

RAPHAEL LIMA DE PAIVA

**APLICAÇÃO DE FLUIDO DE CORTE A BAIXAS
TEMPERATURAS NA RETIFICAÇÃO PLANA
TANGENCIAL DO AÇO SAE 52100**



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA**

2016

RAPHAEL LIMA DE PAIVA

**APLICAÇÃO DE FLUIDO DE CORTE A BAIXAS TEMPERATURAS
NA RETIFICAÇÃO PLANA TANGENCIAL DO AÇO SAE 52100**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, como parte dos requisitos para a obtenção do título de **MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA**.

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Rosemar Batista da Silva

UBERLÂNDIA – MG

2016

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)
Sistema de Bibliotecas da UFU, MG, Brasil.

P149a Paiva, Raphael Lima de, 1990-
2016 Aplicação de fluido de corte a baixas temperaturas na retificação
plana tangencial do aço SAE 52100 / Raphael Lima de Paiva. - 2016.
105 f. : il.

Orientador: Rosemar Batista da Silva.
Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Uberlândia,
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
Inclui bibliografia.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Retificação e polimento - Teses.
3. Fluidos de corte - Teses. 4. Aço - Teses. I. Silva, Rosemar Batista da,
1974- II. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-
Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

CDU: 621

À minha família, especialmente à minha mãe Marta Lima de Paiva.
Ao meu pai Ederson Alves de Paiva (in memorian).

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus, dono de toda sabedoria e conhecimento.

Ao meu orientador Prof. Dr. Rosemar Batista da Silva, pelo suporte, orientação e amizade. Seu apoio foi fundamental para a realização deste trabalho.

Aos colegas, técnicos e professores do Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU), em especial aos doutorandos Antônio Vitor de Mello, Cleudes Guimaraes e Marcilia Finzi.

Aos colegas, técnicos e professores do Laboratório de Tribologia e Materiais (LTM), em especial à técnica do laboratório Ângela Andrade e ao doutorando Vinicius Telles, pela ajuda com as análises metalográficas.

À Marta Lima de Paiva, por tudo o que fez para me colocar nesta posição; muito obrigado mãe, você é a pessoa mais determinada, perseverante e forte que eu conheço.

Aos meus irmãos Ederson Jr. e Ricardo, por todo o apoio dado; vocês são especiais.

À minha namorada Juliana pelo apoio, paciência, compreensão e incentivo.

À Universidade Federal de Uberlândia e ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica pela oportunidade de realizar este trabalho.

À CAPES pela concessão da bolsa de estudos.

À Schaeffler Brasil Ltda, em especial aos Dr. Luiz Maurício Gonçalves Neto e Me. Ricardo Roza Vaz Perez, pelo fornecimento dos corpos de prova.

A todos, meu muito obrigado.

DE PAIVA, R. L. **APLICAÇÃO DE FLUIDO DE CORTE A BAIXAS TEMPERATURAS NA RETIFICAÇÃO PLANA TANGENCIAL DO AÇO SAE 52100**. 2016. 105 f. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

Resumo

A retificação com rebolos convencionais é bastante empregada na indústria metal mecânica por conferir à peça um bom acabamento e tolerâncias dimensionais bem estreitas. No entanto, ao utilizar estes rebolos, grande parte do calor gerado durante o processo é conduzido para a peça e, por isso, é importante a seleção correta dos parâmetros de corte a fim de evitar deterioração do acabamento e alterações microestruturais. Dentre estes parâmetros, o fluido de corte desempenha um papel fundamental, pois visa, sobretudo, refrigerar a peça e assim amenizar ou evitar alterações dimensionais e danos térmicos causados pela elevada temperatura durante o processo. Neste sentido, este trabalho apresenta os resultados da investigação da influência do fluido de corte convencional resfriado a temperaturas abaixo da temperatura ambiente e então aplicado durante a retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100. O fluido de corte empregado foi de base vegetal, aplicado em três diferentes temperaturas: 15 °C, 10 °C e 5 °C. Ensaios com fluido de corte a temperatura ambiente e na condição sem fluido (a seco) também foram realizados para permitir comparações e analisar o desempenho do fluido de corte resfriado. Os parâmetros de saída analisados foram a temperatura da peça, a rugosidade (parâmetros Ra, Rz e Rt), e a microdureza abaixo da superfície usinada. Imagens das superfícies retificadas e da microestrutura da camada abaixo da superfície também foram obtidas e analisadas após o processo de retificação. Os resultados mostraram que a penetração de trabalho e as diferentes condições de lubri-refrigeração não exerceram influência significativa nos resultados de rugosidade. Além disso, observou-se um aumento na temperatura da peça durante o processo de corte para todas as condições, exceto para as amostras retificadas com fluido de corte a temperatura de 10 °C e 5 °C. Por fim, os resultados de microdureza e das análises das superfícies usinadas e da camada abaixo da superfície deram evidências que a aplicação do fluido de corte resfriado diminuiu drasticamente a zona afetada pelo calor, indicando que este procedimento foi eficiente no sentido de prevenir alterações microestruturais causadas devido ao calor gerado durante a retificação do aço endurecido SAE 52100 com rebolo convencional de alumina.

Palavras Chave: Retificação, Fluido de corte a baixas temperaturas, Aço SAE 52100, Rugosidade, Microdureza.

DE PAIVA, R. L. APPLICATION OF LOW TEMPERATURE CUTTING FLUID ON SURFACE GRINDING OF SAE 52100 STEEL. 2016. 105 f. M. Sc. Dissertation, Federal University of Uberlândia, Uberlândia.

Abstract

Grinding using conventional wheels is widely used in metal-mechanic industry due its ability to provide to the workpiece a good finishing and tight tolerances. However, using conventional grinding wheels a great amount of heat generated on the process is conducted into the workpiece and so it is important the correct selection of cutting parameters in order to avoid finishing deterioration and microstructural changes. Among these parameters, the cutting fluid plays an important role since it aims, mostly, to cool the workpiece, minimizing or avoiding dimensional changes and thermal damages caused by high temperatures during the process. In this context, this work presents the results of the investigation of the influence of a conventional cutting fluid cooled below room temperature and then applied during surface grinding of hardened SAE 52100 steel. The cutting fluid employed was vegetable based, applied at three different temperatures: 15 °C, 10 °C and 5 °C. Experimental trials using cutting fluid at room temperature and also dry conditions were done as well, in order to allow comparisons and analyse the cooled cutting fluid performance. The analysed output parameters were the workpiece temperature, surface roughness (Ra, Rz and Rt parameters) and microhardness below the machined surface. Images from ground surface and from microstructure below machined surface were also obtained and analysed after grinding process. The results showed that the depth of cut and the different lubri-cooling conditions did not play significant influence on the roughness values. In addition, it was observed an increase on the workpiece temperature for all cutting conditions, except for those samples machined using cutting fluid at temperatures of 10 °C and 5 °C. Lastly, the microhardness results, and the analyses of both machined surfaces and microstructure of surface layer showed that the application of cooled cutting fluid has drastically reduced the heat affected zone, indicating that this procedure was efficient in terms of preventing microstructural changes caused by heat generation during the grinding process of hardened SAE 52100 steel with conventional Al₂O₃ grinding wheel.

Keywords: Grinding, Low temperature cutting fluid, SAE 52100 steel, Roughness, Microhardness.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1: Ilustração dos principais processos de retificação (Adaptado de KLOCKE, 2009), onde V_s é a velocidade de corte (ou velocidade do rebolo), V_r é a velocidade do rebolo de arraste, V_w é a velocidade da peça, a_p é a profundidade de corte e a_e é a penetração de trabalho.	19
Figura 2.2: Etapas da formação de cavaco durante o processo de retificação plana tangencial (Adaptado de CHEN; ROWE, 1995).	21
Figura 2.3: Representação esquemática do material escoado pelas laterais do grão abrasivo (Adaptado de GHOSH et al., 2008).	22
Figura 2.4: Formação de cavaco no processo de retificação de materiais dúcteis (Adaptado de MARINESCU et al., 2007).	23
Figura 2.5: Formação de cavaco no processo de retificação de materiais frágeis (Adaptado de MARINESCU et al., 2007).	24
Figura 2.6: Principais grandezas de corte na retificação plana tangencial (Adaptado de MARINESCU et al., 2007).	26
Figura 2.7: Geometria do cavaco não deformado para o processo de retificação plana tangencial (Adaptado de MALKIN; GUO, 2008).	27
Figura 2.8: Componentes normal (F_N) e tangencial (F_T) da força de corte no processo de retificação plana tangencial (Adaptado de MALKIN; GUO, 2008), onde l_c é o comprimento de contato entre o rebolo e a peça e a_e é a penetração de trabalho.	28
Figura 2.9: Coeficiente de retificação para diversos tipos de materiais (Adaptado de MARINESCU et al., 2007).	29
Figura 2.10: Esquema de um grão abrasivo com superfície plana em contato com a peça durante a formação do cavaco (Adaptado de MALKIN; GUO, 2008).	31
Figura 2.11: Energia específica de corte em função do produto da velocidade da peça pela penetração, ($V_w \cdot a_e$), após retificação do aço AISI 1095 com diferentes rebolos de Al_2O_3 (Adaptado de MALKIN; GUO, 2008).	32
Figura 2.12: Distribuição do calor gerado durante o processo de retificação (Adaptado de KLOCKE, 2009).	33
Figura 2.13: Ilustração da estrutura de um rebolo: grãos abrasivos, ligante e poros.	35
Figura 2.14: Especificação de rebolos de abrasivos convencionais de acordo com a norma DIN 69100 (Adaptado de KLOCKE, 2009), onde V_{max} é dada em m/s.	39

Figura 2.15: Ilustração do processo de dressagem de um rebolo do tipo reto com dressador de ponta única (Adaptado de MALKIN; GUO, 2008), onde a_d é a penetração de dressagem, α_d é o ângulo de dressagem e V_d é a velocidade de dressagem.....	40
Figura 2.16: Influência do grau de recobrimento (U_d) na topografia da superfície do rebolo (Adaptado de KLOCKE, 2009).	41
Figura 2.17: Classificação dos tipos de fluidos de corte para retificação (Adaptado de KLOCKE, 2009).	43
Figura 2.18: Efeito do posicionamento do bocal na vazão útil de fluido de corte (Adaptado de MALKIN; GUO, 2008).	48
Figura 2.19: Diferentes posicionamentos de bocais (Adaptado de EBBRELL, 2000).	48
Figura 2.20: Ilustração do bocal tipo sapata (TAWAKOLI apud GONÇALVES NETO, 2013).	49
Figura 2.21: Influência do posicionamento e quantidade de bocais de limpeza na rugosidade da superfície retificada (Adaptado de KLOCKE, 2009).	50
Figura 2.22: Parâmetros de rugosidade na forma gráfica: a) R_a ; b) R_z e R_t (MACHADO et al., 2011).	51
Figura 2.23: Perfil de microdureza após retificação com diferentes penetrações de trabalho de um aço endurecido (Adaptado de MALKIN; GUO, 2008).	53
Figura 2.24: Micrografia do aço SAE 52100 ilustrando as diferentes camadas resultantes da retificação (INA apud GONÇALVES NETO, 2013).	54
Figura 3.1: Fluxograma das etapas do procedimento experimental.	57
Figura 3.2: Corpos de prova (roletes) em aço SAE 52100 utilizados nos ensaios experimentais de retificação: (a) desenho (b) imagem do rolete.	59
Figura 3.3: Esquema para ilustrar o sentido de corte e avanços longitudinal e transversal da mesa empregados nesta pesquisa.	61
Figura 3.4: Posição do bocal do fluido de corte em relação ao rebolo. Medidas em mm.	62
Figura 3.5: Esquema para resfriar e aplicar o fluido de corte resfriado: (a) imagem do sistema tanque (recipiente), gelo e caixa térmica; (b) imagem do sistema com a bomba de sucção sobre o tanque.	64
Figura 3.6: Montagem para as medições de rugosidade.	65
Figura 3.7: Detalhes da fixação do fio termopar no corpo de prova: (a) fixação na superfície lateral do rolete, a 1 mm da superfície retificada; (b) reforço da fixação pela cola universal.	66

Figura 3.8: Posicionamento da peça para os ensaios com medições de temperatura: (a) posição da peça e termopar em relação a entrada do rebolo; (b) posicionamento do termopar no corpo de prova.....	66
Figura 3.9: Configuração de montagem para as medições de temperatura da peça durante a retificação do aço SAE 52100 em diferentes condições de usinagem.....	67
Figura 3.10: Ilustração da seção do corpo de prova selecionada para a medição da microdureza.....	69
Figura 3.11: Perfil utilizado para os ensaios de microdureza. Medidas em μm	70
Figura 3.12: Indentações dos ensaios de microdureza. Medidas em μm	71
Figura 4.1: Temperatura da peça em função do tempo de usinagem para diferentes condições de corte: influência da penetração de trabalho.....	73
Figura 4.2: Temperatura da peça em função do tempo de usinagem para diferentes frequências de aquisição de sinal: influência da aquisição de sinal.	75
Figura 4.3: Temperatura da peça em função do tempo de usinagem para as diferentes atmosferas de corte e penetração de trabalho (a_e) igual 30 μm	76
Figura 4.4: Parâmetro de rugosidade R_a em função do tipo de atmosfera de usinagem e penetração de trabalho.	79
Figura 4.5: Parâmetro de rugosidade R_z em função do tipo de atmosfera de usinagem e penetração de trabalho.	80
Figura 4.6: Parâmetro de rugosidade R_t em função do tipo de atmosfera de usinagem e penetração de trabalho.	80
Figura 4.7: Rugosidade R_a em função da temperatura do fluido de corte resfriado...	83
Figura 4.8: Rugosidade R_z em função da temperatura do fluido de corte resfriado...	83
Figura 4.9: Rugosidade R_t em função da temperatura do fluido de corte resfriado....	83
Figura 4.10: Superfície de resposta dos parâmetros de rugosidade: (a) R_a ; (b) R_z ; (c) R_t	85
Figura 4.11: Microdureza em função da distância a partir da superfície usinada para as amostras retificadas com $a_e = 30 \mu\text{m}$ em diferentes condições de atmosfera de usinagem: (a) seco; (b) fluido a temperatura ambiente; (c) fluido a temperatura de 15 °C; (d) fluido a temperatura de 10 °C; (e) fluido a temperatura de 5 °C.	87
Figura 4.12: Microdureza em função da distância a partir da superfície usinada para as amostras retificadas com $a_e = 20 \mu\text{m}$ em diferentes condições de atmosfera de usinagem: (a) seco; (b) fluido a temperatura ambiente; (c) fluido a temperatura de 15 °C; (d) fluido a temperatura de 10 °C; (e) fluido a temperatura de 5 °C.	89
Figura 4.13: Microdureza em função da distância a partir da superfície usinada para as amostras retificadas com $a_e = 10 \mu\text{m}$ em diferentes condições de atmosfera de usinagem:	

(a) seco; (b) fluido a temperatura ambiente; (c) fluido a temperatura de 15 °C; (d) fluido a temperatura de 10 °C; (e) fluido a temperatura de 5 °C. 91

Figura 4.14: Imagens das superfícies retificadas para cada condição de corte utilizada neste trabalho. 94

Figura 4.15: Microestrutura após ataque químico da camada superficial das amostras retificadas com $a_e = 30 \mu\text{m}$ em diferentes atmosferas de usinagem: (a) seco; (b) fluido a temperatura ambiente; (c) fluido a temperatura de 15 °C; (d) fluido a temperatura de 10 °C; (e) fluido a temperatura de 5 °C. Ampliação de 10x. Reagente: Nital 2%. 95

Figura 4.16: Microestrutura após ataque químico da camada superficial das amostras retificadas com $a_e = 30 \mu\text{m}$ em diferentes atmosferas de corte: (a) fluido a temperatura de 10 °C; (b) fluido a temperatura de 5 °C. Ampliação de 50x. Reagente: Nital 2%. 96

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Critério de seleção de fluidos de corte empregados em processo de retificação em função de algumas propriedades e custo (Adaptado de IRANI et al., 2005).	44
Tabela 2.2 – Parâmetros de rugosidade Ra, Rz e Rt (Adaptado de MACHADO et al., 2011).	51
Tabela 2.3 – Composição química aço endurecido SAE 52100 (Adaptado de GONÇALVES NETO, 2013).	55
Tabela 3.1 – Condições de retificação empregadas nos ensaios experimentais.	60
Tabela 3.2 – Planejamento experimental utilizado nos ensaios de retificação.	63
Tabela 3.3 – Condições operacionais para os pré-testes de medições de temperatura da peça.	68
Tabela 4.1 - Temperaturas máxima e média para os resultados de temperatura da peça: influência da penetração de trabalho.	74
Tabela 4.2 – Temperaturas máxima e média para os ensaios definitivos com medições de temperatura da peça.	77
Tabela 4.3 – Valor p de cada fator (penetração de trabalho e atmosfera de usinagem) para os resultados de rugosidade.	82

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

a_d, a_{ed}	Penetração de dressagem.....	[μm]
a_e	Penetração de trabalho.....	[μm]
a_p	Profundidade de usinagem.....	[mm]
b_{seff}	Largura efetiva do rebolo.....	[mm]
CBN	Nitreto Cúbico de Boro	
d_s	Diâmetro do rebolo.....	[mm]
E_c	Energia específica de corte.....	[J/mm ³]
F_N	Componente da Força Normal.....	[N]
F_{ns}	Força normal do grão abrasivo.....	[N]
F_T	Componente da Força Tangencial.....	[N]
F_{ts}	Força tangencial do grão abrasivo.....	[N]
h_{cu}	Espessura de cavaco não deformado.....	[mm]
h_{eq}	Espessura de cavaco equivalente.....	[mm]
HSS	High Speed Steel – Aço rápido	
l_c	Comprimento de contato rebolo e peça.....	[mm]
l_k	Comprimento de corte.....	[mm]
MQL	Mínima Quantidade de Lubrificante	
P_c	Potência de corte.....	[W]
q_{kss}	Calor conduzido para o fluido de corte.....	[W/mm ²]
q_s	Calor conduzido para o rebolo.....	[W/mm ²]
q_{span}	Calor conduzido para o cavaco.....	[W/mm ²]
q_t	Calor total gerado no processo de retificação.....	[W/mm ²]
q_w	Calor conduzido para a peça.....	[W/mm ²]
T_μ	Penetração crítica.....	[μm]
U_d	Grau de recobrimento do rebolo	
V_d	Velocidade de dressagem.....	[m/s]
V_{max}	Velocidade máxima suportada pelo rebolo.....	[m/s]
V_s	Velocidade do rebolo.....	[m/s]
V_w	Velocidade da peça.....	[mm/min]
α_d	Ângulo de dressagem.....	[°]

SUMÁRIO

CAPÍTULO I: INTRODUÇÃO	15
CAPÍTULO II: REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	18
2.1. Considerações sobre Retificação	18
2.2. Mecanismo de remoção de material na retificação	20
2.3. Principais grandezas de corte na retificação	24
2.3.1. <i>Velocidades do rebolo e da peça.....</i>	<i>25</i>
2.3.2. <i>Penetração de trabalho e profundidade de corte</i>	<i>25</i>
2.3.3. <i>Espessura de cavaco não deformado (h_{cu})</i>	<i>27</i>
2.4. Forças de corte e Energia específica de retificação	28
2.5. Temperatura em retificação	32
2.6. Considerações sobre abrasivos para rebolos de retificação	35
2.7. Dressagem de Rebolos	39
2.8. Fluidos de corte na retificação	41
2.8.1. <i>Tipos de fluidos de corte na retificação.....</i>	<i>42</i>
2.8.2. <i>Alternativas à aplicação convencional do fluido de corte: ar comprimido, nitrogênio líquido, técnica MQL, lubrificantes sólidos e fluidos de corte resfriados.....</i>	<i>45</i>
2.8.3. <i>Influência dos tipos e posicionamentos de bocais para aplicação de fluidos de corte</i>	<i>47</i>
2.9. Integridade superficial de peças retificadas.....	50
2.9.1. <i>Acabamento de peças retificadas</i>	<i>51</i>
2.9.2. <i>Alterações subsuperficiais de peças retificadas.....</i>	<i>52</i>
2.10. Comentários sobre aço para rolamentos SAE 52100	54
CAPÍTULO III: PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS	56
3.1. Equipamentos, materiais e parâmetros de corte.....	58
3.2. Metodologia para resfriar o fluido de corte	63
3.3. Metodologia para medição das variáveis de saída	65
3.3.1. <i>Rugosidade</i>	<i>65</i>

3.3.2. Temperatura da peça	65
3.3.3. Imagens da superfície retificada, microdureza e imagens da microestrutura da camada superficial após retificação	68
CAPÍTULO IV: RESULTADOS E DISCUSSÕES	72
4.1. Temperatura da peça.....	72
4.2. Rugosidade.....	78
4.3. Microdureza	86
4.4. Imagens das superfícies retificadas e da microestrutura da camada superficial via microscopia ótica.....	93
CAPÍTULO V: CONCLUSÕES.....	98
5.1. Sugestões para trabalhos futuros	100
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	101

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

A retificação é um processo de usinagem por abrasão empregada para proporcionar melhor acabamento de superfícies, dentre outros desvios geométricos, combinado com tolerâncias dimensionais mais estreitas, de IT4-IT6. Por isso a retificação é, normalmente, uma das últimas etapas na fabricação de um dado componente, principalmente quando se trata de materiais de média e elevada dureza (acima de 45 HRC).

Por ser um processo de acabamento, pequena quantidade de material é removida por passe, comparado com processos como fresamento e torneamento. Além disso, demanda alta energia específica de corte. Isto significa que a retificação necessita de uma quantidade bem alta de energia para a remoção de uma unidade de volume de material. Praticamente toda esta energia presente no processo de retificação é dissipada na forma de calor na zona de corte, e este por sua vez é conduzido para as partes envolvidas no processo como o rebolo, peça e cavaco. Contudo, visto que o rebolo convencional (a base de alumina ou de carbetto de silício) é normalmente pobre condutor de calor e o cavaco possui uma massa muito pequena (devido aos baixos valores de penetração de trabalho empregados), a maior parte desse calor acaba se concentrando na peça.

Esta grande quantidade de calor conduzido para a peça pode acarretar em variações dimensionais indesejadas e diversos danos térmicos como queima da peça, alterações microestruturais, trincas e tensões residuais. Dessa forma, o uso de fluidos de corte com propriedades, sobretudo refrigerantes neste tipo de operação torna-se praticamente indispensável para assegurar a integridade superficial e subsuperficial da peça.

Entretanto, dependendo das condições de corte (velocidade da peça, velocidade do rebolo, material do rebolo, penetração de trabalho e material da peça), mesmo aplicado em abundância (técnica convencional) o fluido de corte (que por sua vez é dependente da sua concentração, vazão e também da pressão de aplicação) pode não ter sua eficiência garantida no processo de retificação. Se o aporte térmico durante o processo de retificação

for muito elevado ou se o material da peça é bastante sensível à elevação de temperatura, a quantidade de calor que é direcionada para a peça pode levar ao desenvolvimento de transformações metalúrgicas indesejadas e consequentemente comprometer a integridade da superfície e subsuperfície da peça, resultando em refugo e perda do valor agregado por outros processos de fabricação previamente aplicados. Dessa forma, minimizar o efeito dessa grande quantidade de calor conduzida para a peça durante a retificação com rebolos convencionais consiste em um dos maiores desafios do processo de retificação, principalmente na retificação de aços endurecidos, como é o caso do aço SAE 52100. Este aço é bastante suscetível a danos térmicos causados pela retificação como, por exemplo, a formação de martensita não revenida e/ou revenimento excessivo em regiões próximas à superfície retificada.

Neste sentido, este trabalho teve como objetivo investigar a aplicação de fluido de corte convencional resfriado a temperaturas abaixo da temperatura ambiente no processo de retificação plana tangencial do aço SAE 52100 e observar como a integridade da peça se comportou. Dessa forma, ensaios experimentais de retificação foram realizados com o fluido de corte resfriado a 15 °C, 10 °C e 5 °C. Ensaios com fluido de corte a temperatura ambiente e na condição sem fluido (a seco) também foram realizados para comparações. Diferentes penetrações de trabalho foram empregadas (10 µm, 20 µm e 30 µm) e os parâmetros de saída analisados foram a temperatura da peça durante o processo de retificação, a rugosidade da superfície retificada (parâmetros Ra, Rz e Rt), a microdureza abaixo da superfície retificada, imagens da superfície usinada, e análises da microestrutura da camada superficial da peça após retificação.

Para tanto, este trabalho encontra-se estruturado, além desta introdução, da seguinte forma:

- CAPÍTULO II: Revisão bibliográfica – Aborda os princípios e particularidades do processo de retificação plana tangencial, que abrangem o mecanismo de remoção de material, os principais parâmetros de corte, as forças e energia específica de corte, a temperatura de retificação, materiais abrasivos e dressagem de rebolos. Aborda, ainda, as funções e tipos de fluidos de corte comumente empregados em retificação, incluindo alternativas à aplicação convencional do fluido de corte. São apresentados também os tópicos relacionados com a integridade superficial de peças retificadas. Por fim, são discutidas as propriedades e características do aço endurecido SAE 52100;
- CAPÍTULO III: Procedimentos Experimentais – Neste capítulo são descritos os equipamentos e materiais utilizados neste trabalho, bem como as metodologias empregadas para os ensaios experimentais de retificação, medições de

rugosidade, medições de temperatura da peça, ensaios de microdureza e análises de microscopia ótica;

- CAPÍTULO IV: Resultados e Discussões – Capítulo em que são apresentados e discutidos os resultados obtidos durante os ensaios de retificação realizados neste trabalho;
- CAPÍTULO V: Conclusões – Capítulo em que são apresentadas as conclusões retiradas deste trabalho. Ao final deste capítulo são apresentadas as sugestões para trabalhos futuros.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Considerações sobre Retificação

A retificação é um processo convencional de usinagem por abrasão que utiliza energia mecânica para remoção de cavaco da peça. Porém, diferentemente de processos como torneamento, fresamento e furação, a ferramenta de corte no processo de retificação, os grãos abrasivos, não possui geometria definida.

A retificação é aplicada como processo de acabamento principalmente em materiais de média e elevada dureza, como aços acima de 45 HRC. Normalmente, a retificação é empregada como uma das últimas etapas do processo de fabricação de uma dada peça e, por ser destinado a melhorar o acabamento, o volume de material removido no processo é pequeno. Estas características tornam este processo importante e de grande interesse para pesquisadores e usuários de usinagem da indústria metal-mecânica.

Quando comparado a processos como o torneamento e fresamento, por exemplo, a retificação é conhecida por envolver um nível maior de complexidade com relação à cinemática do processo e interação tribológica entre a peça, rebolo e cavaco. O rebolo possui vários grãos abrasivos que são comparados a várias ferramentas de ponta única que passam sobre a peça em velocidades bem superiores aquelas empregadas no fresamento, por exemplo. Estas pequenas arestas apresentam forma, tamanho e geometria irregular, o que, dentre outras, garante peculiaridades ao processo de retificação que podem afetar negativamente o seu desempenho. Desta forma, estudar e monitorar o acabamento, forças de corte e a integridade da superfície das peças durante o processo de retificação não é uma tarefa fácil.

De acordo com Malkin e Guo (2008), embora a retificação seja um processo mais caro (por unidade de volume de material removido), ela exerce um papel muito importante no processo de acabamento de diversos materiais, incluindo aços endurecidos.

Uma das características dos processos de retificação é a alta energia específica de corte. Praticamente toda essa energia é transformada em forma de calor na zona de retificação, o que pode levar ao desenvolvimento de altas temperaturas. Estas elevadas temperaturas têm um impacto severo na superfície retificada, podendo causar danos térmicos (MANIMARAN; KUMAR, 2013). De acordo com Irani et al. (2005), a geração de calor é o fator que limita o processo de retificação devido aos danos térmicos associados a ela, e que tais danos podem ser reduzidos pela aplicação de um fluido de corte que remova o calor gerado na zona de corte e lubrifique o contato reboło/peça. Portanto, os fluidos de corte possuem um papel fundamental nos processos de retificação.

Os processos de retificação são classificados de acordo com a geometria do reboło e da peça e o movimento relativo entre ambos. Na Figura 2.1 são ilustrados alguns tipos de retificação, com destaque para a retificação plana tangencial, operação estudada neste trabalho.

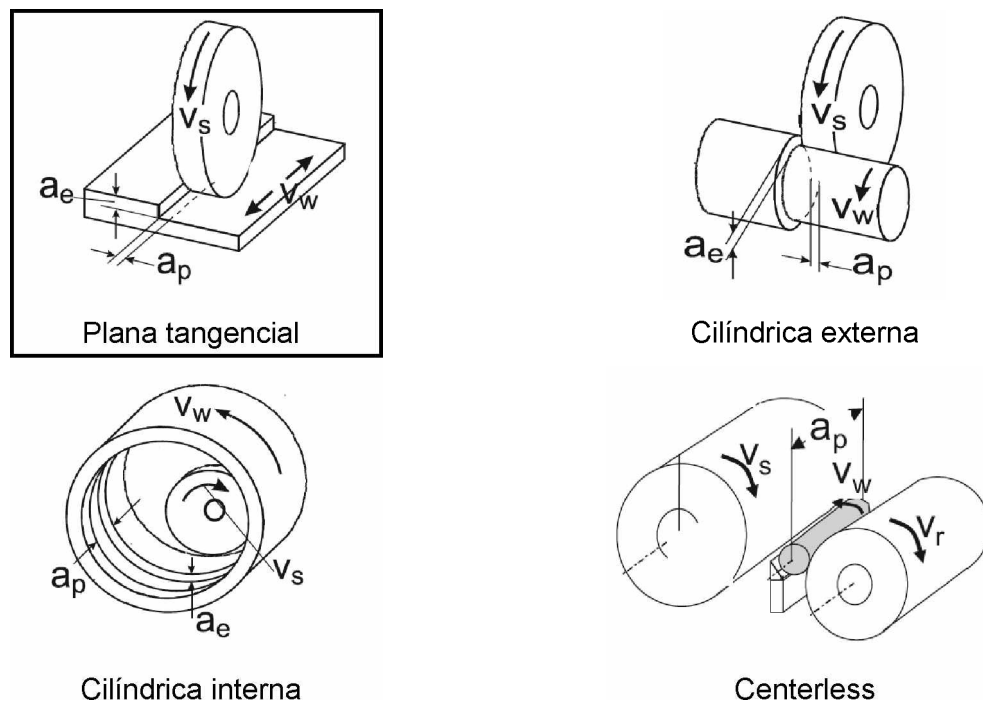


Figura 2.1: Ilustração dos principais processos de retificação (Adaptado de KLOCKE, 2009), onde V_s é a velocidade de corte (ou velocidade do reboło), V_r é a velocidade do reboło de arraste, V_w é a velocidade da peça, a_p é a profundidade de corte e a_e é a penetração de trabalho.

2.2. Mecanismo de remoção de material na retificação

O mecanismo de remoção de material no processo de retificação é um fenômeno de difícil compreensão e análise devido à alta quantidade de grãos abrasivos, que são micrométricos e sem geometria definida, os quais entram simultaneamente em contato com a peça e com alta velocidade. A superfície gerada após o processo é resultado do corte independente de cada um desses grãos abrasivos e o desempenho do processo de retificação depende da interação entre eles e a peça (CHEN; ROWE, 1995).

Ghosh et al. (2008) comparam teoricamente o processo de formação de cavaco da retificação com o do fresamento, uma vez que ambos os processos possuem um trajeto de corte trocoidal. De acordo com eles, a grande diferença entre a formação de cavaco no processo de retificação em relação ao fresamento está na forma não definida dos grãos abrasivos, e também no fato de que o ângulo de saída dos grãos é, em média, bastante negativo. Tais características do grão abrasivo restringem a saída do material removido da peça e, conseqüentemente, elevam a energia específica requerida para a formação de cavaco.

De acordo com Tian et al. (2015), o processo de remoção de material na retificação é separado em três etapas: deslizamento, sulcamento, e corte. A Figura 2.2 ilustra essas três etapas da formação de cavaco no processo de retificação plana tangencial, onde V_s é a velocidade de corte, V_w é a velocidade da peça, a_e é a penetração de trabalho e h_{cu} é a espessura de cavaco não deformado.

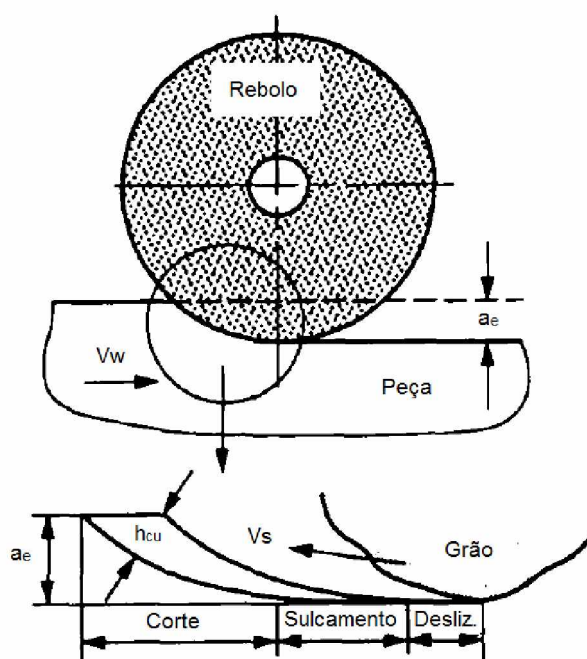


Figura 2.2: Etapas da formação de cavaco durante o processo de retificação plana tangencial (Adaptado de CHEN; ROWE, 1995).

Durante a primeira etapa, o grão desliza sobre a superfície da peça gerando atrito entre eles; a remoção de material é desprezível e há apenas deformações elásticas. Quando a penetração do grão abrasivo aumenta, parte do material começa a ser escoado pelas laterais do grão formando sulcos, fenômeno que é resultado de intensa deformação elástica e plástica. Nesta etapa, marcas de riscos ficam evidentes na superfície e cumes são formados entre eles (TIAN et al., 2015), conforme ilustra a Fig. 2.3. Tal fenômeno não necessariamente contribui para a formação de cavaco, uma vez que ele apenas desloca material ao invés de removê-lo (GHOSH et al., 2008). No entanto, de acordo com Öpön e Chen (2012), o sulcamento possui um papel crucial na energia consumida, na rugosidade e formação da superfície, como também na eficiência do processo de retificação. Por fim, quando a penetração do grão abrasivo é ainda maior, inicia-se a etapa de corte e, assim, a remoção de material aumenta rapidamente e a formação de cavaco ocorre.

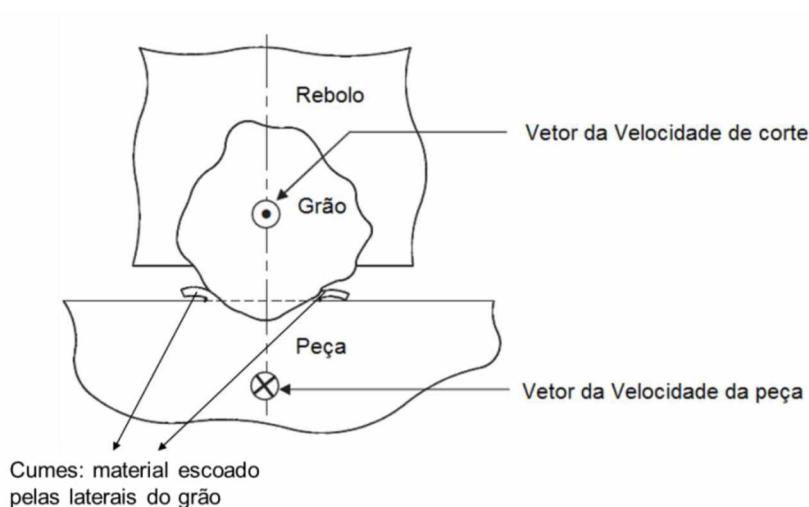


Figura 2.3: Representação esquemática do material escoado pelas laterais do grão abrasivo (Adaptado de GHOSH et al., 2008).

De acordo com Marinescu et al. (2007), o mecanismo de remoção de material nos processos de retificação depende do material que está sendo usinado. Caso o material seja dúctil, no momento em que o grão abrasivo entra em contato com a peça, existe uma pequena faixa de deformação elástica antes que o material seja deformado plasticamente. À medida que o grão abrasivo penetra na peça, a deformação plástica torna-se mais intensa e parte do material é escoado para as laterais do grão abrasivo. Quando o grão atinge uma penetração crítica (T_{μ}), há remoção de material e consequente formação de cavaco. O cavaco formado, embora muito pequeno (na ordem de micrometros), possui uma forma similar aos cavacos observados em processos de usinagem com ferramentas de geometria definida como torneamento e fresamento. Na Figura 2.4 são ilustradas as etapas da formação de cavaco no processo de retificação para materiais dúcteis, onde F_{ts} é a força tangencial do grão abrasivo e F_{ns} é a força normal do grão abrasivo.

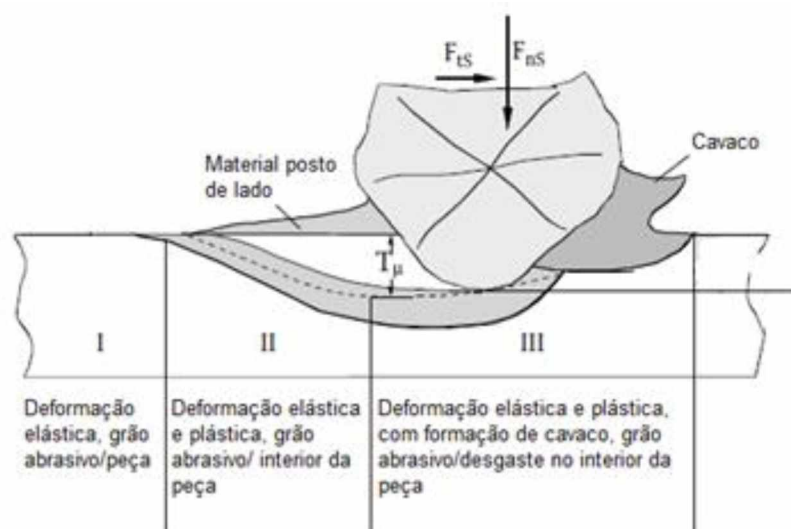


Figura 2.4: Formação de cavaco no processo de retificação de materiais dúcteis (Adaptado de MARINESCU et al., 2007).

Durante a retificação de materiais frágeis, as etapas de formação de cavaco são bem parecidas com aquelas de um material dúctil proposto por Marinescu et al. (2007). A diferença está associada com a baixa ductilidade do material, fazendo com que logo no início, quando o grão entra em contato com a peça, o material da peça, por possuir pequeno regime plástico, se deforma e abre trincas à medida que aumenta a área de contato do grão abrasivo e a peça. Quando essas trincas atingem a superfície do material, ocorre o lascamento do mesmo e, conseqüentemente, remoção de cavaco fragmentado, como ilustra a Fig. 2.5. De acordo com Carlisle e Stocker (1997), o processo de retificação para materiais frágeis é principalmente devido a micro fraturas frágeis do material e que embora este mecanismo reduza os esforços de corte e aumente a taxa de remoção de material, a rugosidade da superfície retificada geralmente é deteriorada com a formação de trincas, lascamentos e danos subsuperficiais.

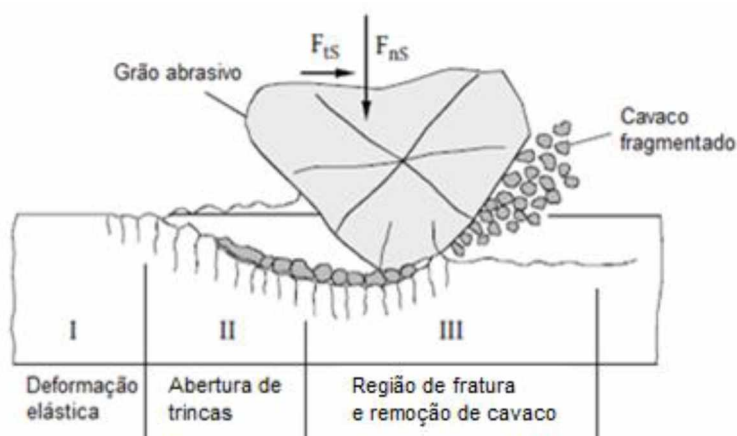


Figura 2.5: Formação de cavaco no processo de retificação de materiais frágeis (Adaptado de MARINESCU et al., 2007).

É importante salientar que durante o processo de corte, o material frágil pode se comportar de forma dúctil, amenizando ou até mesmo evitando a formação de trincas e lascamentos na retificação de materiais frágeis. Carlisle e Stocker (1997) relatam que existe uma penetração de trabalho de transição entre o modo dúctil e frágil, próximo a $0,1 \mu\text{m}$. Wang et al. (2006) ao analisar o mecanismo de remoção de material na retificação de uma cerâmica a base de carbeto de silício, concluíram que o processo de corte incluiu tanto a fratura frágil como o corte dúctil, e que a remoção de material através da fratura frágil é predominante para maiores penetrações de trabalho. De acordo com Marinescu et al. (2007), essa transição entre comportamento frágil e dúctil presente na retificação de materiais frágeis vai depender, principalmente, dos parâmetros de corte, da geometria do grão abrasivo e das próprias propriedades do material.

2.3. Principais grandezas de corte na retificação

Como todo processo de usinagem convencional, a operação de retificação é regida pelas grandezas físicas de usinagem, bem semelhantes àquelas do processo de fresamento tangencial. No caso da retificação plana tangencial, foco deste trabalho, elas são: velocidades do rebolo e da peça, penetração de trabalho e profundidade de corte, e espessura de cavaco não deformado.

2.3.1. Velocidades do rebolo e da peça

A velocidade do rebolo (V_s), que é a velocidade de corte no processo de retificação plana tangencial, é dada pela relação entre a rotação do rebolo e seu diâmetro através da Eq. (2.1):

$$V_s = \frac{\pi \cdot D[\text{mm}] \cdot N[\text{rpm}]}{60000} \text{ [m/s]} \quad (2.1)$$

Onde: D é o diâmetro externo do rebolo e N é a rotação do rebolo (dada pela rotação do eixo da máquina ferramenta).

As velocidades de corte nos processos de retificação admitem valores superiores aos valores utilizados em processos como torneamento, fresamento e furação. Velocidades de corte entre 10 e 60 m/s são comuns para rebolos convencionais. Para superabrasivos, as velocidades de corte podem assumir desde valores mais modestos (60 m/s) até valores mais elevados, como 280 m/s (YANG et al., 2015). Quanto à velocidade da peça (V_w), que corresponde ao avanço longitudinal do processo, é sempre muito menor que a velocidade do rebolo. A relação V_s/V_w típica para processos de retificação plana tangencial é na faixa de 100 a 200 (MALKIN; GUO, 2008).

O aumento da velocidade de corte no processo de retificação, diferentemente da velocidade da peça, exerce um efeito positivo nas forças de corte e na rugosidade da superfície retificada. Yui e Lee (1996) observaram que os esforços de corte diminuíram com o aumento da velocidade de corte durante a retificação plana tangencial do aço ferramenta SKD-11 (58 HRC) com rebolo de nitreto cúbico de boro (CBN). Gu et al. (2015) ao analisarem os efeitos da velocidade de corte na retificação do aço para trilhos de trem U71Mn (290 HV) verificaram que a rugosidade da superfície retificada diminuiu com o aumento da velocidade do rebolo. Tal efeito pode ser atribuído à diminuição da seção transversal do cavaco para maiores velocidades de corte, e menor quantidade/tempo de contato entre os grãos abrasivos e a peça (KLOCKE, 2009).

2.3.2. Penetração de trabalho e profundidade de corte

A penetração de trabalho (a_e) é definida como a penetração da ferramenta em relação à peça, medida no plano de trabalho e em uma direção perpendicular à direção de avanço. Para o processo de retificação plana tangencial, a penetração de trabalho é pequena se comparada com processos de usinagem com ferramenta de geometria definida como o fresamento, assumindo valores que variam entre milésimos a centésimos de milímetros (MACHADO et al., 2011). Os baixos valores de penetração de trabalho estão relacionados

com o tamanho dos grãos abrasivos que, embora sejam muito pequenos, são os únicos responsáveis pela remoção de material no processo de retificação.

O aumento da penetração de trabalho no processo de retificação causa um efeito negativo nas forças de corte, no desgaste do rebolo e na rugosidade da superfície retificada. Isto ocorre porque diferentemente da velocidade de corte, a seção transversal do cavaco aumenta com a penetração de trabalho, bem como a quantidade de grãos abrasivos em contato com a peça (KLOCKE, 2009). Reddy e Ghosh (2016), ao realizarem ensaios de retificação do aço endurecido SAE 52100 com rebolo de Al_2O_3 e em diferentes condições de usinagem, observaram que o parâmetro R_a aumentou com a penetração de trabalho, independente das velocidades de corte e de avanço, e também da atmosfera de usinagem empregadas. Aslan e Budak (2015) verificaram que as forças normais e radiais durante o processo de retificação do aço AISI 1050 aumentaram com a penetração de trabalho.

A profundidade de corte (a_p) é definida como a profundidade ou largura de penetração da ferramenta na peça, medida em uma direção perpendicular ao plano de trabalho e à direção de avanço. Para o processo de retificação plana tangencial, a profundidade de corte corresponde à largura efetiva do rebolo (b_{seff}), isto é, a largura do rebolo que está efetivamente cortando o material com uma dada penetração de trabalho (KLOCKE, 2009). Quanto maior essa profundidade de corte, maior a quantidade de grãos em contato com a peça e, conseqüentemente, maior os esforços de corte e energia gerada durante o processo.

A Figura 2.6 ilustra a penetração de trabalho (a_e) e a profundidade de corte (a_p) no processo de retificação plana tangencial.

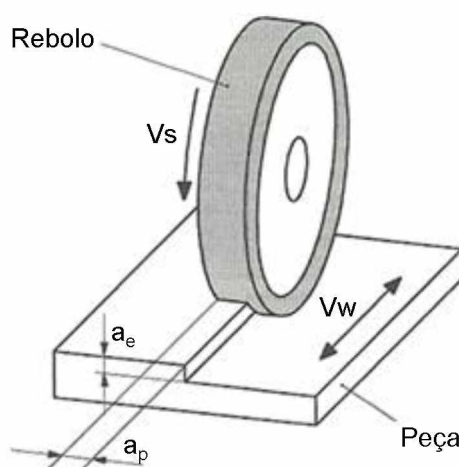


Figura 2.6: Principais grandezas de corte na retificação plana tangencial (Adaptado de MARINESCU et al., 2007).

2.3.3. Espessura de cavaco não deformado (h_{cu})

A espessura de cavaco não deformado (h_{cu}) é um parâmetro de corte da retificação que diz respeito à quantidade de material que o rebolo remove. Esta grandeza representa a medida da espessura do material que seria removido idealmente, considerando, assim, apenas a geometria da peça e do rebolo, e o movimento relativo entre eles, como ilustrado na Fig. 2.7, onde a área BAA' corresponde à área de cavaco não deformado, "ds" é o diâmetro do rebolo, " a_e " é a penetração de trabalho, " l_c " é o comprimento de corte e " h_{cu} " é a espessura de cavaco não deformado.

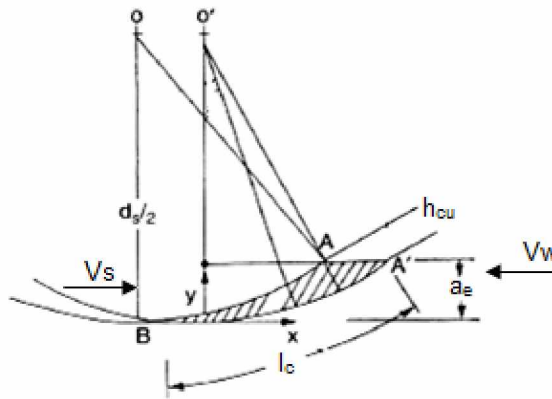


Figura 2.7: Geometria do cavaco não deformado para o processo de retificação plana tangencial (Adaptado de MALKIN; GUO, 2008).

O cálculo da espessura de cavaco não deformado relaciona a velocidade de corte (V_s), a velocidade da peça (V_w), a densidade ativa do grão (C), o fator da ponta de corte do grão (r), o diâmetro equivalente do rebolo (d_e) e a penetração de trabalho (a_e), segundo a Eq. (2.2), (MARINESCU et al., 2007).

$$h_{cu} = \sqrt{\frac{V_w}{V_s C r}} \sqrt{\frac{a_e}{d_e}} \quad (2.2)$$

A espessura equivalente de corte (h_{eq}) também é uma medida da espessura do cavaco. Porém, ela não leva em consideração o espaçamento entre os grãos abrasivos na superfície do rebolo. É definida de acordo com a Eq. (2.3), (MARINESCU et al., 2007).

$$h_{eq} = a_e \frac{V_w}{V_s} \quad (2.3)$$

Por indicar o quanto o grão abrasivo penetra na peça, tanto a espessura de cavaco não deformado quanto à espessura equivalente de corte fornecem uma ideia a respeito da severidade do corte na retificação: quanto maior h_{cu} e h_{eq} , mais severo é o processo, aumentando, assim, os esforços de corte, temperatura, desgaste do rebolo e rugosidade da superfície retificada (KLOCKE, 2009).

2.4. Forças de corte e Energia específica de retificação

A força de corte no processo de retificação é a soma do esforço de corte de cada grão abrasivo em contato com a peça (KLOCKE, 2009). Ela é composta por duas componentes, a força normal (F_N) e a força tangencial (F_T) (Fig. 2.8).

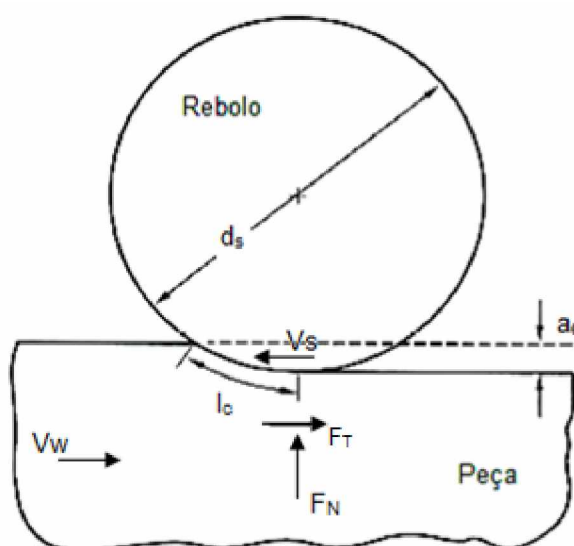


Figura 2.8: Componentes normal (F_N) e tangencial (F_T) da força de corte no processo de retificação plana tangencial (Adaptado de MALKIN; GUO, 2008), onde l_c é o comprimento de contato entre o rebolo e a peça e a_e é a penetração de trabalho.

A força normal para uma dada largura de contato entre rebolo e peça (profundidade de corte) é o produto da área transversal de cavaco não deformado (área em função de h_{cu}) pelo número de grãos abrasivos em contato com a peça, integrado ao longo do comprimento de contato (KLOCKE, 2009). Já a força tangencial, que atua na região periférica do rebolo, no sentido de rotação, é função da potência e velocidade de corte do processo (MARINESCU et al., 2007).

A relação entre a força tangencial e a força normal, F_T/F_N , é definida como sendo o coeficiente de retificação μ . Este coeficiente é utilizado para caracterizar as condições de atrito na zona de contato entre as arestas de corte dos grãos abrasivos e a peça. Ele é também uma medida da habilidade de corte do rebolo e da eficácia de remoção de material: grãos bem afiados, por exemplo, levam à diminuição da força normal e, portanto, a um aumento no coeficiente de retificação (KLOCKE, 2009). O coeficiente de retificação μ ainda varia de acordo com o material. Assim, quanto maior a dureza do material, maior será a F_N e, conseqüentemente, menor será o coeficiente de retificação, como pode ser observado na Fig. 2.9. Nesta figura são apresentados os coeficientes de retificação para diversos materiais retificados considerando que foram empregados os mesmos parâmetros de corte. Valores típicos de μ para a retificação de aços em geral é entre 0,25 e 0,50, sendo 0,3 para a retificação plana tangencial de aços endurecidos (MARINESCU et al., 2007). Para a retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100 com rebolo de Al_2O_3 , Hadad et al. (2012) observaram coeficientes de retificação de 0,3 e 0,4, para as condições com fluido de corte convencional e a seco, respectivamente.

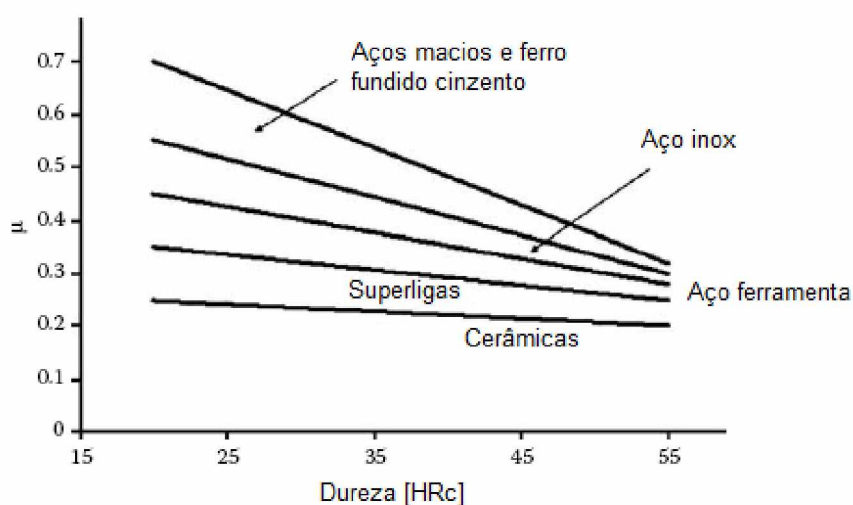


Figura 2.9: Coeficiente de retificação para diversos tipos de materiais (Adaptado de MARINESCU et al., 2007).

Nos processos de retificação os esforços de corte normalmente assumem valores menores quando comparados com outros processos de usinagem como torneamento e fresamento. Alves et al. (2011) analisaram a influência da técnica de lubri-refrigeração na qualidade superficial do aço ABNT 4340 (54 HRC) e na força de corte após a operação de retificação cilíndrica com rebolo de CBN. Eles relataram que os valores de força tangencial obtidos situaram entre 4 e 6 N para os primeiros 30 ciclos de retificação com o fluido de

corte aplicado pelo sistema lubri-refrigeração convencional com fluido de base vegetal e concentração de 5%. Já Hadad (2015) mediu os esforços de corte durante a retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100 com rebolo de Al_2O_3 e aplicação da técnica MQL e observou que os valores da força tangencial oscilaram entre 5 e 8 N, e o coeficiente de retificação μ variou entre 0,3 e 0,5.

A energia específica de corte (E_c) é um parâmetro no processo de retificação diretamente relacionada aos esforços de corte, e associa a potência de corte (P_c) com a quantidade de material removido durante o processo (Q_w). Ela é definida como sendo a quantidade de energia consumida durante o processo para a remoção de uma unidade de volume de material, conforme mostra a Eq. (2.4), (KLOCKE, 2009).

$$E_c = \frac{F_T \cdot V_s}{Q_w} \quad (2.4)$$

A energia específica na retificação é muito maior que em outros processos de usinagem com ferramentas de geometria definida como o torneamento e fresamento. Além disso, ela se torna ainda maior para parâmetros de corte que reduzem a espessura de cavaco não deformado, isto é, menores valores de V_w e a_e , por exemplo, (MALKIN; GUO, 2008).

Este tipo de comportamento da energia específica na retificação não pode ser explicado levando em consideração o modelo clássico de formação de cavaco, em que 75% de toda a energia durante o corte é relacionada ao cisalhamento do material, enquanto que os 25% restante correspondem ao atrito entre cavaco e ferramenta. Segundo Malkin e Guo (2008), a energia específica na retificação possui, além da energia relacionada à formação do cavaco propriamente dito, outros dois mecanismos: deslizamento de grãos planos sobre o material e deformação plástica, ambos sem remoção de material. Portanto, a energia específica total no processo de retificação é a soma da energia específica da formação do cavaco (u_{ch}), energia específica de deformação plástica (u_{pl} - momento em que parte do material escoou para as laterais do grão abrasivo – intensa deformação plástica sem remoção de material) e energia específica de deslizamento (u_{sl} - deslizamento/atrito de grãos abrasivos planos sobre o material).

A operação de dressagem fina normalmente empregada para operações de acabamento em retificação (dressagem com grau de recobrimento do rebolo u_d entre 6 e 8 – MARINESCU et al., 2007) aumenta a quantidade de grãos com uma superfície plana, como ilustrado na Fig. 2.10. O aumento da quantidade desse tipo de grão aumenta a energia específica de deslizamento e, conseqüentemente, a energia específica total do processo,

mesmo para operações com pequenos valores de espessura de cavaco não deformado. Lachance et al. (2003) mostraram que o aumento na força normal de corte a partir de certo número de passes está diretamente relacionado com o aumento da quantidade de grãos abrasivos com superfície plana em contato com a peça.

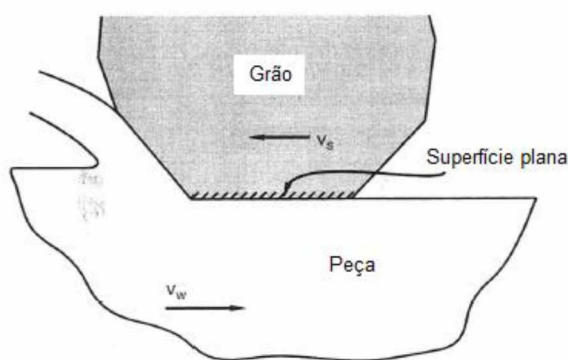


Figura 2.10: Esquema de um grão abrasivo com superfície plana em contato com a peça durante a formação do cavaco (Adaptado de MALKIN; GUO, 2008).

Os parâmetros de corte para o processo de retificação com baixa taxa de remoção de material, isto é, baixos valores de velocidade da peça (V_w) e de penetração de trabalho (a_e) também promovem o aumento da energia específica de deformação plástica (u_{pl}), uma vez que grande parte dos grãos abrasivos não penetra além da altura crítica (altura necessária para remoção de material e formação de cavaco). Dessa forma, existe uma grande quantidade de material que é apenas deformado plasticamente, escoando para as laterais do grão abrasivo, aumentando u_{pl} e consequentemente, a energia específica de corte (u_c). Este fenômeno é normalmente conhecido na literatura como formação de sulcos ou sulcamento, que significa fluxo de material empurrado para fora da peça e que afeta a qualidade da superfície e textura da peça. Esse comportamento da energia específica de corte pode ser observado no gráfico da Fig. 2.11, onde é mostrada a influência do produto da velocidade da peça pela penetração de trabalho na energia específica após a retificação do aço AISI 1095. Nota-se que a energia específica de corte para baixas taxas de remoção de material é extremamente alta, diminuindo rapidamente com o aumento da taxa de remoção de material até atingir um valor mínimo de aproximadamente $13,8 \text{ J/mm}^3$ (MALKIN; GUO, 2008).

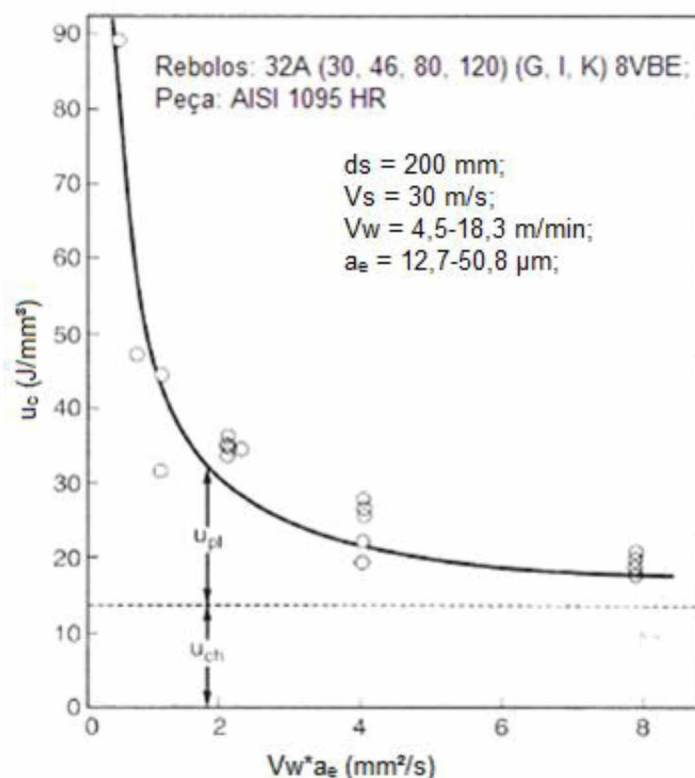


Figura 2.11: Energia específica de corte em função do produto da velocidade da peça pela penetração, ($V_w \cdot a_e$), após retificação do aço AISI 1095 com diferentes rebolos de Al_2O_3 (Adaptado de MALKIN; GUO, 2008).

2.5. Temperatura em retificação

Praticamente toda a energia introduzida no processo de retificação é convertida em calor e concentrada na zona de corte (MALKIN; GUO, 2008). Esse calor gerado (q_i) é então conduzido para o cavaco (q_{span}), fluido de corte (q_{kss}), rebolo (q_s) e peça (q_w) (KLOCKE, 2009), conforme ilustrado esquematicamente na Fig. 2.12. Entretanto, na retificação pelo menos três fatores dificultam a dissipação deste calor gerado. A baixa condutividade térmica dos abrasivos convencionais (35 W/mK e 100 W/mK para a alumina e carbetto de silício, respectivamente – ROWE, 2010), as pequenas seções dos cavacos formados na retificação (que possuem pouca capacidade de dissipar calor em relação aqueles com seções maiores) e as altas velocidade de corte do rebolo (em geral superiores a 30 m/s, o que implica em um tempo de contato muito curto dos grãos abrasivos/ligante com a peça) fazem com que a maior parte de todo o calor gerado durante o processo de retificação seja conduzida para a peça.

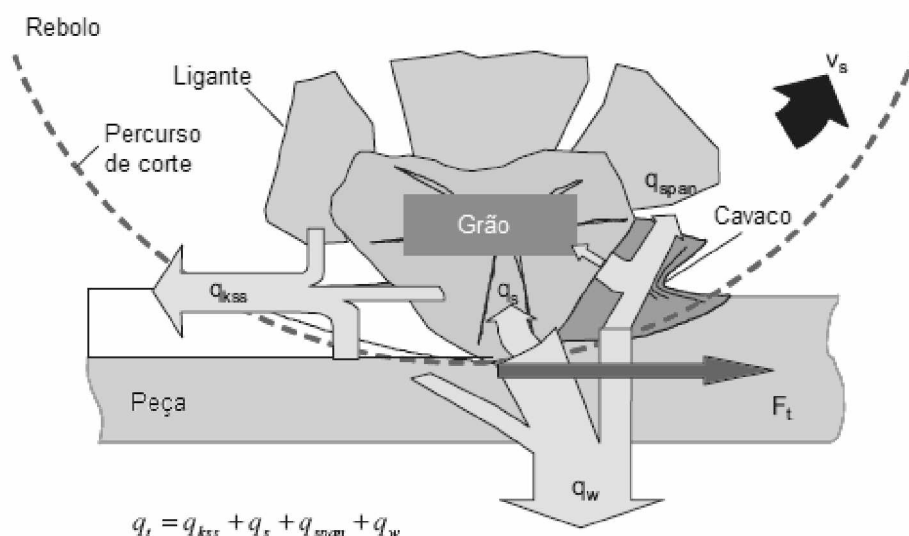


Figura 2.12: Distribuição do calor gerado durante o processo de retificação (Adaptado de KLOCKE, 2009).

A grande quantidade de calor concentrado na região de contato entre rebolo e peça resulta na geração de altas temperaturas que, dependendo dos parâmetros de corte, podem alcançar até 1700 °C (BOOTHROYD; KNIGHT, 2006). Por sua vez, essas elevadas temperaturas podem causar diversos tipos de danos térmicos como, por exemplo, queimas, transformação de fase, queda ou aumento de dureza abaixo da superfície retificada, tensões residuais desfavoráveis, trincas e redução na resistência à fadiga. Além disso, expansões e contrações do material da peça decorrentes do aumento de temperatura seguido de resfriamento pelo fluido de corte durante a retificação podem piorar a qualidade do produto no que diz respeito à precisão geométrica/dimensional (MALKIN; GUO, 2008).

Como a retificação é, normalmente, um dos últimos processos de fabricação de um dado componente, qualquer tipo de dano à peça resultaria em refugo e perda de valor agregado de todos os outros processos de fabricação previamente aplicados. De acordo com Malkin e Guo (2007), o dano térmico é um dos principais fatores que afeta a qualidade da peça, bem como a taxa de produção do processo de retificação. Dessa forma, é extremamente importante o entendimento dos parâmetros que influenciam no aumento da temperatura durante o processo de retificação a fim de controlá-los e evitar níveis de temperatura que possam resultar nos danos à peça descritos anteriormente.

Existem diversos trabalhos na literatura com o objetivo de medir e analisar a temperatura de retificação. Malkin e Guo (2007) citam alguns métodos diretos para medição de temperatura durante o processo de retificação que obtiveram resultados expressivos, dentre eles o método do termopar embutido, uso de sensores de radiação e método do

termopar folha/peça. Além destes métodos considerados físicos, têm sido também empregados os métodos analíticos combinados com simulação computacional que empregam elementos finitos para a determinação aproximada dos níveis de temperatura durante o processo de retificação.

Zhang et al. (2012) realizaram estudos envolvendo a técnica de elementos finitos na predição da temperatura de retificação de material cerâmico com rebolo de diamante e em seguida compararam os resultados com aqueles obtidos experimentalmente através da técnica de termopares fixados na peça. Os resultados de máximas temperaturas de retificação encontradas analiticamente e numericamente mostraram uma ótima aproximação em relação às medições experimentais (erro de apenas 5%), com níveis de temperatura que variaram em torno de 120 °C para as condições mais brandas de usinagem e até 220 °C para as condições mais severas (com maior penetração de trabalho). Além disso, os autores observaram que os maiores valores de temperatura se encontram nas extremidades da amostra, considerando o sentido de corte do rebolo, isto é, nas regiões próximas à entrada e saída do rebolo.

Anderson et al. (2008) mediram a temperatura da peça durante o processo de retificação plana tangencial a seco do aço AISI 1018 com o uso de uma câmera de infravermelho. Os resultados de temperatura mostraram boa repetitividade e valores compatíveis com os níveis de temperatura encontrados analítica e numericamente. Além disso, os autores notaram que houve uma queda exponencial da temperatura em função da distância abaixo da superfície retificada: na superfície foram registradas temperaturas em torno de 310 °C, enquanto que a 1 mm abaixo os valores situaram-se em torno de 160 °C.

Hadad et al. (2012) utilizaram o método do termopar embutido para medir temperatura durante o processo de retificação do aço endurecido SAE 52100 com rebolo convencional de Al_2O_3 . Este método consiste em fixar um termopar em um furo cego abaixo da superfície a ser usinada. Eles registraram valores máximos de temperatura medida na superfície retificada (temperatura adquirida quando o rebolo retificou a ponta do termopar) em torno de 230 °C e 70 °C após a usinagem com as condições a seco e com fluido de corte, respectivamente.

Sieniawski e Nadolny (2016) também empregaram a técnica do termopar embutido em furo cego para medição de temperatura da peça no processo de retificação plana tangencial de um aço endurecido (CrV12 – 55 ± 2 HRC). Em seu trabalho eles fixaram o termopar diretamente abaixo da superfície a ser usinada, cerca de 1 mm e observaram que a máxima temperatura observada foi de 42,5 °C, medida para a condição de usinagem em que foi aplicado o fluido de corte a uma vazão reduzida igual a 0,05 L/min.

Ainda sobre temperatura em retificação, é importante salientar que a máxima temperatura medida na peça pelos autores ANDERSON et al. (2008) foi de 310 °C, valor este muito inferior aos 1700 °C citados por Boothroyd e Knight (2006). Esta discrepância pode estar relacionada com o fato de que as temperaturas medidas e/ou calculadas informadas nos trabalhos citados anteriormente são referentes às temperaturas na superfície e/ou subsuperfície da peça durante o processo de retificação, e não na interface entre o grão abrasivo e a peça. Nesta última região, o material está sujeito à intensa deformação plástica e cisalhamento, o que contribui para elevação da quantidade de calor nesta região e, conseqüentemente causa elevação da temperatura – até 1700 °C de acordo com Boothroyd e Knight, 2006 – em regiões muito próximas à zona de contato.

2.6. Considerações sobre abrasivos para rebolos de retificação

A ferramenta de corte utilizada nos processos de retificação é o rebolo. Sua estrutura consiste, basicamente, em três componentes: os grãos abrasivos (partículas não metálicas de elevada dureza e sem geometria definida), ligante (aglomerante responsável por unir os grãos abrasivos) e poros (espaços vazios, importantes para retenção de cavacos, circulação do fluido de corte e para dissipação do calor gerado no corte), como ilustrado na Fig. 2.13.

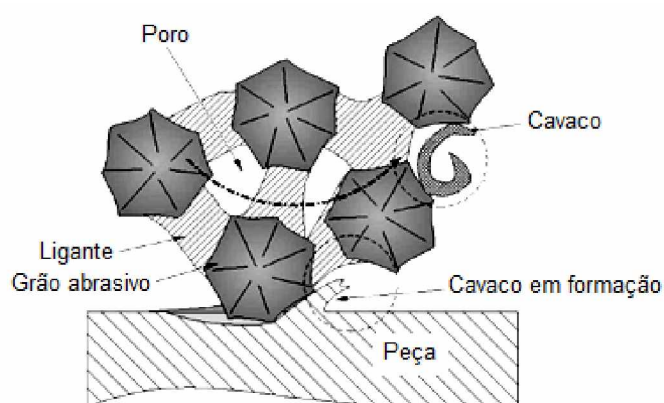


Figura 2.13: Ilustração da estrutura de um rebolo: grãos abrasivos, ligante e poros.

Os materiais abrasivos utilizados na fabricação de rebolos podem ser naturais (encontrados na natureza) ou sintéticos (feitos em laboratório). Com os avanços tecnológicos e o desenvolvimento de abrasivos sintéticos, praticamente todos os abrasivos utilizados nos dias de hoje são sintéticos e divididos em dois grandes grupos (MALKIN; GUO, 2008):

- Abrasivos convencionais: Óxido de Alumínio (Al_2O_3) e Carbeto de Silício (SiC);
- Superabrasivos: Nitreto Cúbico de Boro (CBN) e Diamante sintético;

Esta divisão leva em consideração a grande diferença de dureza entre os grãos abrasivos e o custo, visto que rebolos com superabrasivos são normalmente 10 a 100 vezes mais caros (MARINESCU et al., 2007).

As principais propriedades de um abrasivo são a dureza, tenacidade e friabilidade. É fundamental que o grão abrasivo seja mais duro do que o material que será usinado por ele. Além disso, uma maior tenacidade implica que o grão abrasivo não irá fragmentar facilmente quando ele entrar em contato com a peça. Por outro lado, um grão abrasivo com maior friabilidade (menor tenacidade) irá se fragmentar facilmente durante o atrito com a peça, renovando suas arestas de corte (MALKIN; GUO, 2008).

Existem diversos tipos de óxido de alumínio com diferentes propriedades que são resultadas de diferentes composições químicas associadas com seu processo de fabricação. O óxido de alumínio branco, por exemplo, possui uma pureza acima de 99,5% de Al_2O_3 que o confere uma dureza entre 2000-2160 HK. Já o óxido de alumínio rosa possui uma adição de aproximadamente 0,2% de óxido de cromo (Cr_2O_3), óxido este que aumenta a tenacidade do grão abrasivo para um mesmo nível de dureza. Em geral os abrasivos de Al_2O_3 são empregados na usinagem de aços com elevada dureza, carbeto, materiais para moldes e matrizes, e até mesmo madeira e plásticos (KLOCKE, 2009).

Os abrasivos de carbeto de silício (SiC) se dividem basicamente em dois tipos: verde e preto. O primeiro possui uma maior pureza, em torno de 98% de SiC , enquanto que o segundo possui cerca de 97% de SiC com pequenas quantidades de óxido de alumínio. A dureza dos abrasivos de carbeto de silício varia na faixa de 2450 a 3000 HK, sendo, portanto, os materiais abrasivos de maior dureza dentre os abrasivos convencionais. As aplicações deste tipo de abrasivo são nas operações mais grosseiras e tolerâncias abertas, como em aparelhos moto esmeril, pedra tipo canoa, usinagem de alumínio, ferros fundidos, titânio e pedras em geral. Além disso, são muito empregados na fabricação de discos de desbaste e de corte para a usinagem de peças fundidas (KLOCKE, 2009).

Ainda sobre os abrasivos convencionais, é importante ressaltar que a menor dureza apresentada pelo óxido de alumínio implica numa maior resistência à fratura ou fragmentação devido ao impacto ou engajamento do rebolo com a peça (menor friabilidade), justificando, por estas características, o uso de Al_2O_3 em operações de desbaste/semi-acabamento em materiais não tão duros como, por exemplo, aços rápidos (NUSSBAUM, 1988).

Já superabrasivos nitreto cúbico de boro (CBN) apresentam dureza de aproximadamente 4700 HK e diferentemente dos abrasivos convencionais, esta classe de

rebolos é fabricada com uma pequena faixa de abrasivos aplicados a um corpo de base. Em comparação com rebolos de abrasivos convencionais, apesar do preço ainda elevado dos rebolos de CBN, eles têm recebido grande aceitação em dias atuais devido a vantagens na usinagem de aços de difícil retificabilidade e com dureza acima de 55 HRC, principalmente porque garantem maior exatidão dimensional e menores desvios geométricos, com baixa taxa de desgaste quando comparado aos rebolos com abrasivos convencionais. Além disso, devido à maior condutividade térmica do CBN (entre 240-1300 W/mK - ROWE, 2010), problemas como queimas, alterações metalúrgicas da peça e trincas resultantes do processo de retificação são amenizados ou até eliminados em comparação com os rebolos convencionais, principalmente na retificação de aços de difícil usinagem (KLOCKE, 2009).

Além do CBN, o diamante sintético tem sido bastante empregado em retificação de materiais não ferrosos na condição de acabamento (velocidades de corte que podem chegar a 300 m/s e pequenas penetrações de trabalho). Eles são os materiais com a maior dureza, 7000-8000 HK. Embora o diamante seja recomendado para a retificação de materiais não ferrosos, tem sido relatado na literatura o uso de rebolo de diamante sintético para retificar ferros fundidos de elevada dureza (MALKIN; GUO, 2008). A aplicação mais comum deste tipo de abrasivo é na retificação de vidros, cerâmicas e pedras naturais (KLOCKE, 2009). Eles ainda são muito aplicados na fabricação de pontas de dressadores para rebolos de abrasivos convencionais. As desvantagens deste material ainda são o elevado custo e o fato que eles se tornam muito instáveis acima de 800 °C, o que dificulta e restringe ainda mais suas aplicações na usinagem de materiais ferrosos. Há, ainda, uma grande afinidade química entre o diamante e o ferro, que leva a um desgaste excessivo do abrasivo por causa da difusão atômica favorecida em elevadas temperaturas de corte.

O tamanho do grão abrasivo também é um fator muito importante na retificação. Ele é definido pela granulometria (grana) do abrasivo. Quanto maior a granulometria, menor é o tamanho do grão abrasivo. Grãos grossos (baixa granulometria - mesh entre 14 e 60) possuem maior capacidade de remover material da peça e, portanto, são utilizados em operações de desbaste ou semi-acabamento. Já os grãos finos (com granulometria mesh que chegam a 1200) são aplicados em operações de acabamento (YOUSSEF; EL-HOFY, 2008). A granulometria também está associada com a tenacidade/friabilidade do grão abrasivo. Quanto maior o grão abrasivo (menor granulometria), menor sua tenacidade (KLOCKE, 2009).

Em relação ao tipo de ligante que une os grãos abrasivos entre si na estrutura do rebolo, eles são agrupados basicamente em três grupos: vitrificados, resinoides e metálicos (KLOCKE, 2009).

Os ligantes vitrificados são compostos de uma mistura de argila, silicatos naturais e vidro. Eles são bastante utilizados na fabricação de rebolos a base de Al_2O_3 (MALKIN; GUO, 2008). Dentre as principais propriedades dos ligantes vitrificados, destacam-se a relativa sensibilidade a impactos (visto que são frágeis), alto módulo de elasticidade, resistência à temperatura e inércia química a óleo e água (KLOCKE, 2009).

Quanto aos ligantes resinoides, eles são constituídos de resinas sintéticas que os conferem alta resistência ao impacto e pressão lateral e por isso são recomendados para operações de retificação com altas velocidades de corte (KLOCKE, 2009). Entretanto, os ligantes resinoides possuem baixa resistência química aos fluidos de corte alcalinos. Aplicações típicas destes ligantes são na confecção de rebolos abrasivos convencionais para moto esmeril (abrasivos de SiC) e principalmente em rebolos de superabrasivos (MALKIN; GUO, 2008).

Já em relação aos ligantes metálicos, eles são normalmente constituídos de bronze, ferro ou níquel sinterizados, fabricados pela metalurgia do pó. Esse tipo de ligante é muito utilizado em rebolos de superabrasivos (MALKIN; GUO, 2008). De acordo com Klocke (2009), as principais características dos ligantes metálicos são alta resistência ao desgaste e alta condutividade térmica.

A estrutura de um rebolo é determinada pela quantidade volumétrica de ligantes e abrasivos na sua composição. Ela é especificada com números que vão de 0 (estrutura mais fechada) até 16 (estrutura mais aberta). Rebolos com estrutura fechada possuem uma grande quantidade de abrasivos e, conseqüentemente, poucos poros. Já rebolos com estrutura aberta possuem uma maior quantidade de poros e, por esta característica, são utilizados em operações de desbaste e semi-acabamento. Além da estrutura, os rebolos ainda possuem diferentes graus de dureza, de acordo com a dificuldade com que o ligante deixa um grão se desprender do rebolo. Os graus de dureza são classificados de acordo com as letras do alfabeto, desde o A (rebolo extremamente macio) até o Z (rebolo extremamente duro) (KLOCKE, 2009). Na Figura 2.14 é apresentada especificação de rebolos de abrasivos convencionais mais aceita na literatura, conforme a norma DIN 69100 (1988).

	Abrasivo	Grana	Dureza	Estrutura	Ligante	Vmax
Exemplo	A	60	L	5	B	63

Abrasive	
A	Óxido de Alumínio
C	Carboneto de Silício

Grana			
Grossa	Média	Fino	Muito fino
4	30	70	230
5	36	80	240
6	40	90	280
8	46	100	320
10	54	120	360
12	60	150	400
14		180	500
16		220	600
20			800
22			1000
24			1200

Dureza				
A	B	C	D	Extremamente macio
E	F	G		Muito macio
H	I	J	K	Macio
L	M	N	O	Médio
P	Q	R	S	Duro
T	U	V		Muito duro
X	Y	Z		Extremamente duro

Estrutura		
0	→	16
Aberto	→	Fechado

Ligante	
V	Vitrificado
B	Resinoide

Figura 2.14: Especificação de rebolos de abrasivos convencionais de acordo com a norma DIN 69100 (Adaptado de KLOCKE, 2009), onde Vmax é dada em m/s.

2.7. Dressagem de Rebolos

Por dressagem entende-se como sendo o processo pelo qual o rebolo é submetido a fim de ter sua forma e/ou perfil corrigido. Como resultado da dressagem o rebolo tem a sua capacidade de corte renovada pela ação da ponta do dressador que afia os grãos desgastados pelo processo de retificação. Essa preparação do rebolo é necessária antes do primeiro uso, bem como periodicamente durante a retificação (porque como qualquer outra ferramenta de corte, o rebolo se desgasta à medida em que remove material da peça - fratura e/ou total arrancamento de grãos abrasivos), perdendo, com o uso, sua capacidade de corte (MALKIN; GUO, 2008). A dressagem também atua no sentido de remover o material da peça (cavacos) e outras substâncias que se acumulam na superfície e entre os poros do rebolo. Além disso, o desempenho do processo de retificação é consideravelmente influenciado pelo processo de dressagem (LINKE; KLOCKE, 2010), uma vez que a superfície retificada é afetada pelo estado (forma) com que os grãos abrasivos e poros se encontram na superfície do rebolo (KIM; AHN, 1999).

A dressagem de rebolos convencionais é feita com o auxílio de um dressador que pode ser estacionário (de ponta única ou múltiplas pontas de diamante) ou rotativo. Esse

dressador penetra o rebolo a uma velocidade de dressagem (V_d), com uma dada penetração (a_d) e um dado ângulo de dressagem (α_d), conforme ilustrado na Fig. 2.15. Os parâmetros de dressagem influenciam na topografia do rebolo, que por sua vez tem um papel decisivo nos parâmetros de saída da retificação como, por exemplo, rugosidade da peça.

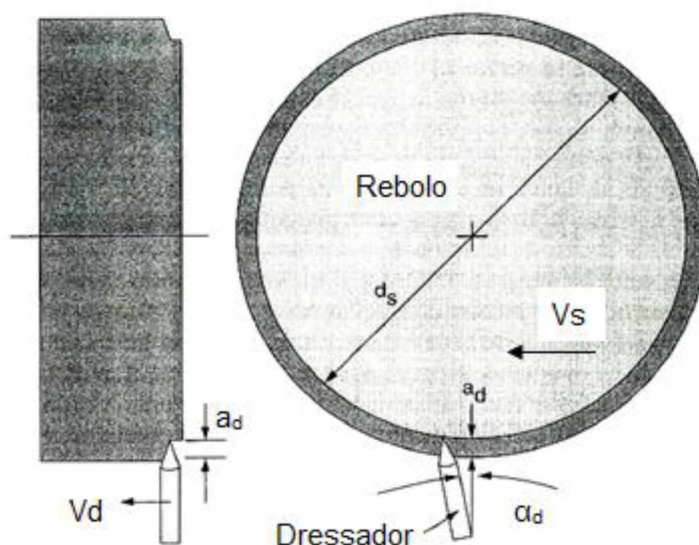


Figura 2.15: Ilustração do processo de dressagem de um rebolo do tipo reto com dressador de ponta única (Adaptado de MALKIN; GUO, 2008), onde a_d é a penetração de dressagem, α_d é o ângulo de dressagem e V_d é a velocidade de dressagem.

Um parâmetro muito utilizado na dressagem de rebolos é o grau de recobrimento do rebolo (U_d). Ele é calculado através do movimento axial do dressador e indica o quão próximo os canais criados pelo dressador estão um do outro. O grau de recobrimento do rebolo é função da geometria da ponta do dressador e dos parâmetros de dressagem, conforme mostra a Fig. 2.16, onde a_{ed} é a penetração de dressagem, b_d é a largura de contato entre dressador e rebolo, f_{ad} é o avanço axial (relação entre a velocidade de dressagem e a rotação do rebolo – V_d/n_s) e Rt_s é a rugosidade total do rebolo.

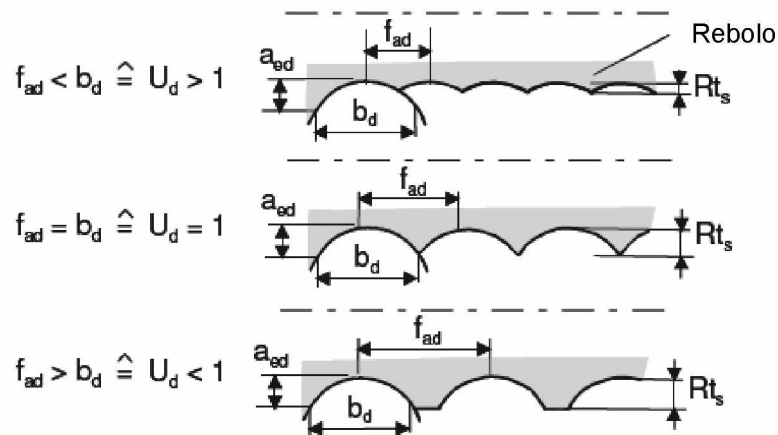


Figura 2.16: Influência do grau de recobrimento (U_d) na topografia da superfície do rebolo (Adaptado de KLOCKE, 2009).

De forma simplificada, o grau de recobrimento pode ser calculado de acordo com a Eq. (2.5), (KLOCKE, 2009).

$$U_d = \frac{b_d}{f_{ad}} \quad (2.5)$$

Segundo MARINESCU et al. (2007), valores de U_d entre 2 e 3 são utilizados em operações de desbaste, entre 3 e 4, operações de semi-acabamento, e entre 6 e 8, operações de acabamento fino. Além disso, a máxima penetração de dressagem para rebolos convencionais de Al_2O_3 deve ser menor que $30 \mu m$. Benini e Weingaertner (2015) utilizaram um grau de recobrimento do rebolo de 3,7 para a retificação do ferro fundido dúctil austemperado ADI Classe 3 (37 HRC) com rebolos de Al_2O_3 . Em relação à retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100 com rebolos de Al_2O_3 , Tawakoli et al. (2010) e Hadad et al. (2011) utilizaram um grau de recobrimento do rebolo igual a 2.

2.8. Fluidos de corte na retificação

Como já mencionado anteriormente, são desenvolvidas elevadas temperaturas na zona de corte durante o processo de retificação e, quando se utiliza abrasivos convencionais a forma mais conhecida para evitar que estas causem danos nas peças usinadas é empregar fluidos de corte com função de refrigeração entre o rebolo e a peça. Eles auxiliam na absorção e transporte do calor gerado pelo processo de retificação. Os fluidos de corte ainda desempenham outras funções consideradas secundárias neste processo, tais como

de lubrificação dá área de contato entre os grãos abrasivos e a peça (que reduz o atrito entre eles como também as forças de retificação) e de limpeza da peça e das partes da máquina (MARINESCU et al., 2007).

As pesquisas relacionadas sobre fluidos de corte na retificação, assim como nos outros processos de usinagem, têm aumentado nos últimos anos para atender às exigências de agências de Proteção Ambiental e de Saúde no sentido de garantir que os produtos sejam produzidos com maior segurança para o operador e sejam menos agressivos ao meio ambiente. Neste sentido, várias alternativas quanto ao tipo de fluido utilizado bem como a forma com que este fluido é aplicado (tipo de bocal e posicionamento do bocal em relação ao rebolo) têm sido discutidas e aplicadas no processo de retificação, como será abordado em tópicos seguintes.

Sobre a capacidade de refrigeração do fluido de corte em retificação, é importante salientar que em alguns casos parece ser mais efetivo diminuir o calor gerado na retificação utilizando um fluido com boa capacidade lubrificante do que absorver uma maior quantidade de calor com um fluido de corte com alto calor específico (KLOCKE apud MARINESCU et al., 2007). Cada tipo de fluido de corte se comporta de uma forma diferente em relação às suas funções no processo, pois a efetividade dele dependerá da combinação dos vários parâmetros de corte do processo de retificação (velocidades do rebolo e da peça, penetração de trabalho, profundidade de corte, agressividade e material do rebolo, material da peça, tempo de faiscamento, condições de dressagem, dentre outros). Os diversos tipos de fluidos de corte e suas principais características serão discutidos no próximo tópico.

2.8.1. Tipos de fluidos de corte na retificação

Embora sejam várias as classificações na literatura para fluidos de corte, duas classificações bastante aceitas são aquelas propostas por Kibbe et al. (1995) e Klocke (2009). Os primeiros autores classificam os fluidos de corte como fluidos sintéticos, semissintéticos, emulsões e óleos de corte. Já a classificação proposta por Klocke (2009) apoia na norma DIN 51385 que diferencia os fluidos de corte pela presença ou não de água em seu estado de aplicação (fluidos miscíveis em água e fluidos não miscíveis em água).

Em outra classificação mais recente, Debnath et al. (2014) agruparam os fluidos de corte em três grandes grupos: os óleos integrais, os a base de água e os gases refrigerantes e lubrificantes. Na Figura 2.17 é mostrada a classificação simplificada dos tipos de fluidos de corte utilizados nos processos de retificação

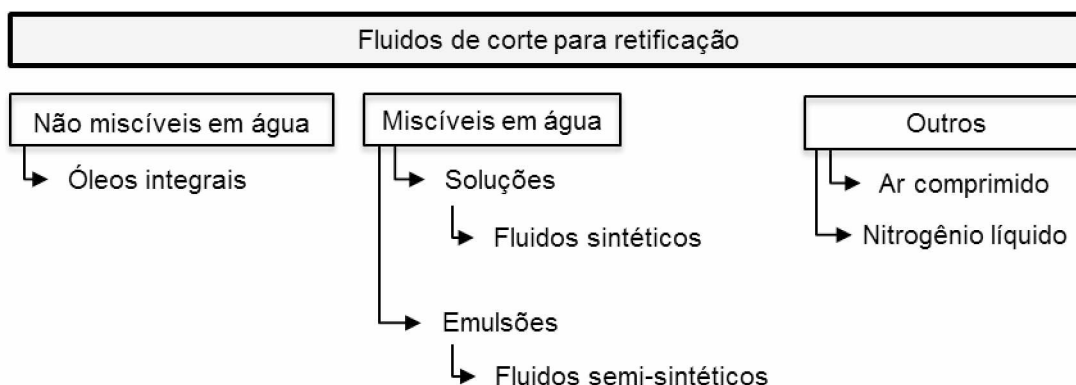


Figura 2.17: Classificação dos tipos de fluidos de corte para retificação (Adaptado de KLOCKE, 2009).

Os fluidos de corte não miscíveis em água são os óleos integrais, podendo ser estes óleos de base mineral, vegetal ou animal. Os óleos integrais são utilizados sem adição de água durante a colocação deles nos tanques das máquinas, isto é, apenas o óleo atua como fluido de corte. A vantagem dos óleos integrais está em sua excelente capacidade lubrificante e resistência à corrosão. Outra vantagem dos óleos é sua vida útil. Como eles são resistentes a bactérias, com uma suficiente filtragem de sedimentos é possível utilizá-los por um tempo muito maior se comparado com os fluidos de corte miscíveis em água (KLOCKE, 2009). Entretanto, o emprego de óleos integrais tem perdido espaço para as emulsões devido ao alto custo, baixo ponto de fulgor, ineficiência a altas velocidades de corte, baixo poder refrigerante e formação de fumos (MACHADO et al., 2011). As aplicações deste tipo de fluido são em operações com baixas velocidades de corte, onde o aumento de temperatura não é significativo (DEBNATH et al., 2014) ou ainda quando o fluido é direcionado via técnica de aplicação de fluido MQL (Mínima Quantidade de Lubrificante).

Os fluidos de corte miscíveis em água contêm mais de 90% de água em seu estado de aplicação (KLOCKE, 2009). Eles são divididos em dois grupos: as soluções e as emulsões. As soluções consistem em um composto monofásico de óleo (normalmente de base mineral) que é dissolvido completamente na água. Dentre as soluções, encontram-se os fluidos sintéticos, caracterizados por serem isentos de óleo mineral, podendo conter soluções químicas orgânicas ou inorgânicas como aditivos para melhorar a resistência à corrosão e capacidade lubrificante. Os fluidos sintéticos possuem excelente capacidade refrigerante e são pouco vulneráveis ao crescimento de bactérias. Porém, devido à falta de oleosidade, as soluções possuem capacidade lubrificante insuficiente e, por esta razão, são utilizados particularmente em operações de baixas forças de corte, onde a refrigeração é o principal requisito (DEBNATH et al., 2014).

As emulsões, diferentemente das soluções, formam um composto bifásico de óleos minerais ou vegetais adicionados à água na proporção de 1:10 a 1:100 (MACHADO et al., 2011). Para que esta mistura seja estável, é necessária a adição de agentes emulsificadores que possuem a função de dispersar o óleo na água (DEBNATH et al., 2014). A vantagem das emulsões está no fato destas possuírem uma boa capacidade de refrigeração (devido a grande quantidade de água presente no fluido de corte) aliada a uma capacidade lubrificante maior que as soluções (devido à presença de óleo na mistura). Além disso, uma vez que o óleo é diluído na água, o custo é menor quando comparado aos outros tipos de fluido de corte. Entretanto, a alta suscetibilidade das emulsões a bactérias e fungos é sua principal desvantagem. A presença desses micro-organismos leva à separação das partículas de óleo com a água, resultando no aumento do poder corrosivo do fluido de corte, bem como na diminuição do poder lubrificante do mesmo. As emulsões são recomendadas para operações que empregam altas velocidades de corte, condições nas quais o aumento de temperatura ainda é significativo (DEBNATH et al., 2014). Dentre as emulsões, existem os fluidos de corte denominados semissintéticos (ou microemulsões), que se caracterizam por apresentarem de 5% a 50% de óleo mineral em sua composição. Essa menor quantidade de óleo mineral, em comparação às emulsões convencionais, diminui a suscetibilidade a bactérias e fungos, aumentando a vida do fluido de corte e reduzindo os riscos à saúde (MACHADO et al., 2011).

Os fluidos de corte mais comumente utilizados na retificação são os miscíveis em água, justamente pelo custo e sua boa capacidade de refrigeração. Devido às altas temperaturas envolvidas no processo de retificação, a utilização de óleos integrais é pouco comum. Na Tabela 2.1 é mostrado uma proposta para seleção de fluidos de corte em função da propriedade desejada em processo de retificação, em que 1 corresponde ao pior e 4 ao melhor quanto a propriedade selecionada.

Tabela 2.1 – Critério de seleção de fluidos de corte empregados em processo de retificação em função de algumas propriedades e custo (Adaptado de IRANI et al., 2005).

Tipo Propriedade	Óleos integrais	Óleos Solúveis	Semis- sintéticos	Sintéticos
Capacidade refrigerante	1	2	3	4
Capacidade lubrificante	4	3	2	1
Manutenção	4	1	2	3
Meio ambiente	1	2	3	4
Custo	1	2	3	4

Existem ainda outros tipos de fluidos de corte que são aplicados na retificação como uma alternativa de aumentar, por exemplo, o poder de refrigeração, como é o caso do ar comprimido e nitrogênio líquido (fluido de corte criogênico). Esses fluidos fogem um pouco da aplicação convencional de fluidos de corte na retificação e, desta forma, serão abordados no tópico seguinte.

2.8.2. Alternativas à aplicação convencional do fluido de corte: ar comprimido, nitrogênio líquido, técnica MQL, lubrificantes sólidos e fluidos de corte resfriados

Uma alternativa para reduzir a quantidade de calor que é conduzida para a peça durante o processo de retificação é a utilização de ar comprimido frio como fluido de corte, bem como a aplicação de fluidos de corte criogênicos (nitrogênio líquido). Choi et al. (2001) mostraram que o uso de ar comprimido frio na retificação cilíndrica dos aços endurecidos SCM4 e SCM21 com rebolo de CBN foi bastante efetivo em minimizar os danos térmicos na peça. Paul e Chattopadhyay (1995) concluíram que a aplicação de nitrogênio líquido como fluido de corte na retificação plana tangencial diminuiu as forças de corte (comparado com o uso de fluido de corte convencional) para todos os aços testados, incluindo o aço rápido (HSS – 64 HRC). Além disso, os autores observaram que a refrigeração criogênica reduziu substancialmente a temperatura na zona de corte, mantendo-a bem abaixo da faixa de temperatura crítica para queima da peça.

A técnica Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL) também tem sido amplamente empregada como alternativa para redução da quantidade de fluido de corte combinada com ação refrigerante do ar comprimido em relação à técnica convencional de aplicação de fluido nos processos de retificação. Esse tipo de aplicação reduz drasticamente a vazão de fluido de corte no processo, de 540 L/h (vazão comumente utilizada em aplicações convencionais (jorro ou abundância) para até 20 mL/h. Hadad et al. (2012) realizaram ensaios de retificação comparando a técnica MQL com convencional, além de testarem diferentes fluidos, rebolos e posicionamento de bocal. Eles concluíram que sob condições específicas de corte a técnica MQL pode competir com a aplicação de fluido convencional, diminuindo, ainda, as forças de corte e mantendo uma boa qualidade superficial da peça retificada (aço endurecido SAE 52100 – 50 ± 2 HRC). Entretanto, os autores relataram que a percentagem de calor conduzida para a peça após a retificação com a técnica MQL e rebolo de Al_2O_3 foi bem mais elevada em comparação com a aplicação convencional de fluido de corte: 73%-77% contra 36%.

Outra alternativa proposta por alguns autores em relação à utilização de fluidos de corte convencionais, como aqueles citados na Tab. 2.1, é a utilização de lubrificantes sólidos na retificação. Os lubrificantes sólidos podem ser adicionados em um fluido de corte base

aumentando a capacidade de lubri-refrigeração do fluido de corte ou até mesmo adicionados na composição dos rebolos abrasivos. Alguns lubrificantes sólidos utilizados no processo de retificação são o grafite, fluoreto de cálcio (CaF_2), fluoreto de bário (BaF_2) e trióxido de molibdênio (MoO_3) (SHAJI; RADHAKRISHNAN, 2002). A utilização de nanopartículas como lubrificantes sólidos na retificação também vem sendo explorada. De acordo com Zhang et al. (2016), as nanopartículas mais comuns incluem as metálicas (Cu, Ag, etc), as de óxidos (Al_2O_3 , SiO_2 , CuO , etc.), e as nanopartículas de bissulfeto de molibdênio (MoS_2). Alguns trabalhos de retificação em que foram empregados lubrificantes sólidos serão apresentados a seguir.

Alberts et al. (2009) realizaram ensaios de retificação plana tangencial do aço ferramenta D-2 (62 HRC) empregando nanopartículas de grafite como lubrificante sólido dispersas em fluido de corte semissintético e também em álcool isopropílico, aplicados na zona de corte via técnica MQL a uma vazão de 200 mL/min. Estes autores verificaram que a usinagem com nanopartículas de grafite reduziram significativamente as forças de corte e a energia específica, e refletiu positivamente no acabamento da superfície retificada.

Shaji e Radhakrishnan (2002) investigaram a retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100 com rebole de Al_2O_3 usando grafite na forma de pó fino misturado com óleo solúvel em água, formando uma pasta de lubrificação. Esta pasta foi aplicada na zona de retificação a uma vazão de 0,24 mL/min. Eles observaram que a energia específica de corte e a rugosidade (parâmetro R_a) da peça diminuíram com a aplicação do grafite, em comparação com a retificação com fluido de corte convencional e a seco.

Shaji e Radhakrishnan (2003) realizaram o trabalho para investigar a eficiência de grafite e fluoreto de cálcio adicionados na estrutura de rebolos durante a operação de retificação do aço endurecido SAE 52100 (60 HRC). Eles relataram que houve redução nos esforços de corte quando se utilizou o rebole contendo os lubrificantes sólidos, comparado à retificação a seco e rebolos convencionais (sem lubrificantes sólidos em sua estrutura).

Ainda sobre alternativas à aplicação convencional de fluidos de corte, Gao et al. (2003) realizaram estudos sobre a utilização de um sistema de refrigeração para o fluido de corte convencional na operação de retificação. O sistema de refrigeração (um ar condicionado comum) diminui a temperatura do fluido de corte (até 3 °C), que é então aplicado à zona de corte a fim de reduzir as temperaturas de retificação ou parcela de calor conduzida para a peça. Entretanto, este trabalho não apresenta testes experimentais de tal sistema em condições reais de retificação e tampouco foram encontrados outros trabalhos que apliquem fluido de corte convencional refrigerado ou resfriado.

A ideia de reduzir a quantidade de calor conduzida para a peça aplicando fluidos de corte com baixas temperaturas se apoia no fato de que o fluido de corte absorve calor da

peça por convecção forçada. De acordo com Kreith e Bohn (2003), a convecção é um modo de transferência de calor que consiste de dois mecanismos operando simultaneamente: a transferência de energia através do movimento molecular (condução) e a transferência de energia através do movimento macroscópico de parcelas do fluido. Além disso, a taxa de transferência de calor por convecção entre uma superfície e um fluido (q_c) pode ser calculada a partir da Eq. (2.6):

$$q_c = \bar{h}_c A \Delta T [W] \quad (2.6)$$

Onde: A é a área de transferência de calor (m^2), \bar{h}_c é o coeficiente de transferência de calor da superfície e ΔT é a diferença entre a temperatura da superfície e a temperatura do fluido.

Portanto, uma estratégia para aumentar a taxa de transferência de calor entre a peça e o fluido de corte é justamente aumentar a diferença de temperatura entre eles, diminuindo, para isso, a temperatura do fluido de corte antes de aplica-lo no processo de retificação.

2.8.3. Influência dos tipos e posicionamentos de bocais para aplicação de fluidos de corte

A eficiência da função combinada de lubri-refrigeração dos fluidos de corte durante o processo de retificação não é dependente apenas do tipo de fluido de corte, isto é, não se trata apenas das propriedades físicas e químicas do fluido. Esta eficiência também está relacionada com o tipo e posicionamento do bocal utilizado para direcionar o fluido de corte, com quantidade de bocais e também com a vazão de aplicação do fluido na zona de corte. Malkin e Guo (2008) mostraram que a distância entre o bocal e o rebolo exerce grande influência na vazão útil do fluido de corte, que é a quantidade de fluido de corte que realmente atinge a zona de retificação. Quanto mais próximo o bocal estiver do rebolo, maior será a vazão útil do fluido de corte, conforme mostrado na Fig. 2.18. Uma vez que uma maior quantidade de fluido de corte passa pela zona de retificação, esse aumento da vazão útil melhora as condições tribológicas na região de contato entre rebolo e peça. Ainda sobre o posicionamento do bocal, Ebbrell et al. (2000) realizaram ensaios de retificação plana para verificar a influência da posição do bocal na vazão útil de fluido de corte. Eles testaram três diferentes posicionamentos: tangencial, intermediário e angular, ilustrados na Fig. 2.19. Os autores constataram que a maior vazão útil foi encontrada para o posicionamento intermediário (3,3 L/min), seguido pelo tangencial (3 L/min) e angular (0,5 L/min).

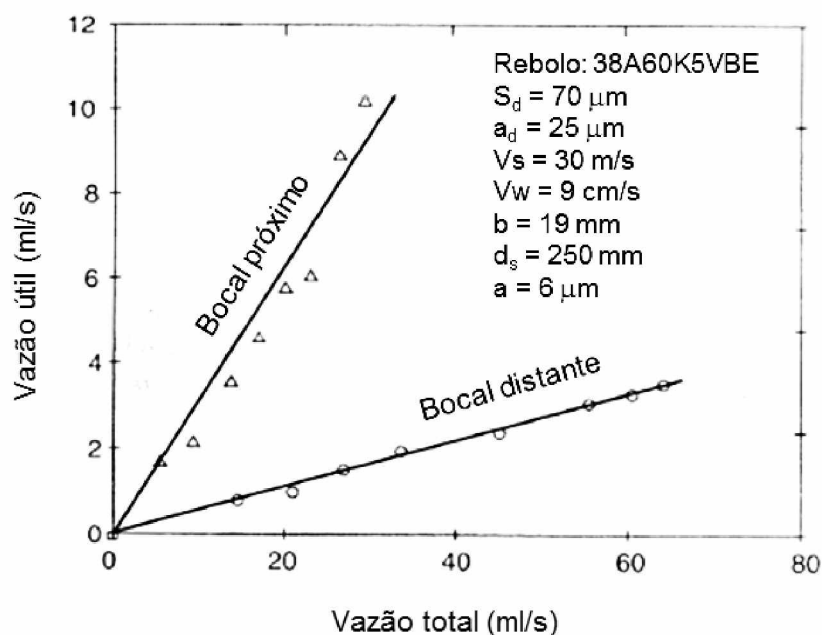


Figura 2.18: Efeito do posicionamento do bocal na vazão útil de fluido de corte (Adaptado de MALKIN; GUO, 2008).

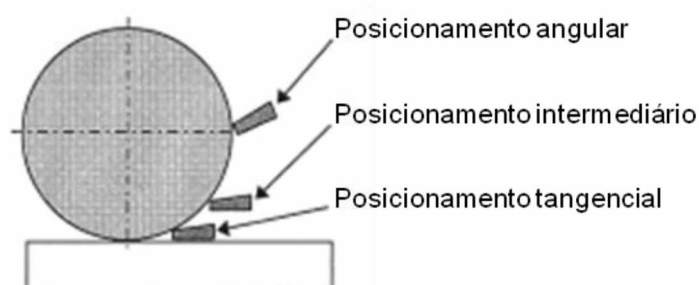


Figura 2.19: Diferentes posicionamentos de bocais (Adaptado de EBBRELL, 2000).

Em relação ao tipo de bocal, Wittmann apud Brinksmeier et al. (2010) observaram um melhor efeito de refrigeração do fluido de corte na retificação com reboleto de Al_2O_3 apenas mudando a geometria do bocal convencional para o bocal do tipo sapata. Este bocal se caracteriza por cobrir parcialmente a superfície do reboleto e, conseqüentemente, a distância entre a saída do fluido de corte e a superfície do reboleto é praticamente nula. Bocais do tipo sapata visam diminuir a barreira aerodinâmica (também chamada de cortina de ar) criada pela rotação do reboleto e também aproveitar a própria rotação do reboleto para auxiliar o direcionamento do fluido de corte para a zona de contato entre reboleto e peça. Na Figura 2.20 é ilustrado esquematicamente o bocal tipo sapata. Weingaertner et al. (2007) analisaram a aplicação do bocal tipo sapata na retificação cilíndrica do ferro fundido nodular GGG70 com rebolos de CBN. Eles concluíram que o emprego desse tipo de bocal

promoveu melhores resultados de desgaste radial do rebolo e menores valores de rugosidade.

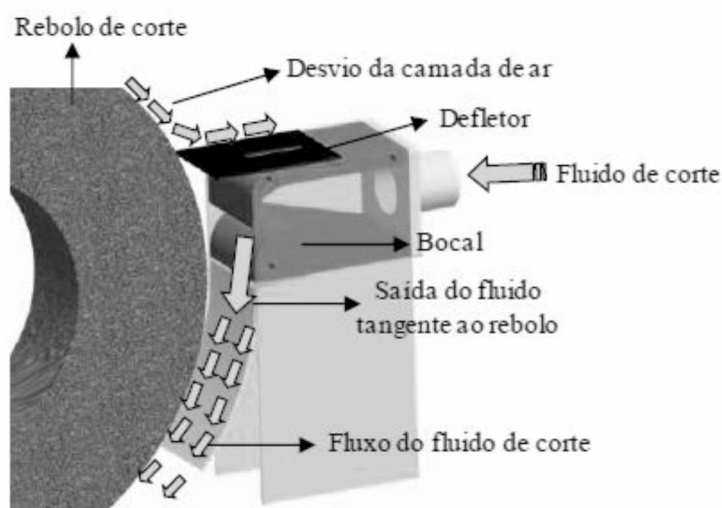


Figura 2.20: Ilustração do bocal tipo sapata (TAWAKOLI apud GONÇALVES NETO, 2013).

Segundo Klocke (2009), a utilização de bocais adicionais distribuídos ao longo do perímetro do rebolo juntamente com o bocal que direciona o fluido de corte para a zona de contato pode ajudar na limpeza do rebolo. Esses bocais adicionais, denominados de bocais de limpeza, expulsam partículas encrustadas na superfície do rebolo. Essa limpeza pode melhorar a qualidade da superfície retificada, bem como reduzir as forças de retificação. A eficiência desse tipo de bocal depende, principalmente, da velocidade de saída do fluido de corte, isto é, da pressão de aplicação que, para esse tipo de função, deve ser acima de 0,12 MPa. A quantidade de bocais de limpeza também interfere na rugosidade de peça, que em geral diminui com o aumento do número de bocais de limpeza (KLOCKE, 2009), como pode ser comprovado nos dados da Fig. 2.21.

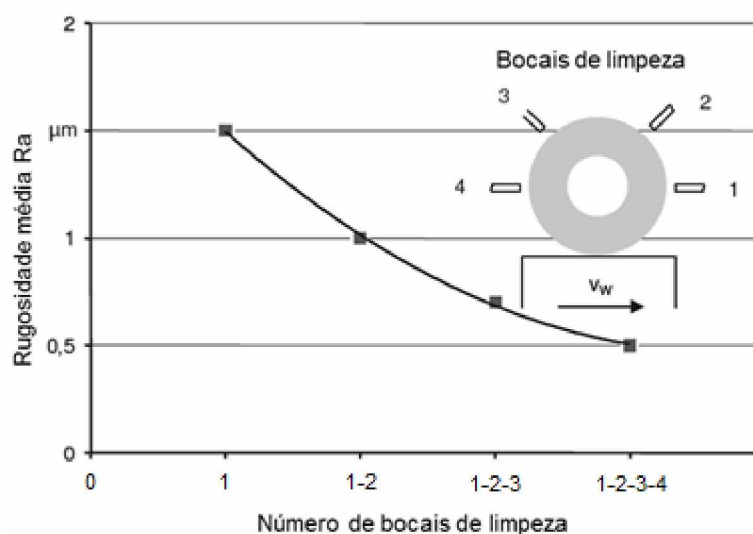


Figura 2.21: Influência do posicionamento e quantidade de bocais de limpeza na rugosidade da superfície retificada (Adaptado de KLOCKE, 2009).

2.9. Integridade superficial de peças retificadas

A integridade superficial de uma peça diz respeito à topografia e propriedades mecânicas e metalúrgicas apresentadas pela superfície e subsuperfície da peça após a usinagem (GRZESIK, 2008). Segundo Machado et al. (2011), a integridade de uma superfície usinada é resultado de um processo que envolve deformações plásticas, ruptura, recuperação elástica, geração de calor, vibração, tensões residuais e reações químicas. Para facilitar o estudo e compreensão, estes autores dividem a integridade superficial em duas áreas, a saber:

- Acabamento: que envolve ondulações, falhas e rugosidade;
- Alterações subsuperficiais: que envolve fatores mecânicos (deformação plástica, rebarbas, alteração de microdureza, micro ou macro trincas e tensões residuais) e fatores metalúrgicos (recristalização e transformações metalúrgicas).

Como a retificação é normalmente um processo de acabamento, é importante selecionar parâmetros de corte que confirmem à peça o acabamento desejado (em geral rugosidades Ra inferiores a 1,6 μm) e que a textura e os parâmetros já citados que compõe a subsuperfície sejam minimamente afetados, isto é, baixos desvios de forma, pouca ou nenhuma variação na dureza na camada superficial, ausência de trincas e também de tensões residuais de tração.

2.9.1. Acabamento de peças retificadas

A rugosidade é o principal parâmetro utilizado para qualificar o acabamento de uma superfície usinada. Trata-se basicamente de irregularidades microgeométricas da superfície (picos e vales) resultadas do processo de corte. Existem diversos parâmetros que são utilizados para quantificar a rugosidade de uma dada superfície. Para os processos de retificação, os mais comumente utilizados são os parâmetros R_a , R_z e R_t . Na Tabela 2.2 é apresentada a simbologia empregada, bem como o nome e definição de cada um desses parâmetros. Na Figura 2.20 são apresentados graficamente estes parâmetros.

Tabela 2.2 – Parâmetros de rugosidade R_a , R_z e R_t (Adaptado de MACHADO et al., 2011).

Símbolo	Nome	Definição
R_a	Desvio aritmético médio	Média aritmética dos valores absolutos das ordenadas no comprimento de amostragem
R_z	Altura média máxima do perfil	Média das cinco alturas máximas detectadas em cada comprimento de amostragem
R_t	Altura total do perfil	Soma da maior altura de pico do perfil e da maior profundidade de vale do perfil no comprimento de avaliação

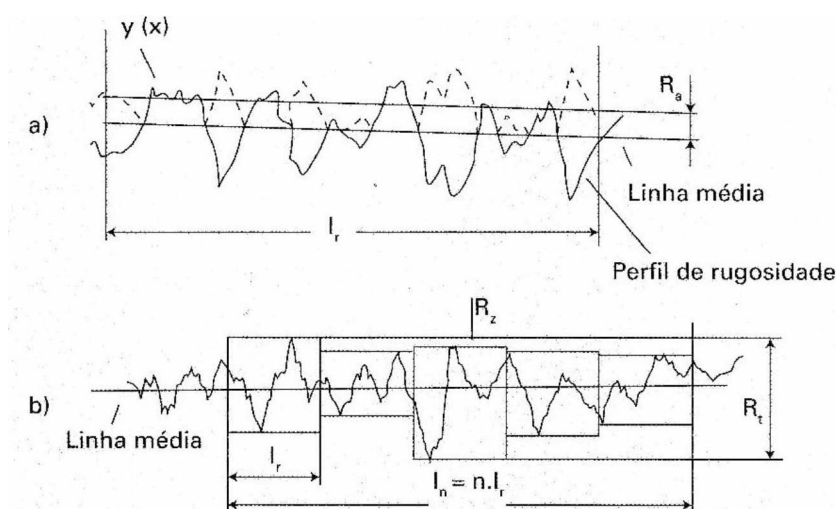


Figura 2.22: Parâmetros de rugosidade na forma gráfica: a) R_a ; b) R_z e R_t (MACHADO et al., 2011).

Os parâmetros de rugosidade são medidos por um aparelho denominado rugosímetro que, basicamente, percorre a superfície em linha reta com um apalpador de diamante, medindo, em certo comprimento de amostragem, os picos e vales da superfície. Para o processo de retificação em geral, valores de rugosidade R_a , por exemplo, situam-se na faixa de $0,1 \mu\text{m}$ e $1,6 \mu\text{m}$ (STOETERAU, 2004). Oliveira et al. (2012) encontraram valores de rugosidade R_a entre $0,3 \mu\text{m}$ e $1,0 \mu\text{m}$ após a retificação do aço endurecido AISI 4340 ($54 \pm$

2 HRC) com rebolo de CBN e fluido de corte convencional (emulsão de base vegetal a concentração de 2,5%). Da Silva et al. (2007) ao analisarem a integridade superficial na retificação do aço endurecido ABNT 4340 com rebolo de Al_2O_3 e fluido de corte convencional, observaram valores de rugosidade R_a igual 0,6 μm após retificação com penetração de trabalho de 100 μm . Singh et al. (2014) estudaram o efeito de diversos parâmetros de entrada na rugosidade da superfície do aço AISI 4140 após retificação cilíndrica. Eles observaram que a rugosidade (parâmetro R_a) diminui com o aumento da velocidade de corte e velocidade da peça.

2.9.2. Alterações subsuperficiais de peças retificadas

Segundo Malkin e Guo (2008), os aspectos mais importantes relacionados às alterações subsuperficiais de peças retificadas estão associados ao dano térmico causado pelo aumento excessivo das temperaturas que ocorrem no processo de retificação.

Os danos de origem térmica mais comuns em peças retificadas, principalmente aços endurecidos, são todos consequência da queima de retificação que, sendo ela visível ou não, pode levar a diminuição de dureza logo abaixo da superfície retificada (revenimento excessivo e chegar até 200 μm dependendo das condições de corte), bem como transformação de fase do material que leva a aumento da dureza (formação de martensita não revenida – camada branca) e até mesmo tensões residuais indesejadas.

Na Figura 2.23 são apresentados os perfis de microdureza de um aço endurecido (aço ferramenta) obtidos após a retificação com diferentes penetrações de trabalho. Desta figura pode se afirmar que ocorreu dano térmico evidenciado pela queda de dureza em pontos próximos a superfície retificada, fenômeno consequente do revenimento excessivo causado pelas altas temperaturas presentes na zona de corte. Além disso, é possível ainda observar um aumento de dureza para a condição mais severa ($a_e = 50 \mu m$), caracterizando a presença de martensita não revenida.

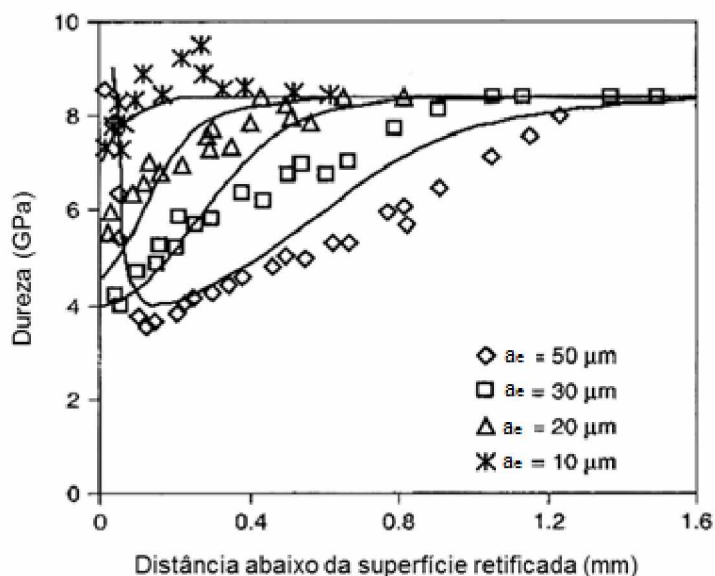


Figura 2.23: Perfil de microdureza após retificação com diferentes penetrações de trabalho de um aço endurecido (Adaptado de MALKIN; GUO, 2008).

Zhejun e Zhonghui (1989) analisaram a integridade superficial do aço endurecido SAE 52100 (62-64 HRC) após a retificação com rebolo de Al_2O_3 com fluido de corte e a seco. Eles observaram uma diminuição na microdureza abaixo da superfície retificada e que esta queda de dureza bem como a distância a partir da superfície em que houve variação na microdureza aumentou com a penetração de trabalho. Além disso, a atmosfera de usinagem também influenciou, uma vez que as variações na microdureza foram maiores após retificação a seco.

Judong et al. (2012) estudaram a retificação plana tangencial do aço 1060 com rebolo de Al_2O_3 e sem fluido de corte (a seco). Eles relataram a presença de uma região completamente endurecida (formação de martensita não revenida) até distâncias de 1,2 mm abaixo da superfície retificada. Além disso, eles observaram que essa região aumenta com a penetração de trabalho.

A formação de martensita não revenida após a retificação acontece quando as temperaturas na zona de corte durante o processo são altas o bastante para promover uma re-austenitização em parte do material próximo à zona de corte. Caso o resfriamento desse material seja suficientemente rápido, ocorrerá a transformação de fase e, consequentemente, a formação de martensita não revenida (geralmente denominada de camada branca). A martensita não revenida é extremamente frágil e dura, e sua formação sempre inclui uma região de revenimento excessivo, como mostrado na micrografia da Fig. 2.24.

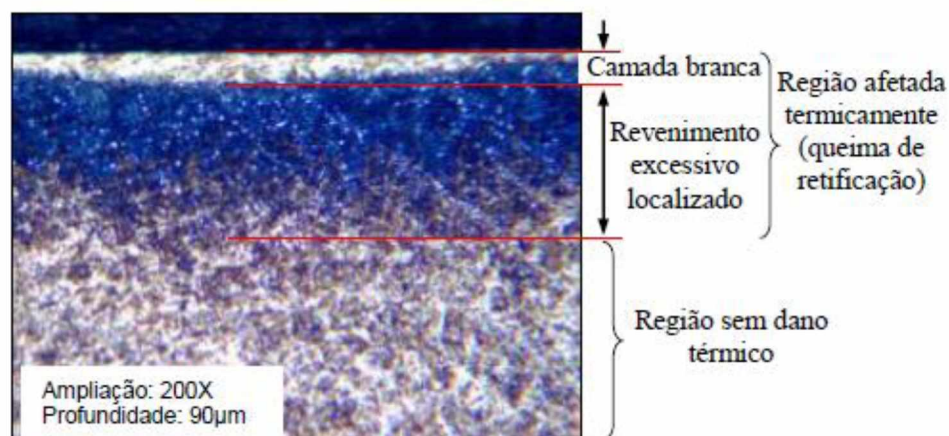


Figura 2.24: Micrografia do aço SAE 52100 ilustrando as diferentes camadas resultantes da retificação (INA apud GONÇALVES NETO, 2013).

Devido à grande diferença de dureza entre a martensita não revenida e a região com revenimento excessivo, pode existir a formação de tensões residuais de tração, tornando o material propício à formação de trincas. Além disso, a presença de martensita não revenida afeta negativamente a vida à fadiga de peças retificadas como, por exemplo, esferas e roletes de rolamentos (MALKIN; GUO, 2008).

2.10.Comentários sobre aço para rolamentos SAE 52100

O material escolhido para os ensaios de retificação deste trabalho é o aço SAE 52100, já em seu estado endurecido. A razão para a escolha deste aço em específico está associada com o fato de que ele é o aço mais utilizado para fabricação de diversos componentes de rolamentos (CARVALHO, 2010), incluindo esferas, roletes, capas, pistas etc. Como grande parte destes componentes em geral requerem baixos valores de rugosidade e tolerâncias dimensionais muito estreitas (IT3 - IT5), eles necessitam passar pelo processo de retificação em pelo menos uma etapa da fabricação e, portanto, estão propensos a problemas de queima ou outras alterações metalúrgicas. Segundo os próprios fabricantes de rolamentos e outros autores - Gonçalves Neto (2013), Da Silva (2014) - este aço exige um rigoroso controle em relação aos parâmetros de usinagem, pois qualquer evidência de queima e/ou outras alterações metalúrgicas não desejadas leva ao refugo da peça.

O aço SAE 52100 consiste em um aço hipereutetóide ligado ao cromo, que apresenta elevada dureza (60 ± 2 HRC) após tratamento térmico adequado de têmpera seguido por

revenimento (RAMESH et al., 2005). A composição química do aço SAE 52100 é apresentada na Tab. 2.3.

Tabela 2.3 – Composição química aço endurecido SAE 52100 (Adaptado de GONÇALVES NETO, 2013).

Elemento	C	Mn	Cr	Si	P	S
%	0,93-1,05	0,25-0,45	1,35-1,60	0,15-0,35	<0,025	<0,015

Segundo Chiaverini (1988), o cromo (Cr) tem a função de aumentar a resistência à corrosão e à oxidação, aumentar a temperabilidade, melhorar a resistência a altas temperaturas e ainda a resistência ao desgaste. O elemento de liga manganês (Mn) permite controlar a fragilidade devida ao enxofre (S) e também confere aumento da endurecibilidade. Por fim, o elemento o silício (Si) atua como desoxidante, aumentando, também, a resistência à oxidação e endurecibilidade do aço.

A formação de martensita não revenida e/ou revenimento excessivo são fenômenos muito comuns na retificação do aço SAE 52100. Como já mencionado anteriormente, tais fenômenos acontecem como consequência das elevadas temperaturas geradas no processo de retificação. Dessa forma, a retificação desse aço em específico é um ótimo estudo de caso para a aplicação de fluidos de corte resfriados (fluidos de corte a temperaturas abaixo da ambiente), principal objetivo deste trabalho.

CAPÍTULO III

PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

Neste capítulo serão apresentados os detalhes e especificações dos equipamentos, material da peça, parâmetros de entrada e de saída, instrumentos de medição e metodologia empregados no desenvolvimento deste trabalho. Os ensaios experimentais de retificação, medições de temperatura da peça, rugosidade e imagens da superfície retificada foram conduzidos no Laboratório de Usinagem Convencional (LUC), enquanto que a preparação metalográfica foi realizada no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU). As medições de microdureza e análises da microestrutura da camada superficial foram realizadas no Laboratório de Tribologia e Materiais (LTM). Todos estes laboratórios pertencem à Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia – UFU, Uberlândia - MG. Neste capítulo também serão apresentadas as metodologias adotadas para o desenvolvimento do sistema de resfriamento do fluido de corte e medição da temperatura da peça durante a operação de retificação.

O fluxograma mostrado na Fig. 3.1 fornece mais detalhes das etapas utilizadas para o desenvolvimento do procedimento experimental deste trabalho.

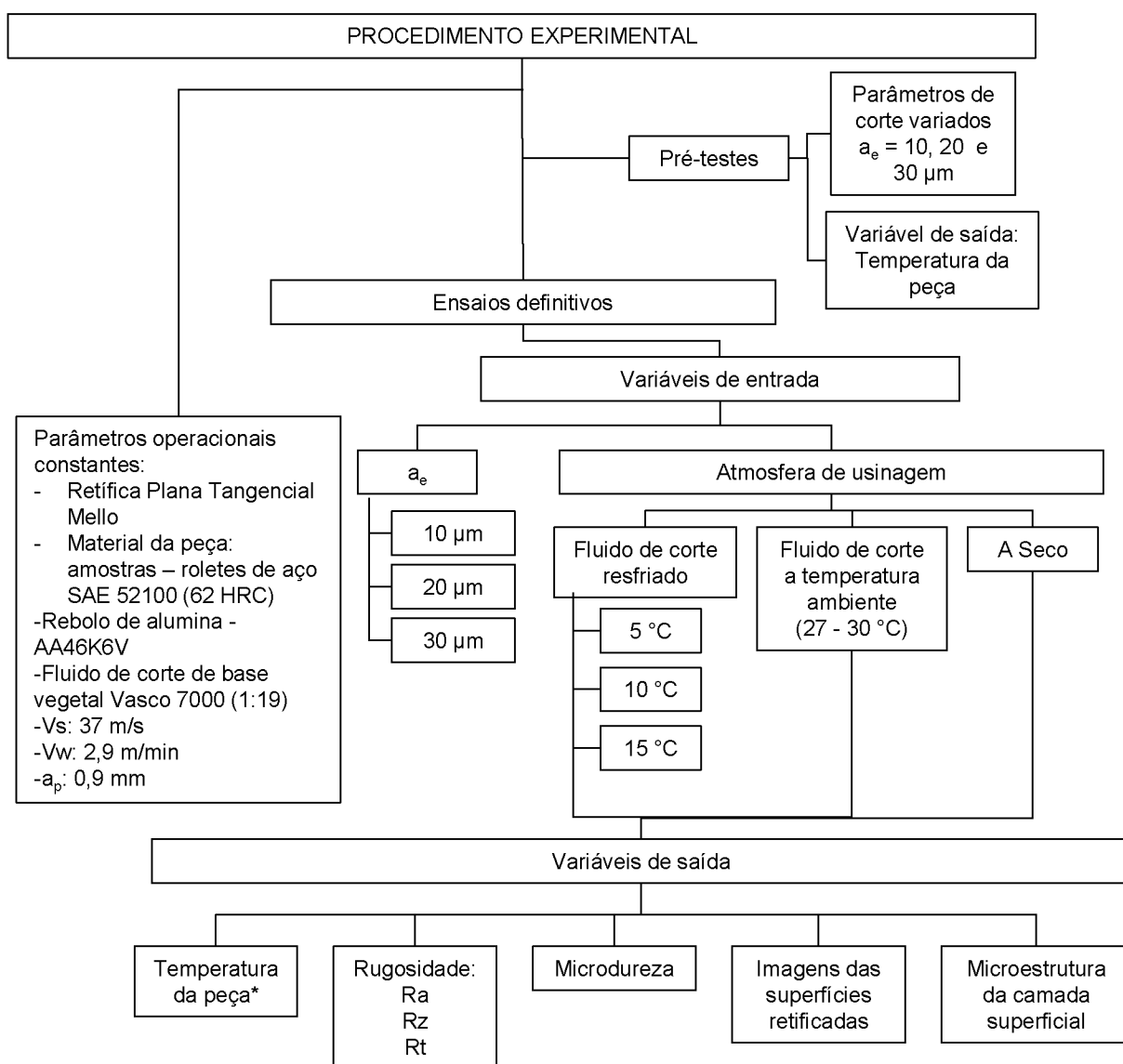


Figura 3.1: Fluxograma das etapas do procedimento experimental.

Do fluxograma da Figura 3.1 observa-se que inicialmente foram realizados pré-testes de retificação da peça com fluido de corte apenas na temperatura ambiente com diferentes valores de penetração de trabalho. Nesta condição foi medida a temperatura da peça com objetivo de haver resposta do termopar e ajustar o equipamento. Posteriormente aos pré-testes, foram então realizados os ensaios definitivos de retificação em que a penetração de trabalho (a_e) e a atmosfera de corte foram variadas (fluido de corte a temperatura ambiente, 5°C , 10°C e 15°C , além da condição a seco). Cada ensaio foi realizado com uma amostra de aço nova.

Os parâmetros de saída analisados nos ensaios definitivos foram a temperatura da peça, a rugosidade da superfície usinada (parâmetros R_a , R_z e R_t), a microdureza abaixo da superfície retificada, imagens da superfície retificada e microestrutura da camada

superficial. É importante salientar que para todos os ensaios realizados neste trabalho, incluindo os pré-testes, foram mantidos constantes a máquina-ferramenta, o material da peça, o rebolo, o fluido de corte, a velocidade do rebolo (V_s), a velocidade da peça (V_w) e a profundidade de corte (a_p), conforme mostrado no fluxograma da Figura 3.1.

3.1. Equipamentos, materiais e parâmetros de corte

Para os ensaios de retificação plana tangencial, foi utilizada uma máquina retificadora plana tangencial P36 semi-automática, da empresa fabricante Mello S/A Máquinas e Equipamentos. Essa máquina ferramenta possui uma potência de 3 HP, rotação fixa de 2400 rpm, resolução igual a 5 μ m na direção radial do rebolo e mesa de operação com dimensões de 600 mm de comprimento e 310 mm de largura.

O rebolo utilizado neste trabalho foi o rebolo do tipo reto confeccionado em óxido de alumínio branco (Al_2O_3), com a especificação AA46K6V, que significa granulometria mesh 46, dureza K (macio), estrutura 6 (aberta) e ligante do tipo vitrificado. O rebolo possui as seguintes dimensões: 297 mm de diâmetro externo, 25 mm de largura e 76 mm de diâmetro interno.

O material da peça foi o aço SAE 52100 com dureza igual a 62 HRC, fornecido na forma de roletes pela empresa Schaeffler Brasil Ltda. Segundo a própria fabricante, estes roletes são utilizados em rolamentos de aplicações em automóveis e para linha agrícola. As faces desses roletes são retificadas simultaneamente pelo processo de retificação plana frontal com rebolos paralelos.

As dimensões dos roletes são: 18 mm de diâmetro e 19 mm de altura, cujo desenho é apresentado na Fig. 3.2.

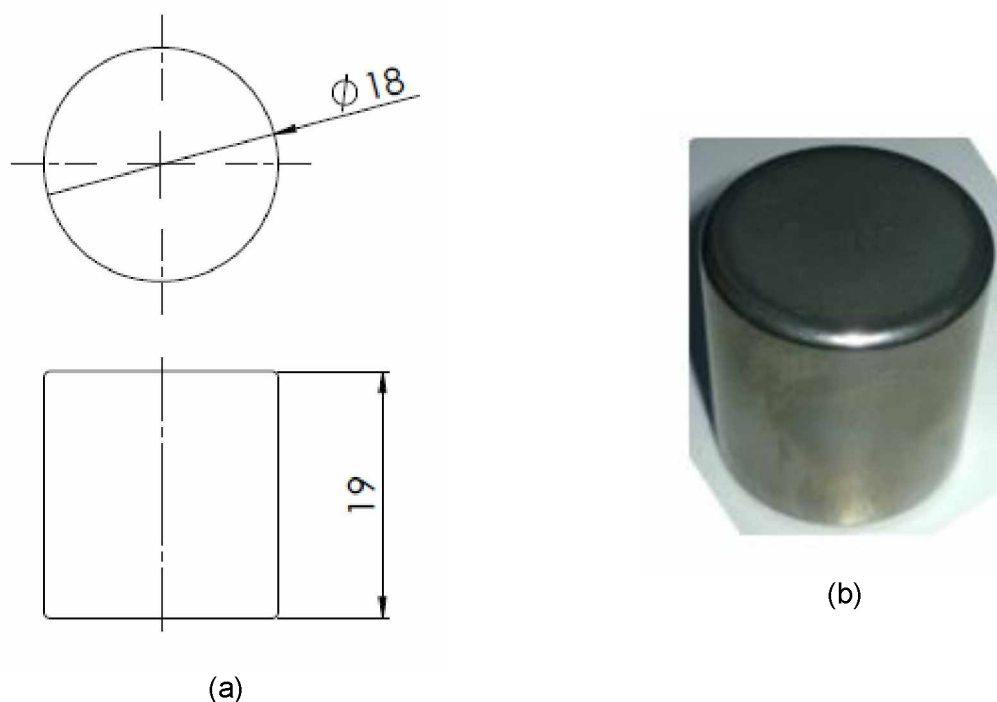


Figura 3.2: Corpos de prova (roletes) em aço SAE 52100 utilizados nos ensaios experimentais de retificação: (a) desenho (b) imagem do rolete.

A composição química dos roletes utilizados como corpos de prova neste trabalho é conforme mostrado na Tab. 2.3.

Para a realização dos ensaios experimentais de retificação, o corpo de prova foi fixado na morsa de precisão Gin, que possui mordente com capacidade para peças de 0-90 mm.

Os parâmetros de corte utilizados nos ensaios experimentais de retificação são apresentados na Tab. 3.1. A velocidade do rebolo foi igual 37 m/s, mantida constante em todos os ensaios. Devido ao desgaste no rebolo com a operação de retificação e com a dressagem, houve uma pequena variação de 0,05 m/s nesta velocidade, mas aceitável para as condições de corte empregadas.

Tabela 3.1 – Condições de retificação empregadas nos ensaios experimentais.

Tipo de operação	Retificação Plana Tangencial
Máquina ferramenta	P36, MELLO, 3HP, 2400 rpm, Resolução 5 μm no eixo do rebolo
Rebolo	Al_2O_3 – AA46K6V – \varnothing 297 mm
Corpos de prova	Roletes para rolamentos 18 mm x 19 mm (diâmetro x altura) Aço endurecido SAE 52100 – 62 HRC
Velocidade do Rebolo (V_s)	37 m/s
Velocidade da peça (V_w)	2,9 m/min
Profundidade de corte (a_p)	0,9 mm
Penetração de trabalho (a_e)	10 μm , 20 μm e 30 μm
Atmosferas de usinagem	Com fluido de corte a temperaturas 5 °C, 10 °C, 15 °C e ambiente (27 - 30 °C) A Seco
Fluido de corte	Óleo semissintético de base vegetal, 1:19, 540 l/h
Dressagem do rebolo	Dressador de diamante do tipo ponta única Raio de ponta do dressador – 0,3 mm $a_{ed} = 15 \mu\text{m}$ $V_d = 140 \text{ mm/min}$ $U_d = 3$
Variáveis de saída	Rugosidade (parâmetros R_a , R_z e R_t) Temperatura da peça Imagens da superfície retificada Microdureza Microestrutura da camada superficial

A penetração de trabalho foi o principal parâmetro de corte selecionado para servir como a referência e determinar a eficiência ou não da variação da temperatura do fluido de corte neste trabalho. Foram utilizados três valores de penetração de trabalho, igualmente espaçados para posterior análise estatística: 10 μm , 20 μm e 30 μm . Cada ensaio experimental consistiu na remoção de uma altura equivalente à penetração de trabalho na face do rolete, ou seja, uma operação de apenas um (1) passe. O procedimento para a usinagem, sentido de corte, avanços longitudinais e transversais da mesa são conforme ilustrado na Fig. 3.3.

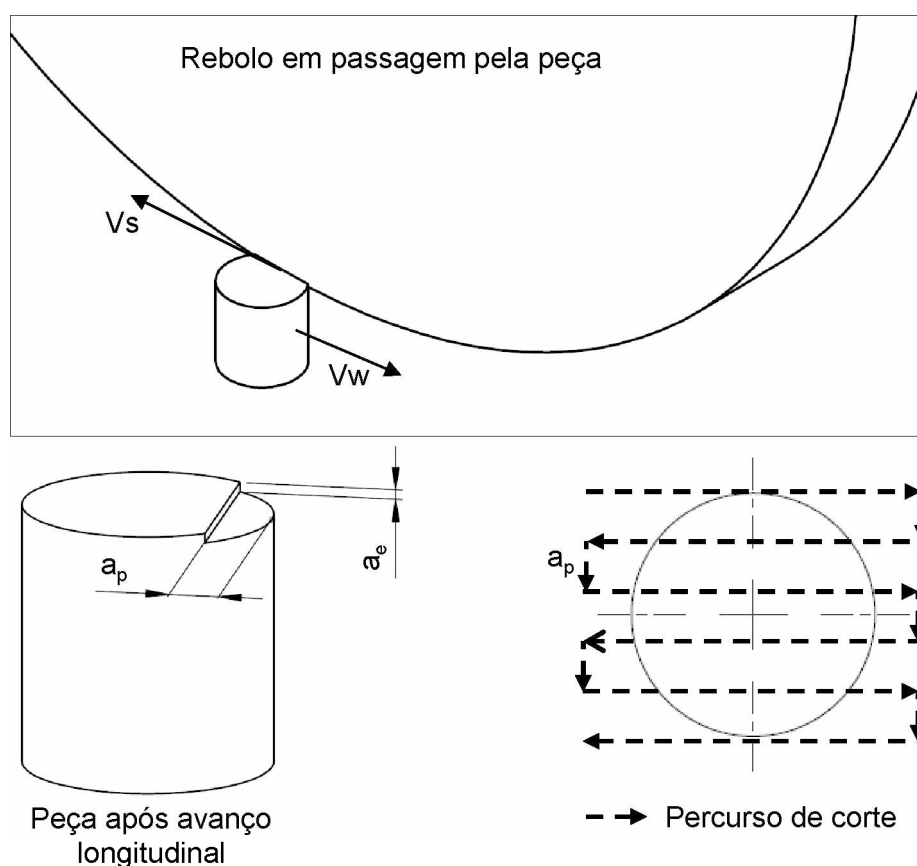


Figura 3.3: Esquema para ilustrar o sentido de corte e avanços longitudinal e transversal da mesa empregados nesta pesquisa.

Quanto às atmosferas de usinagem, elas consistiram de basicamente duas, com fluido de corte e a seco. Os ensaios com fluido de corte resfriados foram com temperaturas de 5 °C, 10 °C e 15 °C. Além disso, foram realizados ensaios com o fluido de corte a temperatura ambiente (entre 27 °C e 30 °C) para permitir comparações dos resultados. A temperatura do fluido de corte foi monitorada com o auxílio de um termômetro Incoterm, com faixa de medição de -40 °C a 50 °C e resolução de 1 °C.

O fluido de corte utilizado foi o óleo semissintético de base vegetal, VASCO 7000, da fabricante Blaser Swissslube, com uma diluição na proporção de 1;19 (BRIX \approx 4%, verificado com o auxílio de um refratômetro N1, ATAGO, no início dos ensaios definitivos). O fluido de corte foi aplicado na zona de retificação pela técnica convencional (jorro), a uma vazão de 540 L/h, com o bocal na posição tangencial (Fig. 3.4), constante para todos os ensaios.

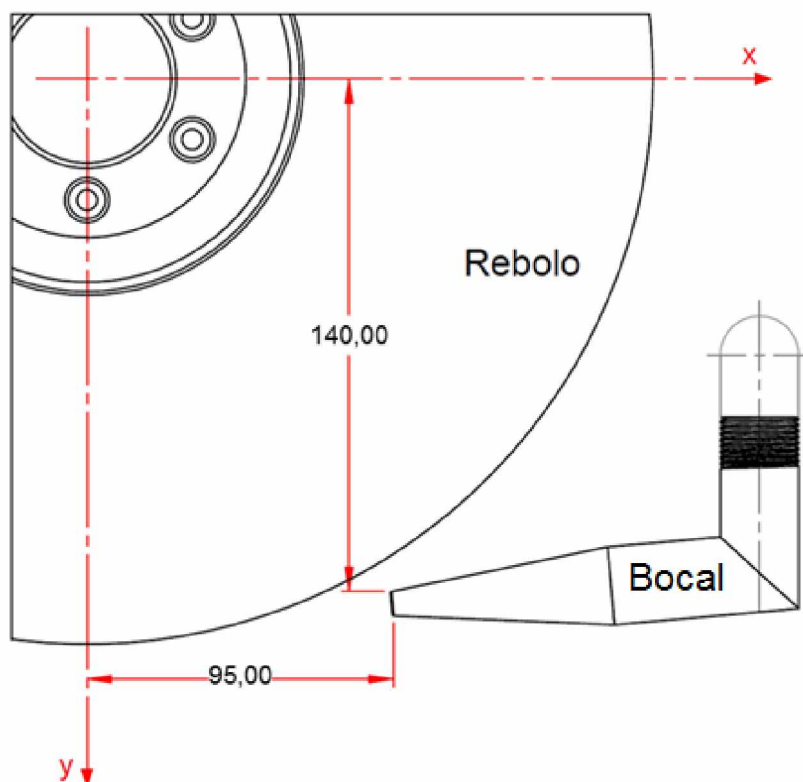


Figura 3.4: Posição do bocal do fluido de corte em relação ao rebolo. Medidas em mm.

Antes de cada ensaio, o rebolo foi dressado com um dressador de ponta única de diamante (fabricante Winter e raio de ponta de 0,3 mm), com penetração de dressagem (a_{ed}) de 15 μm e velocidade transversal da mesa de 140 mm/min. Tais parâmetros de dressagem resultam em um grau de recobrimento do rebolo (U_d) igual a 3.

As variáveis de saída investigadas foram a rugosidade da superfície usinada (parâmetros R_a , R_z e R_t), a temperatura da peça durante o processo de retificação, imagens da superfície retificada e a microdureza e microestrutura abaixo da superfície usinada (camada superficial). Os parâmetros de rugosidade foram medidos com o rugosímetro portátil modelo SJ-201P, Mitutoyo. Para as medições de temperatura da peça, foi empregado um termopar do tipo K, juntamente com o sistema de aquisição de sinais AGILENT 349780A da fabricante KEYSIGHT. Para a aquisição das imagens das superfícies retificadas, foi utilizado o estéreo microscópio Olympus SZ61. Para as medições de microdureza e imagens de microestrutura, foram utilizados o microdurômetro HMV, Shimadzu e o microscópio ótico BX51, Olympus.

Pela combinação de três (3) diferentes penetrações de trabalho e cinco (5) diferentes atmosferas de corte (incluindo as quatro temperaturas de fluido de corte utilizadas e a condição a seco), foram testadas quinze (15) condições de corte. Como cada condição sofreu uma réplica um total de trinta (30) ensaios experimentais foi realizado.

Na Tabela 3.2 é apresentado o planejamento experimental fatorial completo com os dois fatores adotados (não considerando a réplica). Os fatores do planejamento foram a penetração de trabalho (a_e) e atmosfera de corte, que resultaram respectivamente em 3 e 5 níveis. É importante destacar que a temperatura da peça durante o processo de retificação foi medida apenas para as condições com penetração de trabalho de 30 μm , pois a influência de a_e foi analisada nos pré-testes com medições de temperatura da peça.

Tabela 3.2 – Planejamento experimental utilizado nos ensaios de retificação.

Penetração de Trabalho (a_e) [μm]	Atmosfera de usinagem	Medição de temperatura da peça
10	Fluido a 5 °C	-
20		-
30		✓
10	Fluido a 10 °C	-
20		-
30		✓
10	Fluido a 15 °C	-
20		-
30		✓
10	Fluido a Temperatura Ambiente	-
20		-
30		✓
10	A seco	-
20		-
30		✓

3.2. Metodologia para resfriar o fluido de corte

Como já descrito no capítulo I, o principal objetivo deste trabalho foi avaliar o desempenho da aplicação de fluidos de corte resfriados em diferentes temperaturas, a temperatura ambiente e a seco, nas variáveis de saída informadas na Tab. 3.1. Portanto, não foi o foco deste trabalho controlar a temperatura do fluido de corte.

Para resfriar o fluido de corte, primeiramente cerca de trinta (30) litros do fluido de corte foram armazenados em um novo tanque que foi adaptado de um recipiente de alumínio comercial, do fabricante Alumínio São Jorge (ASJ), que possui 360 mm de diâmetro, 320 mm de altura, 2 mm de espessura e capacidade total de 32 L. Este volume de fluido de corte foi pré-determinado em função da vazão do bocal de fluido de corte da máquina e tempo necessário para a realização de um (1) ensaio experimental.

Este recipiente com fluido de corte foi colocado dentro de uma caixa térmica de isopor de dimensões 790 mm de comprimento, 590 mm de largura, 458 mm de altura e espessura de 52 mm, com volume total de 120 L. O espaço entre o tanque (recipiente) e as paredes da caixa térmica foram preenchidos com cubos de gelo como mostrado na Fig. 3.5(a). Esta caixa térmica com o recipiente e gelo foram colocados ao lado do tanque padrão da máquina-ferramenta, para facilitar o posicionamento e utilização da bomba de sucção padrão da própria máquina-ferramenta para o fluido de corte resfriado [Fig. 3.5(b)]. Ela é uma bomba centrífuga vertical (de imersão) de potência igual a 0,09 kW e máxima vazão de 2700 L/h.



Figura 3.5: Esquema para resfriar e aplicar o fluido de corte resfriado: (a) imagem do sistema tanque (recipiente), gelo e caixa térmica; (b) imagem do sistema com a bomba de sucção sobre o tanque.

Uma vez posicionada a caixa térmica com o tanque e o gelo, todo o aparato (máquina-ferramenta, peça e parâmetros de corte) foi ajustado e a temperatura do fluido de corte monitorada com o termômetro. Quando o fluido de corte atingia as temperaturas desejadas (5 °C, 10 °C ou 15 °C), a bomba para sucção do fluido de corte era posicionada no tanque (recipiente) para então dar-se início ao ensaio de retificação. O tempo de usinagem foi de aproximadamente 1 minuto, tempo necessário para aproximação do rebolo e corte de toda a face do rolete. Este fluido que saía do recipiente era direcionado, após o ensaio experimental, para o tanque padrão da máquina-ferramenta. Ao final do ensaio, transferia-se mais fluido de corte para o recipiente a fim de resfriá-lo novamente e realizar outro ensaio experimental.

O tempo necessário para resfriar o fluido de corte da temperatura ambiente (27-30 °C) até 5 °C, por exemplo, foi cerca de 16 horas (de 17h até 9h). A menor temperatura que o fluido de corte alcançou utilizando este método para resfriá-lo foi 2 °C. Para cada ensaio com fluido de corte resfriado eram utilizados cerca de 4 kg de gelo em cubos.

3.3. Metodologia para medição das variáveis de saída

3.3.1. Rugosidade

Como informado na Tab. 3.1, foram avaliados três parâmetros de rugosidade: a rugosidade aritmética média (R_a), a altura média máxima do perfil (R_z) e a altura total do perfil (R_t).

A rugosidade foi medida ao final de cada ensaio experimental. O filtro *cut-off* empregado nas medições de rugosidade foi 0,8 mm, com comprimento de avaliação igual a 5 mm. Para cada ensaio foram realizadas cinco (5) medições de rugosidade em diferentes posições da superfície, sempre perpendicular à direção de avanço longitudinal do rebolo. A foto na Fig. 3.6 exemplifica a montagem para as medições de rugosidade.



Figura 3.6: Montagem para as medições de rugosidade.

3.3.2. Temperatura da peça

Como mencionado anteriormente, a temperatura da peça foi medida por meio de um termopar do tipo K, que possui uma faixa de utilização de $-200\text{ }^{\circ}\text{C}$ a $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$. O fio termopar foi fixado na superfície lateral do rolete pelo método de solda capacitiva, a 1 mm de distância da superfície retificada. Além da solda, a fixação do termopar foi reforçada com o auxílio de uma cola universal HYBRID, LOCTITE, que além de permitir um melhor manuseio do fio termopar sem que a solda seja desfeita, age também como um isolante da parte desencapada do fio. Na Figura 3.7 são ilustrados os detalhes de montagem e posicionamento do termopar soldado à peça (rolete).

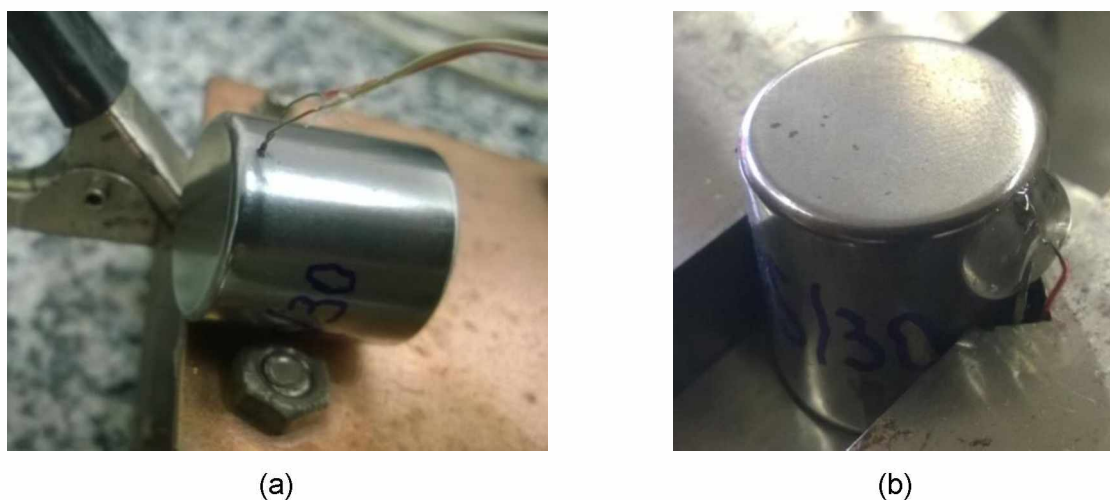
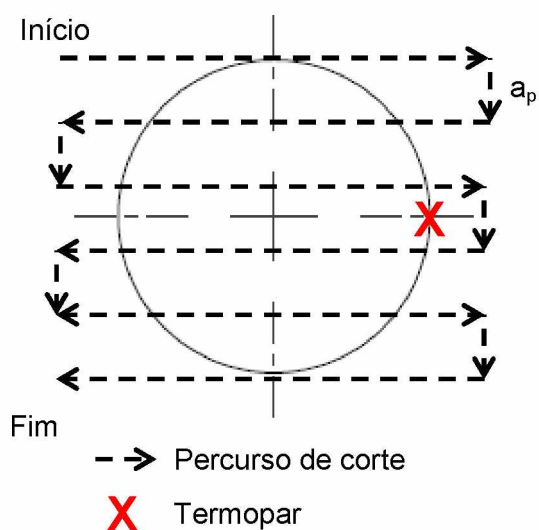


Figura 3.7: Detalhes da fixação do fio termopar no corpo de prova: (a) fixação na superfície lateral do rolete, a 1 mm da superfície retificada; (b) reforço da fixação pela cola universal.

Para todos os ensaios com medições de temperatura, a peça foi posicionada na morsa de precisão de forma que a região em que fio termopar estava fixado situasse equidistante das extremidades da amostra e à direita a partir da entrada do rebolo na peça, como mostrado na Fig. 3.8.



(a)

(b)

Figura 3.8: Posicionamento da peça para os ensaios com medições de temperatura: (a) posição da peça e termopar em relação a entrada do rebolo; (b) posicionamento do termopar no corpo de prova.

O sistema AGILENT 349780A, da fabricante KEYSIGHT, foi utilizado para a aquisição de sinais do termopar. Este sistema recebe o sinal de diferença de potencial do termopar (V) e o converte em temperatura ($^{\circ}\text{C}$). Na Figura 3.9 é apresentada a configuração de montagem e todos os instrumentos e acessórios necessários para os ensaios de medição de temperatura da peça durante a retificação.



Figura 3.9: Configuração de montagem para as medições de temperatura da peça durante a retificação do aço SAE 52100 em diferentes condições de usinagem.

Foram realizados pré-testes para a determinação da temperatura da peça para averiguar a influência da penetração de trabalho e frequência de aquisição de sinal de temperatura.

Para os pré-testes de influência de a_e , os ensaios foram realizados inicialmente com fluido de corte na temperatura ambiente e em seguida na condição a seco. No primeiro caso a penetração de trabalho foi variada de $10\text{ }\mu\text{m}$ a $50\text{ }\mu\text{m}$ enquanto que no segundo caso ela foi variada de $10\text{ }\mu\text{m}$ a $20\text{ }\mu\text{m}$, sempre em acréscimos de $10\text{ }\mu\text{m}$, totalizando 7 ensaios de retificação. A frequência de aquisição utilizada para esses ensaios foi de 8 Hz. nos procedimentos experimentais.

Para os pré-testes de influência da frequência de aquisição, foi utilizada apenas uma condição de corte: fluido de corte a temperatura ambiente e penetração de trabalho igual a $30\text{ }\mu\text{m}$. As frequências de aquisição de sinal testadas foram 2, 8, 10, 20 e 50 Hz, totalizando 5 ensaios de retificação. Esses pré-testes em específico foram realizados com o intuito de

selecionar a taxa de aquisição de sinais mais adequada no sentido de permitir detectar a influência da temperatura nos sinais de milivolts, para evitar excesso de dados e/ou possíveis ruídos durante as medições de temperatura da peça nos ensaios de retificação definitivos (que incluem ensaios com a aplicação de fluido de corte a baixas temperaturas).

O resumo das condições operacionais utilizadas nos pré-testes com medições de temperatura da peça é apresentado na Tab. 3.3.

Tabela 3.3 – Condições operacionais para os pré-testes de medições de temperatura da peça.

Atmosfera de usinagem	Penetração de Trabalho (a_e) [μm]	Frequência de aquisição[Hz]
Fluido a Temperatura Ambiente	10	8
	20	
	30	
	40	
	50	
A Seco	10	
	20	
Fluido a Temperatura Ambiente	30	2
		8
		10
		20
		50

Além dos pré-testes, a temperatura da peça também foi medida em todos os 10 ensaios experimentais definitivos com penetração de trabalho de 30 μm (condição de penetração mais severa utilizada neste trabalho), como já mencionado anteriormente, utilizando uma frequência de aquisição igual a 2 Hz. Não foram realizadas medições de temperatura da peça nos ensaios experimentais definitivos para as outras duas penetrações de trabalho (10 μm e 20 μm), porque, como mencionado anteriormente, a influência da mesma na temperatura da peça já havia sido analisada após a realização dos pré-testes.

Todos os sinais de temperaturas adquiridos durante os ensaios de retificação foram filtrados com o auxílio do software Matlab, onde um filtro passa-baixa padrão foi utilizado. As temperaturas médias e máximas de cada condição foram extraídas do sinal filtrado também com o auxílio do software Matlab.

3.3.3. Imagens da superfície retificada, microdureza e imagens da microestrutura da camada superficial após retificação

Após os ensaios de retificação e medições de rugosidade, foram adquiridas imagens da superfície retificada de cada corpo de prova com o auxílio do estéreo microscópio

Olympus SZ61. Após este procedimento, as amostras foram então embutidas e submetidas a um processo de preparação metalográfica para os ensaios de microdureza e análises da microestrutura da camada superficial.

Devido ao arredondamento nas bordas do rolete, foi necessário executar uma operação de lixamento de desbaste na lateral da amostra, com lixa granulometria mesh 80, para que a região abaixo da superfície usinada fosse atingida conforme ilustrado na Fig. 3.10. Este procedimento foi realizado após o embutimento dos corpos de prova, e a operação de lixamento foi escolhida, dentre outras possibilidades, porque o processo de lixamento normalmente não causa danos de origem térmica na superfície e subsuperfície de aços endurecidos, condição necessária para evitar influência nos ensaios de microdureza.

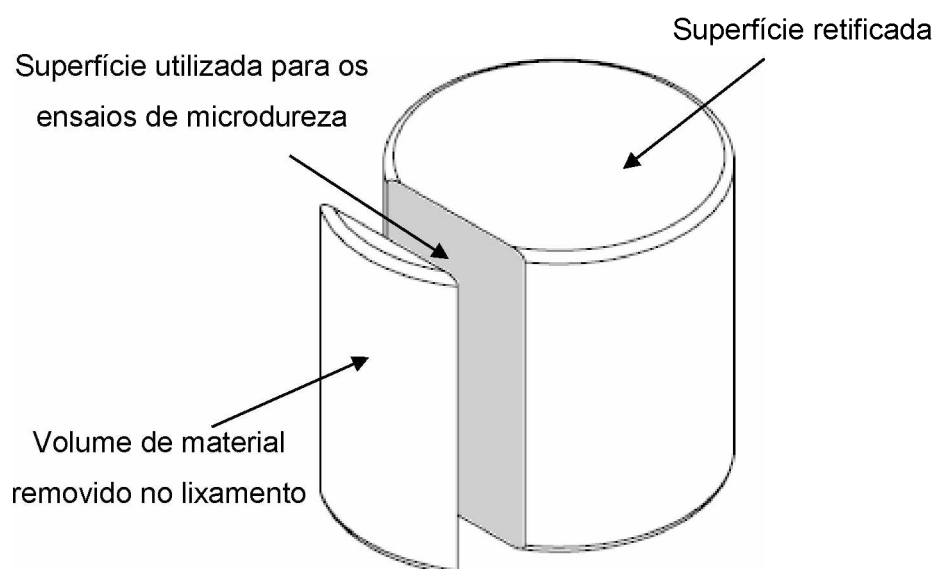


Figura 3.10: Ilustração da seção do corpo de prova selecionada para a medição da microdureza.

Após o procedimento de lixamento de desbaste, as amostras foram então lixadas com lixas de granulometria mesh 200, 400, 600 e 1200. Em seguida, as amostras foram polidas com pasta de alumina com tamanho de grão igual a $0,5\ \mu\text{m}$ e, então, submetidas aos ensaios de microdureza.

Os ensaios de microdureza foram repetidos duas vezes, em diferentes regiões da amostra, seguindo o mesmo perfil e espaçamento entre as indentações ($35\ \mu\text{m}$) até alcançar a profundidade de $300\ \mu\text{m}$, conforme ilustrado na Fig. 3.11. Para todas as amostras foram realizadas 15 indentações conforme ilustrado, exceto para as amostras que foram retificadas nas condições a seco e penetração de trabalho igual a $30\ \mu\text{m}$ e $20\ \mu\text{m}$, em que as indentações foram até $440\ \mu\text{m}$ abaixo da superfície retificada, pois até próximo deste

ponto ainda havia variação de microdureza. Foram também realizadas indentações a 3000 μm abaixo da superfície retificada, a fim de aferir a microdureza do material sem qualquer tipo de dano térmico e/ou interferência do processo de usinagem.

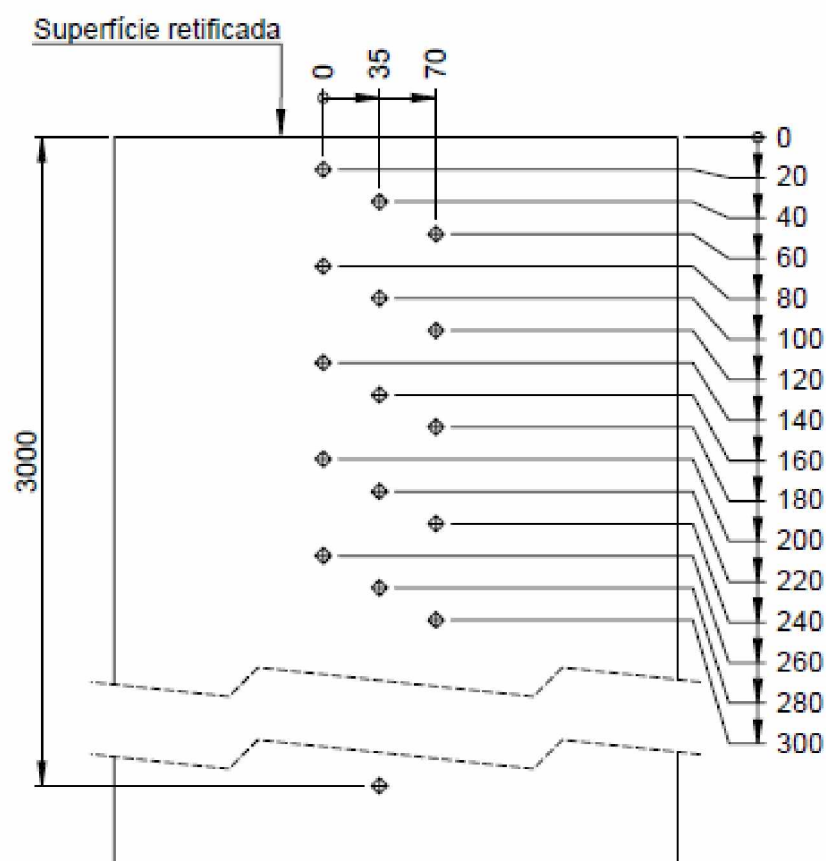


Figura 3.11: Perfil utilizado para os ensaios de microdureza. Medidas em μm .

Os parâmetros utilizados nos ensaios de microdureza foram dureza Vickers, carga aplicada de 490,3 mN (HV 0,05) e tempo de aplicação de 15 segundos. Na Figura 3.12 são mostradas as indentações realizadas nos ensaios de microdureza.

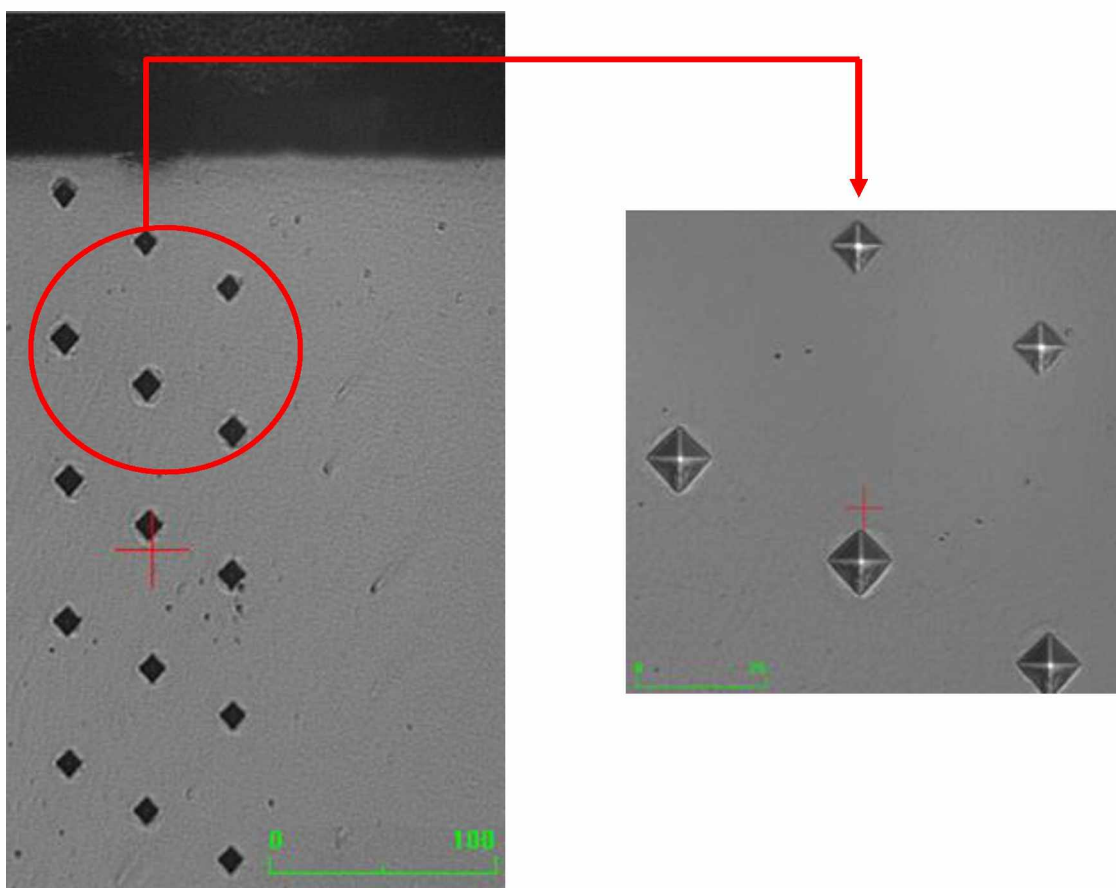


Figura 3.12: Indentações dos ensaios de microdureza. Medidas em μm .

Após os ensaios de microdureza, as amostras retificadas com $a_e = 30 \mu\text{m}$ (condição mais severa de penetração de trabalho) foram novamente polidas e atacadas com reagente de Nital 2% (tempo de ataque de aproximadamente 7 segundos). Em seguida, as amostras foram limpas e levadas para análise no microscópio ótico Olympus BX51M, com o objetivo de observar a microestrutura da camada abaixo da superfície retificada (camada superficial após retificação) para auxiliar na discussão dos resultados.

CAPÍTULO IV

RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo serão apresentados e discutidos os resultados dos ensaios de retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100 com fluido de corte resfriado em diferentes temperaturas, incluindo a temperatura ambiente e também a condição a seco. Os parâmetros de saída dos ensaios são: temperatura da peça durante o processo de retificação, rugosidade da superfície retificada (parâmetros R_a , R_z e R_t), perfil de microdureza abaixo da superfície retificada e por último as imagens das superfícies e subsuperfície das peças.

4.1. Temperatura da peça

Na Figura 4.1 são apresentados os resultados do pré-teste para a medição de temperatura da peça para determinar se ela era influenciada pela penetração de trabalho. É importante salientar que o motivo pelo qual os sinais de temperatura inicialmente apresentam valores próximos de zero e estabilizam apenas após cerca de 3 segundos está relacionado com a filtragem padrão do software Matlab.

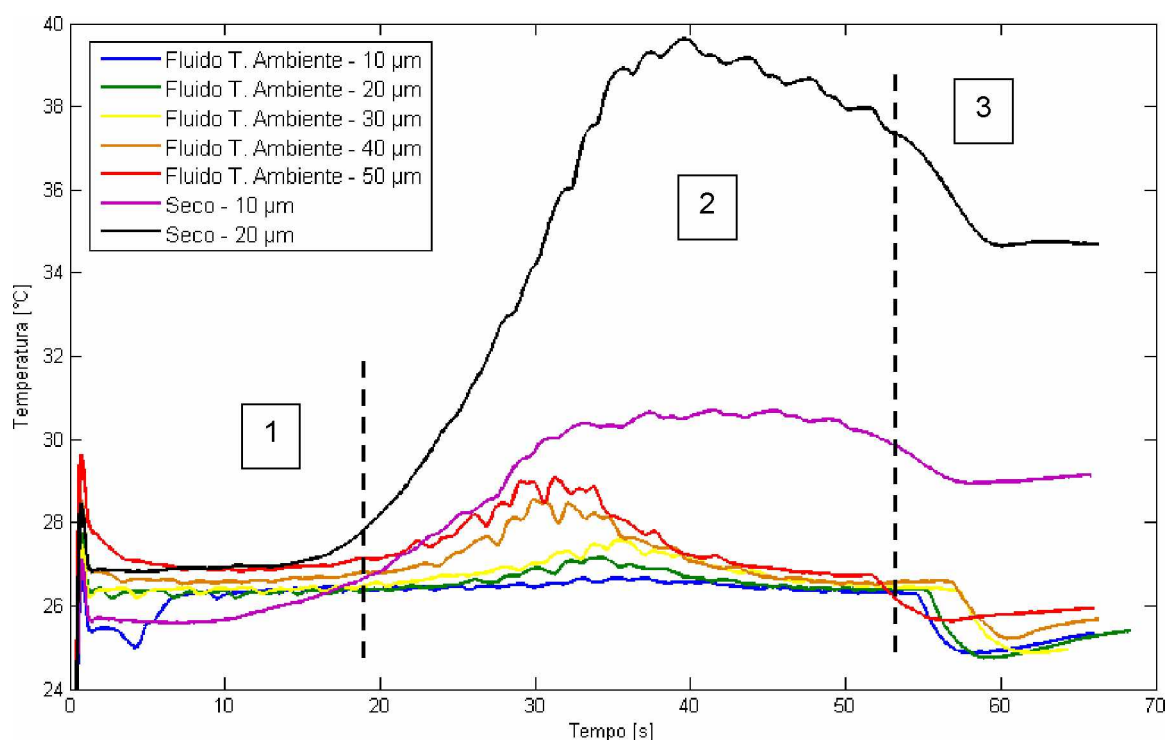


Figura 4.1: Temperatura da peça em função do tempo de usinagem para diferentes condições de corte: influência da penetração de trabalho.

Da Figura 4.1 pode-se observar a presença de três (3) regiões distintas, identificadas no gráfico como 1, 2 e 3. A região 1 situada no intervalo de 0 a 20 s, corresponde ao tempo de aproximação do rebolo. Nesta região não há usinagem e o rebolo apenas se aproxima da peça. A região 2 (entre 20 s e 55 s, aproximadamente) corresponde ao tempo de usinagem em que há remoção de material da peça. Neste tempo, o rebolo entra em contato com a peça e inicia o corte. Neste momento a temperatura da peça começa a aumentar até alcançar um ponto de máximo, ponto em que a distância entre o rebolo e o termopar é mínima (aproximadamente 30-35 s para as condições com aplicação de fluido de corte e 40 segundos para as condições a seco). Deste ponto em diante, o rebolo continua seu percurso de corte conforme a Fig. 3.8(a), se afastando do termopar até que o ciclo de retificação termine. Durante este afastamento, a temperatura da peça diminui, porque o rebolo volta a remover material da peça em pontos mais distantes da posição do termopar. Na região 3 (após cerca de 55 s) o rebolo já chega ao fim do seu percurso de corte e não há remoção de material, ocorrendo apenas o recuo do rebolo para a posição inicial. Nesta região, a temperatura da peça continua a diminuir até que a aquisição de sinais seja interrompida, após aproximadamente 65 s. A Tabela 4.1 lista os valores de temperatura média e máxima da peça na região 2, região esta com os valores de temperatura mais expressivos.

Tabela 4.1 - Temperaturas máxima e média para os resultados de temperatura da peça: influência da penetração de trabalho.

Condição de corte	Temperatura da peça [°C]	
	Média	Máxima
Fluido T. Ambiente - 10 μm	26,4	26,7
Fluido T. Ambiente - 20 μm	26,5	27,2
Fluido T. Ambiente - 30 μm	26,8	27,6
Fluido T. Ambiente - 40 μm	27,0	28,5
Fluido T. Ambiente - 50 μm	27,2	29,1
Seco - 10 μm	30,2	30,7
Seco - 20 μm	37,5	39,6

Observa-se da Figura 4.1 e da Tabela 4.1, que as maiores temperaturas na peça foram observadas quando os ensaios foram realizados na condição a seco (linhas de cor preta e roxa) sendo que a temperatura máxima de 39,6 °C foi registrada após 40 s do início do ciclo de retificação e para a condição de corte mais severa ($a_e = 20 \mu\text{m}$). Esta temperatura foi cerca de 9 °C superior para quando se empregou um a_e de 10 μm . Comportamento semelhante de aumento da temperatura com penetração de trabalho também foi observado quando se empregou fluido de corte a temperatura ambiente (linhas nas cores vermelha, laranja, amarela, verde e azul). Quando a penetração de trabalho aumentou de 10 μm para 50 μm , por exemplo, a diferença entre as temperaturas máxima da peça foi de apenas 2,4 °C. Este aumento de temperatura foi cerca de 70% menor que aquele observado para a condição a seco, mesmo sendo um acréscimo cinco vezes maior de a_e , o que mostra a importância do fluido de corte para o processo de retificação.

O aumento da temperatura da peça com a penetração de trabalho já era esperado. De acordo com Klocke (2009), o aumento da penetração de trabalho aumenta a espessura de cavaco não deformado e a quantidade de grãos abrasivos em contato com a peça, aumentando, conseqüentemente, a temperatura durante o processo de retificação.

É importante comentar também que a diminuição de temperatura da peça após esta alcançar o ponto de máximo é muito maior para as condições com fluido de corte. Isso mostra a capacidade que o fluido de corte tem em absorver calor da peça, diminuindo, assim, a temperatura da mesma. Para as condições com fluido de corte, a temperatura da peça diminuiu para a ambiente cerca de 10 segundos após o ponto de máximo, enquanto que para as condições a seco a temperatura da peça ainda estava cerca de 4-8 °C acima da ambiente no momento em que a aquisição de sinais de temperatura foi interrompida.

Na Figura 4.2 são mostrados os resultados dos pré-testes para medição de temperatura da peça em que foi variada a frequência de aquisição dos sinais de

temperatura. As condições de retificação foram: atmosfera de usinagem com fluido de corte a temperatura ambiente e penetração de trabalho de 30 μm .

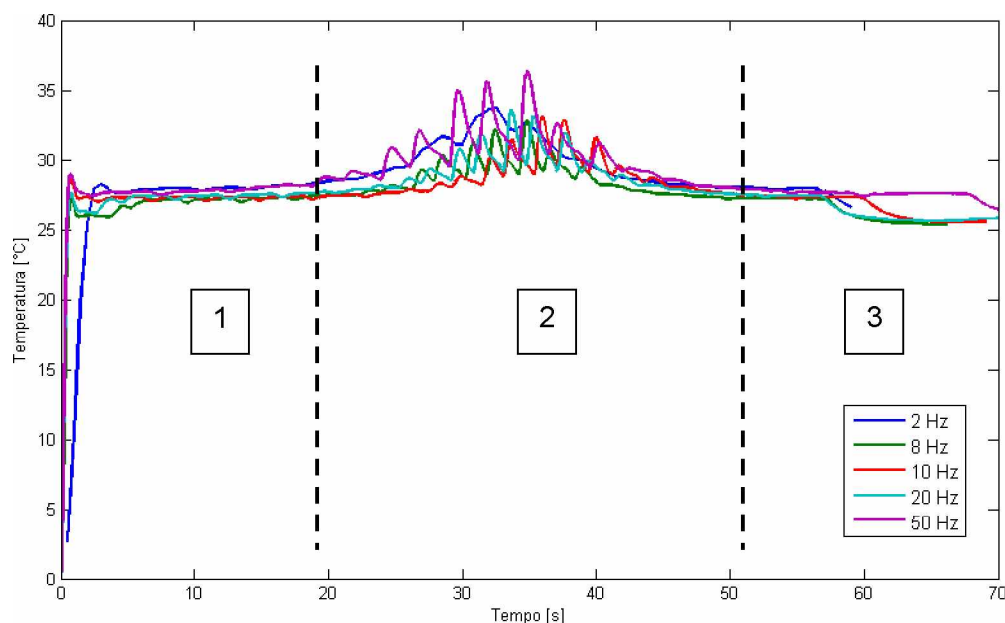


Figura 4.2: Temperatura da peça em função do tempo de usinagem para diferentes frequências de aquisição de sinal: influência da aquisição de sinal.

Da Figura 4.2 pode-se observar que o sinal de temperatura adquirido segue o mesmo comportamento, independente da faixa empregada. Observa-se que a curva correspondente à frequência igual a 2 Hz (linha de cor azul) foi aquela que assumiu o comportamento mais suave, comparado às outras frequências, permitindo a aquisição de uma quantidade suficiente de pontos com menor ruído. Além disso, o tempo de resposta de termopares em geral dificilmente é menor que 0,5 s e, por esta razão, não há necessidade de aumentar a frequência de aquisição de sinais, pois o termopar não irá responder a este aumento. Por esta razão, a frequência de 2 Hz foi selecionada para ser utilizada como padrão nos ensaios definitivos de retificação desta pesquisa.

Na Figura 4.3 são apresentados os resultados dos ensaios definitivos de retificação com medição de temperatura da peça. Os valores informados correspondem à média aritmética dos sinais adquiridos durante o ensaio principal e réplica. Nestes ensaios, em específico, foi utilizada apenas a penetração de trabalho de 30 μm , e variadas as atmosferas de usinagem: fluido de corte com temperaturas de 5 °C, 10 °C, 15 °C, temperatura ambiente e a condição a seco. Conforme já mencionado, a frequência de aquisição de sinais utilizada para esses ensaios definitivos foi de 2 Hz.

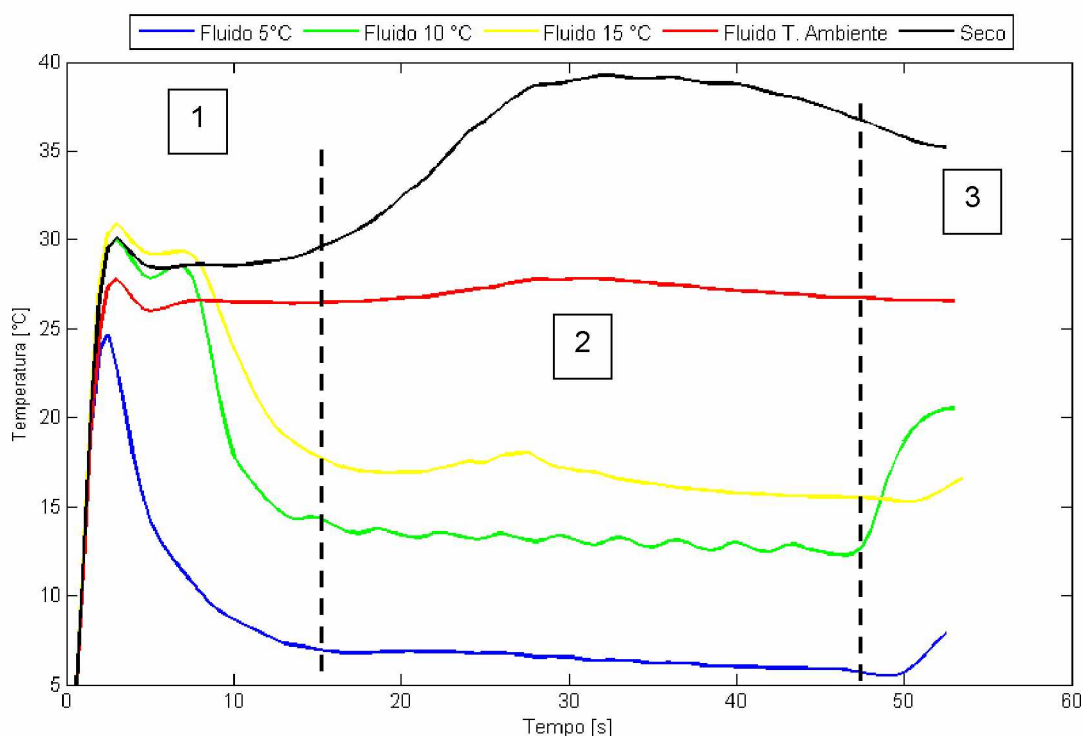


Figura 4.3: Temperatura da peça em função do tempo de usinagem para as diferentes atmosferas de corte e penetração de trabalho (a_e) igual 30 μm .

Do gráfico na Fig. 4.3 pode-se observar as mesmas 3 regiões identificadas no gráfico da Fig. 4.1, regiões estas relacionadas ao tempo de aproximação do rebolo (região 1), tempo em que há de fato remoção de material (região 2) e tempo de afastamento do rebolo (região 3). As curvas para as condições a seco e com fluido a temperatura ambiente se comportam de forma bem semelhante às curvas do gráfico da Fig. 4.1. Ambas as curvas iniciam-se com valores à temperatura ambiente, aproximadamente 27 °C (para a condição 'Fluido T. Ambiente') e 29 °C (para a condição a seco) e à medida que a usinagem progride (região 2) a temperatura da peça começa a aumentar até alcançar um ponto de máximo, após 30 s e 32 s, para as condições com fluido temperatura ambiente e a seco, respectivamente. Isso se deve, como já comentado anteriormente, ao percurso de corte do rebolo, que atinge o ponto mais próximo ao termopar, fazendo com que a temperatura no ponto onde o termopar está fixado aumente. Após atingir esse ponto de máximo, a temperatura da peça diminui até que o rebolo deixe a peça e o ciclo de retificação finalize (região 3). A partir destes resultados, novamente é possível observar que para a condição com fluido de corte, a temperatura da peça diminui mais rapidamente quando comparado com a condição a seco, mostrando o poder de refrigeração do fluido de corte nas condições investigadas. Além disso, a temperatura máxima para a condição com fluido de corte a temperatura ambiente foi de 27,8 °C, apenas 1 °C acima da temperatura inicial do ensaio

(2,88% de aumento), enquanto que para a condição a seco, a temperatura máxima foi de 39,2 °C, 9 °C acima da temperatura inicial do ensaio (representado um aumento de 26%). Isso mostra que o fluido de corte não deixou a temperatura da peça, no ponto em que o termopar estava fixado, aumentar muito durante o processo de retificação.

Ao analisar as curvas de temperatura para as condições com o fluido de corte resfriado (Fluido 5 °C, Fluido 10 °C e Fluido 15 °C), pode-se observar que a temperatura da peça diminui a partir da temperatura ambiente até atingir a temperatura do fluido de corte. Uma vez atingida a temperatura do fluido de corte, a temperatura da peça se mantém praticamente constante até o fim do processo, exceto para a condição Fluido 15 °C, onde a temperatura da peça aumenta até atingir 18,0 °C na região 2 (no ponto próximo a 27 segundos), ponto este em que o rebolo atingiu, em seu percurso de corte, a menor distância em relação ao termopar. Após esse ponto de máximo, a temperatura da peça diminui rapidamente e se mantém praticamente constante e igual a temperatura do fluido de corte até o fim do processo. Na Tabela 4.2 são apresentados os valores de temperatura média e máxima da peça, registradas após os ensaios definitivos de retificação com diferentes temperaturas do fluido de corte e também na condição a seco. Foram considerados novamente apenas os valores monitorados na região 2 (intervalo de tempo entre 15 s a 47 s, região onde há remoção de material).

Tabela 4.2 – Temperaturas máxima e média para os ensaios definitivos com medições de temperatura da peça.

Atmosfera de usinagem	Temperatura da peça [°C]	
	Média	Máxima
Fluido 5 °C	6,4	7,0
Fluido 10 °C	13,1	13,8
Fluido 15 °C	16,9	18,0
Fluido T. Ambiente	27,1	27,8
Seco	38,1	39,2

Pela Tabela 4.2 é possível constatar que o método utilizado para resfriar o fluido de corte empregado neste trabalho mostrou-se, em geral, bem eficiente, uma vez que a maior discrepância em relação à temperatura desejada para o fluido de corte foi, em média, 3,1 °C, para a condição com o fluido de corte resfriado a 10 °C. É importante destacar também que com o bombeamento do fluido de corte do tanque para a zona de retificação, este recebe carga térmica de diversas fontes (a bomba e o meio ambiente, por exemplo), o que provoca o aumento de sua temperatura antes de alcançar a zona de corte.

É importante salientar ainda que os valores de temperatura da peça obtidos durante os ensaios de retificação deste trabalho correspondem à temperatura da peça na posição em que o termopar foi fixado (a 1 mm de distância da superfície retificada) e, por isso, os valores de temperatura foram bem inferiores aos encontrados em trabalhos que utilizam o método do termopar embutido. Hadad et al. (2012), por exemplo, mediram a temperatura durante o processo de retificação do aço SAE 52100 em condições de corte bem semelhantes às condições com fluido de corte a temperatura ambiente e a seco utilizadas neste trabalho (rebolo convencional de Al_2O_3 , $V_s = 30 \text{ m/s}$ e $a_e = 30 \text{ }\mu\text{m}$). Eles utilizaram o método do termopar embutido e observaram que a máxima temperatura medida na superfície da peça retificada (temperatura adquirida quando o rebolo usinou a ponta do termopar) foi de aproximadamente $230 \text{ }^\circ\text{C}$ e $70 \text{ }^\circ\text{C}$ para as condições a seco e com fluido, respectivamente. Estes resultados obtidos por Hadad et al. (2012) fornecem uma referência do quão alto é o gradiente de temperatura em função da distância a partir da superfície retificada. Retornando à análise dos resultados obtidos neste trabalho, da Tab. 4.2 observa-se que a 1 mm da superfície retificada a máxima temperatura obtida nos ensaios deste trabalho foi de $39,2 \text{ }^\circ\text{C}$ e $27,8 \text{ }^\circ\text{C}$ para as condições a seco e com fluido de corte à temperatura ambiente, respectivamente, valores bem inferiores aqueles encontrados por Hadad et al. (2012), embora obtidos com condições de corte bem semelhantes.

4.2. Rugosidade

Nas Figuras 4.4, 4.5 e 4.6 são apresentados os resultados obtidos para os parâmetros de rugosidade R_a , R_z e R_t , em função das diferentes atmosferas de corte utilizadas – fluido de corte com temperaturas a $5 \text{ }^\circ\text{C}$ (F $5 \text{ }^\circ\text{C}$), $10 \text{ }^\circ\text{C}$ (F $10 \text{ }^\circ\text{C}$), $15 \text{ }^\circ\text{C}$ (F $15 \text{ }^\circ\text{C}$) e ambiente (F T A), e a seco – e das três penetrações de trabalho (a_e) ($10 \text{ }\mu\text{m}$, $20 \text{ }\mu\text{m}$ e $30 \text{ }\mu\text{m}$). Cada ponto apresentado nos gráficos corresponde à média aritmética referente às dez medições realizadas após cada ensaio, incluindo a réplica.

Analisando os resultados de rugosidade, pode-se observar que o parâmetro R_a (Fig. 4.4) situou-se na faixa entre $0,16 \text{ }\mu\text{m}$ e $0,29 \text{ }\mu\text{m}$, faixa esta que indica que os resultados obtidos para este parâmetro estão em conformidade com a faixa estipulada para os valores de rugosidade R_a proporcionados pela operação de retificação, entre $0,1 \text{ }\mu\text{m}$ e $1,6 \text{ }\mu\text{m}$ ou classes N4 a N7, respectivamente (KALPAKJIAN; SCHMID, 2009).

Analisando o parâmetro de rugosidade R_a (Fig. 4.4), o menor valor de rugosidade ($0,16 \text{ }\mu\text{m}$) foi obtido para a condição com fluido de corte a temperatura ambiente e $a_e = 10 \text{ }\mu\text{m}$. Este valor é 81% menor que o maior valor de rugosidade R_a ($0,29 \text{ }\mu\text{m}$), que foi obtido

para a condição a seco e $a_e = 20 \mu\text{m}$ e também para a condição com fluido de corte a temperatura ambiente com $a_e = 30 \mu\text{m}$. Para o parâmetro Rz (Fig. 4.5), o menor valor de rugosidade ($1,36 \mu\text{m}$) foi obtido após a usinagem com a condição com fluido de corte a 5°C combinada com $a_e = 10 \mu\text{m}$, enquanto que o maior valor ($2,02 \mu\text{m}$) foi obtido para a condição a seco com $a_e = 20 \mu\text{m}$. Para o parâmetro Rt (Fig. 4.6), o menor valor de rugosidade ($1,82 \mu\text{m}$) foi obtido para a condição com fluido de corte a 5°C e a_e igual a $20 \mu\text{m}$, enquanto que o maior valor ($3,57 \mu\text{m}$) foi obtido para condição com fluido de corte a 10°C e a_e de $10 \mu\text{m}$.

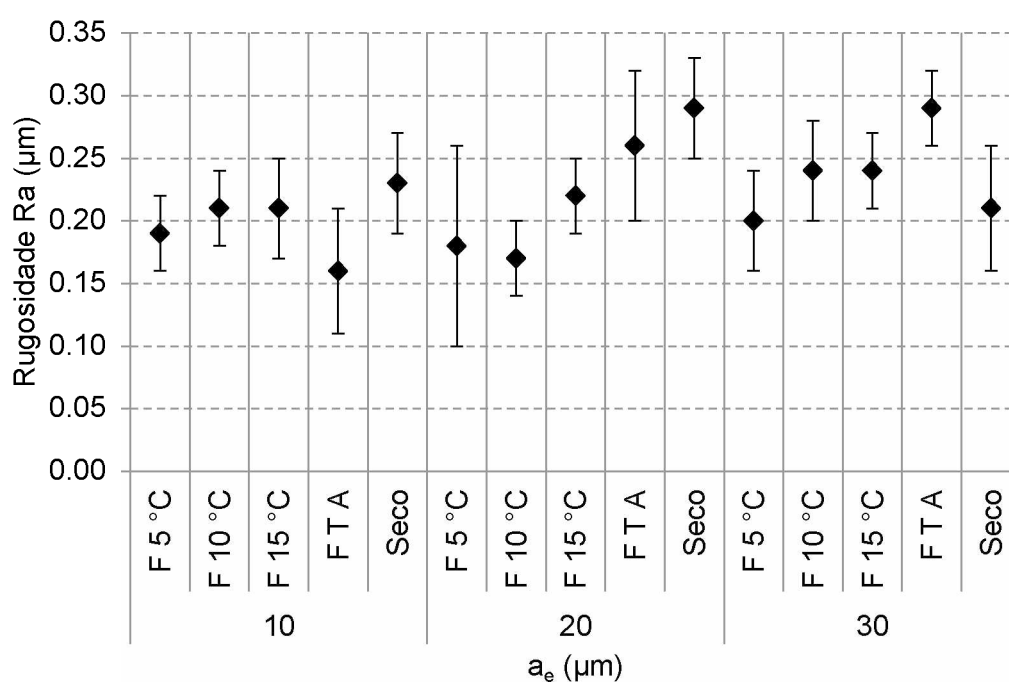


Figura 4.4: Parâmetro de rugosidade Ra em função do tipo de atmosfera de usinagem e penetração de trabalho.

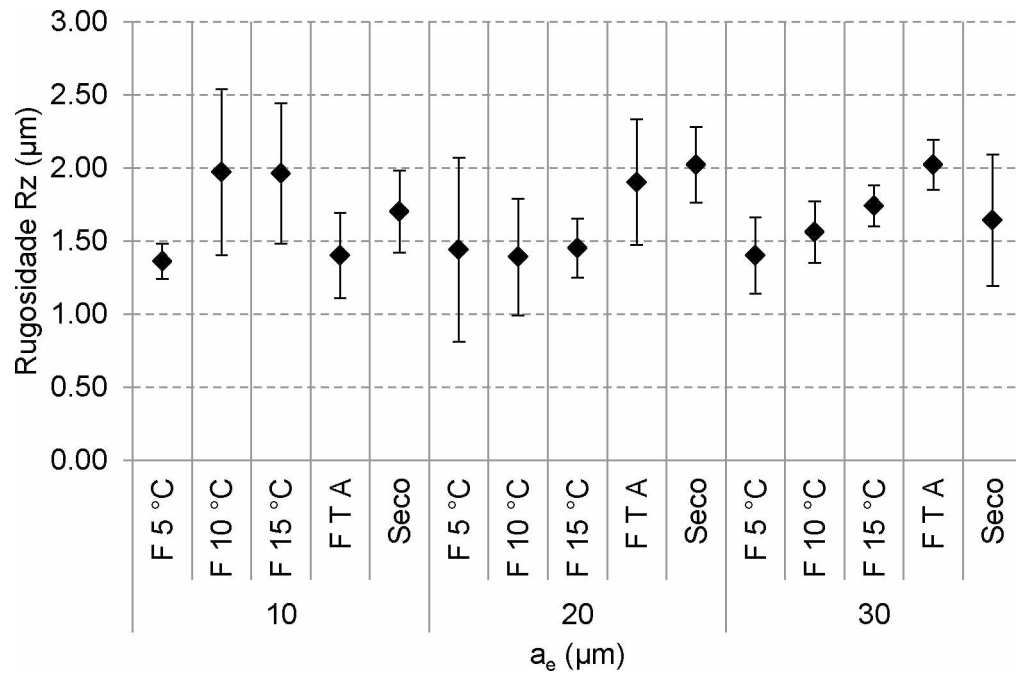


Figura 4.5: Parâmetro de rugosidade R_z em função do tipo de atmosfera de usinagem e penetração de trabalho.

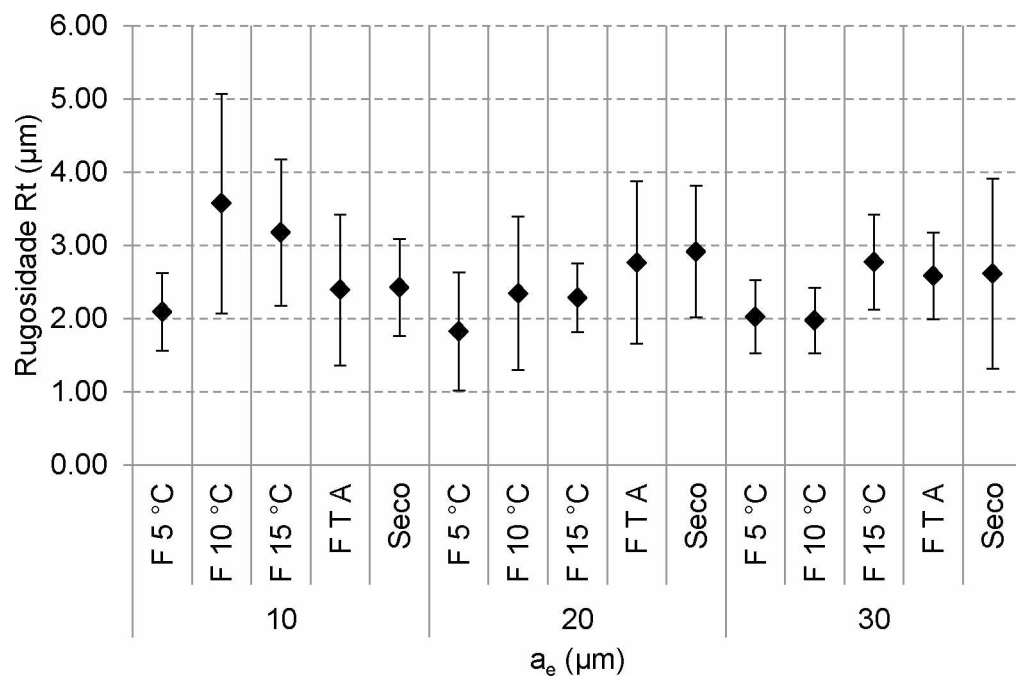


Figura 4.6: Parâmetro de rugosidade R_t em função do tipo de atmosfera de usinagem e penetração de trabalho.

Analisando o efeito da penetração de trabalho no parâmetro Ra (Fig. 4.4), observa-se que em geral os valores de rugosidade aumentaram com a penetração de trabalho para todas as condições em que foi empregado o fluido de corte, exceto para o fluido de corte com temperatura de 10 °C, que apresentou redução no parâmetro Ra quando a_e aumentou de 10 μm para 20 μm . A condição a seco também apresentou redução de rugosidade, porém apenas quando a_e aumentou de 20 para 30 μm . Comportamento semelhante de redução de rugosidade com aumento de a_e foi observado por Singh et al. (2014). Eles estudaram o efeito de diversos parâmetros, incluindo a penetração de trabalho, na rugosidade da superfície do aço AISI 4140 após retificação cilíndrica, e relataram uma redução na rugosidade Ra quando a_e aumentou de 20 μm para 25 μm .

Os parâmetros de rugosidade Rz (Fig. 4.5) e Rt (Fig. 4.6) apresentaram, em geral, comportamento semelhante ao parâmetro Ra no que diz respeito ao efeito da penetração de trabalho, exceto para as condições com fluido de corte a temperaturas de 10 °C e 15 °C para $a_e = 10 \mu\text{m}$, condições estas que apresentaram altos valores de rugosidade Rz e Rt.

Em relação ao aumento da rugosidade da superfície retificada com a penetração de trabalho, de acordo com Klocke et al. (2009), o aumento da rugosidade da peça está associado com a espessura de cavaco não deformado, que aumenta com a penetração de trabalho.

Analisando o efeito da atmosfera de usinagem sobre os resultados de rugosidade, observa-se que a condição com fluido de corte a temperatura de 5 °C proporcionou, em média, menores valores de rugosidade Ra (Fig. 4.4). Este comportamento também pode ser observado para os parâmetros Rz (Fig. 4.5) e Rt (Fig. 4.6). Além disso, a usinagem com o fluido de corte nesta temperatura combinada com os diferentes valores de penetração de trabalho foi aquela cujas condições geraram os resultados de rugosidade com menor variação: 0,18 μm - 0,20 μm (variação de 11%), 1,36 μm - 1,44 μm (variação de 5%) e 1,82 μm - 2,09 μm (variação de 15%) para os parâmetros Ra, Rz e Rt, respectivamente.

Para melhor avaliar o efeito da penetração de trabalho (a_e) e da atmosfera de usinagem nos resultados de rugosidade, foi realizada uma análise de variância (ANOVA) com o auxílio do software STATISTICA a fim de obter o valor p e descobrir se esses fatores (a_e e atmosfera de usinagem) são ou não significativos para os resultados de rugosidade. Os valores de p adquiridos após esta análise de variância são mostrados na Tab. 4.3.

Tabela 4.3 – Valor p de cada fator (penetração de trabalho e atmosfera de usinagem) para os resultados de rugosidade.

Fator:	Parâmetros de Rugosidade		
	Ra	Rz	Rt
Penetração de trabalho (a_e)	0,19	0,96	0,50
Atmosfera de usinagem (atm_u)	0,28	0,36	0,37
a_e*atm_u	0,32	0,35	0,60

Como pode ser observado na Tabela 4.3, nenhum valor p foi menor que 0,05. Assim, para uma confiabilidade estatística de 95%, a penetração de trabalho, a atmosfera de usinagem e a interação linear entre eles (a_e *atm_u) não foram significativos para os resultados de rugosidade, independente do parâmetro analisado. Portanto, para as condições utilizadas neste trabalho, pode-se concluir, com base nas análises estatísticas, que não houve efeito significativo da penetração de trabalho e da atmosfera de usinagem nos resultados de rugosidade.

Comparando apenas as condições de retificação em que foi empregado o fluido de corte, pode-se observar que a aplicação do fluido de corte resfriado (com temperaturas de 5 °C, 10 °C e 15 °C) proporcionou, em média, os menores valores de rugosidade (parâmetros Ra, Rz e Rt) em relação ao fluido de corte a temperatura ambiente em todos os casos, exceto quando se empregou o menor valor de penetração de trabalho (a_e) igual a 10 µm. Uma análise estatística foi realizada com o auxílio do software STATISTICA para melhor analisar o efeito dos fluidos de corte resfriados (5 °C, 10 °C e 15 °C) nos parâmetros de rugosidade. Os resultados são apresentados nas Fig. 4.7, 4.8 e 4.9, para os parâmetros de rugosidade Ra, Rz e Rt, respectivamente. Cada ponto do gráfico corresponde à média aritmética dos valores de rugosidade obtidos em função de cada temperatura do fluido de corte resfriado, considerando todas as penetrações de trabalho. As barras de dispersão correspondem a um intervalo de confiança de 95%.

Da Figura 4.7 pode-se observar que, embora nenhum dos fatores (penetração de trabalho e atmosfera de usinagem) seja significativo como já mencionado, existe uma tendência de correlação linear entre as médias do parâmetro de rugosidade Ra e as temperaturas do fluido de corte resfriado, isto é, os valores médios de rugosidade em geral aumentam com a temperatura de aplicação do fluido de corte. Este comportamento também é observado para os parâmetros Rz e Rt, como mostrado nas Fig. 4.8 e 4.9, respectivamente.

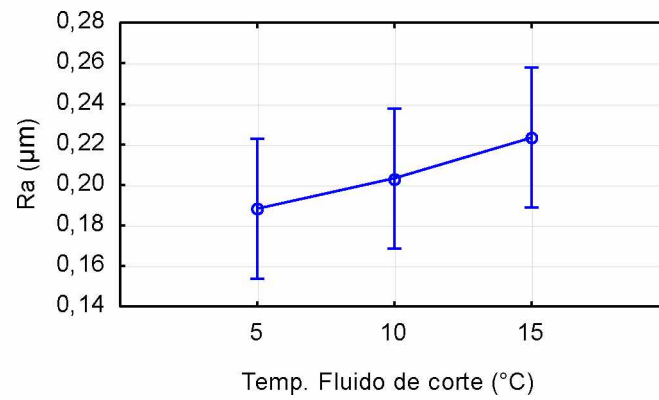


Figura 4.7: Rugosidade R_a em função da temperatura do fluido de corte resfriado.

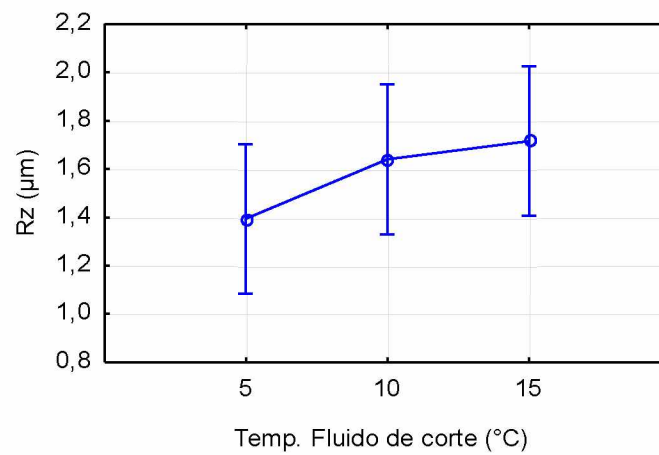


Figura 4.8: Rugosidade R_z em função da temperatura do fluido de corte resfriado.

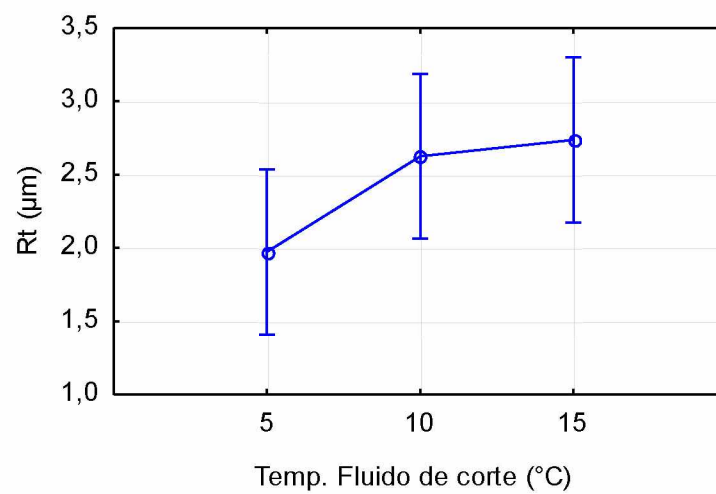


Figura 4.9: Rugosidade R_t em função da temperatura do fluido de corte resfriado.

A fim de facilitar o entendimento da influência da temperatura do fluido de corte resfriado (5 °C, 10 °C e 15 °C) combinado com a penetração de trabalho nos diferentes parâmetros de rugosidade avaliados neste trabalho, foram elaborados gráficos de superfície de resposta com o auxílio do software STATISTIC, apresentados na Fig. 4.10. Estes gráficos com característica tridimensional permitem comparar ao mesmo tempo a influência da penetração de trabalho e da temperatura do fluido de corte resfriado no acabamento da superfície retificada. Pode-se observar que, para as condições adotadas nos ensaios de retificação deste trabalho, os menores valores de rugosidade foram obtidos após a retificação com o fluido de corte a 5 °C e penetração de trabalho de 20 μm , independente do parâmetro de rugosidade investigado. Por outro lado, a condição de corte que gera o pior acabamento depende do parâmetro analisado. Para o caso do parâmetro Ra [Fig. 4.10(a)], os maiores valores de rugosidade foram obtidos pela combinação da maior temperatura do fluido de corte resfriado (15 °C) e maior penetração de trabalho (30 μm), enquanto que para os parâmetros Rz e Rt [Fig. 4.10(b) e (c), respectivamente], os maiores valores de rugosidade são obtidos após a retificação com fluido de corte a 15 °C e penetração de trabalho de 10 μm .

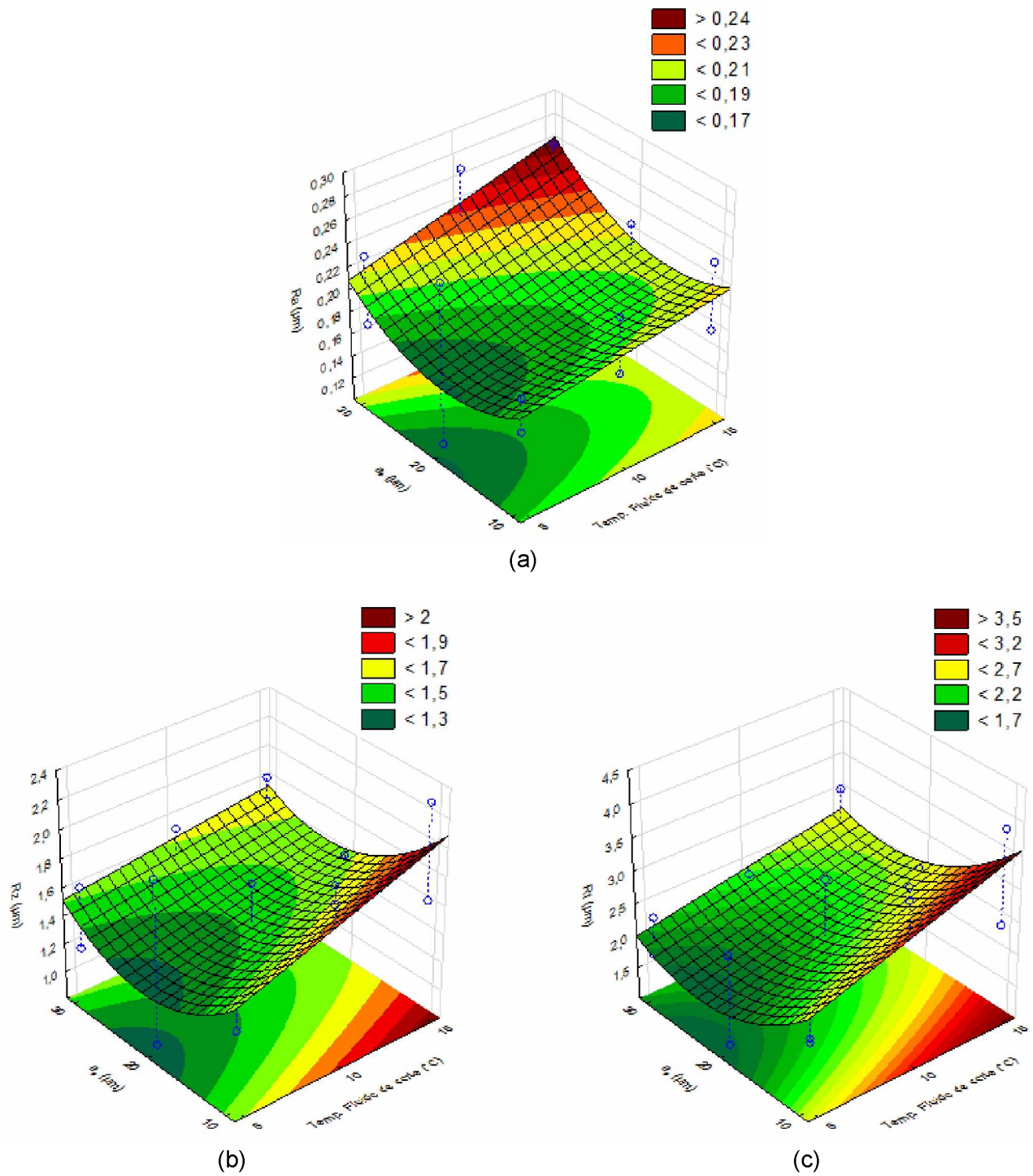


Figura 4.10: Superfície de resposta dos parâmetros de rugosidade: (a) Ra; (b) Rz; (c) Rt.

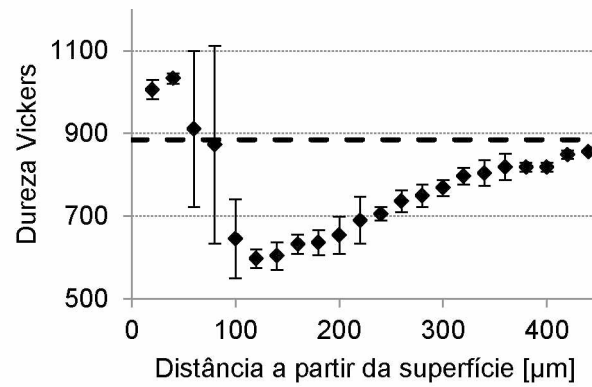
4.3. Microdureza

Nas Figuras 4.11, 4.12 e 4.13 são apresentados os perfis de microdureza Vickers dos corpos de prova obtidos para as diferentes atmosferas de usinagem empregadas neste trabalho (seco, fluido a temperatura ambiente, fluido a 15 °C, fluido a 10 °C e fluido a 5 °C) para valores de penetração de trabalho de 30 µm, 20 µm e 10 µm, respectivamente. Cada ponto nos gráficos corresponde à média entre os três perfis obtidos a partir de cada corpo de prova, incluindo ensaio e réplica. A linha pontilhada em cada gráfico corresponde à dureza do material antes do processo de retificação (885 Vickers), isto é, admitido como ausente qualquer tipo de dano térmico.

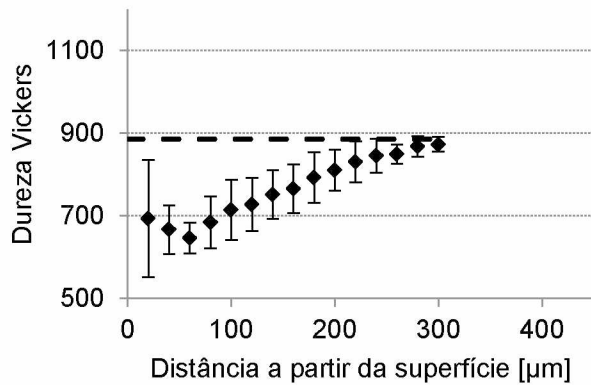
Ao analisar a influência da atmosfera de usinagem nos resultados de microdureza, pode-se observar que as amostras retificadas na condição a seco [Fig. 4.11(a), Fig. 4.12(a) e Fig. 4.13(a)] foram aquelas que evidenciaram a ocorrência de danos térmicos mais pronunciados, devido à maior queda e/ou aumento de dureza em relação à referência (885 Vickers), ou ainda a uma faixa mais larga de dano térmico (alteração na dureza em pontos mais distantes a partir da superfície retificada), independente da penetração de trabalho.

Comparando a condição a Seco com a condição com fluido de corte a temperatura ambiente para o maior valor de penetração de trabalho $a_e = 30 \mu\text{m}$ (condição mais severa), por exemplo, observa-se que os resultados obtidos para o primeiro caso sofreram queda na dureza (<32%) até 420 µm abaixo da superfície retificada [Fig. 4.11(a)], enquanto que a condição com fluido a temperatura ambiente proporcionou variações de microdureza apenas até 280 µm [Fig. 4.11(b)]. Isso mostra que para $a_e = 30 \mu\text{m}$, a aplicação do fluido de corte a temperatura ambiente auxiliou na redução da faixa de dano térmico em até 33% quando comparado com a condição a seco. Para esta mesma penetração de trabalho ($a_e = 30 \mu\text{m}$), quando aplicados os fluidos de corte resfriados, a redução da faixa de dano térmico foi ainda maior comparado com a condição a seco: sendo 81% menor para as condições com fluido de corte tanto a 15 °C quanto a 10 °C, e 90% menor para o fluido de corte a 5 °C, reforçando ainda mais que o emprego do fluido de corte resfriado na retificação do aço SAE 52100 no estado endurecido permite amenizar danos térmicos gerados pelo processo.

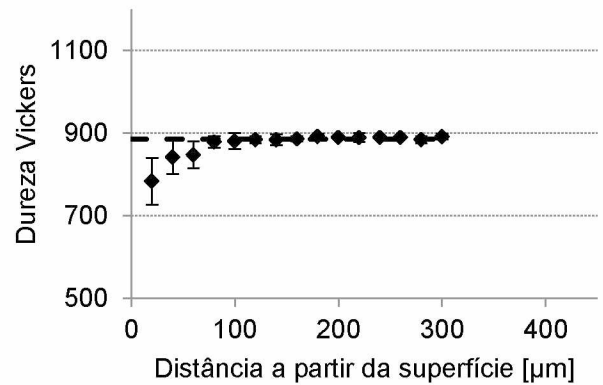
Além da redução na faixa de dano térmico, a variação na dureza também é reduzida com a aplicação do fluido de corte resfriado. Comparando as condições com fluido de corte a temperatura ambiente e a 15 °C para um $a_e = 30 \mu\text{m}$, por exemplo, o menor valor de dureza para o primeiro caso é 646 Vickers a 60 µm da superfície [Fig. 4.11(b)], enquanto que para o segundo caso é de 782 Vickers a 20 µm da superfície [Fig. 4.11(c)], implicando a variações percentuais de dureza de 27% e 12%, respectivamente.



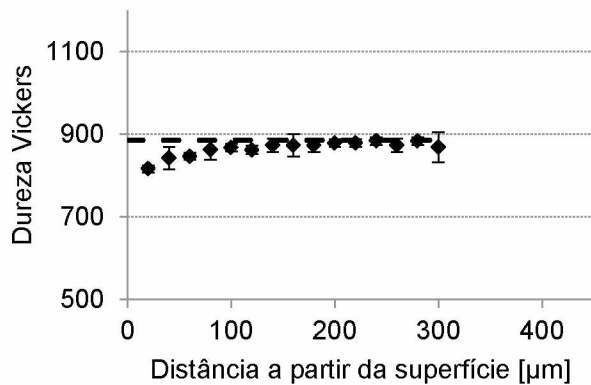
(a)



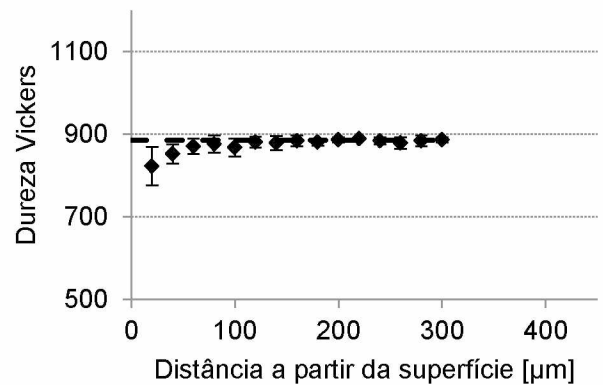
(b)



(c)



(d)

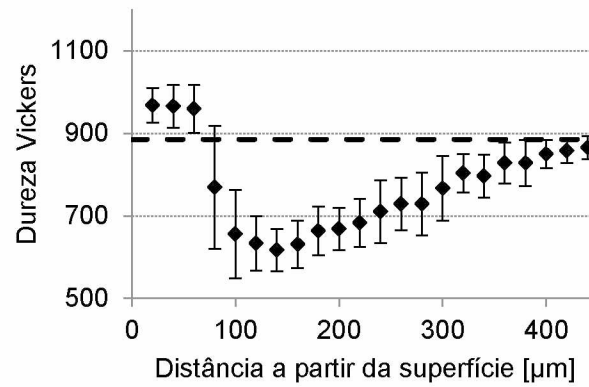


(e)

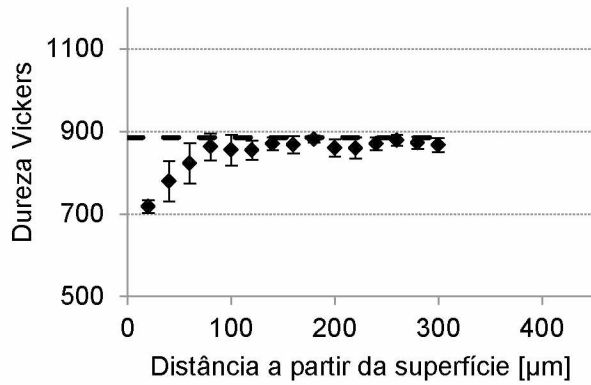
Figura 4.11: Microdureza em função da distância a partir da superfície usinada para as amostras retificadas com $a_e = 30 \mu\text{m}$ em diferentes condições de atmosfera de usinagem: (a) seco; (b) fluido a temperatura ambiente; (c) fluido a temperatura de 15 °C; (d) fluido a temperatura de 10 °C; (e) fluido a temperatura de 5 °C.

De acordo com Kreith e Bohn (2003), a taxa de transferência de calor por convecção é diretamente proporcional à diferença de temperatura entre a superfície e o fluido. No caso em que os fluidos de corte resfriados foram empregados, a baixa temperatura dos mesmos aumentou a diferença de temperatura entre a peça e o fluido de corte, aumentando, conseqüentemente, a taxa de transferência de calor entre eles. Portanto, a capacidade do fluido de corte em absorver calor (capacidade de refrigeração) é maximizada quando este é aplicado após ser resfriado. Essa maior capacidade de refrigeração resulta em uma maior absorção do calor gerado na zona de corte, diminuindo a parcela de calor conduzido para a peça, o que explica o porquê a aplicação do fluido de corte resfriado amenizou ou até mesmo evitou as variações de dureza.

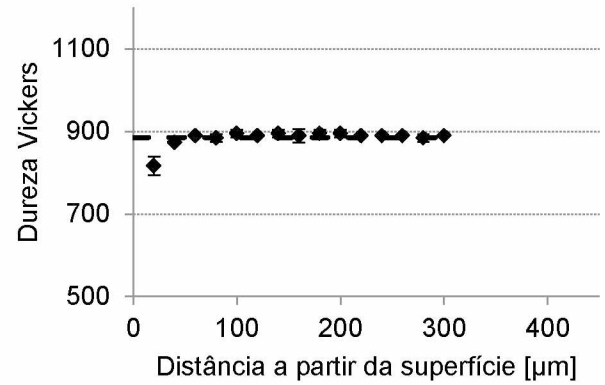
É importante salientar que a faixa de dano térmico (ou zona afetada pelo processo de usinagem) não necessariamente precisa ser paralela à superfície retificada, pois é uma faixa que está associada a elementos químicos presentes na microestrutura do material, de forma que há certa heterogeneidade, que por sua vez reflete na variação da dureza do material mesmo na condição antes de ser usinado. Assim, dependendo da região em que são realizadas as indentações, a variação de dureza pode abranger uma distância maior ou menor a partir da superfície. Isso explica os altos valores de desvio padrão para algumas condições como, por exemplo, a condição a seco e penetrações de trabalho de 30 μm e 20 μm [Fig. 4.11(a) e 4.12(a)], nas quais as amostras apresentaram aumento e/ou queda de dureza em diferentes regiões, mas para uma mesma distância a partir da superfície retificada.



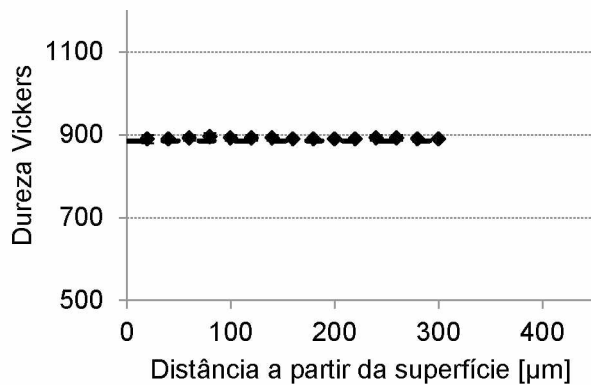
(a)



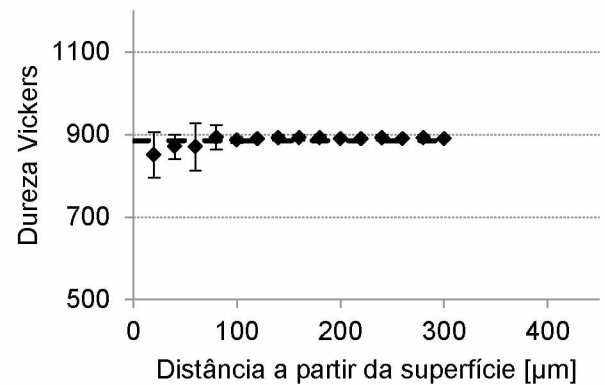
(b)



(c)



(d)

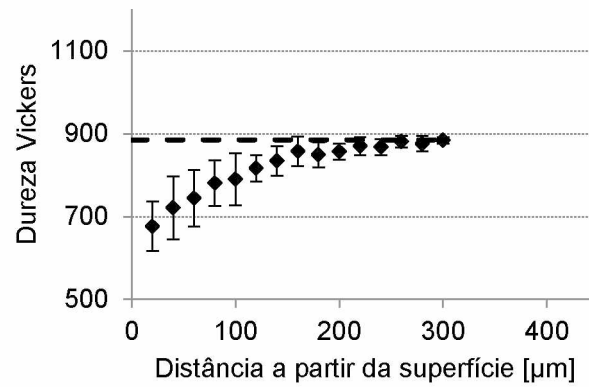


(e)

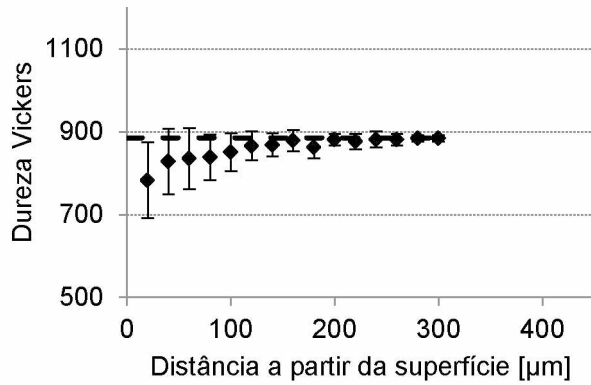
Figura 4.12: Microdureza em função da distância a partir da superfície usinada para as amostras retificadas com $a_e = 20 \mu\text{m}$ em diferentes condições de atmosfera de usinagem: (a) seco; (b) fluido a temperatura ambiente; (c) fluido a temperatura de 15°C ; (d) fluido a temperatura de 10°C ; (e) fluido a temperatura de 5°C .

Em relação à influência da penetração de trabalho nos valores de microdureza (Fig. 4.11 a 4.13), pode-se observar que o dano térmico aumentou com a penetração de trabalho, independente da atmosfera de usinagem utilizada, exceto para as condições com fluido de corte a temperatura de 10 °C e 5 °C, condições estas que não se observou uma variação significativa nos valores de microdureza para penetrações de trabalho de 20 μm e 10 μm , conforme mostrado na Fig. 4.12(d) e (e) e Fig. 4.13(d) e (e). Também não foi observada variação significativa nos valores de microdureza quando empregado o fluido de corte a temperatura de 15 °C e $a_e = 10 \mu\text{m}$ [Fig. 4.13(c)]. Todavia, para a penetração de trabalho de 20 μm [Fig. 4.12(c)], observou-se uma faixa de dano térmico (distância a partir da superfície em que existe variação de dureza) de 20 μm com uma variação de dureza de 8%. Com o aumento de a_e para 30 μm para esta mesma condição de atmosfera de usinagem, a faixa de dano térmico aumenta para 80 μm , com variação máxima de dureza de 16% [Fig. 4.11(c)].

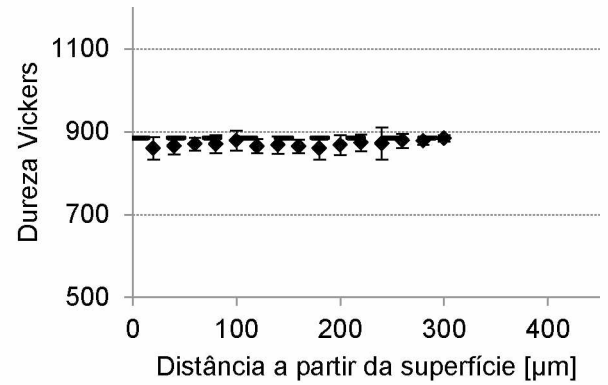
Comparando os valores obtidos em função das diferentes penetrações de trabalho para a condição com fluido de corte a temperatura ambiente, observa-se novamente que tanto a faixa de dano térmico quanto a própria variação de dureza aumentam com a penetração de trabalho: para $a_e = 10 \mu\text{m}$ [Fig. 4.13(b)], o dano térmico se estende até 120 μm abaixo da superfície retificada, com uma máxima variação de dureza de apenas 12%, enquanto que para os ensaios com $a_e = 20 \mu\text{m}$ [Fig. 4.12(b)], a zona afetada pelo processo de retificação se estendeu até 140 μm , representando uma variação máxima de dureza de 19%. Para os resultados obtidos após os ensaios com $a_e = 30 \mu\text{m}$, a zona afetada se estende até 280 μm , o dobro da distância atingida após a usinagem com $a_e = 20 \mu\text{m}$, configurando uma variação máxima de dureza de 27%. No entanto, ao comparar as distâncias atingidas abaixo da superfície da peça retificada na condição com fluido de corte a temperatura ambiente com $a_e = 10 \mu\text{m}$ e $a_e = 20 \mu\text{m}$, nota-se que a variação (120 para 140 μm) representa menos de 17%, contra os 100 % de aumento observado (140 para 280 μm) quando o a_e aumenta de 20 μm para 30 μm . Com base nestas observações, é possível inferir que para esta temperatura do fluido, ao aumentar a penetração de trabalho de 10 μm para 30 μm , a perda da dureza pode se estender de 120 μm , para 280 μm , um aumento de 133%. Isso mostra que a seleção de parâmetros de corte, como a penetração de trabalho, por exemplo, mesmo em uma faixa muito estreita de variação pode resultar em prejuízos ou benefícios em termos de integridade da superfície e subsuperfície da peça.



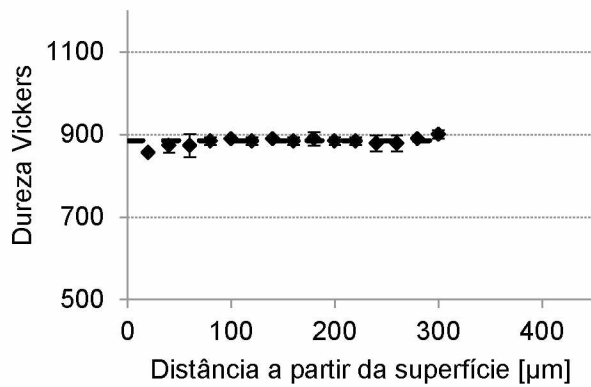
(a)



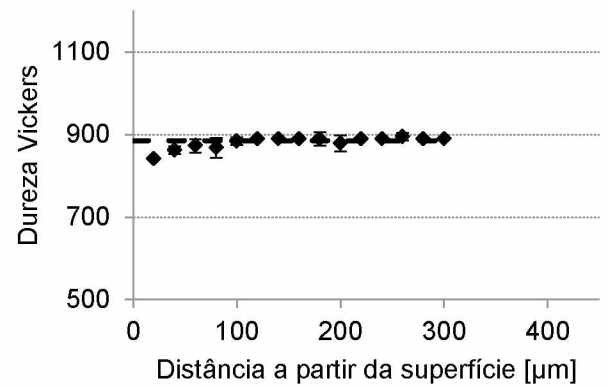
(b)



(c)



(d)



(e)

Figura 4.13: Microdureza em função da distância a partir da superfície usinada para as amostras retificadas com $a_e = 10 \mu\text{m}$ em diferentes condições de atmosfera de usinagem: (a) seco; (b) fluido a temperatura ambiente; (c) fluido a temperatura de 15 °C; (d) fluido a temperatura de 10 °C; (e) fluido a temperatura de 5 °C.

O dano térmico no processo de retificação está associado com a severidade do processo, que inclui, dentre outros parâmetros, tanto a penetração de trabalho quanto a capacidade do fluido de corte (ou atmosfera de usinagem) em absorver calor da zona de contato rebolo/peça pela convecção e, conseqüentemente, amenizar ou eliminar danos térmicos. Portanto, os resultados obtidos nos ensaios de microdureza deste trabalho estão todos de acordo com a literatura, uma vez que o dano térmico aumentou com a severidade do processo, ou seja, maior dano térmico para maiores penetrações de trabalho e maior dano térmico para condições em que a atmosfera de usinagem possui menor capacidade de remover ou absorver calor do sistema.

De acordo com Malkin e Guo (2008), existem dois tipos predominantes de danos térmicos na retificação de aços endurecidos, podendo levar à diminuição ou à elevação da dureza logo abaixo da superfície retificada e, como o próprio nome traduz, estão relacionados às temperaturas geradas na zona de retificação. No primeiro caso, a queda da dureza está associada a um revenimento excessivo proveniente das altas temperaturas em regiões próximas à superfície usinada, fazendo com que o material assuma uma característica mais dúctil naquela região e, conseqüentemente, apresente menores valores de dureza. Quanto à elevação da dureza, esta está associada a temperaturas altas o suficiente para causar retêmpera do material da peça na região próxima a superfície retificada. Com isso, haverá formação de uma camada de martensita não revenida (camada branca, que normalmente não é revelada por reagente), microestrutura esta extremamente frágil e dura. Essa região com maior dureza é sempre acompanhada de uma região de revenimento excessivo, conforme já mencionado e mostrado na Fig. 2.24.

É importante destacar que houve evidência de camada com revenimento excessivo detectada em todos os ensaios de microdureza, com exceção de 5 amostras: aquelas retificadas com fluido de corte a temperatura de 10 °C e 5 °C, para as penetrações de trabalho de 20 μm e 10 μm , e a amostra retificada na condição com fluido a 15 °C e $a_e = 10 \mu\text{m}$. O aumento de dureza, sugerindo a presença de martensita não revenida, foi verificado apenas nas amostras retificadas nas condições a seco e penetrações de trabalho de 20 μm e 30 μm , ambas as condições de corte mais severas utilizadas neste trabalho.

4.4. Imagens das superfícies retificadas e da microestrutura da camada superficial via microscopia ótica

Na Figura 4.14 são mostradas as imagens das superfícies retificadas neste trabalho, obtidas com o auxílio do estéreo-microscópio para cada uma das diferentes condições de corte utilizadas. Elas foram agrupadas em função da atmosfera de usinagem (linhas) e em função da penetração de trabalho (colunas). A disposição das figuras está de forma que a condição a seco está na primeira linha e à medida que se movimenta para baixo as temperaturas do fluido de corte estão na ordem decrescente (temperatura ambiente para fluido resfriado a 5 °C).

À primeira vista é possível observar que as marcas escuras no sentido de passagem dos grãos abrasivos, conhecidas como marcas de retificação, estão predominantemente presentes nas superfícies das amostras que foram usinadas na condição a seco e com fluido de corte a temperatura ambiente, com destaque para as marcas mais largas observadas para os maiores valores de penetração de trabalho na condição a seco.

Embora não tão escuras como aquelas marcas observadas para a condição a seco, as imagens obtidas para a condição com fluido de corte a temperatura ambiente ainda assim evidenciam que houve severidade do processo de retificação nas condições investigadas. Ao empregar o fluido a esta temperatura com a menor penetração de trabalho não observou-se marcas de retificação visíveis na superfície.

Quanto às amostras que foram usinadas com fluido de corte resfriado, observa-se que as superfícies estão isentas de marcas escuras como aquelas observadas nas amostras usinadas na condição a seco e com fluido de corte a temperatura ambiente. Evidencia da presença de marcas acentuadas resultantes de passagem dos grãos abrasivos, mas não tão escuras, pode ser notada na amostra que foi usinada na presença de fluido de corte resfriado a temperatura de 15 °C com o maior a_e . Com base nestas imagens, é possível afirmar que a aplicação do fluido de corte refrigerado diminuiu ou até mesmo evitou a presença da queima visível na superfície da peça, como pode ser observado ao comparar as superfícies retificadas com as condições com fluido de corte a temperatura ambiente e a 5 °C para $a_e = 30 \mu\text{m}$, por exemplo. Além disso, a penetração de trabalho não influenciou na geração de queima de aspecto visível nas condições de retificação com fluido de corte refrigerado, diferentemente do que foi observado para condições de usinagem a seco e com fluido de corte a temperatura ambiente. Este foi mais um aspecto positivo da aplicação de fluidos de corte refrigerados na retificação plana do aço endurecido SAE 52100 com rebolo de alumina nas condições de corte estudadas.

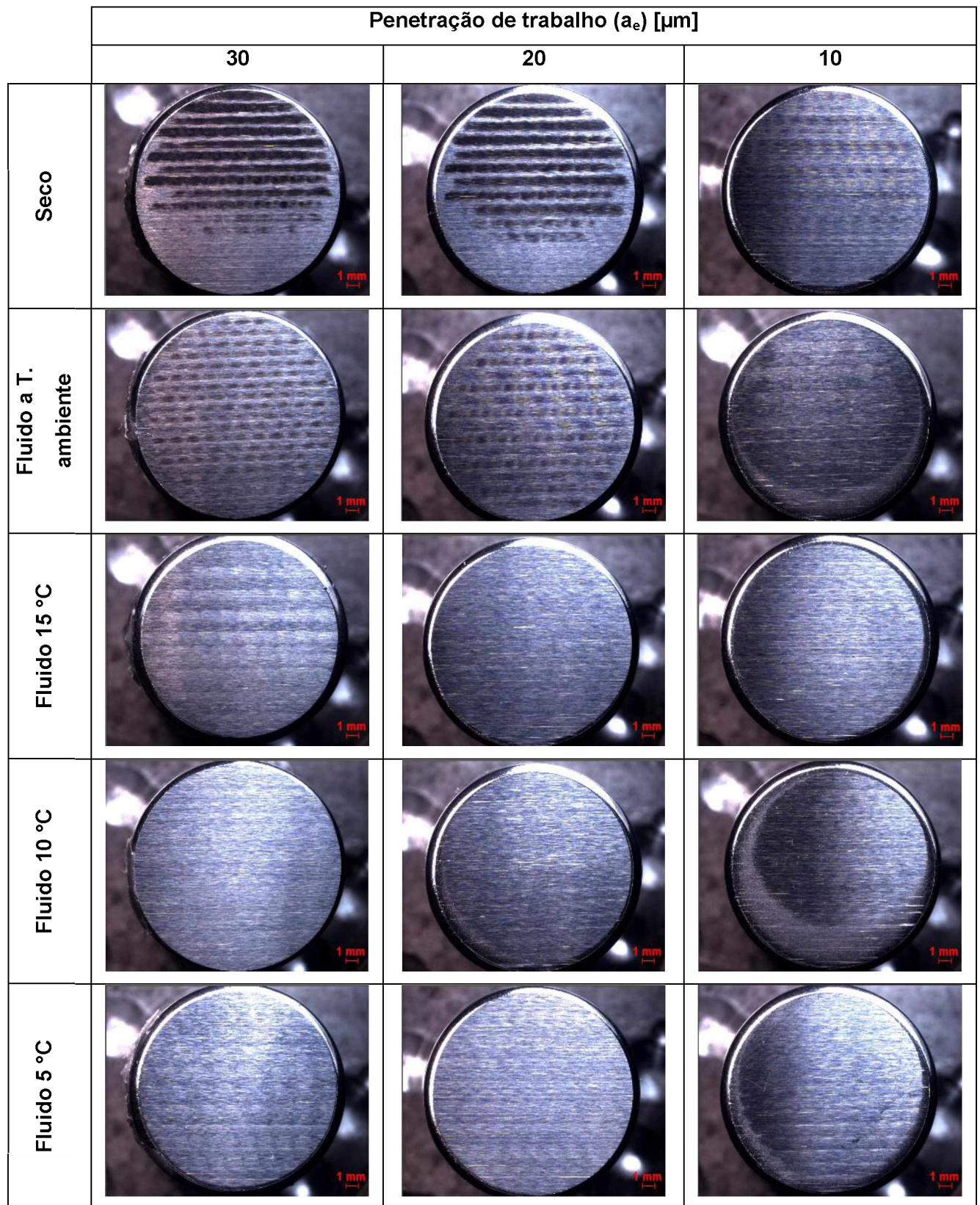


Figura 4.14: Imagens das superfícies retificadas para cada condição de corte utilizada neste trabalho.

Ao comparar a aparência das superfícies retificadas com os ensaios de microdureza (Fig. 4.11 a 4.13) pode-se perceber que as peças que apresentaram queimas mais evidentes foram justamente aquelas que apresentaram maior dano térmico [as amostras retificadas a seco e penetrações de trabalho de 30 μm e 20 μm – Fig. 4.11(a) e 4.12(a)]. Esta correlação reforça a afirmação que tais marcas estão associadas ao dano térmico. Contudo, é importante salientar que a ausência de tais marcas não significa que a amostra esteja isenta de danos térmicos: embora não tenha sido observada nenhuma marca de queima de retificação visível a olho nu na amostra retificada com fluido de corte resfriado a 15 $^{\circ}\text{C}$ e com $a_e = 20 \mu\text{m}$, por meio dos ensaios de microdureza é possível inferir que houve sim dano térmico, resultando em uma queda de dureza até 20 μm abaixo da superfície retificada, consequência de um revenimento excessivo devido às elevadas temperaturas presentes durante o processo de retificação.

Na Figura 4.15 são mostradas as micrografias da mesma região abaixo da superfície da amostra na qual foram realizados os ensaios de microdureza para diferentes atmosferas de usinagem e apenas para as condições com penetração de trabalho de 30 μm .

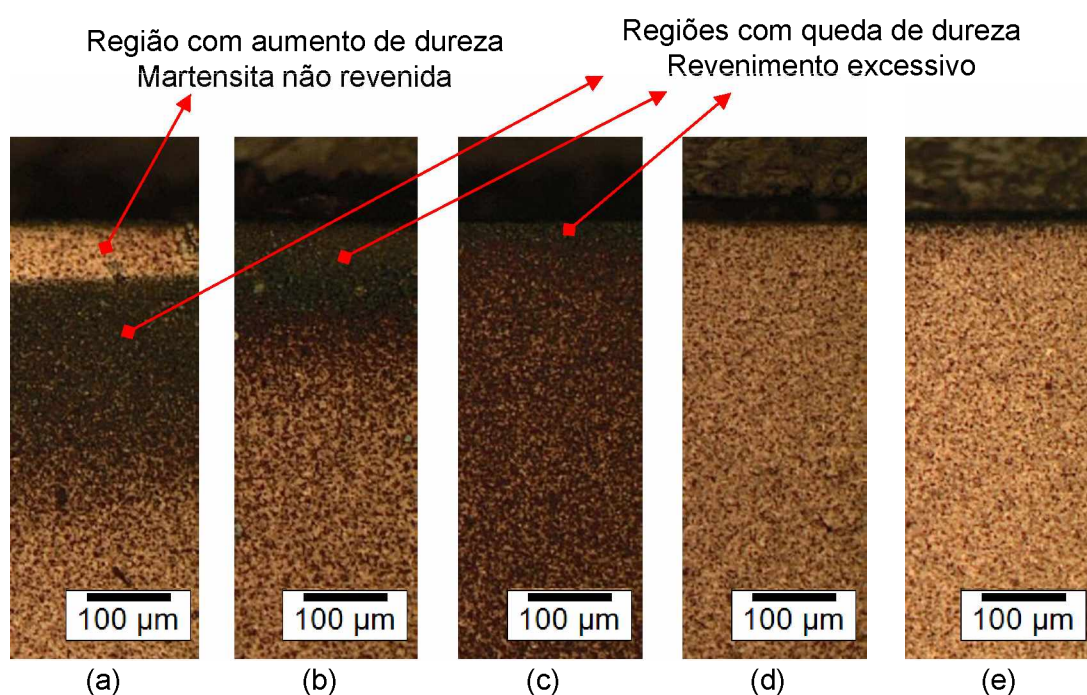


Figura 4.15: Microestrutura após ataque químico da camada superficial das amostras retificadas com $a_e = 30 \mu\text{m}$ em diferentes atmosferas de usinagem: (a) seco; (b) fluido a temperatura ambiente; (c) fluido a temperatura de 15 $^{\circ}\text{C}$; (d) fluido a temperatura de 10 $^{\circ}\text{C}$; (e) fluido a temperatura de 5 $^{\circ}\text{C}$. Ampliação de 10x. Reagente: Nital 2%.

Da Figura 4.15 é possível observar que, pela diferente coloração das microestruturas, ocorreu mudança na microestrutura do material em regiões próximas à superfície retificada para todas as amostras, exceto para aquelas retificadas com fluido de corte a temperatura de 10 °C e 5 °C [Fig. 4.15(d) e (e)]. Mas a fim de confirmar que de fato para estas condições não houve alteração na microestrutura, imagens com uma maior ampliação foram obtidas, como mostrado na Fig. 4.16.

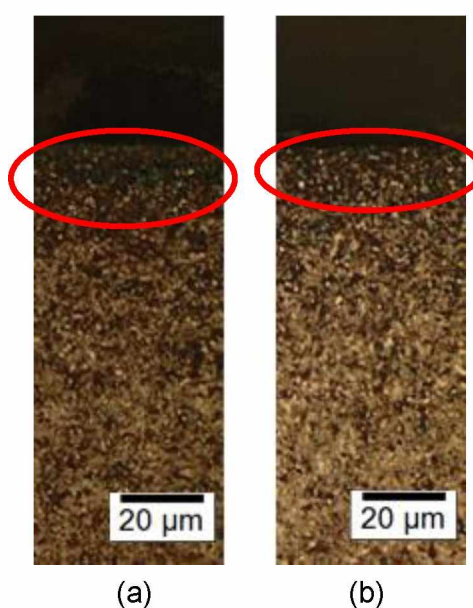


Figura 4.16: Microestrutura após ataque químico da camada superficial das amostras retificadas com $a_e = 30 \mu\text{m}$ em diferentes atmosferas de corte: (a) fluido a temperatura de 10 °C; (b) fluido a temperatura de 5 °C. Ampliação de 50x. Reagente: Nital 2%.

Da Figura 4.16, observa-se que essa mudança na microestrutura indica que há região da camada superficial que foi afetada termicamente pelo processo de retificação. As regiões que apresentam uma coloração mais escura correspondem ao revenimento excessivo do material, com consequente queda de dureza. Já a região que apresenta coloração mais clara, observada apenas para a amostra retificada a seco [Fig. 4.15(a)], corresponde à formação de martensita não revenida, região esta em que há aumento de dureza.

Pode-se observar que a espessura da zona afetada pelo calor foi bastante influenciada pela atmosfera de usinagem, isto é, pelas condições de lubri-refrigeração testadas neste trabalho. A amostra retificada a seco [Fig. 4.15(a)], por exemplo, apresentou uma região com revenimento excessivo bem maior que a amostra retificada com fluido de corte a temperatura ambiente [Fig. 4.15(b)], além de apresentar, ainda, a formação de martensita não revenida. Comparando as amostras retificadas com fluido de corte resfriado, nota-se que a espessura da camada afetada termicamente pelo processo de retificação

diminuiu com a temperatura do fluido de corte, principalmente para as temperaturas de 10 °C e 5 °C, em que a zona afetada pelo calor é apenas visível com uma ampliação de 50x.

Essa diminuição no dano térmico com a temperatura do fluido de corte já havia sido detectada com os resultados de microdureza. Além disso, as faixas de variações de microdureza estão de acordo com as faixas de danos térmicos verificadas na microestrutura do material, confirmando que houve uma boa correspondência entre essas duas variáveis de saída analisadas. Dessa forma, pode-se concluir que a aplicação de fluido de corte refrigerado no processo de retificação do aço endurecido SAE 52100 foi, de fato, bastante eficiente no sentido de amenizar danos térmicos (sejam eles em relação a microdureza e/ou queimas de aspecto visível a olho nu), uma vez que a zona afetada termicamente pelo processo de retificação foi drasticamente reduzida, conforme comprovado através dos resultados de microdureza e também nas análises microestruturais da camada superficial da amostra.

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES

Após os ensaios experimentais de retificação plana tangencial do aço endurecido SAE 52100 sob diferentes condições de atmosfera de usinagem (fluido de corte a temperaturas de 5 °C, 10 °C, 15 °C, ambiente e a condição a seco) e com diferentes valores de penetração de trabalho (10 µm, 20 µm e 30 µm), pode-se concluir que:

- Os resultados de rugosidade obtidos após os ensaios de retificação deste trabalho estão de acordo com níveis esperados para processos de retificação em geral (parâmetro Ra entre 0,1 µm e 1,6 µm), independente da atmosfera de usinagem e penetração de trabalho empregadas;
- Com uma confiabilidade estatística de 95%, a penetração de trabalho e a atmosfera de usinagem não foram fatores significativos para os resultados de rugosidade obtidos neste trabalho. Entretanto, em relação à temperatura de refrigeração do fluido de corte, foi estatisticamente observada uma tendência de redução dos valores de rugosidade à medida que a temperatura é reduzida;
- A temperatura da peça medida a 1 mm da superfície retificada aumentou com a penetração de trabalho, independente da atmosfera de usinagem;
- A máxima temperatura da peça durante o processo de retificação foi registrada no momento em que o rebolo atingiu, durante seu percurso de corte, a menor distância em relação ao termopar;
- A máxima temperatura da peça foi registrada após a retificação na condição a seco, independente da penetração de trabalho empregada. Além disso, o aumento da máxima temperatura da peça em função da penetração de trabalho foi 70% menor quando utilizado o fluido de corte a temperatura ambiente (em comparação com a condição a seco), mesmo com um acréscimo cinco vezes maior de a_e ;

- Houve aumento na temperatura da peça durante a remoção de material em todas as condições com $a_e = 30 \mu\text{m}$, exceto quando utilizado o fluido de corte a temperaturas de 10°C e 5°C ;
- Os resultados de microdureza evidenciaram a presença de danos térmicos mais severos nas amostras que foram retificadas na condição a seco, independente da penetração de trabalho;
- A aplicação do fluido de corte a temperatura ambiente reduziu a faixa de dano térmico em até 33% quando comparado com a condição a seco para a condição de corte mais severa, $a_e = 30 \mu\text{m}$. Com o emprego de fluidos de corte resfriados, o benefício foi ainda mais expressivo, resultando na redução de 81% para o fluido de corte a temperaturas tanto a 15°C quanto a 10°C e 90% para o fluido de corte a temperatura de 5°C ;
- De acordo com os resultados de microdureza, o dano térmico causado pelo processo de retificação aumentou com a penetração de trabalho, independente da atmosfera de usinagem utilizada;
- Não houve variação significativa na microdureza nas amostras retificadas com fluido de corte a temperatura de 10°C e 5°C e penetração de trabalho de $20 \mu\text{m}$ e $10 \mu\text{m}$, bem como a amostra retificada com fluido de corte a 15°C com a_e igual a $10 \mu\text{m}$;
- O aumento de dureza da peça foi verificado apenas nas amostras retificadas nas condições a seco com penetrações de trabalho de $20 \mu\text{m}$ e $30 \mu\text{m}$, ambas as condições de corte mais severas utilizadas neste trabalho;
- Algumas amostras apresentaram queima de retificação bem evidente na superfície usinada. O número e largura destas marcas de queima aumentaram com a_e para os ensaios na condição a seco, e foram menos acentuada para os ensaios com fluido de corte a temperatura ambiente. Nenhuma marca, entretanto, foi observada nas superfícies usinadas na presença de fluidos de corte resfriados;
- As amostras com maior variação de dureza foram aquelas que apresentaram as marcas de queima mais evidentes na superfície retificada, indicando que há uma correlação entre estas variáveis nas condições investigadas neste trabalho. Porém, ausência de marcas de queima não necessariamente isenta a amostra de dano térmico;
- As amostras submetidas ao ataque químico e posterior análise de microestrutura apresentaram mudanças evidentes na camada superficial, e confirmou-se por estas análises que houve a formação de martensita não revenida e/ou revenimento

excessivo em regiões próximas à superfície retificada, e que a ocorrência de uma ou de outra dependeu da condição de corte e atmosfera de usinagem empregada;

- A espessura da zona afetada pelo calor diminuiu drasticamente com a aplicação de fluido de corte resfriado, principalmente para as temperaturas de 10 °C e 5 °C.

5.1. Sugestões para trabalhos futuros

A partir dos resultados obtidos durante a realização desse trabalho, propõem-se as seguintes sugestões para trabalhos futuros:

- Investigar a influência da concentração do fluido de corte convencional neste tipo de aplicação de fluidos de corte resfriados;
- Investigar a aplicação do fluido de corte resfriado variando outros parâmetros de corte como, por exemplo, tipo de rebolo, velocidade de corte e velocidade da peça;
- Investigar a aplicação de outros tipos de fluidos de corte convencionais resfriados;
- Investigar a temperatura de retificação com termopares embutidos na peça durante o processo de retificação com fluido de corte resfriado.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALBERTS, M., KALAITZIDOU, K., MELKOTE, S., "An investigation of graphite nanoplatelets as lubricant in grinding", **International Journal of Machine Tools & Manufacture** 49, 2009, 966-970;

ALVES, M. C. S., BIANCHI, E. C., AGUIAR, P. R., "**Influência da lubri-refrigeração na qualidade superficial de metais retificados**", R. Esc. Minas, Ouro Preto, 64 (4), 2011, 505-512;

ANDERSON, D., WARKENTIN, A., BAUER, R., "Comparison of numerically and analytically predicted contact temperature in shallow and deep dry grinding with infrared measurements", **International Journal of Machine Tools & Manufacture** 48, 2008, 320-328;

ASLAN, D., BUDAK, E., "Surface roughness and thermos-mechanical force modelling for grinding operations with regular and circumferentially grooved wheels", **Journal of Materials Processing Technology** 223, 2015, 75-90;

BENINI, L., WEINGAERTNER, W. L., "**INFLUÊNCIA DA CLASSE DE DUREZA DE REBOLOS CONVENCIONAIS DE Al_2O_3 SINTERIZADOS NA RETIFICAÇÃO DO FERRO FUNDIDO DÚCTIL AUSTEMPERADO (ADI)**", 8º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, ABCM, 2015;

BOOTHROYD, G., Knight, W. A., "**Fundamentals of Machining and Machine Tools**", Third Edition, CRC Press, Taylor & Francis Group, 2006;

BRINKSMEIER, E., GARBRECHT, M., HEINZEL, KOCH, Th., ECKEBRECHT, J., "**Current Approaches in Design and Supply of Metalworking Fluids**", TRIBOLOGY & LUBRICATION TECHNOLOGY, 2010;

CARLISLE, K., STOCKER, M. A., "**COST EFFECTIVE MACHINING OF BRITTLE MATERIALS (glasses and ceramics) ELIMINATING/MINIMISING THE POLISHING PROCESS**", SPIE Vol. 3099, 1997;

CARVALHO, R.V., "**Análise Dinâmica de Rolamentos de Esferas**", Campinas: s.n., 2010. Dissertação de Mestrado – Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica;

CHEN, X., ROWE, W. B., "Analysis and simulation of the grinding process. Part II: Mechanics of grinding", **Int. J. Tools Manufact.** Vol. 36, No. 8, pp. 883-896, 1996;

CHOI, H. Z., LEE, S. W., JEONG, H. D., "A comparison of the cooling effects of compressed cold air and coolant for cylindrical grinding with CBN wheel", **Journal of Materials Processing Technology** 111, 2001, 265-268;

DA SILVA, L.N., "Influência da Rugosidade na Resistência à Fadiga de Rolamentos de Esferas de Contato Angular Produzidos por Usinagem Dura", Dissertação de Mestrado, Unicamp, Campinas – SP, 2014;

DEBNATH, S., REDDY, M. M., YI, Q. S., "Environmental friendly cutting fluids and cooling techniques in machining: a review", **Journal of Cleaner Production**, 2014;

DIN 69100, "Bonded abrasive products; designation, types, dimensional letters, material", 1988;

EBBRELL, S., WOOLLEY, N. H., TRIDIMAS, Y. D., ALLANSON, D. R., ROWE, W. B., "The effects of cutting fluid application methods on the grinding process", **International Journal of Machine Tools and Manufacture** 40 (2), 2000, 209-223;

GAO, Y., TSE, S., MAK, H., "An active coolant cooling system for applications in surface grinding", **Applied Thermal Engineering** 23, 2003, 523-537;

GONÇALVES NETO, L. M., "Aplicação de Fluido de corte em Quantidades Reduzidas para Usinagem do Aço SAE 52100 no Processo de Retificação Centerless de Passagem", Tese de Doutorado, UNESP, Bauru, 2013;

GOSH, S., CHATTOPADHYAY, A. B., PAUL, S., "Modelling of specific energy requirement during high-efficiency deep grinding", **International Journal of Machine Tools & Manufacture** 48, 2008, 1242-1253;

GRZESIK, W., "Advanced Machining Processes of Metallic Materials – Theory, Modelling and Applications", Elsevier, 2008, 446 p.;

GU, K. K., LIN, Q., WANG, W. J., WANG, H. Y., GUO, J., LIU Q. Y., ZHU, M. H., "Analysis on the effects of rotational speed of grinding stone on removal behaviour of rail material", **Wear** 342-343, 2015, 52-59;

HADAD, M. J., TAWAKOLI, T., SADEGHI, M. H., SADEGHI, B., "Temperature and energy partition in minimum quantity lubrication-MQL grinding process", **International Journal of Machine Tools & Manufacture** 54-55, 2012, 10-17;

HADAD, M., "An experimental investigation of the effects of machining parameters on environmentally friendly grinding process", **Journal of Cleaner Production** 108, 2015, 217-231;

IRANI, R. A., BAUER, R. J., WARKENTIN, A., "A review of cutting fluid application in the grinding process", **International Journal of Machine Tools & Manufacture** 45, 2005, 1696-1705;

JUDONG, L., WEI, Y., SONGWEI, H., ZHILONG, X., "Experimental Study on Grinding-hardening of 1060 Steel", **Energy Procedia** 16, 2012, 103-108;

KALPAKJIAN, S. AND SCHMID S.R., "**Manufacturing Processes for Engineering Materials**", Pearson Education: 5th ed. PE; International Edition, 2009;

KIBBE, R. R., Neely, J. E., Meyer, R. O., White, W. T., "**MACHINE TOOL PRACTICES**", fifth edition, Prentice-Hall, Inc., 1995, 864 p.;

KIM, S., AHN, J. H., "Decision of dressing interval and depth by the direct measurement of the grinding wheel surface", **Journal of Materials Processing Technology** 88, 1999, 190-194;

KLOCKE, F., "**Manufacturing Processes 2 – Grinding, Honing, Lapping**", Ed. Springer, Berlin, 2009, 433 p.;

KREITH, F., BOHN, M. S., "**PRINCÍPIOS DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR**", Ed. Pioneira Thomson Learning, 2003;

LACHANCE, S., WARKENTIN, A., BAUER, R., "Development of an Automated System for Measuring Grinding Wheel Wear Flats", **Journal of Manufacturing Systems** Vol. 22/No. 2, 2003, 130-135;

LINKE, B., KLOCKE, F., "Temperatures and wear mechanisms in dressing of vitrified bonded grinding wheels", **International Journal of Machine Tools & Manufacture** 50, 2010, 552-558;

MACHADO, A.R., Abrão, A. M., Coelho, R. T., da Silva, M. B., "**Teoria da Usinagem dos Materiais**". Ed. Edgard Blücher, São Paulo, 2011, 397 p.;

MALKIN, S., GUO, C., "**GRINDING TECHNOLOGY, Theory and Applications of Machining with Abrasives**", Second Edition, Industrial Press, New York, 2008, 372 p.;

MALKIN, S., GUO, C., "**Thermal Analysis of Grinding**", *Annals of the CIRP* Vol. 56/2, 2007, 760-782;

MANIMARAN, G., KUMAR, M. P., "Effect of cryogenic cooling and sol-gel alumina wheel on grinding performance of AISI 316 stainless steel", **ARCHIVES OF CIVIL AND MECHANICAL ENGINEERING** 13, 2013, 304-312;

MARINESCU, I.D., "**Handbook of Machining with Grinding Wheels**". Ed. CRC Press, Taylor & Francis Group, U.S., 2007, 596 p.;

NUSSBAUM, G.C., "**Rebolos e abrasivos: Tecnologia básica**". 1. Ed. São Paulo: Ícone, 1988. 3 volumes.;

OLIVEIRA, D. J., GUERMANDI, L. G., BIANCHI, E. C., DINIZ, A. E., AGUIAR, P. R., CANARIM, R. C., "Improving minimum quantity lubrication in CBN grinding using compressed air wheel cleaning", **Journal of Materials Processing Technology** 212, 2012, 2559-2568;

ÖPÖN, T. T., CHEN, X., "Experimental investigation of material removal mechanism in single grit grinding", **International Journal of Machine Tools & Manufacture** 63, 2012, 32-40;

PAUL, S., CHATTOPADHYAY, A. B., "Effects of cryogenic cooling by liquid nitrogen jet on forces, temperature and surface residual stresses in grinding steels", **Cryogenics** 1995 Volume 35, Number 8, 515-523;

RAMESH, A., MELKOTE, S.N., ALLARD, L.F., RIESTER, L., WATKINS, T.R., "Analysis of white layers formed in hard turning of AISI 52100 steel", **Materials Science and Engineering A** 390, 2005, 88-97;

REDDY, P. P., GHOSH, A., "Some critical issues in cryo-grinding by a vitrified bonded alumina wheel using liquid nitrogen jet", **Journal of Materials Processing Technology** 229, 2016, 329-337;

ROWE, W. B., "**Modern Grinding Techniques**", Scrivener Publishing LLC, Salem, 2010, 49 p.;

SHAJI, S., RADHAKRISHNAN, V., "An investigation on solid lubricant moulded grinding wheels", **International Journal of Machine Tools & Manufacture** 43, 2003, 965-972;

SHAJI, S., RADHAKRISHNAN, V., "An investigation on surface grinding using graphite as lubricant", **International Journal of Machine Tools & Manufacture** 42, 2002, 733-740;

SHAJI, S., RADHAKRISHNAN, V., "Investigations on the application of solid lubricants in grinding", *Proc Instn Mech Engrs Vol 216 Part B: J Engineering Manufacture*, 2002, 1325-1343;

SIENIAWSKI, J., NADOLNY, K., "The effect upon grinding fluid demand and workpiece quality when an innovative zonal centrifugal provision method is implemented in the surface grinding of steel CrV12", **Journal of Cleaner Production** 113, 2016, 960-972;

SINGH, K., KUMAR, P., GOYAL, K., "To Study the Effect of Input Parameters on Surface Roughness of Cylindrical Grinding of Heat Treated AISI 4140 Steel", **American Journal of Mechanical Engineering**, Vol.2, No.3, 2014, 58-64;

STOETERAU, R. L., SCHROETER, R. B., WEINGAERTNER, W. L., "**Processos de Usinagem – Fabricação por Remoção de Material**", Apostila de Usinagem, 2004, 180 p.;

TAWAKOLI, T., HADAD, M. J., SADEGHI, M. H., "Investigation on minimum quantity lubricant-MQL grinding of 100Cr6 hardened steel using different abrasive and coolant-lubricant types", **International Journal of Machine Tools & Manufacture** 50, 2010, 698-708;

TIAN, L., FU, Y., XU, J., LI, H., DING, W., "The influence of speed on material removal mechanism in high speed grinding with single grit", **International Journal of Machine Tools & Manufacture** 89, 2015, 192-201;

WANG, Y., YU-MIN, Z., JIE-CAI, H., YUN-LONG, Z., JIAN-HAN, Z., YU-FENG, Z., YUAN-YUAN, H., "Surface/subsurface observation and removal mechanisms of ground reaction bonded silicon carbide", **Optical Design and Fabrication**, Proc. of SPIE Vol. 6034, 60340H, 2006;

WEINGAERTNER, W. L., WEGÄRTNER, E., RODRIGUES LOPES, J., BARATA MACEDO, F., WEGENER, K., PINTO, F. W., "Sapatas de alimentação melhoram os resultados quando se usa rebolo de CBN", **Revista Máquinas e Metais** (Aranda Editora – Ano XLIV n° 503 – Dezembro – 2007), p. 96-136;

YANG, L., FU, Y., XU, J., LIU, Y., "Structural design of a carbon fiber-reinforced polymer wheel for ultra-high speed grinding", **Materials and Design** 88, 2015, 827-836;

YOUSSEF, H.A., EL-HOFY, H., "**MACHINING TECHNOLOGY**, **Machine Tool and Operations**", CRC Press, Taylor & Francis Group, USA, 2008, 633 p.;

YUI, A., LEE, H., "Surface grinding with ultra high speed CBN wheel", **Journal of Materials Processing Technology** 62, 1996, 393-396;

ZHANG, X., LIN, B., XI, H., "Validation of an analytical model for grinding temperatures in surface grinding by cup wheel with numerical and experimental results", **International Journal of Heat and Mass Transfer** 58, 2013, 29-42;

ZHANG, Y., LI, C., JIA, D., LI, B., WANG, Y., YANG, M., HOU, Y., ZHANG, X., "Experimental study on the effect of nanoparticle concentration on the lubricating property of nanofluids for MQL grinding of Ni-based alloy", **Journal of Materials Processing Technology** 232, 2016, 100-115;

ZHEJUN, Y., ZHONGHUI, H., "**Surface Integrity of Grinding of Bearing Steel GCr15 with CBN Wheels**", **Annals of the CIRP** Vol. 38/1/1989, 553-556;