ou peça. Desta forma são evitadas, portanto, variações bruscas de temperaturas durante os ciclos característicos de escoamento de material, o que ocasionaria trincas ou até a fratura prematura da ferramenta de corte.

Este método visa o resfriamento e lubrificação da região de corte apenas, direcionando o fluxo do fluido criogênico nas interfaces da ferramenta cavaco e ferramenta peça. Como desempenhado por [Xavier \(2010\)](#), é requerido menor volume de fluido do que o método anterior.

O spray consiste na aplicação na região de corte, porém ainda sem muito refinamento. Segundo [Hong, Ding e Ekkens \(1999\)](#), o spray de fluido não é capaz de atingir com eficácia regiões da ferramenta de corte onde a temperatura é mais elevada. A dispersão na aplicação favorece ainda uma redução de temperatura em regiões indesejadas, aumentando a tensão de ruptura do material usinado, como corroborado por [George W \(1953\)](#).

Há, portanto, maior dificuldade no escoamento de material, aumento das forças de corte e questionável melhora na vida da ferramenta ([Zurecki et al., 2009](#)).

O jato direcionado de fluido consiste na aplicação restrita à região de corte de máxima

temperatura, na interface entre ferramenta de corte e cavaco e ferramenta de corte e peça. A aplicação é feita na superfície de saída de cavaco e superfície de folga. O canal de aplicação na superfície de saída ferramenta é posicionado no próprio quebra cavaco, que por sua vez é sobreposto ao inserto.

A aplicação na superfície de folga é feita por canais que representam uma reentrância no suporte do inserto. De acordo com Hong, este é o método de aplicação mais eficaz na redução da temperatura na ferramenta e aumento da vida da ferramenta (Hong, Markus e Jeong, 2001).

Seguindo o mesmo princípio de aplicação, Meidar et al. (2014) propuseram uma solução de utilização de fluidos criogênicos numa máquina de usinar comes de um virabrequim. Uma rede de canais internos à ferramenta rotativa entrega fluido criogênico na região efetiva de usinagem.

2.3.4 Comparação entre a usinagem criogênica e outros métodos

A utilização de fluido criogênico como fluido resfriador possui uma grande capacidade de extração de calor gerado na região de corte, uma vez que é aplicado sob baixíssima temperatura.

Em invariáveis casos representou redução de temperatura em regiões críticas de atrito, como na aresta de corte da ferramenta (Wang e Rajurkar, 1997) (Pu et al., Pu et al.). Nas condições propostas por Wang e Rajurkar, em comparação com fluido por emulsão na proporção 1:20, a aplicação de LN_2 obteve considerável redução da temperatura na região de corte. Foram registradas temperaturas críticas em torno de 208 °C ante 524 °C registrados na emulsão. Para este resultado, a aplicação de LN_2 ocorreu na superfície de saída e na superfície de folga.

Zurecki et al. (2009) em seu estudo registrou a temperatura durante o processo, com desenvolvimento limitado pelo desgaste do ferramental. Quanto à lubrificação, a usinagem criogênica promoveu ganhos menos significativos em relação ao resfriamento, em razão da baixa lubricidade dos fluidos.

Bermingham et al. (2011), porém, notou que o coeficiente de fricção aumentou em alguns casos. Os possíveis ganhos obtidos pelo resfriamento ficam, portanto, condicionados aos parâmetros de aplicação, principalmente ao de velocidade de incidência.

Deiab, Raza e Pervaiz (2014) conduziram em seus estudos uma análise comparativa entre diversas formas de lubri-resfriamento. Para as condições tratadas, os fluidos criogênicos não desempenharam ganhos significativos na redução de energia do escoamento de

material sobre a ferramenta de corte. A opção mais satisfatória foi a utilização da mínima quantidade fluido.

Wang e Rajurkar (1997) conduziu estudos detalhados para verificar a viabilidade da utilização de fluidos criogênicos em substituição à aplicação convencional de fluidos de emulsão na liga Ti6Al4V.

A aplicação próxima às regiões de contato entre cavaco e ferramenta de corte e entre ferramenta de corte e peça reduziu significativamente a temperatura naquelas regiões. Mesmo para a aplicação restrita na superfície de saída de cavaco, a utilização de LN_2 se mostrou razoável frente ao resfriamento convencional por fluido abundante. A aplicação de LN_2 na superfície de folga e superfície de saída reduziu a temperatura para valores abaixo de $500\text{ }^{\circ}\text{C}$, mesmo em velocidades de corte com o dobro do valor das anteriormente utilizadas para fluidos convencionais.

Porém, apenas o resfriamento interno da ferramenta de corte não foi eficiente o bastante para substituir a utilização convencional; ocasionou desgaste prematuro pois atingiu temperaturas altas, apenas inferiores à usinagem à seco.

2.3.5 Efeitos no desgaste da ferramenta de usinagem

A temperatura na região de corte é o parâmetro de grande influência no desgaste da ferramenta de corte. A resistência à alta temperatura é a característica do material da ferramenta que indica o limite superior de temperatura que a ferramenta de corte pode alcançar; quanto maior a resistência, maiores são as temperaturas de trabalho que a ferramenta permanece íntegra por mais tempo, sem falhas prematuras por tensão térmica (Wang e Rajurkar, 1997).

O resfriamento criogênico tem promovido, em quase a totalidade das aplicações, significativas melhoras na vida da ferramenta. Biček et al. (2012) obteve uma melhora de 370 %, Bermingham et al. (2011) obteve melhora de 500 % e Hong, Markus e Jeong (2001) obtiveram melhora de 227 % para respectivas condições de experimento, em comparação à usinagem à seco.

Bermingham et al. notou uma redução significativa no desgaste por abrasão. No trabalho de Hong, Markus e Jeong, mesmo para valores superiores de velocidade de corte aplicados na usinagem à seco, a vida de ferramenta se mostrou razoável. Para aquelas aplicações, foi observado uma redução significativa do desgaste por difusão.

Deiab, Raza e Pervaiz (2014) atribuíram a redução do desgaste da ferramenta à estabilidade de dureza do respectivo material. A estabilidade foi promovida pela baixa

temperatura do fluido, que evitou o desgaste intenso por oxidação, corrosão, adesão e formação de aresta postiça. Em alguns casos, a redução de temperatura na região de corte promovida pelo fluido criogênico acentuou uma tendência de vibração da ferramenta, principalmente quando esta possuía alta dureza e ângulo negativo na superfície de saída de cavacos.

A inexistência de um resultado unânime, que indique benefícios no desgaste da ferramenta, evidencia que a aplicação de fluidos criogênicos deve ser conduzida com cautela. Deve-se considerar a necessidade de adaptações para caso estudado, a fim de que a utilização de fluidos criogênicos realmente promova ganhos e não perdas na operação, em relação aos métodos tradicionais.

2.3.6 Efeito da usinagem criogênica nas forças de usinagem e formação do cavaco e rebarbas

Como já se sabe, o estudo do comportamento dos aços sob diversas temperaturas aponta a mudança de comportamento entre dúctil e frágil. [Hong, Ding e Ekkens \(1999\)](#) estudaram a quebra de cavacos do aço de baixo carbono AISI 1008 resfriado por fluido criogênico. Através de testes de tração e impacto Charpy o autor estabeleceu correlações para a usinagem no que diz respeito à temperatura de transição dúctil-frágil do material.

Com o aumento da tensão limite de escoamento em função da redução de temperatura no metal, a aplicação de fluido criogênico por si só tende a elevar as forças de usinagem, porém não de forma significativa. Todavia este acréscimo pode ser sobreposto pela melhora promovida pelo lubri-resfriamento nas regiões de atrito.

Vários autores obtiveram, em seus trabalhos, significativas reduções da força principal de usinagem, e até mesmo nas forças reativas à profundidade de corte. Nesta última, Xavier obteve uma redução de 44 %.

Porém, [Bermingham et al. \(2011\)](#) obteve um aumento das forças de corte, o que indica a particularidade com que cada condição de parâmetros de experimento deve ser analisada. O resfriamento criogênico, por submeter o material às temperaturas que tornam seu comportamento frágil, tende a favorecer a regularidade na segmentação do cavaco e sua espessura ([Hong, Markus e Jeong, 2001](#)).

Também na furação a utilização de fluidos criogênicos obteve significativas melhorias. [Biermann e Hartmann \(2012\)](#) constataram a redução na altura das rebarbas formadas em comparação à usinagem à seco, para diferentes parâmetros de corte adotados.

2.3.7 Efeito da usinagem criogênica no material

A usinagem com fluidos criogênicos afeta significativamente a dureza do material em uma profundidade de camada limitada. [Pu et al. \(2012\)](#) obteve um aumento de 87 %, $52,3 \pm 0,4$ HV para $96,6 \pm 5,6$ HV, a $10 \mu\text{m}$ de profundidade da superfície usinada.

[Biček et al. \(2012\)](#) obteve um aumento da dureza em até 15 % no torneamento de aço 52100 e significativo aumento na presença de tensão residual do tipo compressiva na superfície do material. Na aplicação de usinagem de pistas de rolamento, o aumento de tensões do tipo compressiva é desejável uma vez que prolonga a vida do rolamento.

[Xavier \(2010\)](#) obteve porém, também para aço 52100, com profundidade de corte variando entre 0,1 e 0,2 mm, avanço entre 0,1 e 0,3 mm/rot e velocidade de corte entre 150 e 170 m/min , tensões residuais do tipo trativas para as maiores profundidades de corte, avanço e velocidade de corte. Isto indica que, para maiores taxas de remoção de material, pode não haver aumento de tensões do tipo compressiva.

Há benefícios ligados à redução da rugosidade superficial do material. [Pu et al.](#) registrou melhora de 20 % na rugosidade obtida para a liga AZ31B Mg. Porém, para ferramentas cujo raio da aresta de corte maior que $70 \mu\text{m}$ houve aumento na rugosidade.

Em relação à usinagem à seco, [Paul e Chattopadhyay \(1996\)](#) obtiveram na retificação de vários tipos de aços a redução de tensão residual e trincas superficiais. Segundo o autor, uma verificação por elementos finitos possibilitou concluir que a tensão residual foi majoritariamente de originada por aspectos térmicos.

Capítulo 3

A usinagem de componentes de grande porte

3.1 Introdução

Muito pouco foi publicado sobre a usinagem de grandes componentes em banco de dados internacionais, da mesma forma como observado por [Haddag et al. \(2014a\)](#). Em pesquisa realizada nas bases de dados Scopus, Cientific.Net, ScienceDirect e Web of Science, pouquíssimos trabalhos tratavam do assunto, em sua maioria de origem chinesa.

Devido ao baixo número de resultados não houve qualquer critério de inclusão senão aquele que aceitava trabalhos com a mínima abordagem sobre o próprio tema. Foram utilizadas as palavras-chave “large machining”, “heavy machining” heavy duty machining”.

O número pequeno de publicações reflete a dificuldade de acesso à máquinas de grande porte ou mesmo a criação de laboratórios dedicados à estudos deste nicho, sendo adotadas apenas soluções do tipo *fix it* em detrimento de investigações profundas ([Uriarte et al., 2013](#)).

Visto a limitação de publicações, este capítulo foi conduzido a partir da visão de fábrica do presente autor, corroborada tanto quanto possível pelas publicações obtidas nas bases de dados.

3.2 Caracterização da usinagem de componentes de grande porte

No contexto industrial há certa generalização dos termos usinagem de grandes dimensões e usinagem pesada, que mesmo se confundem com operações severas de usinagem. Porém é razoável, no estudo pormenor dos efeitos de parâmetros de operação, distinguí-los.

A *usinagem de grande porte ou usinagem de grandes dimensões* se refere ao processo cujos componentes usinados possuem métricas de dimensão e peso notoriamente diferenciados em relação ao comumente aplicado na indústria (Figura 3.1).

Figura 3.1: Proporção entre componente de grandes dimensões, mecanismo de içamento e o homem.

O transporte de peças é feito por guindastes, pontes rolantes, pórticos rolantes e

semelhantes. As movimentações de componentes são lentas, os perímetros usinados são grandes e o tempo de ciclo e de preparação de máquina são demorados.

Ainda, é comum que o posicionamento e retirada de uma peça da máquina consumam 30 % ou mais do tempo total de operação. Os componentes usinados são aplicados em setores como energia, mineração, aeroespacial, construção civil e defesa.

A *usinagem severa* se refere ao processo cujos parâmetros são notoriamente diferenciados em relação a usinagem comumente aplicada (Figura 3.2).

Estes parâmetros compilam uma grande área engajada da ferramenta de corte na remoção de material, maior que 5 mm^2 . O volume total de material removido nesta operação é significativamente grande, e representa, não raras as vezes para aplicações de rolamentos, 40 % ou mais do volume original.

Coerentemente, Theodoro Dincher, gerente de usinagem da Saarschmiede GmbH Freiformschmiede, apontou que até 60 % de material é removido até a peça acabada (Abele e Fröhlich, 2007).

Segundo Jayakumar Naranath-Raghavan, gerente de máquinas pesadas da Seco Tools AB na Suécia, a taxa de remoção de material está compreendida entre $800 \text{ e } 4000 \text{ cm}^3/\text{min}$ (Verlag, 2015).

Figura 3.2: Exemplo comparativo entre a usinagem de desbaste em componentes de grandes dimensões e o desbaste na usinagem convencional

Este tipo de operação compreende, portanto, a aplicação de altas profundidades de corte, altos valores de velocidade de avanço da ferramenta de corte e velocidades de corte moderadas. Para o caso do torneamento, as velocidades de corte, moderadas, são produtos das grandes dimensões e de baixas frequências de rotações das peças usinadas. São características desejáveis para operações cujas massas e momentos polares de inércia

são grandes.

Visto os parâmetros de operação, a energia mecânica requerida para o escoamento de material sobre a ferramenta de corte é grande. Consequentemente, a grande quantidade de calor na região de escoamento da peça requer resfriamento abundante, isto para se obter longas vidas de ferramenta. Ainda, a ferramenta deve possuir boa dureza quando submetida à alta temperatura (Oliveira, 2004).

A grande transferência de calor para a peça, majoritariamente por condução, gera expansão térmica e significativos desvios dimensionais. Contribuem ainda para desvios o peso próprio da peça e a fixações com elevados graus de hiperasticidade necessárias na usinagem. Somados aos desvios dimensionais da peça há desafios na medição *in situ* (Uriarte et al., 2013) devido a fatores relacionados aos instrumentos de medição e sua utilização.

As máquinas ferramentas que realizam a usinagem de grande porte são instaladas sobre grandes fundações de concreto; possuem estrutura robusta e grande potência instalada (Uriarte et al., 2013). Além destas características, possuem alta resistência à deformação, grande precisão e boa repetibilidade no posicionamento (Bin et al., 2015).

3.3 Desgaste da ferramenta de corte

Na usinagem severa há aspectos que tendem a reduzir drasticamente a vida útil da ferramenta, como o alto carregamento termomecânico, alta geração de calor e determinadas características de superfície herdadas de processos anteriores (Haddag et al., 2014a).

Estas características são decorrentes de processos de conformação mecânica, que produzem camadas superficiais altamente encruadas com ranhuras, trincas, dobras e crateras (Figura 3.3).

Figura 3.3: Superfície e aresta de componente laminado à quente.

A topografia desta superfície é grosseira, com irregularidades que configuram uma usinagem intermitente. Produzem, na ferramenta de corte, carregamentos termo-mecânicos muito variáveis, impelidos pela variação da profundidade de corte e dureza do material (Yan et al., 2012).

Para determinadas aplicações as quais o material da peça tem afinidade com o material da ferramenta, o desgaste por difusão é acentuado. A longa exposição às grandes pressões e temperaturas devido ao grande tempo de ciclo de usinagem promove situação favorável à interação química dos elementos, como estudado por He, Liu e Yan (2013).

Em conformidade, Haddag também destacou a adesão de material na superfície da ferramenta, detectada entre relevos na superfície de saída de ferramenta. Estes pequenos relevos têm a função de reduzir a área de contato entre o cavaco e a ferramenta e, conseqüentemente, aumentar a vida da ferramenta.

É uma contrapartida à baixa velocidade de escoamento de material na ferramenta, fator que induz uma rápida elevação de temperatura naquela região. Além do desgaste por difusão, foram identificados sinais de abrasão na região onde o cavaco deixa a superfície de saída da ferramenta (Haddag et al., 2014b).

3.4 Formação de cavacos

Os cavacos formados possuem grande raio de curvatura e largura, com escamas bem pronunciadas (Figura 3.4).

A formação de cavacos na usinagem severa é de grande importância para a produtividade e sua disposição e transporte podem ser difíceis para determinados formatos (Arriola, 1970) (Ferraresi, 1970). Portanto, a variação de parâmetros, quando objetiva o

Figura 3.4: Cavaco típico da usinagem severa, de aproximadamente 50 mm na medição indicada.

aumento de produtividade, deve levar em conta as alterações no formato do cavaco, como abordado por [Haddag et al. \(2014b\)](#) e [Wu et al. \(2013\)](#).

Segundo [Wu et al.](#), a análise do cavaco através do microscópio eletrônico de varredura pôde fornecer importantes conclusões, como a grande energia requerida para a curvatura do cavaco e o alto carregamento mecânico no momento da sua quebra. É a sugestão, portanto, da colisão do cavaco com ferramenta como possível causa do lascamento da cobertura da mesma. Na norma ISO 3685, esse tipo de interação é referenciada por colisão região 6 ([ISO, 1993](#)).

A partir da observação do cavaco formado, são identificadas algumas características para o primeiro passe em uma usinagem com pouco resfriamento. A análise visual da superfície que deslizou sobre a superfície de saída da ferramenta evidenciou que as maiores temperaturas geradas foram na região periférica, justamente a região com a presença da casca (Figura 3.5).

Figura 3.5: Gradiente de temperatura observado pela coloração residual no cavaco.

Ao final da usinagem são conformados um tipo de cavaco peculiar, com a forma de um aro. Este tipo de cavaco, também presente em usinagens de componentes menores, é formado ao final de uma superfície com saída de ferramenta, próximo à aresta. Devido à alta profundidade e ao alto avanço combinados com uma baixa rotação, são produzidos aros

de grandes dimensões, principalmente por um mecanismo semelhante a um rasgamento, tipo tratativo.

Figura 3.6: Seção de cavaco aro formado.

Estes aros possuem superfícies altamente encruadas e são impelidos contra a ferramenta enquanto se desprendem da peça, sendo portanto potenciais causas de danos à cobertura do inserto.

Ainda, o formato aro é muito inconveniente para o transporte e segurança no trabalho, pois enroscam em partes da máquina e podem produzir cortes profundos com facilidade.

3.5 Torneamento duro

Visto o grande número de trabalhos, por mais de 17 anos dedicados ao entendimento e caracterização do torneamento duro, este texto irá apresentar uma abordagem objetiva do assunto, com um enfoque para os aspectos da qualidade que envolvem a usinagem de superfícies que desempenham função de contato dinâmico. [Tönshoff, Arendt e Amor \(2000\)](#) e [Bartarya e Choudhury \(2012\)](#) conduziram trabalhos muito completos sobre a caracterização do processo.

A usinagem de aço endurecido é de grande interesse da indústria e academia. O material da peça é o aço tratado termicamente com dureza de 50 a 70 HRC ([Tönshoff, Arendt e Amor, 2000](#)) e tem por aplicação grandes solicitações mecânicas de resistência. Tem como aspecto central produzir, em materiais com formação microestrutural melhoradas, superfícies com qualidade capazes de desempenhar função de contato mecânico. São exemplos as pistas de rolamentos, dentes em engrenamentos, eixos, ferramentas e matrizes de estampo.

Devido à alta resistência mecânica do material usinado, a ferramenta de usinagem é comumente feita de material cerâmico, como o Al_2O_3 TiC, ou de *polycrystalline boron nitride*, o PCBN. Nos trabalhos, há flexibilidade na aplicação de resfriamento e lubrificação

no processo, e diversos trabalhos utilizam-se de resfriamento abundante, usinagem à seco ou mínima quantidade de lubrificante.

Algumas publicações dedicaram-se ao estudo do torneamento duro como alternativa à retificação. Koch (1996) sinalizou que o torneamento duro apresenta vantagens em relação à retificação, como uma maior flexibilidade na produção e possibilidades de aplicações em geometrias complexas com um único set-up. O autor também aponta vantagens no ponto de vista ecológico. O torneamento duro pode evitar ou minimizar o uso de fluidos de usinagem e portanto reduzir o impacto ambiental na fase de manufatura do produto.

Bartarya e Choudhury (2012) indicou que, do ponto de vista dos parâmetros estatísticos da superfície, o torneamento duro pôde produzir superfícies equivalentes ou melhores que as obtidas por retificação, mesmo sob maiores taxas de remoção de material.

As aplicações em componentes de grande porte, diferentemente do que ocorre com o desbaste, possuem parâmetros de operação que se assemelham ao empregado em componentes de tamanho comum. Porém o comprimento usinado tende a ser significativamente maior ao verificado em componentes de menor porte. Sinaliza, portanto, que o desgaste da ferramenta de usinagem é um requisito importante para este tipo de processo.

3.5.1 Integridade da superfície usinada

Diversos componentes de grande porte são projetados para que as suas superfícies endurecidas suportem altas solicitações mecânicas. Como apontado por Karpuschewski et al. (2014), as demandas de energias renováveis e o aumento populacional têm impellido uma tendência de crescimento das solicitações mecânicas previstas em projeto.

É justificativa, portanto, do emprego de pesquisas que objetivam melhorar a qualidade da superfície e respectiva durabilidade do componente em que está inserida.

Os materiais, ferramentas de usinagem e parâmetros de processo utilizados na usinagem de grande porte são, porém, semelhantes ao adotado em componentes menores. Portanto, suas boas práticas e recomendações de aplicações, assim como seu estado da arte, estão largamente disponíveis em periódicos internacionais, normas e manuais técnicos, como demonstrado nos trabalhos de Tönshoff, Arendt e Amor (2000) e Bartarya e Choudhury (2012). Serão expostos, de forma conveniente, a seguir.

Das, Dhupal e Kumar (2015) avaliou experimentalmente o torneamento do aço AISI 4140 utilizando inserto cerâmico com cobertura de TiN. O autor recorreu à análise de variância (ANOVA) e ao método de resposta de superfície para concluir que a rugosidade superficial foi afetada principalmente pelo avanço da ferramenta de usinagem. Pontuou

também que, para o parâmetro avaliado, a profundidade de corte teve efeito negligenciável.

[Liu e Mittal \(1998\)](#) expôs que a característica principal para um número maior de ciclos de solicitação à fadiga de contato foi a tensão residual, de fato que a situação desejável configura-se nos menores valores de tensões residuais do tipo tratativas, presentes o mais distante possível do ponto de máxima tensão no contato hertziano.

A camada branca é um tópico de grande interesse na análise do contato mecânico em superfícies, principalmente aquelas recém usinadas. Consiste de uma fina camada, resistente ao ataque químico na análise de microestrutura e que pode ocorrer em superfícies que foram sujeitadas à usinagem, abrasão, deslizamento, alto impacto em testes Charpy e extrusões em alta velocidade ([Akcan et al., 2002](#)).

A espessura da camada pode variar de 2 a 50 μm e depende dos parâmetros de usinagem empregados, como pôde-se inferir a partir de [Ramesh et al. \(2005\)](#), [Guo e Sahni \(2004\)](#) e [Attanasio et al. \(2012\)](#). Porém, diversos autores obtiveram espessuras inferiores à 3 μm , como [Bosheh e Mativenga \(2006\)](#), [Revel et al. \(2016\)](#), [Javidi, Rieger e Eichlseder \(2008\)](#) e [Poulachon et al. \(2005\)](#). Segundo Akcan, ainda, a dureza da camada branca é maior do que a dureza do *bulk* do material, ainda que este último seja martensítico.

Há a ressalva porém, de que as medições de dureza da camada branca contém incertezas que poderiam levar à conclusões imprecisas, uma vez que os indentadores são muito maiores que a espessura da camada medida, apesar do baixo carregamento utilizado, de até 50 g.

O grande interesse do estudo da camada branca na mecânica do contato é a sua influência na redução de ciclos quando a superfície é submetida à esforços que resultem em falha por fadiga de contato.

[Schwach e Guo \(2005\)](#) estudou a vida para o contato de rolamento em superfícies produzidas por torneamento duro do aço de rolamento 52100. As superfícies foram submetidas à testes de contato de rolamento lubrificados e monitorados por emissão acústica.

Foram comparados quatro superfícies, usinadas com diferentes parâmetros: duas estavam livres de camada branca e foram produzidas por ferramentas de corte novas, velocidade de corte de 106,8 m/s , profundidade de usinagem de 0,254 mm. Diferenciaram-se apenas pelo avanço, nas quais foram utilizados 0,1016 mm/rot e 0,0254 mm/rot .

Para produzir as superfícies com camada branca foram utilizadas ferramentas já desgastadas, de 0,7 mm e 0,4 mm, com a mesma profundidade de corte e velocidade de corte de 169,2 m/min . As superfícies que continham camada branca apresentaram vida menor em relação àquelas que não continham. A superfície livre de modificação microestrutural na superfície e usinada com menor avanço apresentou o melhor resultado de durabilidade.

Em seguida, ainda livre de camada branca, a superfície usinada com maior avanço

apresentou durabilidade 50 % menor à superfície anterior; na sequência, foram as superfícies usinadas com menor desgaste de flanco e maior desgaste de flanco, respectivamente. Estes resultados apontaram que quanto maior a espessura da camada branca, menor foi o número de ciclos de vida.

Outra importante observação foi que as tensões residuais compressivas na superfície aumentaram significativamente a vida por contato de rolamento, porém a profundidade e a magnitude da tensão residual na subsuperfície não pareceram críticos.

Guo, Warren e Hashimoto (2010) relacionou os processos de retificação e torneamento duro, as respectivas integridades superficiais obtidas e a resistência à fadiga de contato. O autor pontuou que o perfil da tensão residual numa peça submetida ao torneamento duro pôde ser facilmente mudada quanto ao perfil da ferramenta de corte utilizado. Em adição, a alta tensão trativa que caracterizou a camada branca foi produzida pela alta temperatura na interface de contato da ferramenta e da peça.

O autor pontuou ainda que o torneamento duro foi capaz de produzir superfícies com vida até 40 % maior que as superfícies retificadas; para os casos da superfície que apresentaram camada branca, a vida do componente foi reduzida em 8 vezes. Para situações em que foram forçadas a presença de camada branca, para ambos os processos, o torneamento duro produziu vida superior à retificação.

Hashimoto, Guo e Warren (2006) também comparou os processos de retificação e torneamento duro para situações que não produziram camada branca. Para acabamentos superficiais equivalentes, o autor concluiu que as amostras torneadas resistiram até duas vezes mais ao contato do que as amostras retificadas.

Bosheh e Mativenga (2006) mediu a microdureza da secção usinada, da superfície em direção ao núcleo. O autor reportou durezas na camada branca acima de 750 HV para 700 *m/min* e de quase 900 HV para 100 *m/min*. A medida que as indentações seguiam em direção ao núcleo, os valores de dureza reduziram pouco mais de 15 %, para 20 μm .

Hosseini et al. (2012) fez considerações sobre a usinagem com ferramentas novas e desgastadas, em aços 52100 martensíticos e bainíticos. O autor apontou que um aumento na velocidade de corte em ferramentas desgastadas produziram maior efeito na redução da tensão residual do que o observado para as ferramentas com pouco desgaste ou novas.

Tais mudanças foram caracterizadas pela mudança das tensões residuais na subsuperfície até 10 μm , passando de compressivas para trativas. Abaixo de 10 μm as tensões residuais apresentaram-se compressivas para as superfícies usinadas com ferramenta desgastada, e trativas para as superfícies usinadas com ferramenta nova.

Um efeito restrito da profundidade de corte na tensão residual também foi detectado por

[Revel et al. \(2016\)](#), quando medida na direção circunferencial. Ao dobrar a profundidade de corte, de $5\text{ }\mu\text{m}$ para $10\text{ }\mu\text{m}$, o perfil da tensão residual até $25\text{ }\mu\text{m}$ de profundidade deslocou-se menos do que quando medido na direção tangencial.

Tal fato também ocorreu para um significativo aumento da velocidade de corte, de 260 m/min para 360 m/min , porém abaixo de $25\text{ }\mu\text{m}$ não houve alterações significativas no perfil de tensão residual, tangencial e circunferencial, tanto para as velocidades de corte como para as profundidades de corte.

O tipo de material usinado exerce influência significativa na formação de camada branca, como abordado por [Akcan et al. \(2002\)](#). O autor evidenciou a diferença da espessura da modificação superficial em três diferentes materiais, para os mesmos parâmetros de usinagem aplicados, a saber, AISI 4140, AISI 52100 e M2.

[Ramesh et al. \(2005\)](#) abordou em seu trabalho testes com diferentes velocidades de corte para o aço 52100 com a finalidade de evidenciar a predominância do aspecto térmico, em função da velocidade de corte, e seus efeitos na microestrutura da material.

Para as menores velocidades de corte o autor sinalizou o aspecto mecânico de deformação plástica como predominante. Apontou também o refinamento de grão como principal característica microstutural, além de uma menor concentração de austenita retida devido à predominância do trabalho mecânico. Para as maiores velocidades, o autor descreveu a predominância do aspecto térmico e significativo aumento de austenita retida, sinalizando a re-austenitização do material e rápida $\gamma - \alpha$ transformação.

[Attanasio et al.](#) concluiu que a espessura da camada branca foi sensível ao desgaste da ferramenta, de forma que, com o aumento do desgaste, a espessura da camada também aumentou. Ainda, apontou que o aumento da velocidade corte produziu camadas brancas mais finas, inclusive regiões de transição mais finas, também denominadas camadas negras, no torneamento duro de AISI 52100.

[Hosseini et al. \(2012\)](#) também registrou em seu trabalho o aumento da espessura da camada branca ao utilizar insertos mais desgastados, em adição à presença de regiões de transição, enquanto as menores espessuras de camada branca foram registradas para insertos menos desgastados.

Em concordância, [Bosheh e Mativenga](#) também registrou decréscimo da espessura da camada branca no torneamento duro do aço ferramenta H13, de $2,3\text{ }\mu\text{m}$, obtido por velocidade corte de 100 m/min , para $0,26\text{ }\mu\text{m}$ e $0,17\text{ }\mu\text{m}$, para os valores de 400 e 700 m/min , respectivamente.

O autor justificou que a causa foi a redução da temperatura na peça e respectivo aumento da temperatura registrada no cavaco. Tal indicador demonstrou que o calor

gerado na usinagem foi removido de forma mais eficiente com o aumento da velocidade de corte, pelo cavaco. Comparando as velocidades de 100 m/min e 700 m/min , a temperatura do cavaco foi de $612,5^{\circ}\text{C}$ para $1164,3^{\circ}\text{C}$ enquanto que a temperatura da peça reduziu de 284°C para 272°C .

A seguir estão compilados alguns experimentos relacionados ao estudo da camada branca no torneamento duro. Nas tabelas, a sigla indicada por (1) refere-se à abreviação NM, de não-medido; a sigla indicada por (2) refere-se à abreviação ND, de não-detectado.

Autor e data do trabalho	Espessura da camada branca	Dureza da camada branca	Espessura da camada negra	Dureza da camada negra	Material usinado	Ferramenta de usinagem	Parâmetros de usinagem
Revel et al. (2016)	0,55 μm	NM	46 μm	NM	AISI 52100 61 ± 1 HRC	CBN CNGA 120408	VC=210 m/min A=0,05 mm/rot PC=0,005 mm, Resfriamento não especificado.
	1 μm	NM	44 μm	NM			VC=260 m/min A=0,1 mm/rot PC=0,01mm, Resfriamento não especificado.
Guo, Warren e Hashimoto (2010)	7 μm	NM ¹	NM	NM	AISI 52100 62 HRC	CBN BZN8100 VB=0,1 mm	VC=2,82 m/s A=0,05 mm/rot PC=0,254 mm, Usinagem à seco.
Hosseini et al. (2012)	ND (VB=0), 1 $\pm$ 0,5 μm (VB=0,17)	NM	0 (VB=0), 0 (VB=0,17)	NM	AISI 52100 martensítico ou bainítico	CBN DCGW11T308	VC=30 m/min A=0,08 mm/rot PC=0,08 mm, Resfriamento por emulsão pressurizada à 5 bares.
	ND (VB=0), 1,5 $\pm$ 0,5 μm (VB=0,17)	NM	2,0 $\pm$ 0,5(VB=0), 10,0 $\pm$ 2,0 (VB=0,17)	NM			VC=110 m/min A=0,08 mm/rot PC=0,08 mm resfriamento por emulsão pressurizada à 5 bares
	0,5 μm (VB=0), 3,0 $\pm$ 1,0 μm (VB=0,17)	NM	2,0 $\pm$ 0,5 μm (VB=0), 5,0 $\pm$ 1,0 μm (VB=0,17)	NM	AISI 52100 martensítico		VC=260 m/min A=0,08 mm/rot PC=0,08 mm, Resfriamento por emulsão pressurizada à 5bares.
	0,5 μm (VB=0), 3,0 $\pm$ 1,0 μm (VB=0,17)	NM	2,0 $\pm$ 0,5 μm (VB=0), 6,0 $\pm$ 2,0 μm (VB=0,17)	NM	AISI 52100 bainítico		VC=260 m/min A=0,08 mm/rot PC=0,08 mm, Resfriamento por emulsão pressurizada à 5 bares.
Hashimoto, Guo e Warren (2006)	6 μm	7 GPa	8 μm	$\approx$ 7 GPa	AISI 52100 62 HRC	CBN GE BZN 8100	VC=120 m/min A=0,051 mm/rot PC=0,254 mm, Usinagem à seco.

Autor e data do trabalho	Espessura da camada branca	Dureza da camada branca	Espessura da camada negra	Dureza da camada negra	Material usinado	Ferramenta de usinagem	Parâmetros de usinagem
Bosheh e Mativenga (2006)	2,3 μm	890 HV	ND	ND	H13 54 a 56 HRC	CBN, detalhes não especificados.	VC=100 m/min A=0,1 mm/rot PC=0,05 mm, Resfriamento não especificado.
	0,26 μm	825 HV	ND	ND			VC=400 m/min A=0,1 mm/rot PC=0,05 mm, Resfriamento não especificado.
	0,17 μm	760 HV	ND	ND			VC=700 m/min A=0,1 mm/rot PC=0,05 mm, Resfriamento não especificado.
Poulachon et al. (2005)	1 μm (VB=0,160 mm)	NM	ND ²	ND	100 Cr6	CBN TNGA 160408 S01020 A 7020	VC=230 m/min A=0,12 mm/rot PC=0,2 mm, Usinagem à seco.
	0,5 μm (VB=0,140 mm)	NM	ND	ND	X380CrMoV5		
	1,3 μm (VB=0,175 mm)	NM	ND	ND	35NiCrMo16		
	1,2 μm (VB=0,200 mm)	NM	ND	ND	X160CrMoV12		
Ramesh et al. (2005)	NM	8,4 GPa	NM	NM	AISI 52100 62 HRC	CBN KD050 ANSITNG-432	VC=91,4 m/min A=0,127 mm/rot PC=0,254 mm, Usinagem à seco.
	NM	9,5 GPa	NM	NM			VC=182,9 m/min A=0,127 mm/rot PC=0,254 mm, Usinagem à seco.
	NM	9,2GPa	NM	NM			VC=274,3 m/min A=0,127 mm/rot PC=0,254 mm, Usinagem à seco.
Schwach e Guo (2005)	NM	8,4GPa	NM	NM	AISI 52100 62 HRC	CBN KD050 ANSITNG-432	VC=91,4 m/min A=0,127 mm/rot PC=0,254 mm Usinagem à seco
	NM	9,5 GPa	NM	NM			VC=182,9 m/min A=0,127 mm/rot PC=0,254 mm, Resfriamento não especificado.
	NM	9,2 GPa	NM	NM			VC=274,3 m/min A=0,127 mm/rot PC=0,254 mm, Resfriamento não especificado.

Autor e data do trabalho	Espessura da camada branca	Dureza da camada branca	Espessura da camada negra	Dureza da camada negra	Material usinado	Ferramenta de usinagem	Parâmetros de usinagem
Guo e Sahni (2004)	14,1 μm	720 HV a 810 HV	34,3 μm	460 HV	AISI 52100 63,08 $\pm 0,28$ HRC	CBN BZN8100 VB=0,1 mm	VC=2,82 m/s A=1,66 mm/s PC=0,2 mm, Usinagem à seco.
Akcan et al. (2002)	$\approx 4,0$ a $\approx 5,0$ μm (VB=100 μm), $\approx 4,0$ a $\approx 7,8$ μm (VB=200 μm)	NM	ND	ND	AISI 4340 56 a 57 HRC	CBN, detalhes não especificados.	VC=50 a 200 m/min A=0,05 a 0,1 mm/rot PC=0,1 a 0,2 mm, Resfriamento não especificado.
	$\approx 1,5$ a $\approx 3,5$ μm (VB=100 μm), $\approx 3,5$ a $\approx 6,0$ μm (VB=200 μm), $\approx 4,0$ a $\approx 8,5$ μm (VB=300 μm)	12,85 $\pm 0,80$ GPa	ND	ND	AISI 52100 60 a 62 HRC, 10,70 $\pm 0,65$ GPa		
	ND	ND	ND	ND	M2 60 a 62 HRC		
Chou e Song (2005)	$\approx 5,0$ μm (r=0,8 mm), $\approx 3,0$ μm (r=1,6 mm), $\approx 2,0$ μm (r=2,4 mm)	NM	NM	NM	AISI 52100 60 a 62 HRC	AlTiC, de raios de ponta r=0,8 mm, r=1,6 mm e r=2,4 mm	VC=120 m/min A=0,3 mm/rot PC=0,2 mm Resfriamento não especificado.
	$\approx 12,5$ μm (r=0,8 mm), $\approx 7,5$ μm (r=1,6 mm), $\approx 5,0$ μm (r=2,4 mm)	NM	NM	NM			VC=120 m/min A=0,45 mm/rot PC=0,2 mm Resfriamento não especificado.
	$\approx 14,5$ μm (r=0,8 mm), $\approx 10,5$ μm (r=1,6 mm), $\approx 9,0$ μm (r=2,4 mm)	NM	NM	NM			VC=120 m/min A=0,6 mm/rot PC=0,2 mm Resfriamento não especificado.
Zurecki et al. (2012)	$\approx 1,50$ μm (US), $\approx 0,85$ μm (RC)	NM	NM	NN	52100 61 HRC	Tipo cerâmico CNGA432	VC ≈ 122 m/s A $\approx 0,1$ mm/rot PC $\approx 0,4$ mm, Usinagem à seco (US) ou Resfriamento criogênico (RC).
	$\approx 1,75$ μm (US), $\approx 1,00$ μm (RC)	NM	NM	NM		CBN BNCSO CNMA432	
	$\approx 2,30$ μm (US), $\approx 1,50$ μm (RC)	NM	NM	NM		Tipo cerâmico CNGA432	VC ≈ 213 m/s A $\approx 0,1$ mm/rot PC $\approx 0,4$ mm, Usinagem à seco (US) ou Resfriamento criogênico (RC).
	$\approx 1,80$ μm (US), $\approx 1,05$ μm (RC)	NM	NM	NM		CBN BNCSO CNMA432	

Tabela 3.1: Compilação sucinta de experimentos relacionados ao estudo da camada branca no torneamento duro.

Capítulo 4

O procedimento experimental

O experimento desempenhado neste trabalho comparou dois métodos de lubrificação e resfriamento aplicados no torneamento duro em componente de grande porte, a saber, o resfriamento abundante e a mínima quantidade de lubrificação. O objetivo foi concluir sobre a viabilidade da aplicação da mínima quantidade no acabamento de superfícies que desempenham o contato mecânico de rolamento. O resultado positivo sinalizaria, deste modo, uma alternativa à aplicação abundante, já bem estabelecida nos processos industriais.

Este tema foi definido a partir do uso de ferramentas que identificaram as oportunidades de maior impacto no processo produtivo, como está descrito detalhadamente na seção 2.1. No decorrer deste trabalho os métodos poderão ser tratados por "RA" e "MQL", abreviações de resfriamento abundante e mínima quantidade de lubrificante, respectivamente.

A aplicação de fluidos criogênicos, relacionada na delimitação do tema e revisão da literatura, não foi experimentada neste trabalho. Por razões de viabilidade de aplicação optou-se por restringir a comparação entre o resfriamento abundante e a mínima quantidade.

O experimento foi realizado no chão de fábrica de uma empresa metalmecânica localizada no ABCD Paulista e foi dividido em dois momentos: no primeiro momento foram realizados pré-testes para fornecer informações sobre a real perspectiva de comparação entre os métodos, as possibilidades de perdas e ganhos em eficiência de processo. Foram considerados também detalhes sobre o projeto de suporte de ferramenta, tempo de experimento e os respectivos custos de operação. Para estes pré-testes foi dado o nome de "pré-experimento".

No segundo momento foi conduzido o experimento, referência para a aplicação no processo industrial. O experimento incluiu as lições aprendidas no pré-experimento e será

tratado como "experimento definitivo".

O experimento definitivo foi construído com orientação matemática e estatística, para propiciar as modelagens de funções de superfície que fundamentariam as conclusões. Tanto o pré-experimento como o experimento definitivo serão descritos detalhadamente no decorrer deste capítulo.

Um requisito fundamental estabelecido para o experimento foi a aplicação dos resultados no processo produtivo da indústria relacionada ao processo, semelhante ao proposto por [Karpuschewski et al. \(2014\)](#). Tal requisito implicou em diretrizes fundamentais para a execução dos experimentos, estabelecidas a seguir, em ordem de prioridade:

- Maior segurança possível;
- Aplicação na indústria de interesse e maior qualidade de dados possível;
- Menor tempo de execução possível¹

Estas diretrizes foram seguidas rigorosamente e possibilitaram bom desempenho dos trabalhos. Foram mais de *45 horas de máquina* trabalhadas, entre preparações, pré-experimento, tratamento térmico e o experimento definitivo. Destas, aproximadamente 35% foram destinados ao pré-experimento, 40% em preparações que incluíram tratamento térmico e 25% ao experimento efetivamente.

Desenvolvendo as diretrizes definidas, a observação dos aspectos de segurança implicou em descrever riscos na movimentação de carga, no manuseio de ferramentas e tráfego de pessoas. De forma abrangente, o posto de trabalho consiste na disposição de guindastes com talhas elétricas, bancada de ferramentas e de instrumentos de medição e plataformas; as plataformas são escorregadias. A máquina possui enclausuramentos normatizados pela norma regulamentadora nº12, NR12.

Tal observação do posto de trabalho e seus aspectos de segurança, somados aos aspectos técnico-operacionais e de qualidade requisitaram uma análise de efeitos de modo de falha (*Failure mode and effect analysis - FMEA*), a fim de avaliar as oportunidades de falha do pré-experimento (Tabela 4.1). Este é um documento "vivo", suscetível a tantas alterações quanto forem convenientes durante todo este trabalho, e por questões óbvias, serviu ao experimento definitivo.

Os procedimentos e boas práticas do FMEA foram seguidos conforme instruções do manual AIAG ([AIAG, 2008b](#)) para o PFMEA (*Process FMEA*), adaptados ao entendi-

¹esta diretriz foi aplicada às condições de contorno para um ambiente industrial com limitação na disponibilidade de maquinário.

mento do contexto do experimento. Os parâmetros de avaliação utilizados são Gravidade, Frequência, Detecção e Risco, abreviados por G, F, D e R, respectivamente.

A gravidade, a frequência e a detecção foram ponderados por um valor de 1 a 10 e o risco foi obtido pela multiplicação dos três valores. Para a gravidade, quanto maior o valor atribuído maiores são os efeitos no experimento; para frequência, quanto maior o valor atribuído maior o número de ocorrências; para detecção, quanto maior o valor atribuído, mais difícil de detectar.

Por se tratar de máquinas que desempenham papel ativo na produção, foi de grande importância conciliar de forma harmônica as paradas de máquina, as movimentações de peça e a realização do experimento. Os requisitos de organização e desempenho do experimento no chão de fábrica são aqueles representados na tabela 4.1 como os de segundo maior risco e o de menor risco. Tais requisitos foram considerados tanto no pré-experimento quanto no experimento definitivo.

Diversas equipes auxiliaram nos trabalhos dentre os quais estão: representantes de equipamentos de medição, manutentores mecânicos, elétricos e eletrônicos, planejadores de produção, supervisores de produção e engenheiros, da universidade e unidade fabril. Destaca-se que a interação contínua dessas equipes envolvidas foi fundamental para o trabalho bem sucedido.

Os demais requisitos ordenados na tabela 4.1 e referentes ao pré-experimento foram abordados na próxima seção.

Requisito	Modo potencial de falha	Potencial efeito na saída	Causa da falha	G	F	D	R	Ações preventivas tomadas	G	F	D	R
Transmissão de sinal de temperatura (pré-experimento)	Grande perturbação na transmissão de sinal de temperatura	Impossibilidade ou Invalidação da aquisição de sinal do sensor termopar	Presença de muitos componentes indutivos e aterramento insuficiente; alta sensibilidade do sensor	8	10	8	640	Utilização de fontes com filtro e retificação de sinal; utilização de cabeamento com malha; utilização de isolante elétrico na região de metal nu.	8	5	8	320
Duração do experimento (pré-experimento e experimento definitivo)	Longa duração do experimento	Prejuízo para a produção	Características intrínsecas do processo: parâmetros de usinagem e movimentação de carga e set-up	2	8	4	64	Planejar o experimento para menor tempo possível e obtenção de dados satisfatórios. Projetar mecanismos necessários para o set up rápido	2	4	4	32
Cabeamento de aquisição de dados e resfriamento (pré-experimento)	Cabeamento altamente vulnerável a cavacos e partes da máquina em movimento	Danos ao aparelho e consequente invalidação do experimento Máquina de grande porte, grandes distâncias entre a ferramenta e o meio externo	Máquina de grande porte, grandes distâncias entre a ferramenta e o meio externo	9	10	1	90	Projetar dispositivo com menor exposição possível do cabeamento necessário. Controlar parâmetros para melhor quebra de cavaco.	2	10	1	20
Ruído no sinal de aquisição de temperatura (pré-experimento)	Grande ruído no sinal de aquisição de temperatura	Conclusões com alto valor de incerteza	Isolamento elétrico com baixa resistência à alta temperatura	8	5	1	40	Utilização de tubo cerâmico de alumina.	8	2	1	16
Desgaste de flanco da ferramenta de corte (experimento definitivo)	Desgaste significativo no flanco da ferramenta de corte	Conclusões com alto valor de incerteza	Parâmetros que produzem desgaste significativo na ferramenta de corte	2	10	8	160	Realização de testes prévios sem prejuízo de produção. Escolha de parâmetros adequados que produzam o menor desgaste e o menor tempo de operação possível.	2	1	8	16
Ruído no sinal de aquisição de temperatura (pré-experimento)	Grande ruído no sinal de aquisição de temperatura	Conclusões com alto valor de incerteza	Infiltração de fluido nos condutos com termopares	8	2	1	16	Vedação com cola resistente à alta temperatura. Reprojetado do posicionamento do termopar.	8	1	1	8
Trânsito de peças de grande tamanho e peso	Colisão ou queda	Danos ao aparelho e consequente invalidação do experimento Lesões físicas e materiais	Características intrínsecas do processo e ambiente fabril	10	1	2	20	Planejar experimento para máquina com a posição mais favorável na planta fabril.	4	1	1	4

Tabela 4.1: Análise de modos e efeitos de falha de projeto da ferramenta de corte e experimento

4.1 O pré-experimento

A principal hipótese verificada no pré-experimento refere-se aos possíveis ganhos em lubricidade com o método MQL, porém com provável acréscimo de calor na região de usinagem. O estudo desta hipótese sinalizaria a viabilidade da aplicação da técnica de mínima quantidade e as características do processo necessárias para eficiência na aplicação. O sistema de aquisição foi montado com componentes padrões de mercado e, quando necessário, com adaptações para o experimento.

A máquina utilizada foi um torno vertical Fermat, com motor de acionamento principal de até 75 kW, corrente alternada, dois torpedos de usinagem e capacidade física projetada para peças com diâmetro de até 3300 mm. O sistema de resfriamento original é composto por uma bomba centrífuga imersa, tanque com capacidade de 0,3 m³ e respectivo retorno por gravidade. Possui comando numérico computadorizado Siemens. O material das peças utilizadas na usinagem foram anéis laminados de aço DIN 42CrMo 4V, equivalente ao ANSI 4140.

Para a aquisição de temperatura foram utilizados como sensores três termopares tipo K (chromel-alumel), localizados de forma estratégica no suporte de ferramenta. A utilização de termopares foi a mais conveniente alternativa uma vez que o ambiente enclausurado da máquina é muito agressivo, com o lançamento de cavacos quentes e fluido de corte ([Marcio e Wallbank, 1999](#)). É uma discussão pertinente e integrou o tratamento dos requisitos de maior risco e terceiro maior risco conduzido no FMEA (Tabela 4.1).

No caso de condições de usinagem a seco ou com assistência em mínimas quantidades, a aquisição de imagem térmica pode ser boa alternativa pois abrange além da ferramenta de corte, a peça usinada ([Tazehkandi, Shabgard e Pilehvarian, 2015](#)).

Os fios dos termopares foram soldados na presença de gás inerte. A fim de estarem sujeitos ao menor ruído possível, foram conduzidos com o menor comprimento possível até transmissores, modelo TxBlock, da Novus. Estes têm por função linearizar e amplificar o sinal recebido, em volts, além de atenuar ruídos e fornecer a junção fria de referência.

Os sinais de saída, em corrente de 4 a 20 mA e, portanto, menos suscetíveis à ruídos, foram conduzidos através de fios recobertos com malha até uma placa conectora da SCB-68, da National Instruments.

Resistores tipo militar foram soldados à placa conectora em terminais convenientes para gerar novamente sinais em volts, que foram enviados a uma placa de aquisição DAQ-card 6062E, da National Instruments. Os dados então compilados no software LabView foram corrigidos segundo análise de regressão desempenhada na calibração dos termopares,

detalhada no apêndice A.

Para a aquisição do torque proporcional requisitado do motor foram extraídos sinais com faixa de 5 a 10 V do inversor de frequência do motor elétrico principal. Este sinal, transmitido por cabo com malha, foi sujeitado à placa conectora e à placa de aquisição já mencionadas. A lógica foi montada na mesma rotina da aquisição de temperatura, apenas diferenciando-se na interpretação do sinal.

Foi necessário projetar e montar um sistema independente de resfriamento com maior capacidade de carga de pressão. Foi então designado um tanque de $0,6\text{ m}^3$ com um conjunto motobomba que pudesse fornecer aproximadamente $2 \cdot 10^3\text{ Pa}$ e $7 \cdot 10^{-4}\text{ m}^3/\text{s}$. As válvulas de controle de vazão foram ajustadas conforme manômetro instalado após a bomba e a curva fornecida pelo fabricante. O óleo utilizado foi Blaser tipo semi-sintético.

O conjunto motobomba escolhido foi uma bomba centrífuga autoaspirante acionada por motor trifásico de 750 J/s . Para descarga foram projetadas três saídas com uma válvula globo em cada. Desta forma diversos parâmetros de vazão e métodos de resfriamento puderam ser alterados de forma simples.

O sistema MQL utilizado foi da Bielomatik abastecido com óleo Blaser tipo vegetal. Todo o esquema de montagem do experimento está exibido na Figura 4.1.

Figura 4.1: Desenho esquemático de montagem do pré-experimento.

A ferramenta escolhida, de formato semelhante ao adotado por Nouari, foi a ISO CNMM com cobertura de nitreto de titânio. O suporte utilizado foi do tipo de fixação por grampo e a inserção de termopares foi estrategicamente definida para as regiões mais próximas possíveis da interface de contato entre a peça e a ferramenta.

Para isolar eletricamente os terminais de contato do termopar foi utilizado uma cola de secagem rápida seguido do encapsulamento por termoretrátil e cobertura por pasta de alumina. Como condição para o posicionamento foi considerada a disposição mais robusta no aspecto estrutural do conjunto. Os detalhes de posicionamento dos termopares estão representados na Figura 4.2.

Figura 4.2: Vista explodida da ferramenta de corte.

Um conjunto de tubos metálicos foi fixado no suporte da ferramenta. Os tubos indicados por 1 e 2 têm a função de conduzir a mistura de óleo e ar obtida pelo equipamento MQL. O tubo indicado por 3 tem a função de conduzir e proteger os termopares da incidência de cavacos e de partes móveis da máquina. O tubo conectado na parte inferior da ferramenta tem como função conduzir o fluido de resfriamento interno da ferramenta. Foi solicitado em conjunto com um bico atomizador posicionado no bloco suporte da ferramenta de usinagem para os testes com o resfriamento abundante.

Com as ferramentas e sistemas de aquisição aptos, foram então desempenhadas algumas rodadas de usinagem, representadas nas figuras 4.3 e 4.4.

Foram utilizadas as vazões máximas disponíveis pelos sistemas MQL e RA, com taxas de remoção de material entre $0,31$ e $0,45 \text{ dm}^3/\text{min}$.

Figura 4.3: Aplicação de mínima quantidade de fluido no pré-experimento.

Figura 4.4: Posicionamento do bico atomizador no bloco suporte da ferramenta e aplicação do resfriamento abundante.

O sistema de aquisição de temperatura, com excessão ao isolamento elétrico da ponta do termopar, se mostrou capaz de desempenhar as medições de temperatura. Os valores adquiridos foram muito próximos às referências, antes mesmo de serem calibrados.

Para os valores adquiridos foi verificado que entre os métodos RA e MQL houve significativa diferença na extração de calor da região de escoamento. O resfriamento externo auxiliado pelo resfriamento interno foi o método que apresentou a melhor capacidade de

resfriamento, mantendo as temperaturas a menos de 100 °C. Apesar de apresentar a menor temperatura, não pôde-se concluir com os testes qual foi o método que promoveu o menor desgaste da ferramenta de corte (Figura 4.5).

Figura 4.5: Comparação entre as temperaturas registradas pelo o termopar 1 para a aplicação MQL e RA.

Figura 4.6: Comparação entre os torques solicitados para a aplicação MQL e RA.

O método MQL apresentou a menor requisição de torque da máquina, até 30 % menos em relação ao método RA, como sinalizado pelo retângulo na figura 4.6. Este resultado sugere que houve grandes ganhos na lubricidade das regiões de atrito, principalmente na região entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta.

De fato, é coerente com trabalhos de outros autores, que também obtiveram significativa redução na energia de escoamento de material sobre a ferramenta. Porém houve um grande aumento na oscilação da solicitação; surgiram também variações de alta amplitude durante as aquisições, fatos que exigem verificações mais detalhadas nas próximas etapas do trabalho.

Houve colisões entre o cavaco e o suporte da ferramenta, danificando o segundo. Apesar da direção de escoamento do cavaco ser determinada pela aresta engajada da ferramenta e o raio da ferramenta exercer pouca influência (Haddag et al., 2014a), as variações na profundidade de corte afetaram instantaneamente a formação do cavaco. Estas variações de profundidade foram geradas a partir das diferentes passagens da ferramenta entre os testes e geraram cavacos do tipo tubular *snarled* e em arco com grande curvatura. A colisão destes cavacos danificaram o inserto, o suporte da ferramenta de corte e a tubulação de resfriamento, prejudicando a saída do fluido na região projetada (Figura 4.7). À direita estão representados os danos na aresta do inserto.

Figura 4.7: Danos na ferramenta de corte após o término dos experimentos.

A grande pressão de usinagem sobre o inserto quebrou o calço no qual os termopares estavam alojados. Apesar do cuidado com que foram posicionados e usinados (Figura 4.2), os canais foram decisivos na quebra pois propiciaram uma indesejada concentração de tensão. Ainda, houve problemas de ruído na aquisição de sinal de temperatura nas rodadas de usinagem com parâmetros mais severos. Devido ao calor gerado na ferramenta ocorreu a degradação do isolamento elétrico dos termopares.

Portanto, o posicionamento dos termopares no calço da ferramenta e o respectivo isolamento térmico se mostraram ineficazes para a conclusão das medições e motivou a revisão do quarto e do sexto requisito do FMEA, como exposta na tabela 4.1.

4.2 O experimento definitivo

O experimento definitivo utilizou as lições aprendidas do pré-experimento e questões importantes foram modificadas. O pré-experimento sinalizou a viabilidade de aplicação do MQL pelo provável aumento da lubricidade em comparação a aplicação abundante, porém com a ressalva do aumento de temperatura.

Tais condições indicaram que, para um primeiro momento, a aplicação mais assertiva e simples para o uso de mínimas quantidades seria para uma usinagem de menor energia de escoamento de material, coerente ao afirmado por [Oliveira \(2004\)](#). Este foi o fator decisivo da migração para o torneamento duro, processo de acabamento para o qual o experimento definitivo foi desempenhado.

O primeiro aspecto importante a ser destacado é que as variáveis de saída mudaram em relação ao pré-experimento. A fim de atender ao objetivo do torneamento duro na aplicação de rolamentos, por sua vez caracterizado pelo contato mecânico, as variáveis medidas foram definidas de forma a avaliar a integridade da superfície usinada.

Tal mudança implicou em uma medição mais robusta pois deixou de ser executada em tempo real, no chão de fábrica, para ser conduzida após o experimento em laboratório, num ambiente com melhor controle de fatores externos. O esquema do experimento, agora mais enxuto, é descrito na figura 4.8.

Figura 4.8: Desenho esquemático do experimento.

Foi necessário projetar um novo sistema de tubulação completo para a mínima quantidade de fluido, uma vez que a ferramenta de acabamento possuía mecanismo de troca automática e tubulação de suprimento de óleo de resfriamento interior ao torpedo. O projeto foi conduzido conforme as recomendações das normas DIN 69090, do volume um ao três (DIN, 2011a), (DIN, 2011b), (DIN, 2011c).

O fornecimento do óleo foi feito por uma bomba de acionamento remoto a fim de viabilizar reposições de óleo sem a necessidade de parada da máquina. O tanque, de 6 L, em conjunto com a bomba e válvula controladora de pressão foram fabricados pela Dropsa. Todas as tubulações foram posicionadas por dentro das proteções caldeiradas da máquina, evitando a exposição aos cavacos.

Após as tubulações exteriores, foram projetadas as buchas para o acoplamento entre o torpedo e o bloco da ferramenta. A partir do bloco suporte, toda a sequência da tubulação foi usinada internamente e uma válvula de fechamento de fluxo foi incluída no conjunto.

O inserto utilizado no suporte da ferramenta foi de material cerâmico, sem cobertura, com formato dedicado à aplicação de torneamento duro e a trajetória de usinagem adotada foi de interpolação circular a fim de reproduzir ao máximo as condições de aplicação industrial. A superfície foi tratada termicamente e teve sua geometria corrigida por ação hidráulica e um passe de tornamento.

A vazão de óleo utilizado nas aplicações de mínima quantidade foi definida de forma que pudesse retirar o máximo de calor da região de contato da ferramenta. A aplicação de grandes vazões de óleo porém foi limitada pela ocorrência da ignição do vapor de óleo estratificado, aplicado nas rodadas cujos parâmetros resultavam numa usinagem de maior energia. A ignição indesejável resultava na fundição do cavaco e ocorria quando um grande volume de óleo estratificado entrava em contato com o material removido às altas temperaturas (Figura 4.9).

Figura 4.9: À esquerda, o cavaco típico da torneamento duro e à direita sua condição fundida nos casos de grande vazão de óleo.

As variáveis de entrada do experimento e seus níveis foram definidos a partir de um experimento prévio, que reproduziu possíveis condições no torneamento duro. Segundo a nomeação de [Myers, Montgomery e Anderson-Cook \(2009\)](#), esta é a fase zero durante o projeto do experimento, ou *screening experiment*. Foram as variáveis de entrada: o avanço da ferramenta, a velocidade de corte do processo e a profundidade de usinagem.

Já a escolha das variáveis medidas foi feita de forma que pudesse proporcionar condições suficientes para avaliar a integridade da superfície após o processo e comparar os resultados com outros trabalhos.

Conforme citado anteriormente, o objetivo do torneamento duro aqui estudado consiste em produzir uma superfície funcional, que desempenha contato mecânico. Na seção 3.5 foram descritos diversos estudos sobre a resistência à fadiga no contato mecânico e suas respectivas conclusões estão bem estabelecidas.

É consenso que superfícies com tensões residuais compressivas possuem resistência muito maior às solicitações de contato do que aquelas que apresentam tensões trativas pois é um fator que implica diretamente na facilidade com que trincas nucleiam e se propagam. A tensão residual superficial é portanto um indicador apropriado para avaliar a possibilidade de falha na solicitação da superfície ao contato mecânico.

Da mesma forma, a partir do conteúdo descrito na seção de 3.5.1, a avaliação da camada modificada na superfície é outro indicador importante da provável ocorrência de falhas prematuras em superfícies de contato, principalmente quando é constatado a presença de camada branca.

Assim como ocorre para tensões residuais, diversos trabalhos têm sido conduzidos e sinalizam que a presença de camada branca formada após a usinagem reduz significativamente o número de ciclos para qual a superfície pode ser solicitada sem falhar.

Por fim, os parâmetros estatísticos da superfície também estão associados ao desempenho tribológico da superfície, e constituem informações críticas na análise do contato mecânico e fadiga. Em adição, o conceito dos parâmetros estatísticos da superfície são largamente difundidos na indústria e são adotados como indicadores de controle do processo.

Esclarecidas tais diretrizes, foram então definidas como variáveis a serem medidas a medição a tensão residual superficial, a espessura da camada superficial modificada, desvio médio aritmético da superfície S_a , o fator RMS ou desvio padrão da superfície S_q e os dez maiores pontos de pico e vale da superfície S_z .

Aqui cabe uma informação importante. Apesar do desgaste da ferramenta de usinagem influenciar significativamente na formação de camada branca, ele não foi objeto de medição. Isto porque, justamente por propiciar a alteração superficial da microestrutura,

foram utilizadas sempre ferramentas novas.

Em adição, os grandes comprimentos usinados, consequência das grandes dimensões das peças, e os níveis escolhidos das variáveis de entrada não causaram um desgaste crítico nos insertos, porém inviabilizaram qualquer reutilização dos mesmos.

No experimento definitivo foram utilizadas ferramentas estatísticas para a comparação dos métodos, desde seu projeto inicial até sua análise. O projeto das variáveis de entradas, dos níveis experimentados, o número de repetições em determinadas rodadas foram determinadas para poderem gerar bons resultados matemáticos e que pudessem ser aplicados.

Cada um dos dois tipos de lubrificação e resfriamento comparados foi experimentado segundo planejamento fatorial. A análise dos resultados, a ser detalhada no próximo capítulo, foi desempenhada usando a metodologia de resposta de superfície, ou *Response Surface Methodology*. A metodologia consiste em uma coleção de procedimentos matemáticos e estatísticos para melhor entendimento do comportamento das variáveis experimentadas na região dos parâmetros interessados, o que inclui a possibilidade de otimização.

O projeto experimental utilizado foi o planejamento fatorial central composto 2^3 , com pontos do vértice do cubo, pontos centrais e pontos axiais. Este tipo de experimento é largamente utilizado em experimentos uma vez que produz resultados estáveis, sobretudo quando se pretende analisá-los segundo a metodologia de resposta de superfície.

Os pontos de cubo são capazes de fornecer boas estimativas para os casos em que as repostas seguem uma tendência linear, enquanto os pontos axiais fornecem boas estimativas se houver curvatura no modelo prospectado (Montgomery, 2009). A representação geométrica do experimento é apresentada a seguir, na figura 4.10.

Os pontos axiais foram definidos primordialmente pela profundidade de corte uma vez que este parâmetro possui a limitação óbvia de não assumir valores negativos. Tal limitação, aliada à conveniência de aplicação experimental, sugeriu que a localização favorável ocorre sobre a face do cubo.

Por esta última razão, este tipo de experimento também é chamado de cúbico de face centrada (do inglês, *face-centered cube*), com $\alpha = 1$ e região de experimento no formato de cubo, denominada *cuboidal region*, ou região cuboidal, em tradução literal. Como opção à região cuboidal escolhida neste trabalho, há experimentos com $\alpha = \sqrt{k}$ que, por sua vez, geram uma região de experimento esferoidal.

Uma diferença prática, em termos de custos de experimento, é que as análises em regiões cuboidais requerem um número menor de réplicas nos pontos centrais quando comparado às regiões esferoidais. São duas réplicas para o caso cuboidal, enquanto recomenda-se cinco

Figura 4.10: Representação geométrica do projeto fatorial do experimento.

nos casos esferoidais. Isto porque, para experimentos com regiões esferoidais, as réplicas são a forma de se cumprir a propriedade de rotabilidade, que por sua vez é uma tentativa de garantir valores estáveis de $NVar[\hat{y}(\mathbf{x})]/\sigma^2$.

Em experimentos com regiões cuboidais não há rotabilidade, apenas uma desejável simetria, e portanto um requisito mais enxuto.

Deste modo, cumprindo os requisitos para uma boa estimativa na região cuboidal, o ponto central foi replicado 2 vezes, número suficiente para estabilizar a variância dos valores ajustados. A soma final dos pontos contabilizou 16 rodadas, sendo 8 rodadas para os vértices do cubo, 6 para os pontos axiais e 2 para os pontos centrais, totalizando 32 rodadas de usinagem.

A tabela com o projeto completo indicando os níveis das variáveis de entrada, a ordem padrão e a ordem de execução está disposto na tabela 4.2.

OP ²	OE ³	Tipo PT	Bloco	Avanço [mm/rot]	Profundidade de corte [mm]	Velocidade de corte [m/min]
9	1	-1	1	0,150	0,40	165
16	2	0	1	0,150	0,02	135
5	3	1	1	0,225	0,21	150
2	4	1	1	0,225	0,21	150
1	5	1	1	0,150	0,40	135
11	6	-1	1	0,225	0,21	165
12	7	-1	1	0,225	0,21	150
14	8	-1	1	0,225	0,02	150
10	9	-1	1	0,300	0,02	135
15	10	0	1	0,225	0,21	150
7	11	1	1	0,225	0,21	135
13	12	-1	1	0,300	0,40	165
4	13	1	1	0,150	0,02	165
8	14	1	1	0,300	0,21	150
3	15	1	1	0,150	0,02	165
6	16	1	1	0,300	0,21	150

Tabela 4.2: Projeto fatorial do experimento.

²Ordem Padrão³Ordem do experimento

4.3 Medições do experimento

Uma vez que as peças usinadas foram de grande porte, foram necessários sucessivos procedimentos de corte, aplainamento e retificação para preparar as amostras das peças. As dimensões das amostras foram preparadas segundo as características físicas das máquinas que seriam utilizadas nas medições. Os procedimentos para preparação das peças estão sinalizados na figura 4.11.

Figura 4.11: Preparação das amostras para medições.

Foram seccionados, com serra especial para materiais endurecidos, 8 corpos a partir das peças usinadas, sinalizados respectivamente por "B" e "A". Na sequência, para atender às medições dos parâmetros estatísticos de superfície, de dureza por nanoindentação e inspeção no microscópio eletrônico de varredura, os corpos foram novamente seccionados, totalizando 32. Por fim foram esquadrejados, como sinalizado por "C". Todo o procedimento utilizou os parâmetros de menor energia possível para os equipamentos disponíveis, além de aplicação de resfriamento abundante.

Para os casos específicos de análise no MEV e nanoindentação as amostras "C" foram embutidas, lixadas, polidas e atacadas por ácido nital 5% por aproximadamente 10s, semelhantemente ao desempenhado por [Attanasio et al. \(2012\)](#), [Guo e Sahni \(2004\)](#), [Poulachon et al. \(2005\)](#) e outros. Após expor a superfície ao ácido, as amostras foram lavadas, secadas ao ar comprimido e submetidas à limpeza por ultrassom.

4.3.1 Medição de Tensão Residual

As tensões residuais na superfície usinada foram medidas por difratometria de raios-X, na direção circunferencial e pelo método do $\sin^2\Psi$, semelhante ao adotado por [Delijaicov \(2004\)](#) e [Revel et al. \(2016\)](#).

Foram conduzidas 32 medições em 32 peças preparadas a partir da amostra "B", sinalizada na figura 4.11. As peças foram submetidas à radiação de $\text{CrK}\alpha$ para os ângulos 2θ , variados de 148° a 163° e o equipamento utilizado foi o Shimadzu XRD-7000, localizado no Centro Universitário da FEI.

A peça obtida a partir de "B" está indicada na figura 4.12 e foi posicionada sobre um calço com rebaixo em formato "V" a fim de que a incidência dos raios-X estivesse conforme ao procedimento comum de medição de superfícies.

Figura 4.12: Posicionamento da peça retirada de B para as medições de tensão residual.

4.3.2 Medição de parâmetros estatísticos de superfície S_a , S_q e S_z

Para caracterizar a topografia da superfície usinada foram utilizados três parâmetros estatísticos tridimensionais de superfície, S_a , S_q e S_z , escolhidos em alternativa aos parâmetros bidimensionais R_a , R_q e R_z . Apesar dos parâmetros bidimensionais serem largamente empregados na indústria e academia, eles não explicam a superfície de forma tão completa quanto os parâmetros tridimensionais, como também abordado por [Suh, Polycarpou e Conry \(2003\)](#). Isto porque o cálculo de R é feito segundo a variação de altura no decorrer de uma apenas segmento enquanto que para os parâmetros S os cálculos são desempenhados para a variação de altura em uma área, razão pela qual pode-se sugerir que a avaliação tridimensional é mais aplicável para a engenharia do contato mecânico.

Matematicamente, os parâmetros S_a , S_q e S_z são extensões do equacionamento bi-dimensional e baseadas na função de superfície residual, dada por $\eta(x_i, y_i)$. Explicam, respectivamente, o desvio médio aritmético da superfície, o desvio padrão da superfície e os dez maiores pontos de pico e vale da superfície (Dong, Sullivan e Stout, 1994). S_a e S_q são classificados como parâmetros de dispersão enquanto S_z é classificado como um parâmetro de extremo (Stout et al., 1993). As funções discretas dos parâmetros são dadas pelas seguintes expressões:

$$S_a = \frac{1}{MN} \cdot \sum_{j=1}^n \sum_{i=1}^n |\eta(x_i, y_i)| \quad (4.1)$$

$$S_q = \sqrt{\frac{1}{MN} \sum_{j=1}^n \sum_{i=1}^n |\eta^2(x_i, y_i)|} \quad (4.2)$$

$$S_z = \frac{1}{5} \cdot \left(\sum_{i=1}^5 |\eta_{pi}| + \sum_{i=1}^5 |\eta_{vi}| \right) \quad (4.3)$$

O equipamento utilizado foi um perfilômetro Taylor Hobson CCI operado pelo software Taylorsurf CCI, cujo princípio de funcionamento é a interferometria óptica. Foram conduzidas 96 medições, 3 para cada amostra e os dados foram calculados no software Taylormap Gold 6.2. Estão exibidas a seguir imagens do mapa de superfície e perfil de rugosidade e ondulação desempenhados nas medições 4.13.

Figura 4.13: Mapa em três dimensões da superfície usinada.

Figura 4.14: Perfil de ondulação e rugosidade da superfície analisada.

4.3.3 Medição da espessura modificada na superfície

A espessura da camada superficial modificada em cada amostra foi obtida pela média aritmética de 12 medidas feitas a partir de fotografias registradas através de um microscópio eletrônico de varredura e análise no software gráfico GIMP 2. Foram contabilizadas 384 medições, 192 imagens registradas da superfície das amostras "C" (Figura 4.11) com um aumento de 2000 vezes.

Foram utilizados dois tipos de sinais na inspeção, o *secondary electrons* (SE, ou elétrons secundários) e o *back-scattered electrons* (BSE, ou elétrons retro-espalhados) a fim de que as imagens capturadas produzissem informações complementares. De fato, o sinal SE é sensível à variação de topografia na superfície analisada, como pode ser observado na figura 4.15.

Figura 4.15: Fotografia da modificação na superfície usinada. À esquerda, a foto gerada a partir de sinal SE e à direita, a foto gerada a partir de sinal BSE.

O efeito de borda, representado pela faixa esbranquiçada na imagem à esquerda, não é

detectado no sinal BSE, representado pela foto à direita. Entre as 192 imagens registradas, 96 imagens foram obtidas por sinal SE e 96 por sinal BSE.

4.3.4 Medição da dureza da superfície modificada e subsuperfície

A dureza da camada superficial modificada foi verificada utilizando o nanoindentador Hysitron TI 950 triboindenter. As amostras "C" foram embutidas, polidas e submetidas à indentações com 10 mN de força. Foram desempenhadas 16 indentações, em três faixas de distância da superfície usinada: a primeira faixa correspondeu de $1,5\ \mu\text{m}$ a $3\ \mu\text{m}$ da superfície; a segunda, de aproximadamente $5\ \mu\text{m}$ da superfície e a terceira, de aproximadamente $10\ \mu\text{m}$ (Figura 4.16) (Figura 5.19).

Figura 4.16: Topografia de amostra antes das indentações.

Figura 4.17: Topografia da amostra avaliada depois das indentações.

Capítulo 5

Resultados e discussões

Neste capítulo serão apresentados os resultados obtidos nas medições das variáveis de saída do experimento, para MQL e para resfriamento abundante. Foram medidos a tensão residual superficial, a espessura da camada superficial modificada e os parâmetros estatísticos da superfície S_a , S_q e S_z . Os modelos foram ajustados utilizando o software estatístico Minitab.

A partir das medições foi ajustado um modelo para cada resposta, totalizando dez modelos, cinco referentes à técnica MQL e cinco referentes ao RA, abreviação de Resfriamento em Abundância. A obtenção destes modelos seguiu as recomendações feitas por [Myers, Montgomery e Anderson-Cook \(2009\)](#). Para cada modelo obtido foi apresentada, em gráfico de barras, a contribuição percentual de cada variável segundo sua soma dos quadrados sequenciais.

A avaliação da adequação dos modelos gerados foi conduzida a partir do cálculo de cinco indicadores matemáticos. As equações de regressão, os indicadores numéricos e as verificações gráficas dos resíduos estão expostas e comentadas a seguir, alternadamente, para a técnica MQL e resfriamento abundante. Após a exposição das medições dos dois modelos, foi conduzida a otimização dos parâmetros de cada experimento para a obtenção dos melhores resultados possíveis de cada um e por fim uma comparação entre os métodos de lubrificação e resfriamento.

Os resultados obtidos pelas medições dos experimentos de MQL e RA estão apresentados na tabela [5.1](#), exibidos na forma MQL | RA, junto das rodadas de testes planejadas.

OE ¹	Avanço [mm/rot]	Profundidade de corte [mm]	Velocidade de corte [m/min]	Tensão Residual [MPa] MQL RA	Espessura da Camada [μm] MQL RA	Sa [μm] MQL RA	Sq [μm] MQL RA	Sz [μm] MQL RA
1	0,150	0,21	150	-473 - 959	0,33 0,92	0,38 0,30	0,77 0,58	45,64 20,50
2	0,225	0,21	150	-421 - 1080	0,24 1,24	0,42 0,40	0,79 0,72	40,89 24,72
3	0,150	0,02	165	-740 - 720	0,00 1,45	0,40 0,47	0,50 0,79	25,47 35,08
4	0,300	0,02	135	-570 - 606	1,91 0,84	0,56 0,44	1,02 0,57	39,04 16,01
5	0,150	0,02	135	-615 - 641	0,28 0,62	0,52 0,33	0,71 0,59	23,86 25,71
6	0,225	0,02	150	-330 - 940	1,60 1,31	0,46 0,70	0,51 0,86	24,23 31,97
7	0,225	0,40	150	-337 - 920	0,86 0,33	0,37 0,58	0,44 0,72	15,03 30,39
8	0,225	0,21	165	-761 - 890	1,20 1,00	0,36 0,46	0,82 0,83	35,64 32,57
9	0,300	0,21	150	-510 - 985	1,96 1,58	0,50 0,53	0,92 0,92	39,41 27,17
10	0,225	0,21	150	-441 - 1045	0,24 1,24	0,44 0,46	0,77 0,73	38,00 24,71
11	0,150	0,40	165	-631 - 590	1,08 0,27	0,22 0,32	0,67 0,49	15,33 22,40
12	0,225	0,21	135	-731 - 677	1,64 0,95	0,52 0,37	0,99 0,59	52,33 17,13
13	0,300	0,40	135	-700 - 524	2,35 1,61	0,58 0,45	0,73 0,57	45,80 25,49
14	0,300	0,40	165	-661 - 734	2,05 1,60	0,48 0,47	0,62 0,82	13,19 46,68
15	0,150	0,40	135	-676 - 620	1,16 1,11	0,32 0,33	0,46 0,45	37,60 18,83
16	0,300	0,02	165	-740 - 711	1,75 1,25	0,42 0,64	0,52 1,21	17,00 38,32

Tabela 5.1: Resultados do experimento para Mínima Quantidade de Lubrificante e Resfriamento Abundante, respectivamente.

¹Ordem do experimento

As equações dos modelos propostos foram provenientes da análise de regressão múltipla para os dados coletados e estão todas expostas em variáveis não-codificadas. O ajuste dos modelos propostos foi conduzido primeiramente a partir da avaliação do indicador de falta de ajuste.

Na grande maioria das análises foi necessário utilizar um modelo de segunda ordem uma vez que os modelos de primeira ordem, ainda que acrescidos de interações, não explicavam satisfatoriamente as medições. Os baixos valores de P para a falta de ajuste sinalizaram que a curvatura gerada pelas interações no modelo linear eram rígidas demais para explicar satisfatoriamente os dados das respostas obtidas. Portanto, foi necessário ajustar aos dados um modelo de ordem maior, mais flexível e capaz produzir curvatura razoavelmente capaz de explicar as repostas.

Os modelos foram inicialmente ajustados na sua forma mais completa e então reavaliados iterativamente, segundo a significância de cada termo da regressão. Para o nível de confiança adotado, os termos com baixa contribuição foram excluídos e possibilitaram uma aproximação desejável entre o R^2 e o $R^2_{ajustado}$. Desta forma, alguns modelos não possuem alguns termos quadráticos, de interação ou mesmo principais, configurando assim neste último caso, os modelos não-hierárquicos.

Após cada apresentação do modelo de regressão foram apresentados os gráficos das suas respectivas superfícies e projeções, dos principais efeitos e das interações. As análises das superfícies e suas projeções foram conduzidas pela inspeção visual em razão de cumprirem de forma satisfatória a demanda deste trabalho. Uma abordagem formal analítica, que inclui a localização do ponto estacionário e a análise canônica, foi conduzida para o primeiro modelo a título de verificação.

Um outro aspecto importante a ser ressaltado é que, por se tratar de um experimento tridimensional 2^3 , cada gráfico de superfície e de contorno utilizou-se de duas variáveis controladas por vez, sendo que a terceira variável foi fixada para um valor pré-determinado. Em outras palavras, significa que foi utilizado um plano de análise por vez, cuja normal é coincidente à face do cubo de valores constantes para a variável fixada. Para os três gráficos gerados em cada análise foram definidos três planos ortogonais entre si e que contém os pontos axiais, conforme descrito na figura ?? . São gerados pela fixação das variáveis em $VC=150\text{ m/min}$, $A=0,225\text{ mm/rot}$ e $PC=0,4\text{ mm}$.

$$\begin{aligned} \text{Tensão Residual RA} = & 25255 - 346,6 \text{ VC} + 933 \text{ A} - 887 \text{ PC} \\ & + 1,164 \text{ VC}^2 + 8003 \text{ A}^2 + 2412 \text{ PC}^2 - 30,6 \text{ VC} \cdot \text{A} \quad (5.2) \end{aligned}$$

Figura 5.3: Porcentagem de contribuição das variáveis na tensão residual para RA.

A partir destas equações de regressão acima descritas foram gerados os gráficos de superfície, exibidos a seguir nas figuras 5.4 e 5.5.

Figura 5.4: Gráfico tridimensional para resposta de tensão residual para MQL.

Figura 5.5: Gráfico tridimensional para resposta de tensão residual para RA.

A partir dos dados nas tabelas e nos gráficos dos modelos foram observados valores de tensões residuais altamente compressivos, de até -761 MPa para MQL e de até -1080 MPa para RA, respostas coerentes ao encontrado por [Delijaicov \(2004\)](#), [Rosario \(2011\)](#) e [Revel et al. \(2016\)](#).

Para o método de MQL, a primeira superfície, começando pelo canto superior esquerdo, se caracteriza pelo formato de máximo simples, porém com certa semelhança ao formato de cume estacionário. Um dos pontos experimentados está localizado muito próximo ao ponto estacionário ou centro do sistema, agora já obviamente, um ponto de máximo.

Prosseguindo em sentido horário, a segunda e terceira superfícies são do tipo cela e o ponto estacionário do sistema novamente está localizado muito próximo de um dos pontos experimentados. Já para o método RA, todas as três superfícies possuem formato de mínimo simples o que implica em uma importante consideração. Conforme ao exposto e analisado por [Liu e Mittal \(1998\)](#), o objetivo do processo para superfícies sob contato mecânico de rolamento é produzir maior tensão compressiva possível na superfície.

Este fato significa que um experimento próximo ao ótimo iria delimitar uma região de interesse tal que o modelo ajustado descreveria uma superfície de mínimo, fato que ocorreu no método de resfriamento abundante porém não ocorreu no método MQL. É uma sugestão de que, a priori, os fatores de lubrificidade e resfriamento modificaram as respostas entre os métodos testados de tal forma que a região experimentada de ambos os experimentos contemplaram um ponto de ótimo, porém descritos por superfícies com

concavidade opostas. Sobretudo, uma vez que o ponto ótimo do modelo descrito para MQL não é o ponto de interesse da processo estudado, é conveniente recorrer à inspeção gráfica das linhas de contorno e posteriormente à uma análise formal, como serão expostos a seguir.

Os gráficos de contorno, em duas dimensões, estão exibidos nas figuras 5.6 e 5.7 e contém as projeções dos pontos experimentados e as linhas de nível estimadas primeiramente para MQL e depois pra RA.

Figura 5.6: Gráfico de contorno das variáveis de entrada e tensão residual para MQL.

Os gráficos de contorno para MQL de fato confirmam o formato das superfícies, de máximo e de cota, e evidenciam que quanto mais afastado o ponto de operação em relação ao ponto ótimo, melhor é satisfeita a condição de máxima tensão compressiva. Obviamente, o oposto ocorre para o método de RA cujas linhas de contorno confirmam a superfície formato de mínimo, nas quais quanto mais próximo o ponto de operação estiver em relação ao ótimo, melhor é satisfeita a condição para a resposta.

As superfícies e as linhas de contorno até aqui analisadas esclareceram muito sobre o comportamento do modelo ajustado. Porém, uma vez que o experimento é tridimensional, há um grande número de interpretações geométricas para os diversos valores que se pode fixar para a terceira variável. Evidenciou portanto a necessidade de se compreender melhor o espaço geométrico experimentado, principalmente para a resposta de tensão residual

Figura 5.7: Gráfico de contorno das variáveis de entrada e tensão residual para RA.

para o método MQL. Tal compreensão veio da análise formal do modelo ajustado de MQL, que serve de reserva técnica para repetições em possíveis novos testes. A sequência de procedimentos da análise foi desempenhada como a exposta por [Myers, Montgomery e Anderson-Cook \(2009\)](#).

Sabe-se que o modelo de segunda ordem ajustado, expresso em notação matricial é dado por:

$$\hat{y} = b_0 + x^T \cdot b + x^T \hat{B} x \quad (5.3)$$

na qual as variáveis de entrada são dadas por $x^T = [x_1, x_2, \dots, x_k]$. Os termos b_0 e $b^T = [b_1, b_2, \dots, b_k]$ são as estimativas dos coeficientes de interceptação e coeficientes lineares. Os coeficientes dos termos quadráticos são dados pela matriz simétrica $k \times k$:

$$\hat{B} = \begin{bmatrix} b_{11} & b_{12}/2 & \cdots & b_{1k}/2 \\ & b_{22} & \cdots & b_{2k}/2 \\ & & \ddots & \vdots \\ & & & b_{kk} \end{bmatrix} \quad (5.4)$$

Diferenciando a equação dos valores ajustados, 5.3, e igualando-a a zero, obtém-se os valores do ponto estacionário x_{pe} :

$$\frac{\partial y}{\partial x} = b + 2\hat{B}x \quad (5.5)$$

$$x_{pe} = -\frac{1}{2}\hat{B}^{-1}b \quad (5.6)$$

retornando à equação 5.3 e substituindo x por x_{pe} , é obtido a resposta do modelo no ponto estacionário, dada por:

$$\hat{y} = b_0 + \frac{1}{2}x^Tb \quad (5.7)$$

Substituindo os valores do modelo de tensão residual na teoria exposta:

$$\hat{B} = \begin{bmatrix} -1,3225 & 0 & 16,65/2 \\ 0 & -7652 & 0 \\ 16,65/2 & 0 & 3191 \end{bmatrix} e \quad b = \begin{bmatrix} 391,6 \\ 3382 \\ -3842 \end{bmatrix} \quad (5.8)$$

$$x_{pe} = -\frac{1}{2} \cdot \begin{bmatrix} -0,7439 & 0 & 1,9408 \cdot 10^{-3} \\ 0 & -1,3068 \cdot 10^{-4} & 0 \\ 1,9408 \cdot 10^{-3} & 0 & 3,0831 \cdot 10^{-4} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 391,6 \\ 3382 \\ -3842 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 149,3891 \\ 0,2210 \\ 0,2123 \end{bmatrix} \quad (5.9)$$

Para os valores das variáveis controladas x_{pe} podem ser obtidas a resposta de tensão residual:

$$\begin{aligned} \text{Tensão Residual MQL} &= -29664 + 391,6 \cdot 149,3891 + 3382 \cdot 0,2210 \\ &- 3842 \cdot 0,2123 - 1,3225 \cdot 149,3891^2 - 7652 \cdot 0,2210^2 + 3191 \cdot 0,2123^2 \\ &+ 16,65 \cdot 149,3891 \cdot 0,2123 = -447,68 \text{ MPa} \end{aligned} \quad (5.10)$$

De fato, o valor de tensão residual -447,68 MPa está em conformidade com os gráficos tridimensionais 5.4 e os gráficos de contorno 5.6. A natureza do ponto estacionário vem da

análise canônica da equação do modelo ajustado 5.3, transladado para o ponto estacionário. Algebricamente é exposto por:

$$\hat{y} = \hat{y}_{pe} + \sum_{i=1}^k \lambda_i w_i^2 \quad (5.11)$$

na qual $\hat{y}_{pe}$ são as respostas estimadas no ponto estacionário, λ_i são os autovalores da matriz $\hat{B}$ e w_i são as variáveis canônicas.

Para determinar os autovalores λ de $\hat{B}$, encontramos as raízes da equação originada por:

$$|\hat{B} - \lambda_i I| = 0 \quad (5.12)$$

$$\begin{bmatrix} -1,3225 - \lambda & 0 & 16,65/2 \\ 0 & -7652 - \lambda & 0 \\ 16,65/2 & 0 & 3191 - \lambda \end{bmatrix} = 0 \quad (5.13)$$

Portanto, as raízes da equação são dadas por $\lambda = [3191,02 \quad -1,34 \quad -7652]$ e a forma canônica do modelo de segunda ordem é expresso por:

$$\hat{y} = -447,68 + 3191,02w_1^2 - 1,34w_2^2 - 7652w_3^2 \quad (5.14)$$

Analizando os autovalores pode-se afirmar que o ponto correspondente à tensão residual -447,68 MPa é um ponto de sela, pois lhe estão atribuídos tanto sinais positivos quanto negativos. A observação do ponto estacionário vem ainda reforçar a evidência gráfica de que a resposta maximizada de -447,68 MPa não corresponde ao ponto de interesse para a otimização da resposta, uma vez que o objetivo do processo seria minimizar a tensão residual obtida, ou seja, obter a maior tensão compressiva possível. Desta forma, se faz indispensável utilizar-se dos gráficos de contorno para entender, dentro da região experimentada, os parâmetros que produzem a maior tensão residual compressiva possível.

A inspeção dos valores absolutos dos autovalores permite observar ainda que a resposta do modelo de tensão residual é mais sensível à direção canônica w_3 , seguida de w_1 e w_2 . A sensibilidade da resposta w_1 é 50 % menor em relação à w_3 e indica que na direção

w_1 a superfície é alongada e as linhas de contorno possuem maior distância entre si, rigorosamente como apontado em 5.6.

Já a variável canônica w_2 possui valor baixo em relação às outras duas variáveis, podendo ser considerada, nesta comparação, próxima de zero. Tal fato explica a proximidade do formato da superfície em sela ser muito parecida com o formato de máximo simples ou de cume estacionário. Indica também que nesta direção há uma flexibilidade nos parâmetros de operação, de forma que suas variações produzem pouco efeito na resposta.

A inspeção visual dos eixos principais dos três gráficos de contorno denota um alinhamento dos mesmos aos eixos canônicos, muito benéfico para a análise dos efeitos dos parâmetros de entrada na resposta. De fato, não é uma regra ocorrer tal situação e implica diretamente em uma reduzida rotação dos eixos canônicos produzida pela equação 5.11 ao impelir um ajuste aos eixos da linha de contorno do centro do experimento. A confirmação formal do alinhamento pode ser feita relacionando as variáveis do experimento às variáveis canônicas, como exemplificado por Montgomery (2009). O autor utiliza-se da matriz M , na qual as colunas m_i são os autovalores normalizados associados à λ_i , como exposto abaixo:

$$w = M^T(x - x_{pe}) \quad (5.15)$$

$$(\hat{B} - \lambda_i I) \cdot m_i = 0 \quad , \quad \text{para} \quad \sum_{j=1}^k m_{ji}^2 = 1 \quad (5.16)$$

Aplicando à expressão os autovalores foram então obtidos três sistemas lineares, que sujeitos à condição de normalização de possíveis soluções, produziram a matriz M :

$$M = \begin{bmatrix} 0,0026 & 0,999 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ 1 & 0,2 & 0 \end{bmatrix} \quad (5.17)$$

Relacionando as variáveis canônicas às variáveis do experimento, como descrito na equação 5.15, foi obtido:

$$\begin{bmatrix} w_1 \\ w_2 \\ w_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0,0026 & 0,999 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ 1 & 0,2 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 - 149,3891 \\ x_2 - 0,2210 \\ x_3 - 0,2123 \end{bmatrix} \quad (5.18)$$

A partir da análise da linhas da matriz M pode-se confirmar o alinhamento dos eixos canônicos aos eixos das variáveis do experimento. Portanto é possível inferir que a variável que influencia a direção canônica w_3 , praticamente de forma majoritária, é a velocidade de corte.

Da mesma forma, a direção w_1 é influenciada majoritariamente pelo avanço e a direção w_2 , pela profundidade de corte. Em outras palavras significa inferir que a velocidade de corte foi o fator de maior influência na resposta da tensão residual para as condições experimentadas, seguido pelo avanço e a profundidade de corte, ordem coerente ao exposto por [Saini, Ahuja e Sharma \(2012\)](#), [Sharma e Pandey \(2016\)](#) e [Arunachalam, Mannan e Spowage \(2004\)](#).

Entretanto a ordem descrita acima possui uma hierarquia diferente da observada por [Delijaicov \(2004\)](#), [Rosario \(2011\)](#) e [Revel et al. \(2016\)](#) e sinaliza que as condições de usinagem como o tipo de ferramenta adotada, o material usinado e a região de parâmetros experimentada alteraram significativamente as contribuições das variáveis no comportamento da resposta de tensão residual.

O modelo ajustado permitiu verificar ainda que dos valores mínimos até os valores intermediários da velocidade de corte há uma redução significativa dos valores compressivos da tensão residual pelo provável acréscimo de calor na região de contato da ferramenta e a peça, como observado por [Ramesh et al. \(2005\)](#) e [Arunachalam, Mannan e Spowage \(2004\)](#).

Porém, a curvatura do modelo ajustado permitiu detectar que, a partir dos valores intermediários até os valores máximos da velocidade de corte houve um aumento dos valores compressivos da tensão residual, como apontaram [Saini, Ahuja e Sharma \(2012\)](#) e [Revel et al. \(2016\)](#), este último vale ressaltar, apenas de forma sutil na direção circunferencial. Ainda em conformidade com [Revel et al. \(2016\)](#), é a indicação de que a dinâmica do escoamento do material sobre a ferramenta nestas velocidades possibilitou um maior escoamento do calor gerado através do cavaco, reduzindo portanto os efeitos térmicos na superfície.

O comportamento acima indica que há portanto pouca flexibilidade na variação da velocidade de corte para respostas estáveis.

Estas relações formais podem ser observadas nos gráfico dos efeitos principais, representado na figura 5.8, porém com ressalva.

A ressalva ocorre pela presença de interações significativas entre as variáveis do experimento, o que implica no fato de que os efeitos principais não podem ser analisados na ausência do gráfico de interações.

Figura 5.8: Gráfico dos efeitos principais das variáveis de entrada na tensão residual média para MQL.

Figura 5.9: Gráfico dos efeitos principais das variáveis de entrada na tensão residual média para RA.

As interações entre as variáveis foram compiladas na figura a seguir, 5.10. Como apontado pela equação de regressão do modelo, são significativas apenas as interações entre a velocidade de corte e a profundidade de corte.

Figura 5.10: Gráfico das interações das variáveis de entrada na tensão residual com médias ajustadas para MQL.

Figura 5.11: Gráfico das interações das variáveis de entrada na tensão residual com médias ajustadas para RA.

5.2 Camada modificada na superfície

A espessura da camada superficial formada na usinagem foi descrita pelo modelo quadrático, sem interações significativas para o método MQL e com uma interação significativa para o método RA:

$$\begin{aligned} \text{espessura da camada MQL} = & 3,77 - 0,0487 \text{ VC} - 0,849 \text{ A} + 0,1002 \text{ PC} \\ & + 0,000160 \text{ VC}^2 + 3,72 \text{ A}^2 \quad (5.19) \end{aligned}$$

Figura 5.12: Porcentagem de contribuição das variáveis na espessura da modificação superficial para MQL.

$$\begin{aligned} \text{espessura da camada RA} = & -40,67 + 0,5143 \text{ VC} + 4,378 \text{ A} + 18,92 \text{ PC} \\ & + 0,000160 \text{ VC}^2 + 0,1253 \text{ VC} \cdot \text{PC} \quad (5.20) \end{aligned}$$

Figura 5.13: Porcentagem de contribuição das variáveis na espessura da modificação superficial para RA.

Graficamente, suas superfícies são descritas por:

Figura 5.14: Gráfico tridimensional das variáveis de entrada e espessura de camada para MQL.

Figura 5.15: Gráfico tridimensional das variáveis de entrada e espessura de camada para RA.

Seus contornos são plotados da seguinte forma:

Figura 5.16: Gráfico de contorno das variáveis de entrada e espessura de camada para MQL.

Figura 5.17: Gráfico de contorno das variáveis de entrada e espessura de camada para RA.

Pode-se observar, através das inspeções visuais no microscópio eletrônico de varredura

e medições no software GIMP 2, que as condições do experimento foram capazes de gerar tanto situações em que foram detectadas camadas modificadas mínimas, da ordem de $0,05\ \mu\text{m}$, quanto situações que produziram camada superficial com espessuras mais significativas, da ordem de $2,35\ \mu\text{m}$.

Entretanto, como obtido por [Bosheh e Mativenga \(2006\)](#), [Revel et al. \(2016\)](#), [Javidi, Rieger e Eichlseder \(2008\)](#) e [Poulachon et al. \(2005\)](#), as alterações superficiais detectadas apresentaram espessura inferior ou próxima ao limite inferior por outros trabalhos, de 3 a $50\ \mu\text{m}$, como detectado no trabalho de [Guo e Sahni \(2004\)](#). Nas rodadas 2, 3 e 10 para o método MQL e 7 e 11 para RA as espessuras das camadas, quando detectadas, demonstram-se muito reduzidas.

Na figura 5.18 estão representadas duas superfícies obtidas no experimento com MQL. À esquerda está representada a superfície gerada na rodada 3, para a qual não foi detectado modificações significativas na superfície. À direita está representada a superfície gerada na rodada 14, situação para a qual foi detectado uma modificação superficial média de $2,05 \pm 1,02\ \mu\text{m}$.

Figura 5.18: Fotografias da microestrutura de amostras usinadas com MQL, à esquerda referente à rodada 3 e à direita referente à rodada 14.

As imagens obtidas puderam identificar que, para os casos em que foram detectadas modificação na superfície, a nova microestrutura observada foi formada por grãos ultra-refinados, resultado da intensa deformação plástica promovida na passagem da ferramenta, como apontado nos trabalhos de [Ramesh et al. \(2005\)](#), [Griffiths \(2001\)](#), [Javidi, Rieger e Eichlseder \(2008\)](#), [Rosario \(2011\)](#) e [Tönshoff, Arendt e Amor \(2000\)](#). Para o aumento e a resolução disponíveis e utilizados nas fotografias, não foi possível identificar uma orientação preferencial na deformação dos grãos devido a passagem da ferramenta de usinagem, como reportado por [Javidi, Rieger e Eichlseder \(2008\)](#).

A camada modificada aqui identificada, portanto, não é caracterizada como as camadas brancas relacionadas estritamente com uma estrutura martensítica não-revenida. Logo, não é proveniente majoritariamente de aspectos térmicos que caracterizam retêmpera do material, tipo largamente referenciado na literatura ([Hosseini et al., 2015](#)).

É caracterizada por um balanço entre a mecânica de encruamento da superfície proporcionada pela ferramenta e os aspectos térmicos gerados no processo, com predominância do fenômeno mecânico, como abordado nos trabalhos de [Ramesh et al. \(2005\)](#) e [Hosseini et al. \(2012\)](#). A limitada presença dos aspectos térmicos na superfície ainda se apresentou como potencial justificativa das espessuras detectadas possuírem um baixo valor, uma vez que afetou uma região mais restrita durante a remoção de material.

Como apontado por [Turley e Doyle \(1975\)](#), as camadas modificadas predominantemente formadas por deformação plástica podem ser encontradas até em operações de preparação metalográfica, nas quais são utilizados parâmetros muito gentis e aplicação abundante de fluido de resfriamento.

Obviamente, a eleição do aspecto mecânico como principal causa na modificação microestrutural da superfície não exclui por completo a participação dos aspectos térmicos no processo. Desta forma, a investigação da dureza na secção transversal da superfície usinada ajudaria a prover indicativos sobre a participação dos aspectos térmicos.

Foi conduzida então, na amostra referente à quarta rodada para MQL, a medição de dureza por nanoindentações nas profundidades de até $1,5\ \mu\text{m}$, aproximadamente $5\ \mu\text{m}$ e $10\ \mu\text{m}$, como representado nas figuras [5.19](#) e [5.20](#)).

Figura 5.19: Topografia da amostra avaliada depois das indentações.

Figura 5.20: Dureza da camada modificada e núcleo medidos por nanoindentação.

As medições sugeriram que o material não atingiu a temperatura necessária para a re-austenitização e, confirma portanto a conformação mecânica como aspecto principal que governou a modificação da superfície. Pode-se sugerir a partir desta conclusão que o mecanismo de formação foi predominantemente caracterizado pela recuperação dinâmica da microestrutura ([Hosseini et al., 2015](#)).

Diferentemente do previsto para camadas brancas caracterizadas majoritariamente pelo aspecto térmico, a dureza da camada modificada na superfície foi inferior ao medido nas subsuperfícies. O perfil de dureza evoluiu a medida que foi conduzido em direção às regiões inferiores até $10\ \mu\text{m}$, e registrou, para a distância de até $1,5\ \mu\text{m}$, uma dureza 20% menor ao encontrado à $10\ \mu\text{m}$.

Portanto, o calor gerado pela deformação plástica e atrito entre a ferramenta e a peça desempenhou o papel de recrystalizar a microestrutura estrutura na superfície que, novamente, não atingiu a temperatura de crítica necessária para a retêmpera ([Hosseini et al., 2015](#)). Um aspecto a ser salientado ainda é que o material aqui experimentado possui temperatura de austenitização maior do que o material AISI52100, largamente experimentado na literatura.

As considerações acima descritas também são corroboradas pelos resultados e considerações de [Hashimoto, Guo e Warren \(2006\)](#). No trabalho citado, [Hashimoto, Guo e Warren \(2006\)](#) obteve uma dureza de 7 GPa na camada superficial modificada, e caracterizou-a como uma camada composta por grãos encruados e menores do que o observado para regiões mais afastadas da superfície. Porém, a medida que as nanoindentações avançaram para as regiões mais inferiores, a dureza manteve-se com valor estável.

Um outro aspecto importante a ser abordado para auxiliar na caracterização da camada modificada na superfície refere-se à regularidade das suas espessuras. As camadas

modificadas por encruamento mecânico possuem espessuras mais regulares do que as modificadas por aspectos majoritariamente térmicos [Griffiths \(2001\)](#). A partir desta informação pode-se inferir que a modificação da superfície, quando ocorre com significativas contribuições térmicas, tende a produzir camadas mais irregulares.

A verificação detalhada da proposição acima foi desempenhada pelo cálculo das médias e desvios-padrão das espessuras das camadas modificadas e estão expressos nos gráficos [5.21](#) e [5.22](#) e compilados na tabela [5.2](#)

Figura 5.21: Média e desvio padrão de cada medição de espessura da camada modificada na superfície para MQL.

Figura 5.22: Média e desvio padrão de cada medição de espessura da camada modificada na superfície para RA.

De fato, pôde-se observar que apesar de ambos os métodos modificarem a superfície predominantemente pela ação mecânica, o maior desvio-padrão das medidas das espessuras

OE ²	Média das espessuras para MQL [μm]	Média das espessuras para RA [μm]	Desvio padrão σ das espessuras para MQL [μm]	Desvio padrão σ das espessuras para RA [μm]
1	0,33	0,92	0,37	0,18
2	0,24	1,24	0,30	0,30
3	0,00	1,45	0,00	0,38
4	1,91	0,84	0,41	0,36
5	0,28	0,62	0,34	0,40
6	1,60	1,31	0,62	0,48
7	0,86	0,33	1,06	0,16
8	1,20	1,00	0,63	0,42
9	1,96	1,58	0,64	0,67
10	0,24	1,24	0,30	0,30
11	1,08	0,27	0,29	0,27
12	1,64	0,95	0,44	0,29
13	2,35	1,61	0,40	0,33
14	2,05	1,60	1,02	0,25
15	1,16	1,11	0,22	0,31
16	1,75	1,25	0,45	0,39

Tabela 5.2: Média e desvio padrão de cada medição da espessura da camada modificada na superfície para MQL e RA.

para MQL indicaram que para este método houve uma maior participação de aspectos térmicos do que ocorreu para o RA (Griffiths, 2001). É uma confirmação da premissa que acompanha a técnica MQL e que foi citada no pré-experimento, na qual indicou a menor capacidade de resfriamento da região de usinagem.

As medições apontaram também que a maior flexibilidade dos parâmetros de entrada para modificação de camadas ocorreu no método Ra, que produziram espessuras de até $0,81 \mu\text{m}$ enquanto para MQL foram detectadas até $2,35 \mu\text{m}$.

As menores e maiores espessuras foram produzidas em condições diferentes para cada método, de modo que a menor espessura medida no método MQL ocorreu na rodada 3, enquanto que no método RA ocorreu na rodada 11, ambos sob condições das maiores velocidades de corte. Confirma a sugestão apresentada anteriormente na análise da tensão residual, no qual as maiores velocidades de corte proporcionaram, através do cavaco, uma maior retirada de calor da região de usinagem (Bosheh e Mativenga, 2006). Ainda foi observado que, para ambos os métodos, a menor espessura ocorreu para a menor avanço utilizado.

Diferentemente do que ocorreu para a tensão residual MQL, a variável que mais afetou a espessura da camada modificada foi o avanço. Assim sendo, para um aumento da espessura da camada modificada provocada pelo aumento do avanço, não houve uma

redução significativa do valor compressivo da tensão residual. É uma sugestão de que a camada modificada não possuiu características contundentes de tensão residual tratativa, como abordado por Schwach e Guo (2005).

Os efeitos principais e as interações significativas das variáveis estão expressas a seguir, nas figuras 5.23, 5.24 e 5.25.

Figura 5.23: Gráfico dos efeitos principais das variáveis de entrada na média da espessura da camada modificada para MQL.

Figura 5.24: Gráfico dos efeitos principais das variáveis de entrada na média da espessura da camada modificada para RA.

Figura 5.25: Gráfico das interações das variáveis de entrada na espessura da camada com médias ajustadas para MQL.

5.3 Parâmetros estatísticos da superfície

Por conveniência da exposição das informações, os resultados e análises dos parâmetros estatísticos S_a , S_q e S_z serão reunidos nesta seção. As equações de regressão dos modelos ajustados e os gráficos serão então expostos nas próximas seções.

Os valores obtidos de S_a e S_q foram coerentes ao obtido por Grzesik, Rech e Wanat (2007), em torno de $0,35 \mu\text{m}$ e $0,45 \mu\text{m}$ respectivamente, apesar dos autores terem utilizado parâmetros muito mais gentis de velocidade de corte e avanço.

Em comparação ao trabalho Grzesik e Wanat (2005), os resultados de S_a assemelharam-se à usinagem de menor energia enquanto que os resultados de S_q assemelharam-se à usinagem de maior energia adotadas por aquele autor. Destaca-se que a usinagem de maior energia desempenhada por Grzesik e Wanat, denominada por "rough", consistiu de um avanço 50 % menor e uma velocidade de corte 36 % menor às condições mais gentis adotadas por este trabalho. A profundidade de corte foi próxima ao adotado no ponto central deste trabalho.

É pertinente observar que a superfície usinada neste trabalho foi de perfil curvo, tecnologicamente de maior dificuldade aos perfis lineares executados nos trabalhos comparados. Fornece assim um possível indicativo à disparidade entre os valores de S_a e S_q .

Em relação ao parâmetro S_z , houve grande disparidade ao encontrado por Grzesik,

Rech e Wanat e Grzesik e Wanat. Novamente, os aspectos tecnológicos da execução do processo podem ter exercido grande influência nos resultado.

Grzesik e Žak (2012) desempenharam o torneamento duro com parâmetros muito semelhantes ao utilizado neste trabalho, a saber, $VC=150\text{ m/min}$, $A=0,21\text{ mm/rot}$ e $PC=0,15\text{ mm/rot}$ e obteve $Sa=1,37\text{ }\mu\text{m}$ e $Sz=7,12\text{ }\mu\text{m}$. Houve equivalência aos parâmetros estatísticos das segundas rodadas, para MQL e RA, e respectivamente para Sa e Sz são $0,42\text{ }\mu\text{m}$ e $40,89\text{ }\mu\text{m}$ $0,40\text{ }\mu\text{m}$ e $24,72\text{ }\mu\text{m}$. Ou seja, novamente os valores de Sa foram menores, neste caso em aproximadamente 67 %, e Sz foram maiores, em aproximadamente 247 %.

5.3.1 Parâmetro estatístico Sa

O mapa de superfície para a média em relação a linha de centro é descrito pelo modelo linear, adicionado de interações:

$$\text{Sa MQL} = 1,0864 - 0,004176 \text{ VC} + 0,075 \text{ A} - 1,1289 \text{ PC} + 4,124 \text{ A} \cdot \text{PC} \quad (5.21)$$

Figura 5.26: Porcentagem de contribuição das variáveis no parâmetro Sa para MQL.

$$\text{Sa RA} = -0,673 - 0,00598 \text{ VC} + 1,025 \text{ A} - 2,067 \text{ PC} + -0,01469 \text{ VC} \cdot \text{PC} \quad (5.22)$$

Figura 5.27: Porcentagem de contribuição das variáveis no parâmetro Sa para RA.

Graficamente sua superfície é descrita por:

Figura 5.28: Gráfico tridimensional das variáveis de entrada e S_a para MQL.

Figura 5.29: Gráfico tridimensional das variáveis de entrada e Sa para RA.

Seus contornos são plotados da seguinte forma:

Figura 5.30: Gráfico de contorno das variáveis de entrada e Sa para MQL.

Figura 5.31: Gráfico de contorno das variáveis de entrada e S_a para RA.

Figura 5.32: Gráfico dos efeitos principais na média de S_a para MQL.

Figura 5.33: Gráfico dos efeitos principais das variáveis de entrada na média de S_a para RA.

Figura 5.34: Gráfico das interações das variáveis de entrada no S_a com médias ajustadas para MQL.

Figura 5.35: Gráfico das interações das variáveis de entrada no S_a com médias ajustadas para RA.

5.3.2 Parâmetro estatístico Sq

O mapa de superfície para o desvio padrão da média, ou RMS, em relação a linha de centro pode ser modelado numa regressão quadrática completa:

$$\begin{aligned} \text{Sq MQL} = & 12,380 - 0,15804 \text{ VC} + 6,484 \text{ A} - 1,697 \text{ PC} + 0,000536 \text{ VC}^2 + 10,884 \text{ A}^2 \\ & - 8,550 \text{ PC}^2 - 0,06814 \text{ VC} \cdot \text{A} + 0,035472 \text{ VC} \cdot \text{PC} - 0,952 \text{ A} \cdot \text{PC} \end{aligned} \quad (5.23)$$

Figura 5.36: Porcentagem de contribuição das variáveis no parâmetro Sq para MQL.

$$\begin{aligned} \text{Sq RA} = & -5,63 + 0,0817 \text{ VC} - 7,57 \text{ A} + 2,91 \text{ PC} + 0,000279 \text{ VC}^2 - 4,05 \text{ A}^2 \\ & - 0,554 \text{ PC}^2 + 0,0728 \text{ VC} \cdot \text{A} - 0,02494 \text{ VC} \cdot \text{PC} - 0,41 \text{ A} \cdot \text{PC} \end{aligned} \quad (5.24)$$

Figura 5.37: Porcentagem de contribuição das variáveis no parâmetro Sq para RA.

Graficamente, suas superfícies são descritas por:

Figura 5.38: Gráfico tridimensional das variáveis de entrada e S_q para MQL.

Figura 5.39: Gráfico tridimensional das variáveis de entrada e S_q para RA.

Seus contornos são plotados sob as seguintes formas:

Figura 5.40: Gráfico de contorno das variáveis de entrada e S_q para MQL.

Figura 5.41: Gráfico de contorno das variáveis de entrada e S_q para RA.

Figura 5.42: Gráfico dos efeitos principais das variáveis de entrada na média de Sq para MQL.

Figura 5.43: Gráfico dos efeitos principais das variáveis de entrada na média de Sq para RA.

Figura 5.44: Gráfico das interações das variáveis de entrada no Sq com médias ajustadas para MQL.

Figura 5.45: Gráfico das interações das variáveis de entrada no Sq com médias ajustadas para RA.

5.3.3 Parâmetro estatístico Sz

O parâmetro Sz é descrito pelas seguintes equações de regressão:

$$\text{Sz}_{\text{MQL}} = 40,49 - 9,20 \text{ VC} + 4,48 \text{ A}^2 - 18,42 \text{ PC}^2 + 4,25 \text{ A} \cdot \text{VC} + 4,31 \text{ VC} \cdot \text{PC} \quad (5.25)$$

Figura 5.46: Porcentagem de contribuição das variáveis no parâmetro Sz para MQL.

$$\text{Sz}_{\text{RA}} = 25,397 - 7,188 \text{ VC} + 3,113 \text{ A} - 4,691 \text{ PC}^2 + 3,819 \text{ A} \cdot \text{VC} + 4,675 \text{ A} \cdot \text{PC} \quad (5.26)$$

Figura 5.47: Porcentagem de contribuição das variáveis no parâmetro Sz para RA.

As superfícies e seus contornos estão plotados a seguir:

Figura 5.48: Gráfico tridimensional das variáveis de entrada e S_z para MQL.

Figura 5.49: Gráfico tridimensional das variáveis de entrada e S_z para RA.

Figura 5.50: Gráfico de contorno das variáveis de entrada e S_z para MQL.

Figura 5.51: Gráfico de contorno das variáveis de entrada e S_z para RA.

Figura 5.52: Gráfico dos efeitos principais das variáveis de entrada na média de Sz para MQL.

Figura 5.53: Gráfico dos efeitos principais das variáveis de entrada na média de Sz para RA.

Figura 5.54: Gráfico das interações das variáveis de entrada no Sz com médias ajustadas para MQL.

Figura 5.55: Gráfico das interações das variáveis de entrada no Sz com médias ajustadas para RA.

5.4 Verificação de adequação dos modelos

Para verificar o quão adequados estão os modelos descritos, serão conduzidas a seguir verificações com cinco indicadores que quantificarão a análise. Passo a passo serão apresentados e comentados conforme [Myers, Montgomery e Anderson-Cook \(2009\)](#), e ao fim será exposta uma tabela contendo seus respectivos valores para cada modelo proposto.

No apêndice estão anexados os gráficos dos resíduos gerados no ajuste dos modelos, compreendidos pela verificação de normalidade, histograma, valores ajustados e ordem do experimento.

O primeiro indicador é o coeficiente de multipla determinação R^2 , e tem por finalidade medir a redução de variabilidade das variáveis de saída y do modelo, para as variáveis x de entrada. É definido matematicamente por:

$$R^2 = \frac{SS_R}{SS_T} = 1 - \frac{SS_E}{SS_T} \quad (5.27)$$

Este indicador varia de 0 a 1, porém é ressaltado que valores próximos de 1 não necessariamente indicam que o modelo é bom, pois é sensível ao aumento de variáveis no modelo de regressão. É o motivo pelo qual o segundo indicador é utilizado.

O indicador $R^2_{ajustado}$ é utilizado de forma complementar a estatística R^2 e possui baixa sensibilidade ao acréscimo de variáveis ao modelo de regressão. Desta forma, quando difere grandemente de R^2 pode indicar a presença de termos insignificantes no modelo. Assim como R^2 , tem seus valores entre 0 e 1 e é definido por:

$$R^2_{ajustado} = 1 - \frac{SS_E/(n-p)}{SS_T/(n-1)} = 1 - \frac{n-1}{n-p} \cdot (1 - R^2) \quad (5.28)$$

O terceiro indicador tem como função quantificar os resíduos, de forma que produzam, através de uma estatística, uma predição do erro das soma dos quadrados. Essa estatística é chamada de PRESS, de *predction error sum of squares*, dado por:

$$PRESS = \sum_{i=1}^n e_i^2 = \sum_{i=1}^n [y_i - \hat{y}_i]^2 \quad (5.29)$$

O PRESS é então utilizado para a estatística $R^2_{preditor}$ que sinaliza a capacidade do modelo analisado em explicar a variabilidade na predição de novas observações. Assim como as estatísticas R anteriores, compreende valores de 0 a 1. É descrito matematicamente por:

$$R^2_{preditor} = 1 - \frac{PRESS}{SS_T} \quad (5.30)$$

O penúltimo indicador é complementar na quantificação se o modelo calculado descreve adequadamente os dados e é um bom preditor. Esta estatística está representada pelo valor P.

O ultimo indicador utilizado foi o teste Anderson-Darling, que verifica através da estatística do valor P se os resíduos formam uma distribuição normal. Uma vez que o número de amostras é reduzido, é possível que haja distorções nas extremidades da reta aproximada, mesmo para uma distribuição normal de fato. Isto pode acarretar em uma interpretação equivocada para um caso crítico. Portanto o teste Anderson-Darling esclarece, para um determinado nível de confiança, um valor para o julgamento de normalidade dos resíduos. Neste trabalho o nível adotado foi de 95 %.

Concluída a apresentação e breve comentário dos indicadores, seus valores estão apresentadas a seguir nas tabelas 5.3 e 5.4.

	Tensão Residual MQL	Espessura da Camada	Sa	Sq	Sz
R^2 [%]	99,04	92,25	97,84	99,94	92,85
R^2 ajustado [%]	98,19	88,38	97,06	99,84	89,28
R^2 preditor [%]	95,86	80,61	95,79	99,43	82,00
Falta de ajuste (valor p)	0,489	0,541	0,591	0,780	0,354
Erro [%]	0,96	7,75	2,16	0,06	6,97
Teste AD dos resíduos (valor p)	0,818	0,918	0,922	0,552	0,577

Tabela 5.3: Verificação de adequação dos modelos de resposta para as variáveis medidas para MQL.

	Tensão Residual RA	Espessura da Camada	Sa	Sq	Sz
R^2 [%]	94,99	94,85	88,47	96,41	97,70
R^2 ajustado [%]	90,60	92,28	84,27	91,03	96,55
R^2 preditor [%]	77,98	79,19	76,75	54,03	92,86
Falta de ajuste (valor p)	0,310	0,215	0,711	0,085	0,146
Erro [%]	5,01	5,15	11,53	3,59	2,3
Teste AD dos resíduos (valor p)	0,543	0,879	0,805	0,339	0,665

Tabela 5.4: Verificação de adequação dos modelos de resposta para as variáveis medidas para RA.

Os indicadores demonstraram que os modelos ajustados para ambos os métodos foram capazes de explicar satisfatoriamente o comportamento das variáveis de resposta, seja pelos altos valores dos R, próximos de 1, ou pelos valores p maiores que 0,05 nos testes de falta de ajuste e Anderson-Darling dos resíduos, coerente às situações expostas por [Myers, Montgomery e Anderson-Cook \(2009\)](#) e a obtida por [Das, Dhupal e Kumar \(2015\)](#).

É importante pois, o ajuste satisfatório do modelo garantiu, do ponto de vista matemático e estatístico, que foram evitadas distorções nas análises dos modelos que caracterizaram os fenômenos do experimento e sua otimização.

5.5 Otimização dos parâmetros de usinagem

A otimização dos parâmetros foi desempenhada utilizando os modelos ajustados, submetidos à função *Desirability*. A imagem da função compreende os valores de 0 a 1, nos quais, quanto mais próximos de 1, melhor foi o desempenho da otimização segundo as

condições de contorno estabelecidas.

O indicador de desempenho da função desirability é sua própria variável dependente, aqui tratada por "D", e pode ser atribuída individualmente para cada variável de entrada do experimento e para o conjunto otimizado.

Quando atribuída individualmente, o indicador D é denominado *Individual Desirability* e sinaliza o desempenho da otimização da variável do experimento para as condições de contorno do contexto aplicado.

Quando atribuída ao conjunto, o indicador D é denominado de *Composite Desirability* e sinaliza o desempenho da otimização de todo o conjunto de variáveis do experimento. Os valores ótimos das variáveis de entrada experimentadas são então definidos através da maximização da função Composite Desirability.

O objetivo das condições de contorno estabelecidas para a otimização foi alcançar a maior durabilidade da superfície quando solicitada por contato de rolamento. Para este propósito, os pesos de maior contribuição foram atribuídos à tensão residual superficial e à modificação microestrutural.

As condições de contorno abrangem ainda se o valor ótimo será dirigido pela maximização, minimização ou aproximação de um valor pré-fixado da resposta. A escolha deste aspecto não é trivial. [Liu e Mittal \(1998\)](#) sinalizaram em seus trabalhos que a otimização para o melhor desempenho de uma superfície submetida ao contato de rolamento depende dos parâmetros de projeto e operação do equipamento a qual está inserida.

No caso de rolamentos, por exemplo, significa inferir que a geometria do contato dos corpos, as cargas de operação, os regimes de acionamentos são determinantes para a escolha das características ótimas da superfície. Desta forma, os requisitos das características da superfície devem ser determinados primacialmente pelo projeto do componente a qual está inserida.

Para efeito do conclusão do método, a otimização aqui conduzida teve por instrução os conceitos bem estabelecidos da literatura, representados nas otimizações conduzidas por [Sharma e Pandey \(2016\)](#) e [Das, Dhupal e Kumar \(2015\)](#). Tais conceitos indicaram para a maior durabilidade da superfície a minimização dos valores da tensão residual superficial ([Sharma e Pandey, 2016](#)) e dos parâmetros estatísticos do processo ([Das, Dhupal e Kumar, 2015](#)).

No caso das camadas microestruturalmente modificadas, há excessões na literatura, como apontado por [König, Berkold e Koch \(1993\)](#). Porém, apesar das análises das seções anteriores caracterizarem as modificações superficiais geradas neste trabalho como resultado de deformação plástica, foi optado por minimizá-las, como recomenda a maioria dos

estudos sobre camadas brancas.

Os valores dos indicadores D, individuais e compostos, estão descritos nas tabelas 5.5 e 5.6, para MQL e Ra, respectivamente.

	Modelo ajustado				
	Tensão Residual	espessura da camada	Sa	Sq	Sz
Resposta ótima	−608 MPa	0,23 μm	0,42 μm	0,47 μm	26,09 μm
Desirability	0,27	0,73	0,49	0,95	0,74
Desirability composta: 0,585					

Tabela 5.5: Respostas previstas para parâmetros otimizados e valor da função desirability para MQL.

	Modelo ajustado				
	Tensão Residual	espessura da camada	Sa	Sq	Sz
Resposta ótima	−963 MPa	0,91 μm	0,33 μm	0,57 μm	21,11 μm
Desirability	0,49	0,19	0,93	0,85	0,83
Desirability composta: 0,575					

Tabela 5.6: Respostas previstas para parâmetros otimizados e valor da função desirability para RA.

As duas otimizações conduzidas obtiveram qualidades muito próximas, como demonstrado pelos valores do indicador composto de D. Demonstrou que o conjunto de respostas de ambos os experimentos foi equilibrado em relação às condições de contorno propostas.

Quando comparados pelos parâmetros D individuais, a superfície apresentou valores de tensões residuais 37 % maiores no método MQL. Já a modificação microestrutural na superfície apresentou espessura 74 % menor no método MQL em comparação ao obtido pelo método RA.

No caso dos parâmetros estatísticos, a aplicação MQL apresentou melhor rugosidade Sa, em 47 %, e Sz, em 11 %. Porém o desvio-padrão Sq da superfície apresentou valor 12 % maior ao obtido pelo resfriamento abundante.

Na sequência, estão apresentados os valores ótimos das variáveis de entrada experimentadas, na tabela 5.7.

A velocidade periférica da peça e o avanço da ferramenta de usinagem apresentaram valores próximos entre os métodos, com variação menor que 10 %. A diferença significativa

	Avanço [mm/rot]	Profundidade de corte [mm]	Velocidade de corte [m/min]
Método MQL	0,16	0,02	160
Método RA	0,15	0,3	154

Tabela 5.7: Parâmetros ótimos para MQL e RA.

ocorreu para a profundidade de corte e foi justificada pelo procedimento da otimização dirigida pelas condições de contorno.

De fato, ao retornar para a tabela 5.6 pôde-se observar, a partir do indicador individual D, que houve pouco êxito no cumprimento das condições de contorno para a profundidade de corte. Isto porque os valores das respostas obtidas na tensão residual e nos parâmetros estatísticos do processo junto dos seus respectivos ponderamentos impeliram um menor cumprimento da minimização da alteração microestrutural na superfície.

Estabelecidos os parâmetros ótimos, o passo seguinte seria um novo experimento aplicado justamente na região próxima ao ótimo do espaço experimental delimitado no Capítulo 4, agora utilizando os parâmetros ótimos e réplicas. Porém, por conveniência do contexto da aplicação deste trabalho, este passo não foi objeto de estudo e apresenta-se como uma oportunidade futura.

Capítulo 6

Conclusões

A partir dos dados nas tabelas e nos gráficos dos modelos, foram observados valores de tensões residuais altamente compressivos, de até -761 MPa para MQL e de até -1080 MPa para RA, respostas coerentes ao encontrado por [Delijaicov \(2004\)](#), [Rosario \(2011\)](#) e [Revel et al. \(2016\)](#).

A velocidade de corte foi o fator de maior influência na resposta da tensão residual para as condições experimentadas, seguido pelo avanço e a profundidade de corte, ordem coerente ao exposto por [Saini, Ahuja e Sharma \(2012\)](#), [Sharma e Pandey \(2016\)](#) e [Arunachalam, Mannan e Spowage \(2004\)](#).

O efeito principal da velocidade de corte na tensão residual superficial foi descrito por uma curvatura de modo que, para valores mínimos até os valores intermediários da velocidade de corte, houve uma redução significativa dos valores compressivos da tensão residual pelo provável acréscimo de calor na região de contato da ferramenta, como observado por [Ramesh et al. \(2005\)](#) e [Arunachalam, Mannan e Spowage \(2004\)](#).

Porém, a partir dos valores intermediários até os valores máximos da velocidade de corte, houve um aumento dos valores compressivos da tensão residual, como apontado por [Saini, Ahuja e Sharma \(2012\)](#) e [Revel et al. \(2016\)](#), e indicou que a dinâmica do escoamento do material sobre a ferramenta naquelas velocidades possibilitou um maior escoamento do calor gerado através do cavaco, reduzindo portanto os efeitos térmicos na superfície.

Ainda, a significativa variação da resposta para a variação da velocidade de corte sinalizou a alta sensibilidade da resposta ao referido parâmetro e, portanto, pouca flexibilidade em alterações do parâmetro em situações encontradas no chão de fábrica.

As condições do experimento foram capazes de produzir tanto situações em que foram detectadas camadas modificadas mínimas, da ordem de $0,05\mu\text{m}$, quanto situações que produziram camada superficial com espessuras mais significativas, da ordem de $2,35\mu\text{m}$.

A superfície modificada apresentou microestrutura formada por grãos ultra-refinados, resultado da intensa deformação plástica promovida na passagem da ferramenta. Foi caracterizada por um balanço entre a mecânica de encruamento da superfície e os aspectos térmicos gerados no processo, com predominância do fenômeno mecânico ([Hosseini et al., 2015](#)).

Em adição, diferentemente do previsto para camadas brancas caracterizadas majoritariamente pelo aspecto térmico de re-têmpera, a dureza da camada modificada na superfície foi inferior ao medido nas subsuperfícies.

De fato pôde-se observar que, apesar de ambos os métodos modificarem a superfície predominantemente pela ação mecânica, como obtido por [Ramesh et al. \(2005\)](#), [Griffiths \(2001\)](#), [Javidi, Rieger e Eichlseder \(2008\)](#), [Rosario \(2011\)](#) e [Tönshoff, Arendt e Amor \(2000\)](#), o maior desvio-padrão das medidas das espessuras para MQL indicou que, para este método, houve uma maior participação de aspectos térmicos do que ocorreu para o RA.

Observou-se que, diferentemente do que ocorreu para a tensão residual MQL, a variável que mais afetou a espessura da camada modificada foi o avanço e, para ambos os métodos experimentados, a menor espessura ocorreu para o menor avanço utilizado.

Os valores obtidos de S_a e S_q foram coerentes aos obtidos nos experimentos de [Grzesik, Rech e Wanat \(2007\)](#), em torno de $0,35 \mu\text{m}$ e $0,45 \mu\text{m}$ respectivamente, apesar dos autores terem utilizado parâmetros muito mais gentis de velocidade de corte e avanço.

Em comparação ao trabalho [Grzesik e Wanat \(2005\)](#), os resultados de S_a assemelharam-se à usinagem de menor energia, enquanto que os resultados de S_q assemelharam-se à usinagem de maior energia adotadas por aquele autor. Destaca-se que a usinagem de maior energia desempenhada por [Grzesik e Wanat](#), denominada por "rough", consistiu de um avanço 50 % menor e uma velocidade de corte 36 % menor às condições mais gentis adotadas por este trabalho. A profundidade de corte foi próxima ao adotado no ponto central deste trabalho.

Em relação ao parâmetro S_z , houve grande disparidade ao encontrado por [Grzesik, Rech e Wanat](#) e [Grzesik e Wanat](#).

As disparidades podem ser justificadas pelo fato do perfil usinado neste experimento ser curvo. Tal trajetória de usinagem adotada pôde ter representado maior dificuldade tecnológica do que os perfis lineares executados nos trabalhos comparados.

Os altos valores dos indicadores de avaliação R , próximos de 1, junto aos valores P , maiores que 0,05 nos testes de falta de ajuste e Anderson-Darling dos resíduos, demonstraram que os modelos ajustados para ambos os métodos foram capazes de explicar satisfato-

riamente o comportamento das variáveis de resposta, coerente às exposições de [Myers, Montgomery e Anderson-Cook \(2009\)](#) e ao obtido por [Das, Dhupal e Kumar \(2015\)](#). É importante pois, o ajuste satisfatório do modelo garantiu, do ponto de vista matemático e estatístico, que foram evitadas distorções nas análises dos modelos que caracterizaram os fenômenos do experimento e sua otimização.

As otimizações conduzidas para MQL e RA obtiveram qualidades muito próximas, como demonstrado pelos valores do indicador composto de D, respectivamente de 0,585 e 0,575. Indica que o conjunto de respostas de ambos os experimentos foi equilibrado em relação às condições de contorno propostas.

Quando comparados pelos parâmetros D individuais, a superfície apresentou valores de tensões residuais 37 % maiores no método MQL. Já a modificação microestrutural na superfície apresentou espessura 74 % menor no método MQL em comparação ao obtido pelo método RA.

No caso dos parâmetros estatísticos da superfície, a aplicação MQL apresentou melhor rugosidade S_a , em 47 %, e S_z , em 11 %. Porém o desvio-padrão S_q da superfície apresentou valor 12 % maior ao obtido pelo resfriamento abundante.

Para os parâmetros ótimos de entrada obtidos, a velocidade periférica da peça e o avanço da ferramenta de usinagem apresentaram valores próximos entre os métodos, com variação menor que 10 %. A diferença significativa ocorreu para a profundidade de corte e foi justificada pelo procedimento da otimização dirigida pelas condições de contorno.

Capítulo 7

Sugestões para trabalhos futuros

No mesmo contexto da usinagem de componentes de grande porte, é interessante continuar a investigação do emprego do MQL no torneamento severo. Tal aplicação é desafiadora devido à quantidade de energia requerida para a remoção de material, às grandes distorções geométricas da peça e ao desgaste acelerado da ferramenta de usinagem.

Nesta linha de trabalho, estratégias de usinagem que possam compensar os desvios dimensionais durante a usinagem têm sido empregadas em componentes de menor porte e podem representar alternativa para a aplicação em geometrias de grande tamanho.

No torneamento duro, a investigação de como o perfil da tensão residual é modificado para os parâmetros de usinagem estudados, o que inclui as tensões nas direções principais, longitudinais e transversais, pode adicionar interessantes conhecimentos à engenharia de fabricação de superfícies de contato. Para a técnica de difratometria de raios X utilizada nesse trabalho, seria necessário incluir um método de remoção de material intercalado com as medições ou utilizar-se da técnica de furo cego.

É interessante também um estudo da aplicação em campo da técnica de Ruído Magnético de Barkhausen, para identificação e medição da espessura de modificações microestruturais. Um componente de grande porte possui restrições na movimentação e, portanto, a técnica pode ser uma excelente alternativa. Porém, é necessário que o equipamento seja capaz de medir modificações muito discretas, cuja ordem de grandeza seja coerente ao tratado nesse trabalho.

Um outro ponto pertinente seria a correlação do tamanho de grão e a composição da camada microestruturalmente modificada com os parâmetros de usinagem. Possivelmente, uma análise utilizando esses parâmetros fornecerá mais indicativos da participação dos fenômenos térmicos e mecânicos durante a usinagem. Quanto ao método, é possível que a análise em um microscópio eletrônico de transmissão seja mais apropriada.

Apêndice A

Calibração dos termopares e análise de incertezas

A calibração do sistema de medição de temperatura foi conduzida no mesmo ambiente em que foram realizados os experimentos, a fim de contabilizar todos os ruídos possíveis e, portanto, reproduzir com fidelidade a condição do experimento.

Foi utilizado um forno dedicado para calibração de termopares. A calibração dos três termopares foi simultânea e conduzida em malha. A programação da aquisição de dados foi projetada de modo a permitir diferentes ajustes na taxa de aquisição de dados. Devido à condição do ambiente ser altamente sujeita a ruídos, foi utilizada uma taxa de aquisição de $4 \text{ amostras} \cdot \text{s}^{-1}$. A taxa foi escolhida convenientemente de forma a não impelir grande inércia à aquisição, o que prejudicaria de sobremaneira o registro da variação de temperatura adquirido.

Foram estabelecidas cinco medidas de referência, estabilizadas no forno uma após outra. A cada estabilidade alcançada foram coletados dados durante 59 segundos, totalizando 5 amostras de 237 elementos para cada termopar. Para as temperaturas de referência 80, 219 e 360 °C foi utilizada uma termoresistência Pt100. Para as temperaturas de referência de 500 e 640 °C foi utilizado um termopar tipo K. Ambos os sensores possuem registro na Rede Brasileira de Calibração (RBC).

A análise das incertezas foi conduzida conforme as recomendações e práticas apontadas no [ISO JCGM/WG \(2008\)](#). A seguir estão apresentadas as fórmulas da média das n -observações $\bar{q}$, do desvio-padrão experimental s_{q_k} e do desvio-padrão experimental da média $s(\bar{q})$, respectivamente.

$$\bar{q} = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n q_k \quad (\text{A.1})$$

$$s_{q_k} = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{j=1}^n [q_j - \bar{q}]^2} \quad (\text{A.2})$$

$$s(\bar{q}) = \frac{s(q_k)}{\sqrt{n}} \quad (\text{A.3})$$

A incerteza-padrão dos termopares foi identificada como Tipo A pois foi obtida por uma série de observações repetidas. É estatisticamente definida pelo desvio-padrão da média $s(\bar{q})$ ou pela variância da média $s^2(\bar{q})$.

Pela conveniência da dimensão de $s(\bar{q})$ ser a mesma da variável medida, o desvio-padrão da média foi então adotado neste trabalho como a incerteza dos termopares.

Os dados de temperatura adquiridos, assim como as médias, os desvios-padrão e as incertezas-padrão estão expressos na tabela seguinte.

TM [s]	Temperatura de referência [$^{\circ}\text{C}$]														
	80 $^{\circ}\text{C}$			118 $^{\circ}\text{C}$			359 $^{\circ}\text{C}$			500 $^{\circ}\text{C}$			640 $^{\circ}\text{C}$		
	<i>Term.1</i>	<i>Term.2</i>	<i>Term.3</i>	<i>Term.1</i>	<i>Term.2</i>	<i>Term.3</i>	<i>Term.1</i>	<i>Term.2</i>	<i>Term.3</i>	<i>Term.1</i>	<i>Term.2</i>	<i>Term.3</i>	<i>Term.1</i>	<i>Term.2</i>	<i>Term.3</i>
0,00	80,32	80,78	80,62	217,17	217,49	217,20	357,32	355,82	354,51	497,70	497,89	497,78	643,46	643,55	644,01
0,25	80,33	80,80	80,65	216,96	217,49	217,17	357,33	355,59	354,57	497,64	497,86	497,73	643,48	643,52	644,02
0,50	80,37	80,81	80,67	217,03	217,52	217,19	357,32	355,77	354,62	497,60	497,93	497,72	643,46	643,52	643,97
0,75	80,37	80,84	80,68	217,00	217,54	217,26	357,30	355,70	354,56	497,64	497,88	497,82	643,48	643,47	644,00
1,00	80,35	80,83	80,67	216,97	217,48	217,16	357,38	355,69	354,59	497,64	497,90	497,80	643,46	643,48	643,96
1,25	80,31	80,79	80,66	217,01	217,53	217,19	357,34	355,75	354,62	497,60	497,87	497,79	643,43	643,45	643,95
1,50	80,33	80,78	80,64	217,20	217,47	217,15	357,37	355,71	354,62	497,55	497,98	497,70	643,44	643,43	643,91
1,75	80,32	80,79	80,62	217,14	217,44	217,14	357,36	355,93	354,65	497,67	497,89	497,79	643,42	643,41	643,97
2,00	80,32	80,81	80,64	217,16	217,48	217,14	357,56	355,91	354,77	497,64	497,82	497,84	643,44	643,43	643,93
2,25	80,37	80,82	80,71	217,17	217,47	217,19	357,37	355,91	354,82	497,58	497,92	497,79	643,42	643,45	643,92
$\vdots$	$\vdots$	$\vdots$	$\vdots$	$\vdots$	$\vdots$	$\vdots$	$\vdots$	$\vdots$	$\vdots$	$\vdots$	$\vdots$	$\vdots$	$\vdots$	$\vdots$	$\vdots$
58,00	80,31	80,99	80,64	216,96	217,50	217,18	357,37	355,67	354,44	497,75	497,90	497,84	643,89	643,90	643,92
58,25	80,29	81,00	80,59	216,99	217,52	217,21	357,57	355,65	354,46	497,66	497,97	497,88	643,87	643,67	643,96
58,50	80,33	80,80	80,66	217,00	217,51	217,20	357,52	355,67	354,42	497,66	497,98	497,79	643,89	643,65	643,93
58,75	80,26	80,84	80,67	216,99	217,48	217,16	357,27	355,71	354,50	497,68	497,95	497,88	643,85	643,67	643,95
59,00	80,32	80,87	80,68	217,16	217,47	217,15	357,48	355,68	354,47	497,70	497,98	497,87	643,81	643,66	643,91
Valor médio $\bar{q}$ [$^{\circ}\text{C}$]	80,33	80,88	80,66	217,06	217,49	217,17	357,37	355,72	354,39	497,55	497,84	497,86	643,60	643,62	643,94
Desvio-padrão experimental $s(q_k)$ [$^{\circ}\text{C}$]	0,034	0,098	0,033	0,123	0,069	0,087	0,261	0,313	0,277	0,083	0,076	0,086	0,171	0,125	0,031
Incerteza-padrão $s(\bar{q})$ [$^{\circ}\text{C}\cdot 10^{-3}$]	2,18	6,38	2,17	8,00	4,51	5,66	17,00	20,36	18,01	5,40	5,04	5,59	11,10	8,14	2,01

Figura A.1: Aquisição do termopares 1, 2 e 3 para a temperatura de referência de 80 °C.

Figura A.2: Aquisição do termopares 1, 2 e 3 para a temperatura de referência de 218 °C.

Figura A.3: Aquisição do termopares 1, 2 e 3 para a temperatura de referência de 359 °C.

Figura A.4: Aquisição do termopares 1, 2 e 3 para a temperatura de referência de 500 °C.

Figura A.5: Aquisição do termopares 1, 2 e 3 para a temperatura de referência de 640 °C.

A regressão linear foi realizada para as temperaturas registradas pelo sistema projetado e as temperaturas de referência, para cada termopar.

Seguem expressas as equações da regressão linear de cada termopar, os ajustes R^2 e os respectivos gráficos que correlacionam a temperatura de referência à temperatura medida:

	Equação de regressão	R^2 [%]
Termopar 1	$T_{ref} = 0,9963 \cdot T_{aquisitada} + 1,5421$	99,99
Termopar 2	$T_{ref} = 0,9971 \cdot T_{aquisitada} + 1,3189$	99,99
Termopar 3	$T_{ref} = 0,9961 \cdot T_{aquisitada} + 2,0123$	99,98

Tabela A.1: Equações de regressão para calibração dos termopares.

Figura A.6: Regressão entre temperatura de referência e temperatura registrada para o termopar 1.

Figura A.7: Regressão entre temperatura de referência e temperatura registrada para o termopar 2.

Figura A.8: Regressão entre temperatura de referência e temperatura registrada para o termopar 3.

Apêndice B

Medição de tensão residual pela técnica de furo cego

O furo cego foi feito por equipamento dedicado às medições de tensão residual, da Sint Technology, com fresa de 1,6 mm de diâmetro. A medição pela técnica do furo cego foi desempenhada com extensômetros tipo PA-06-060RE-120L da Excel Sensores, colados na superfície usinada. A fresa e o extensômetros estão representados na figura [B.1](#)

Figura B.1: Fresa de cone invertido e extensômetro utilizados na medição de tensão residual.

O posicionamento da peça foi novamente auxiliado pelo calco com rebaixo em "V", porém, neste caso, buscando a total ortogonalidade de fresa à superfície usinada. A peça, após as medições, está representada na figura [B.2](#).

Figura B.2: Peça com extensômetro após medição da tensão residual pela técnica de furo cego.

Foram obtidos os perfis das tensões residuais na direção circunferencial e radial, além das tensões máximas e mínimas, ao longo de uma profundidade de aproximadamente 0,55 mm (Figura B.3). A peça avaliada correspondeu à rodada 5 para a aplicação de mínima quantidade de lubrificante.

Figura B.3: Perfis das tensões residuais referentes à rodada 5 para a aplicação MQL.

O primeiro aspecto observado nas medições consiste nos valores compressivos das tensões. Considerando uma profundidade aproximada de até $50\mu\text{m}$, a tensão residual circunferencial apresentou-se altamente compressiva, com valores menores que -500 MPa. Em adição, foram valores coerentes ao obtidos pelo método de difração de raios-X.

Para as tensões residuais radiais o valor medido foi maior, portanto menos compressivo, em torno de -100 MPa.

É pertinente apontar a proximidade dos valores das tensões principais aos valores obti-

dos nas direções circunferenciais e radiais. Consequentemente, a direção da tensão residual máxima é, necessariamente, muito próxima à direção do vetor da velocidade periférica da peça, enquanto que a direção da tensões residual mínima é, também necessariamente, muito próxima à direção do vetor de velocidade de translação da ferramenta de usinagem, ou avanço.

Pode-se então inferir que, a partir da proposição estabelecida acima, a velocidade de corte foi a variável mais influente na tensão residual superficial, seguida do avanço. A maior influência ocorreu porque produziu os maiores e menores valores de tensão residual, respectivamente.

Tal inferência corrobora ainda a análise canônica conduzida no Capítulo 5, com a ressalva de não fornecer indicativos sobre a influência da profundidade de corte. Isto porque a medição do furo cego foi conduzida por incrementos de avanço muito pequenos, de $4\mu\text{m}$ até $10\mu\text{m}$, e, portanto, configurou numa condição próxima ao estado plano de tensões.

Apêndice C

Gráficos dos resíduos dos modelos ajustados

Figura C.1: Gráficos dos Resíduos para o modelo da tensão residual.

Figura C.2: Gráficos dos Resíduos para o modelo da espessura da camada modificada.

Figura C.3: Gráficos dos Resíduos para o modelo do parâmetro estatístico de superfície Sa.

Figura C.4: Gráficos dos Resíduos para o modelo do parâmetro estatístico de superfície Sq.

Figura C.5: Gráficos dos Resíduos para o modelo do parâmetro estatístico de superfície Sz.

Figura C.6: Gráficos dos Resíduos para o modelo da tensão residual.

Figura C.7: Gráficos dos Resíduos para o modelo da espessura da camada modificada.

Figura C.8: Gráficos dos Resíduos para o modelo do parâmetro estatístico de superfície Sa.

Figura C.9: Gráficos dos Resíduos para o modelo do parâmetro estatístico de superfície Sq.

Figura C.10: Gráficos dos Resíduos para o modelo do parâmetro estatístico de superfície Sz.

Referências

ABELE, E.; FRÖHLICH, B. Trendbericht: Stand der technik und entwicklungen der schwerzerspnung - auf die grösse kommt es an. **WB Werkstatt-Betrieb**, 2007. Acessado: 28-10-2015. Disponível em: <<https://www.werkstatt-betrieb.de/wb-zeitschrift/archiv/artikel>>.

AIAG. **Best Practices for Mist Control in Machine Tool Enclosures**. Automotive Industry Action Group, 2008. (1st Edition). Disponível em: <<https://www.aiag.org/store/publications/details?ProductCode=OHS-7>>.

_____. **Potential Failure Mode and Effects Analysis FMEA**. Automotive Industry Action Group, 2008. (4th Edition). Disponível em: <<https://www.aiag.org/store/publications/details?ProductCode=FMEA-4>>.

Air Products. **Safe handling of cryogenic liquids**. Air Products Safetygram 16, 2014. Disponível em: <<http://www.airproducts.com/~media/files/pdf/company/safetygram-16.pdf>>.

AKCAN, S. et al. Formation of white layers in steels by machining and their characteristics. **Metallurgical and Materials Transactions A**, v. 33, n. 4, p. 1245–1254, 2002. ISSN 1543-1940. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1007/s11661-002-0225-z>>.

ANTON, S.; ANDREAS, S.; FRIEDRICH, B. Heat dissipation in turning operations by means of internal cooling. **Procedia Engineering**, v. 100, p. 1116 – 1123, 2015. ISSN 1877-7058. 25th DAAAM International Symposium on Intelligent Manufacturing and Automation, 2014. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1877705815005019>>.

AOYAMA, T. Development of a mixture supply system for machining with minimal quantity lubrication. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 51, n. 1, p. 289 – 292, 2002. ISSN 0007-8506. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850607615194>>.

AOYAMA, T. et al. Development of a new lean lubrication system for near dry machining process. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 57, n. 1, p. 125 – 128, 2008. ISSN 0007-8506. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850608000528>>.

ARRIOLA, L. T. Transporte y almacenamiento de materias primas em la indústria básica. **Editora Blume**, v. 2, 1970.

ARUNACHALAM, R.; MANNAN, M.; SPOWAGE, A. Residual stress and surface roughness when facing age hardened inconel 718 with {CBN} and ceramic cutting tools. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 44, n. 9, p. 879 – 887, 2004. ISSN 0890-6955. Disponível em: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695504000513>.

ATTANASIO, A. et al. Tool wear effects on white and dark layer formation in hard turning of {AISI} 52100 steel. **Wear**, v. 286–287, p. 98 – 107, 2012. ISSN 0043-1648. Tribology in Manufacturing Processes. Disponível em: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0043164811005187>.

BARTARYA, G.; CHOUDHURY, S. State of the art in hard turning. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 53, n. 1, p. 1 – 14, 2012. ISSN 0890-6955. Disponível em: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695511001696>.

BERMINGHAM, M. et al. New observations on tool life, cutting forces and chip morphology in cryogenic machining Ti-6Al-4V. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 51, n. 6, p. 500 – 511, 2011. ISSN 0890-6955. Disponível em: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S089069551100040X>.

Biček, M. et al. Cryogenic machining as an alternative turning process of normalized and hardened AISI 52100 bearing steel. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 212, n. 12, p. 2609 – 2618, 2012. ISSN 0924-0136. Disponível em: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013612002385>.

BIERMANN, D.; HARTMANN, H. Reduction of burr formation in drilling using cryogenic process cooling. **Procedia CIRP**, v. 3, p. 85 – 90, 2012. ISSN 2212-8271. 45th CIRP Conference on Manufacturing Systems 2012. Disponível em: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2212827112001886>.

BIN, J. et al. Ring gear deformation of heavy duty machine tool worktable and controlling method. **Open Automation and Control Systems Journal**, v. 7, n. 1, p. 560–568, 2015. Disponível em: <http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-84937790777&partnerID=40&md5=a8aabace313a754f631eae6635b7724b>.

BOSHEH, S.; MATIVENGA, P. White layer formation in hard turning of H13 tool steel at high cutting speeds using CBN tooling. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 46, n. 2, p. 225 – 233, 2006. ISSN 0890-6955. Disponível em: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695505000957>.

BRUCE, P. **Method of working materials**. Google Patents, 1963. US Patent 3,077,802. Disponível em: <http://www.google.com/patents/US3077802>.

Canadian Centre for Occupational Health and Safety - CCOHS. **Cryogenic Liquids - Hazards**. [s.n.], 2017. Disponível em: <https://www.ccohs.ca/oshanswers/chemicals/cryogenic/cryogen1.html,Acessadoem02/05/2017>.

CHOU, Y. K.; SONG, H. Thermal modeling for white layer predictions in finish hard turning. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 45, n. 4–5, p. 481 – 495, 2005. ISSN 0890-6955. Disponível em: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695504002287>.

- DAS, S. R.; DHUPAL, D.; KUMAR, A. Experimental investigation into machinability of hardened AISI 4140 steel using tin coated ceramic tool. **Measurement**, v. 62, p. 108 – 126, 2015. ISSN 0263-2241. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0263224114005430>>.
- DEIAB, I.; RAZA, S. W.; PERVAIZ, S. Analysis of lubrication strategies for sustainable machining during turning of titanium ti-6al-4v alloy. **Procedia CIRP**, v. 17, p. 766 – 771, 2014. ISSN 2212-8271. Variety Management in Manufacturing Proceedings of the 47th CIRP Conference on Manufacturing Systems. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2212827114003734>>.
- DELIJAICOV, S. Modelagem das tensões residuais no processo de torneamento duro de um aço DIN 100CMn6 e suas correlações com os esforços de corte. **Escola Politécnica da USP, Tese de doutorado**, 2004.
- DHAR, N.; KAMRUZZAMAN, M. Cutting temperature, tool wear, surface roughness and dimensional deviation in turning AISI-4037 steel under cryogenic condition. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 47, n. 5, p. 754 – 759, 2007. ISSN 0890-6955. Tehran International Congress on Manufacturing Engineering (TICME2005). Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S089069550600229X>>.
- DIN, N. MMS Bearbeitungstechnologie Teil 1: Begriff und Definitionen. **Deutsches Institut für Normung**, v. 1, n. DIN 69090, 2011.
- _____. MMS Bearbeitungstechnologie Teil 2: Maschine. **Deutsches Institut für Normung**, v. 2, n. DIN 69090, 2011.
- _____. MMS Bearbeitungstechnologie Teil 3: Werkzeuge und Werkzeugsysteme. **Deutsches Institut für Normung**, v. 3, n. DIN 69090, 2011.
- DONG, W.; SULLIVAN, P.; STOUT, K. Comprehensive study of parameters for characterising three-dimensional surface topography III: parameters for characterising amplitude and some functional properties. **Wear**, v. 178, n. 1, p. 29 – 43, 1994. ISSN 0043-1648. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0043164894901279>>.
- FARIAS, A.; L.NALON; PALMA, G. L. Avanços na usinagem de ligas de titânio. **6º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, Caxias do Sul**, 2001.
- FERRARESI, D. Fundamentos da usinagem dos metais. **Edgard Blücher**, v. 1ª Edição, p. 563–568, 1970.
- George W, J. **Cutting tool**. Google Patents, 1953. US Patent 2,641,047. Disponível em: <<https://www.google.com/patents/US2641047>>.
- GRIFFITHS, B. 5 - Sub-surface Altered Material Layers. In: GRIFFITHS, B. (Ed.). **Manufacturing Surface Technology**. Oxford: Kogan Page Science, 2001. p. 152 – 191. ISBN 978-1-85718-029-9. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9781857180299500068>>.

GRUHLER, S.; RÖMPP, W. **Walzwerkzeug**. Google Patents, 2012. WO Patent App. PCT/EP2012/052,357. Disponível em: <<http://www.google.com/patents/WO2012107582A1?cl=en>>.

GRZESIK, W. 15.2 - dry and semi-dry machining. In: GRZESIK, W. (Ed.). **Advanced Machining Processes of Metallic Materials**. Amsterdam: Elsevier, 2008. p. 226 – XI. ISBN 978-0-08-044534-2. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B978008044534250031X>>.

GRZESIK, W.; ŻAK, K. Modification of surface finish produced by hard turning using superfinishing and burnishing operations. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 212, n. 1, p. 315 – 322, 2012. ISSN 0924-0136. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013611002767>>.

GRZESIK, W.; RECH, J.; WANAT, T. Surface finish on hardened bearing steel parts produced by superhard and abrasive tools. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 47, n. 2, p. 255 – 262, 2007. ISSN 0890-6955. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695506001088>>.

GRZESIK, W.; WANAT, T. Comparative assessment of surface roughness produced by hard machining with mixed ceramic tools including 2d and 3d analysis. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 169, n. 3, p. 364 – 371, 2005. ISSN 0924-0136. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013605004905>>.

GUO, Y.; SAHNI, J. A comparative study of hard turned and cylindrically ground white layers. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 44, n. 2–3, p. 135 – 145, 2004. ISSN 0890-6955. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695503002864>>.

GUO, Y. B.; WARREN, A. W.; HASHIMOTO, F. The basic relationships between residual stress, white layer, and fatigue life of hard turned and ground surfaces in rolling contact. **CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology** 2, n. 390, p. 129–134, 2010.

HADDAG, B. et al. Tribological behaviour and tool wear analyses in rough turning of large-scale parts of nuclear power plants using grooved coated insert. **Tribology International**, v. 80, p. 58 – 70, 2014. ISSN 0301-679X. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0301679X1400245X>>.

_____. Experimental and numerical analyses of the tool wear in rough turning of large dimensions components of nuclear power plants. **Wear**, v. 312, n. 1–2, p. 40 – 50, 2014. ISSN 0043-1648. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0043164814000398>>.

HASHIMOTO, F.; GUO, Y. B.; WARREN, A. W. Surface Integrity Difference between Hard Turned and Ground Surfaces and Its Impact on Fatigue Life. **Annals of the CIRP**, n. 55, 2006.

HE, G. H.; LIU, X. L.; YAN, F. G. Research on the high-efficiency turning tool for rough machining of large hydrogenated cylindrical shell forging. **Key Engineering Materials**, v. 567, n. Chapter 1 : Applied Materials Engineering and Materials

Processing Technologies in Mechanical Engineering, p. 53–58, 2013. ISSN 0007-8506. Disponível em: <<http://www.scientific.net/KEM.567.53>>.

HONG, S. Y.; DING, Y.; EKKENS, R. G. Improving low carbon steel chip breakability by cryogenic chip cooling. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 39, n. 7, p. 1065 – 1085, 1999. ISSN 0890-6955. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695598000741>>.

HONG, S. Y.; MARKUS, I.; JEONG, W. cheol. New cooling approach and tool life improvement in cryogenic machining of titanium alloy Ti-6Al-4V. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 41, n. 15, p. 2245 – 2260, 2001. ISSN 0890-6955. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695501000414>>.

HOSSEINI, S. et al. Formation mechanisms of white layers induced by hard turning of aisi 52100 steel. **Acta Materialia**, v. 89, p. 258 – 267, 2015. ISSN 1359-6454. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359645415000890>>.

_____. Characterization of the surface integrity induced by hard turning of bainitic and martensitic aisi 52100 steel. **Procedia CIRP**, v. 1, p. 494 – 499, 2012. ISSN 2212-8271. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2212827112000893>>.

ISO. Tool life testing with single-point turning tools. **International Organization for Standardization**, n. ISO 3685: 1993(E), 1993.

ISO JCGM/WG. Avaliação de dados de medição: Guia para a expressão de incertezas de medição – GUM. **International Organization for Standardization**, v. 1^a Edição, 2008. Disponível em: <http://www.inmetro.gov.br/noticias/conteudo/iso_gum_versao_site.pdf>.

JAVIDI, A.; RIEGER, U.; EICHLSEDER, W. The effect of machining on the surface integrity and fatigue life. **International Journal of Fatigue**, v. 30, n. 10–11, p. 2050 – 2055, 2008. ISSN 0142-1123. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112308000133>>.

KARPUSCHEWSKI, B. et al. Surface integrity aspects of milled large hardened gears. **Procedia CIRP**, v. 13, p. 37 – 42, 2014. ISSN 2212-8271. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2212827114000080>>.

KLOCKE, F.; EISENBLÄTTER, G. Dry cutting. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 46, n. 2, p. 519 – 526, 1997. ISSN 0007-8506. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850607608774>>.

KÖNIG, W.; BERKTOLD, A.; KOCH, K.-F. Turning versus grinding – a comparison of surface integrity aspects and attainable accuracies. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 42, n. 1, p. 39 – 43, 1993. ISSN 0007-8506. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850607623877>>.

KOCH, F. K. **Technologie des Hochpräzisions Hartdrehens**. [S.l.]: RWTH Aachen, 1996.

- KWON, P.; DRZAL, L. **Nanoparticle graphite-based minimum quantity lubrication method and composition**. Google Patents, 2010. US Patent App. 12/655,649. Disponível em: <<https://www.google.com/patents/US20100204072>>.
- LIEBALD, P. **Tool holder for use in a machine tool and method for operating such a tool holder**. Google Patents, 2014. US Patent 8,777,530. Disponível em: <<http://www.google.com/patents/US8777530>>.
- LIU, C.; MITTAL, S. Optimal pre-stressing the surface of a component by superfinish hard turning for maximum fatigue life in rolling contact. **Wear**, v. 219, n. 1, p. 128 – 140, 1998. ISSN 0043-1648. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0043164898002403>>.
- MACHADO, A.; WALLBANK, J. The effect of extremely low lubricant volumes in machining. **Wear**, v. 210, n. 1–2, p. 76 – 82, 1997. ISSN 0043-1648. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0043164897000598>>.
- MARCIO, B. d. S.; WALLBANK, J. Cutting temperature: prediction and measurement methods—a review. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 88, n. 1–3, p. 195 – 202, 1999. ISSN 0924-0136. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013698003951>>.
- M.I. Meidar, W. Horn, H. Lang, H.H. Kolb e P.D. Scharpf. **Machining device for machining crankshafts and a machining system having such a machining device**. 2014. US Patent 8,881,352. Disponível em: <<https://www.google.com/patents/US8881352>>.
- MIN, S. et al. A study on tribology in minimal quantity lubrication cutting. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 54, n. 1, p. 105 – 108, 2005. ISSN 0007-8506. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850607600602>>.
- MINTON, T. et al. Temperature of internally-cooled diamond-coated tools for dry-cutting titanium. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 75, p. 27 – 35, 2013. ISSN 0890-6955. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695513001399>>.
- MONTGOMERY, D. C. **Design and Analysis of Experiments**. [S.l.]: Wiley, 2009. (7th edition).
- MYERS, R.; MONTGOMERY, D.; ANDERSON-COOK, C. **Response Surface Methodology: Process and Product Optimization Using Designed Experiments**. Wiley, 2009. (3rd edition Wiley Series in Probability and Statistics). ISBN 9781118916032. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=T-BbCwAAQBAJ>>.
- OLIVEIRA, A. E. D. e Adilson José de. Optimizing the use of dry cutting in rough turning steel operations. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 44, n. 10, p. 1061 – 1067, 2004. ISSN 0890-6955. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695504000653>>.

ORSET, M. **Benefícios do MQL na produção de cabeçotes da PSA**. Bielomatik Ltda., 2015. Accessed: 2015-01-09. Disponível em: <http://www.usinagem-brasil.com.br/9791-beneficios-do-mql-na-producao-de-cabecotes-da-psa/>.

PARK, K.-H. et al. A study on droplets and their distribution for minimum quantity lubrication (MQL). **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 50, n. 9, p. 824 – 833, 2010. ISSN 0890-6955. Disponível em: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695510000805>.

PAUL, S.; CHATTOPADHYAY, A. The effect of cryogenic cooling on grinding forces. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 36, n. 1, p. 63 – 72, 1996. ISSN 0890-6955. Disponível em: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S089069559592629D>.

POULACHON, G. et al. An experimental investigation of work material microstructure effects on white layer formation in PCBN hard turning. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 45, n. 2, p. 211 – 218, 2005. ISSN 0890-6955. Disponível em: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695504001737>.

PU, Z. et al. Enhanced surface integrity of AZ31B mg alloy by cryogenic machining towards improved functional performance of machined components. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 56, p. 17 – 27, 2012. ISSN 0890-6955. Disponível em: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695511002410>.

RAMESH, A. et al. Analysis of white layers formed in hard turning of AISI 52100 steel. **Materials Science and Engineering A**, n. 390, p. 88–97, 2005.

REVEL, P. et al. High precision hard turning of AISI 52100 bearing steel. **Precision Engineering**, v. 43, p. 24 – 33, 2016. ISSN 0141-6359. Disponível em: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0141635915001087>.

ROSARIO, J. F. A. Estudo da integridade superficial e seu efeito na fadiga de contato de um aço ferramenta. **Tese de doutorado, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo**, 2011.

SAINI, S.; AHUJA, I. S.; SHARMA, V. S. Residual stresses, surface roughness, and tool wear in hard turning: A comprehensive review. **Materials and Manufacturing Processes**, v. 27, p. 583–598, 2012.

SCHWACH, D. W.; GUO, Y. Feasibility of producing optimal surface integrity by process design in hard turning. **Materials Science and Engineering: A**, v. 395, n. 1–2, p. 116 – 123, 2005. ISSN 0921-5093. Disponível em: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0921509304014455>.

SHARMA, V.; PANDEY, P. M. Optimization of machining and vibration parameters for residual stresses minimization in ultrasonic assisted turning of 4340 hardened steel. **Ultrasonics**, v. 70, p. 172 – 182, 2016. ISSN 0041-624X. Disponível em: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0041624X16300518>.

- SIM, W.-M.; GAUDILLERE, D. **Cutting tool with internal MQL supply**. Espacenet Patent search, 2013. GB2501511 (A). Disponível em: <<http://worldwide.espacenet.com>>.
- STOLL, A.; EXNER, E.; NORDSTROM, G. **Tool holder assembly**. Google Patents, 2011. US Patent 7,896,591. Disponível em: <<http://www.google.com/patents/US7896591>>.
- STOUT, . J. et al. The development of methods for the characterization of roughness in three dimensions. **Brussels Luxembourg and Authors**, 1993.
- SUH, A. Y.; POLYCARPOU, A. A.; CONRY, T. F. Detailed surface roughness characterization of engineering surfaces undergoing tribological testing leading to scuffing. **Wear**, v. 255, n. 1–6, p. 556 – 568, 2003. ISSN 0043-1648. 14th International Conference on Wear of Materials. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0043164803002242>>.
- SUN, Y. et al. Enhanced machinability of Ti-5553 alloy from cryogenic machining: Comparison with MQL and flood-cooled machining and modeling. **Procedia CIRP**, v. 31, p. 477 – 482, 2015. ISSN 2212-8271. 15th {CIRP} Conference on Modelling of Machining Operations (15th CMMO). Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2212827115004151>>.
- TAKIGAWA, M.; OHNO, T.; KAWAHARA, M. **Mist generation device**. Google Patents, 2006. WO Patent App. PCT/JP2005/015,036. Disponível em: <<http://www.google.com/patents/WO2006022180A1?cl=en>>.
- TAZEHKANDI, A. H.; SHABGARD, M.; PILEHVARIAN, F. On the feasibility of a reduction in cutting fluid consumption via spray of biodegradable vegetable oil with compressed air in machining inconel 706. **Journal of Cleaner Production**, v. 104, p. 422 – 435, 2015. ISSN 0959-6526. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0959652615005867>>.
- TöNSHOFF, H.; ARENDT, C.; AMOR, R. B. Cutting of hardened steel. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 49, n. 2, p. 547 – 566, 2000. ISSN 0007-8506. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850607634556>>.
- TURLEY, D.; DOYLE, E. Factors affecting workpiece deformation during grinding. **Materials Science and Engineering**, vol 21, pp.261-271, v. 21, p. 261 – 271, 1975. ISSN 0025-5416. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0025541675902232>>.
- UEHARA, K.; KUMAGAI, S. Characteristics of tool wear in cryogenic machining. **Annals of CIRP** 18, 1970.
- UKAI, H. **Machining method, microscopic mist producing device, work cooling method and main spindle cooling method**. Espacenet Patent search, 2002. JP2002066871 (A). Disponível em: <http://worldwide.espacenet.com/publicationDetails/biblio?DB=EPODOC&II=7&ND=3&adjacent=true&locale=en_EP&FT=D&date=20020305&CC=JP&NR=2002066871A&KC=A>.

URIARTE, L. et al. Machine tools for large parts. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 62, n. 2, p. 731 – 750, 2013. ISSN 0007-8506. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850613001996>>.

USINAGEM-BRASIL. **DRY AND SEMI-DRY MACHINING**. 2010. Accessed: 2015-01-09. Disponível em: <<http://www.usinagem-brasil.com.br/7960-seis-plantas-da-ford-no-mundo-ja-utilizam-usinagem-mql/>>.

VERLAG, C. H. Large components produces large chips. **Secco Edge Magazine**, 2015. Disponível em: <<http://edgeupdate.com/large-components-produces-large-chips/>>, Acessado:28-10-2015>.

WAKABAYASHI, T. et al. Tribological characteristics and cutting performance of lubricant esters for semi-dry machining. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 52, n. 1, p. 61 – 64, 2003. ISSN 0007-8506. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850607605319>>.

WANG, Z.; RAJURKAR, K. Wear of CBN tool in turning of silicon nitride with cryogenic cooling. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 37, n. 3, p. 319 – 326, 1997. ISSN 0890-6955. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695596000375>>.

WEINERT, K. et al. Dry machining and minimum quantity lubrication. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 53, n. 2, p. 511 – 537, 2004. ISSN 0007-8506. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850607600274>>.

WU, M. Y. et al. Analysis of generation and curling deformation mechanism of large chips in heavy-duty cutting. **Key Engineering Materials**, v. 589-590, p. 563–568, 2013. ISSN 0007-8506. Disponível em: <<http://www.scientific.net/KEM.589-590.94>>.

XAVIER, S. E. D. Análise de efeitos de criogenia na usinagem de anéis de rolamentos. **Dissertação de Mestrado em Engenharia; Escola Politécnica da Universidade de São Paulo**, 2010.

YAN, F. G. et al. Research on the tools' strength in the condition of uncommonly dynamic heavy-duty loads. **Advanced Materials Research**, v. 500, p. 563–568, 2012. ISSN 0007-8506. Disponível em: <<http://www.scientific.net/AMR.500.563>>.

YILDIZ, Y.; NALBANT, M. A review of cryogenic cooling in machining processes. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 48, n. 9, p. 947 – 964, 2008. ISSN 0890-6955. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695508000242>>.

ZHANG, S.; LI, J.; WANG, Y. Tool life and cutting forces in end milling inconel 718 under dry and minimum quantity cooling lubrication cutting conditions. **Journal of Cleaner Production**, v. 32, p. 81 – 87, 2012. ISSN 0959-6526. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0959652612001485>>.

ZURECKI, Z. et al. **Apparatus and method for machining of hard metals with reduced detrimental white layer effect**. Google Patents, 2012. US Patent 8,220,370. Disponível em: <<https://www.google.com/patents/US8220370>>.

_____. **Apparatus and method of cryogenic cooling for high-energy cutting operations**. Google Patents, 2009. US Patent 7,637,187. Disponível em: <https://www.google.com/patents/US7637187>.